

SIMULACIÓN COMPUTACIONAL DEL COMPORTAMIENTO ESTRUCTURAL DE CONEXIONES PARA GUADUA LAMINADA

CARLOS MARIO PISCAL AREVALO

Trabajo de grado para optar por el Titulo de Magister en Ingeniería Civil.

Asesores:

FERNANDO RAMIREZ RODRIGUEZ. Ph.D

JUAN FRANCISCO CORREAL. Ph.D



UNIVERSIDAD DE LOS ANDES

FACULTAD DE INGENIERIA

DEPARTAMENTO DE INGENIERIA CIVIL

BOGOTA D.C. ABRIL DE 2010

Al ser que todo lo puede, y al que todo le debo, “Mi Dios” el que me ha permitido la culminación de mis metas y me ha bendecido con cosas tan maravillosas como una inigualable familia que amo con todo mi corazón además de una grandiosa mujer que se ha convertido en mi compañera y fuente de inspiración.

AGRADECIMIENTOS

A mi Dios, por brindarme esta gran oportunidad que hoy estoy culminado y por ser mi fortaleza y compañía en los momentos más difíciles. A mis Padres y mi hermana que son mi vida, motivo de felicidad, que con gran esfuerzo y cariño me han apoyado en la búsqueda de mis sueños y anhelos. A mi Paolita amada que con mucha comprensión a estado a mi lado en esta arduo camino. A mi asesor y mas que mi asesor me tomo el atrevimiento de decir mi amigo, el Dr Fernando Ramírez, de quien he aprendido inmensamente. Al Dr Juan Francisco Correal por su generosa colaboración. A mis buenos amigos y compañeros de lucha Ferney y Andres. A todos los que de una u otra manera aportaron con el desarrollo de este proyecto, les doy mis más sinceras infinitas Gracias.

TABLA DE CONTENIDO

	Pág
1. Introducción	10
1.1 Objetivos	13
2. La Guadua laminada	15
2.1 Generalidades	15
2.2 Proceso de fabricación de los laminados de guadua.	16
2.3 Estudios previos	18
2.3.1 Propiedades mecánicas de la guadua laminada	19
3. Conexiones	22
3.1 Introducción	22
3.2 Sujetadores	23
3.3 Tipos de conexiones	24
3.3.1 Conexiones mecánicas simples y con múltiples sujetadores	24
3.3.2 Conexiones pernadas y clavadas	24
3.3.3 Conexiones de corte y de extracción	25
3.3.3.1 Conexiones de corte	25
3.3.3.2 Conexiones de extracción	26
3.3.4 Configuraciones geométricas de las conexiones	27
3.4 Diseño de conexiones por medio de la Teoría de la Fluencia	28
3.4.1 Introducción	28
3.4.2 Teoría de la fluencia	29
3.4.2.1 Consideraciones de la teoría	29
3.4.2.2 Metodología de diseño de conexiones sometidas a cargas laterales de acuerdo a la teoría de la fluencia	31
3.4.2.3 Modos de fluencia	31
3.4.2.4 Derivación de las ecuaciones de fluencia	34

3.4.2.5	Ecuaciones de fluencia	42
3.4.2.6	Factores de ajuste para conexiones	44
3.4.2.7	Parámetros de Resistencia	48
3.4.2.7.1	Resistencia al aplastamiento de la guadua laminada	48
3.4.2.7.2	Resistencia a la fluencia del sujetador	50
3.4.2.8	Método del corrimiento	51
4.	Modelo de elementos finitos para conexiones mecánicas a cortante doble con miembros de guadua laminada.	53
4.1	Modelo del material y relación constitutiva para el sujetador	54
4.2	Modelo del material y relación constitutiva para la guadua laminada	55
4.3	Identificación de la zona de aplastamiento	66
4.4	Relación de las propiedades uniaxiales y las propiedades de aplastamiento en la guadua laminada.	70
4.5	Simulación computacional de ensayos de resistencia al aplastamiento	73
4.6	Simulación de conexiones a cortante doble	87
4.7	Validación del modelo computacional por medio de modelos analíticos y experimentales	94
5.	Estudio de diversos factores que afectan el comportamiento de las conexiones en guadua laminada mediante el modelo computacional.	100
5.1	Efecto de la distancia al extremo	100
5.2	Efecto de la fricción	103
5.3	Efecto de la configuración geométrica de la conexión	104
6.	Conclusiones y recomendaciones	108
Referencias.		

LISTA DE TABLAS

	Pág
Tabla 2.1. Propiedades mecánicas para guadua laminada usando polivinilo de acetato como adhesivo	20
Tabla 2.2. Propiedades mecánicas para guadua laminada usando 50% polímero 103 y 50% polímero 206 como adhesivo	21
Tabla 3.1. Nomenclatura para derivación de ecuaciones de fluencia	41
Tabla 3.2. Ecuaciones de fluencia	42
Tabla 3.3 Factores de ajuste para conexiones	45
Tabla 4.1 Propiedades mecánicas globales de la guadua laminada	65
Tabla 4.2. Geometría de los especímenes y diámetros de los sujetadores empleados en la determinación de la zona de aplastamiento.	68
Tabla 4.3. Factores α y β	71
Tabla 4.4. Modulo de elasticidad y esfuerzo de fluencia para un ensayo de aplastamiento con clavos	72
Tabla 4.5. Modulo de elasticidad y esfuerzo de fluencia para un ensayo de aplastamiento con varillas roscadas	72
Tabla 4.6. Geometría utilizada para reproducir computacionalmente un ensayo de aplastamiento con clavos	74
Tabla 4.7. Valores de R usados en la simulación computacional de ensayos de aplastamiento	79
Tabla 5.1. Geometría de la conexión inclinada	104

LISTA DE FIGURAS

	Pág
Figura 1.1 Esquema del proceso de fabricación de los laminados de guadua.	17
Figura 3.1 Conexiones clavadas	25
Figura 3.2 Conexiones pernadas	25
Figura 3.3 Conexiones de corte	26
Figura 3.4 Conexiones de extracción	26
Figura 3.5 Configuraciones geométricas de las conexiones	27
Figura 3.6 Comportamiento elastoplástico de la madera y el acero	30
Figura 3.7 Modos de falla de la teoría de la fluencia	33
Figura 3.8 Modo I de fluencia	35
Figura 3.9 Modo II de fluencia	36
Figura 3.10 Modo III de fluencia	38
Figura 3.11 Modo IV de fluencia	40
Figura 3.12 Calculo del momento máximo de flexión	41
Figura 3.13 Conexión con clavo lancero	47
Figura 3.14. Ensayo Norma ASTM D 5764	49
Figura 3.15 . Ensayo Norma PrEN383	49
Figura 3.16. Ensayo de flexion para el sujetador	51
Figura 3.17 . Curva carga desplazamiento típica de un ensayo monotónico y sus parámetros de diseño asociados .	52
Figura 4.1. Modelo Bilineal para los sujetadores de acero	55
Figura 4.2. Definición de las direcciones en un espécimen de guadua laminada	56

Figura 4.3. Comportamiento elastoplástico de la guadua laminada y su aproximación a un comportamiento bilineal	58
Figura 4.4. Resultados de esfuerzos experimentales vs modelo FEM únicamente con propiedades globales .	66
Figura 4.5. Modelo computacional que simula un ensayo de aplastamiento	67
Figura 4.6. Distribución de esfuerzos obtenidos en la simulación computacional de un ensayo de aplastamiento	69
Figura 4.7. Modelo computacional para el ensayo de aplastamiento	70
Figura 4.8. Relación entre la Resistencia al aplastamiento y el diámetro del clavo	75
Figura 4.9. Relación entre la resistencia al aplastamiento y el diámetro de la varilla roscada	76
Figura 4.10. Relación entre la resistencia al aplastamiento y la relación (Ancho / diámetro del clavo)	80
Figura 4.11. Relación entre la resistencia al aplastamiento y la relación (Ancho / diámetro de la varilla roscada)	81
Figura 4.12 Curva esfuerzo desplazamiento para diferentes diámetros de clavos, carga aplicada en la dirección paralela	83
Figura 4.13 Curva esfuerzo desplazamiento para diferentes diámetros de clavos, carga aplicada en la dirección perpendicular	84
Figuras 4.14 Curva esfuerzo desplazamiento bajo varillas roscadas carga aplicada en la dirección perpendicular	85
Figuras 4.15 Curva esfuerzo desplazamiento para diferentes diámetros de varillas roscadas,carga aplicada en la dirección perpendicular	86
Figura 4.16. Comparación de las curvas carga- desplazamiento en una conexión. Modelo experimental vs modelo FEM	89
Figura 4.17. Modo I de falla , modelo experimental vs modelo FEM	90
Figura 4.18. Modo III de falla , modelo experimental vs modelo FEM	91
Figura 4.19. Modo IV de falla , modelo experimental vs modelo FEM	92
Figura 4.20. Predicción de la teoría de la fluencia vs. modelo FEM carga	95

paralela al grano

Figura 4.21. Predicción de la teoría de la fluencia vs. modelo FEM carga perpendicular al grano.	96
Figura 4.22 Modo I de falla , modelo analítico vs modelo FEM	97
Figura 4.23 Modo III de falla , modelo analítico vs modelo FEM	98
Figura 4.24 Modo IV de falla , modelo analítico vs modelo FEM	99
Figura 5.1. Distancia al extremo en una conexión	100
Figura 5.2. Geometría de la conexión	101
Figura 5.3. Efecto de la distancia al extremo en la capacidad de la conexión	102
Figura 5.4. Efecto de la fricción en la capacidad de la conexión	103
Figura 5.5. Esquema de la conexión inclinada	105
Figura 5.6. Curva carga desplazamiento.	105

1 INTRODUCCIÓN

Dentro de la búsqueda de nuevas alternativas de sistemas constructivos competitivos surge el estudio de la guadua laminada como material para la construcción. Un aspecto de vital importancia para el comportamiento de estos nuevos sistemas son las intersecciones de elementos estructurales tales como vigas y columnas que dan origen a los nudos o uniones.

En las estructuras, las uniones son puntos críticos debido a la pérdida de continuidad que estas crean, por lo cual su correcto diseño garantiza la integridad global y el buen desempeño de la edificación.

Un aspecto fundamental para el adecuado diseño de estas conexiones es el entendimiento de su comportamiento mecánico bajo la acción de cargas externas. De particular importancia son los efectos de concentración de esfuerzos resultantes de la presencia de una carga aplicada a una región localizada en un miembro que contiene un agujero, este comportamiento está influenciado por una serie de parámetros geométricos de material y de carga.

En la actualidad no existen normas o especificaciones para el análisis, diseño y construcción de conexiones estructurales cuyos elementos son fabricados con guadua laminada. El desarrollo de un modelo computacional tridimensional que represente el comportamiento estructural de este tipo de conexiones cuando se encuentran sometidas a cargas laterales estáticas y que sea validado a partir de modelos experimentales y analíticos permitirá realizar un estudio más detallado de su comportamiento mecánico.

En la literatura no se encontró información previa acerca de modelos computacionales desarrollados para conexiones con guadua laminada. Teniendo en cuenta que la guadua laminada y la madera son materiales de origen vegetal, complejos, heterogéneos en microestructura y con aplicaciones estructurales similares [1] se utilizó la información disponible en la literatura acerca de modelos computacionales para conexiones en madera.

Para conexiones en madera diversos modelos numéricos usando el método de los elementos finitos (FEM) han sido desarrollados. Kharouf [2] propuso un modelo donde consideró la madera como un material elastoplástico ortotrópico en compresión de acuerdo al criterio de fluencia de Hill, y lineal elástico ortotrópico en tensión con el máximo esfuerzo como el criterio de falla. Los resultados obtenidos de este modelo muestran una muy buena predicción de los modos de falla para conexiones con un solo sujetador, sin embargo la rigidez obtenida en la simulación es mucho más grande que la medida experimentalmente. Laplanche[3] desarrollo un modelo tridimensional para analizar el comportamiento de conexiones en madera para múltiples sujetadores considerando plasticidad ortotrópica de acuerdo al criterio de Hill, se encontró el mismo fenómeno de mayor rigidez en la simulación numérica. Patton-Mallory et al.[4] desarrollaron un modelo tridimensional para conexiones pernadas, el acero fue modelado como elastoplástico perfecto, la madera se modeló basada en una ley constitutiva ortotrópica considerando un comportamiento a compresión de la madera trilineal y una degradación de la rigidez por cortante trilineal, los resultados numéricos muestran un comportamiento mucho más rígido que el real.

Moses y Prion[5] propusieron un modelo tridimensional utilizando plasticidad anisotrópica para los miembros de madera y elastoplasticidad para el perno, la teoría de Weibull fue usada para predecir la falla. En cada incremento de carga los esfuerzos de tensión y de cortante en las direcciones principales son independientemente comparados contra los valores críticos, se asumió que la interacción entre esos esfuerzos es muy pequeña o despreciable. El

comportamiento de las curvas carga desplazamiento es muy similar al comportamiento real, sin embargo la predicción de la carga última era muy conservativa. Hong[6] desarrolló un modelo en el cual la madera se consideró como elastoplástica ortotrópica, este modelo contiene las propiedades de compresión uniaxial y las propiedades de aplastamiento, el acero se asumió como elastoplástico perfecto, los resultados obtenidos muestran una buena estimación tanto en la capacidad de la conexión como en la predicción de las curvas carga desplazamiento.

En esta investigación se desarrollo un modelo computacional tridimensional para predecir el comportamiento de conexiones para elementos de guadua laminada. Este modelo es capaz de simular el efecto de aplastamiento, obteniendo curvas carga desplazamiento acordes a las encontradas en ensayos experimentales.

El desarrollo del modelo computacional involucró la identificación de una zona de aplastamiento, en esta zona se presenta una concentración de esfuerzos inducidos por el contacto entre el sujetador y la guadua laminada, su identificación era de suma importancia ya que el efecto local que allí se produce controla el comportamiento de este tipo de conexiones.

Las propiedades mecánicas de aplastamiento se obtuvieron a partir de las propiedades globales del material, se encontraron factores que permiten establecer una relación entre estas propiedades y las de aplastamiento. El factor (α) modifica el modulo de elasticidad obteniéndose así rigideces menores y el factor (β) afecta el punto de fluencia. Estos factores permiten simular el efecto que se induce en las propiedades del material cuando se presenta el aplastamiento.

Debido a la similitud como material estructural entre la guadua laminada y la madera se estudio la metodología de diseño para conexiones en madera (*"Teoría de la fluencia"*) con el fin de determinar su aplicabilidad en el cálculo de la capacidad de conexiones con guadua laminada. Tomando diferentes

configuraciones de conexiones se compararon los resultados del modelo computacional previamente validado a partir de modelos experimentales con los resultados obtenidos por dicha teoría.

Por último mediante el modelo computacional se realizó un estudio paramétrico de las conexiones con el fin de estudiar el efecto de variables tales como distancia al borde, fricción, relación ancho/diámetro, entre otros. Escogiendo diversos valores para estos parámetros se evaluó su efecto en la capacidad de la conexión, aspecto de gran importancia para el análisis y diseño de este tipo de conexiones.

1.1 OBJETIVOS

El objetivo principal de este estudio es el desarrollo de un modelo computacional tridimensional para conexiones estructurales cuyos elementos son fabricados con guadua laminada. Con esto se pretende obtener una herramienta que permita evaluar el comportamiento estático de este tipo de conexiones sometidas a cargas laterales, para determinar tanto su capacidad de carga como el estado de esfuerzos y deformaciones a los que se encuentran sometidos, dando la flexibilidad para que estas puedan ser estudiadas fácilmente cuando se presentan variaciones tanto en sus dimensiones como en su configuración geométrica, sin la necesidad de tener que recurrir al uso de modelos experimentales.

Para alcanzar el objetivo principal de este estudio se hace necesario el desarrollo de un modelo de material que represente el comportamiento de aplastamiento de la guadua laminada alrededor del sujetador en una conexión mecánica. Para este fin se hace necesario:

- a) Identificar una zona de aplastamiento.
- b) Encontrar una relación entre las propiedades mecánicas uniaxiales y las propiedades mecánicas de aplastamiento para la guadua laminada.
- c) Desarrollar un método para modelar el comportamiento de aplastamiento en tres dimensiones.
- d) Validar el modelo computacional a partir de modelos experimentales y analíticos.
- e) Aplicar el modelo a conexiones y estudiar la influencia en estas de diversos factores tales como distancia al borde, distancia al extremo, fricción, etc

Los resultados obtenidos permitirán sugerir recomendaciones de análisis y diseño.

2 LA GUADUA LAMINADA

2.1 GENERALIDADES

El Bambú o Guadua es un recurso de múltiples ventajas naturales e industriales, además es una de las especies vegetales más promisorias e importantes en el mundo debido a sus innumerables ventajas tales como: ser un recurso sostenible y renovable, con una alta velocidad de crecimiento, de gran abundancia y con unas propiedades mecánicas sobresalientes.

Hoy en día diferentes investigaciones relacionadas con el tema trabajan para encontrar nuevas aplicaciones en diferentes campos, entre ellos la aplicación como material estructural para la construcción, realizando estudios sobre sus propiedades físico-mecánicas con el objetivo de divulgar sus hallazgos y proponer una cultura en la que se reconozca su potencial y se aproveche como la enorme fuente de riqueza que es.

La tecnología de los laminados de bambú no es invención reciente, han sido producidos principalmente en China y otros países del occidente asiático siendo utilizados fundamentalmente para pisos, artesanías y utensilios para el hogar, entre otros. A pesar de los avances crecientes en la tecnología de los laminados no existen registros bibliográficos de que se hayan utilizado con fines estructurales, excepto algunos elementos fabricados con fines académicos [7].

En el contexto nacional y aun en el latinoamericano la tecnología de los laminados apenas está surgiendo, debido a factores tales como una pobre explotación local representada en usos básicos y escasos, un tratamiento al

margen de la transformación industrial y por ende una connotación equivoca donde guadua es sinónimo de estancamiento y pasado.

Colombia posee uno de los mejores tipos de Guadua en el mundo esta se denomina "*guadua angustifolia kunt*" con unas excelentes propiedades físico-mecánicas y una extraordinaria durabilidad, a pesar de esto la tecnología de los laminados es muy reciente, solo hasta el año 2000 se comenzó a investigar acerca de sus propiedades mecánicas para uso estructural en algunos trabajos tales como los de Barreto Castillo (2003), Duran Gutiérrez (2003), Vanegas Hernández (2003), en los cuales se realizaron pruebas sobre resistencias al material como corte paralelo y compresión.

Actualmente el proceso de fabricación de laminados de Guadua en Colombia lo llevan a cabo empresas como Eco bambú y Colombiana de Guadua (COLGUADUA Ltda.) siendo esta ultima una de las pioneras en el desarrollo de esta Tecnología.

2.2 PROCESO DE FABRICACIÓN DE LAMINADOS DE GUADUA

Este proceso inicia con el cultivo de la guadua seguido de su corte, el cual se lleva a cabo cuando se encuentra en edad madura con propiedades mecánicas optimas ,esta edad generalmente es de aproximadamente 4 años. Los cortes permiten obtener secciones de 4 a 5 metros de longitud aproximadamente, las cuales se someten a nuevos cortes para obtener finalmente secciones con longitudes entre 1 y 1.5 metros, esto con el objetivo de generar piezas rectas ya que la forma de la guadua es cónica, su diámetro y espesor van disminuyendo a lo largo de su tallo. Posteriormente se obtienen las "latas" o láminas separando cada pieza en trozos en la dirección radial, se eliminan los nudos, se retira la piel exterior de la guadua (epidermis) y la parte más blanda

del interior o zona de menor densidad. Las láminas se someten a un proceso de secado en horno y son retiradas solo cuando estas alcanzan contenidos de humedad entre el 5 y 7%. Una vez secas se pasan por una maquina que cepilla sus dos cantos y sus dos caras obteniéndose una lamina con sección transversal rectangular y forma prismática constante con espesores desde 6 hasta 9mm y anchos desde 15 hasta 20mm. Las laminas cepilladas son colocadas en una maquina encoladora, la cual aplica adhesivo por el canto de cada lamina, luego se procede a ensamblar una con otra de forma horizontal aplicando presión biaxial mediante una prensa Hidráulica, formando así los denominados tableros. Acto seguido, los tableros son cortados en secciones rectangulares homogéneas y de fácil manejo, se cepillan para tener un tablero de espesor uniforme y sin defectos. Después del cepillado una máquina encoladora trabaja sobre las caras aplicando el adhesivo, para posteriormente ser prensados de forma similar al proceso realizado con cada lamina. Finalmente, después de terminado el curado del adhesivo, se someten los bloques a una máquina que les da el acabado final. En la Figura 1.1 podemos observar un esquema del proceso descrito anteriormente.

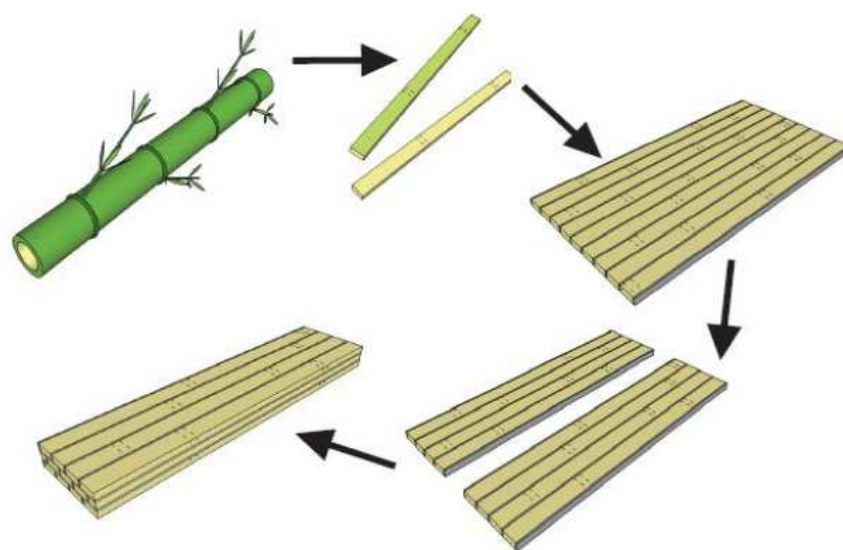


Figura 1.1 Esquema del proceso de fabricación de los laminados de Guadua.[7]

2.3 ESTUDIOS PREVIOS

En el contexto internacional diferentes investigadores han realizado estudios en laminados de guadua. Podemos citar a Lee, Bai Bangi(1998), Naresworo Nugroho y Naoto Ando (2000), J Voertmans(2006), entre otros . En estos estudios se han utilizado diferentes tipos de Bambú, además de diferentes adhesivos. El objetivo fundamental de estos era determinar algunas propiedades tanto físicas como mecánicas y evaluar el efecto de diversas variables en el comportamiento de los laminados.

En Latinoamérica en países como Ecuador, Costa Rica y Colombia, el estudio de los laminados está en proceso de desarrollo. En nuestro país las investigaciones para evaluar el comportamiento de los laminados como materia prima en la industria de la construcción son muy limitadas, a pesar de esto se ha podido establecer parcialmente su comportamiento y además se ha evidenciado el gran potencial que tiene este producto.

Actualmente en el Centro de Investigaciones en Materiales y Obras Civiles (CIMOC) de la Universidad de los Andes se está desarrollando una investigación denominada “Validación Tecnológica de Laminados de Guadua para la Industria de la Construcción” financiada por el Ministerio de Agricultura y Desarrollo Rural de la República de Colombia, el objetivo de dicha Investigación es determinar el potencial estructural de la guadua laminada como un nuevo material para la construcción.

2.3.1 PROPIEDADES MECÁNICAS DE LA GUADUA LAMINADA

Dentro de la investigación realizada por la Universidad de los Andes anteriormente mencionada, en trabajos como los del Ingeniero Luis Felipe López Muñoz [8] y la Ingeniera Soffy Juliana Gonzales [9] se han obtenido las propiedades físicas y mecánicas para la guadua laminada, las propiedades mecánicas obtenidas en esos estudios se muestran en las Tablas 2.1 y 2.2.

En el trabajo de Tesis realizado por el Ingeniero Luis Felipe López [8] cuyos resultados se muestran en la tabla 2.1, una de sus principales conclusiones era que el adhesivo utilizado (polivinilo de acetato PVA) no debe ser usado en aplicaciones estructurales debido a la inestabilidad de sus propiedades mecánicas con pequeños cambios de temperatura; por ende para el desarrollo del modelo computacional se van a utilizar las propiedades mecánicas de la Tabla 2.2, para la determinación de estas se utilizó como adhesivo 50% Melamina Urea Formaldehído (MUF) Polímero 103 y 50% Urea formaldehído (UF) Polímero 216 FEL, adhesivo que brindo un mejor comportamiento para los laminados de guadua.

Tabla 2.1. Propiedades mecánicas para Guadua Laminada usando polivinilo de acetato como adhesivo [8]

Tipo de adhesivo utilizado	Polivinilo de acetato (PVA)		
Propiedades Mecánicas	Promedio (MPa)	Desviación Estándar	Coef. Variación
Compresión paralela al grano $f_{c\parallel}$			
Esfuerzo Máximo	48	3	5%
Esfuerzo en el límite de Proporcionalidad	36	2	6%
Modulo de Young	19137	1625	9%
Compresión perpendicular al grano $f_{c\perp}$			
Esfuerzo Radial en el límite de Proporcionalidad	5	0.6	12%
Esfuerzo Tangencial en el límite de proporcionalidad	6.8	0.9	13%
Tensión paralela al grano f_t			
Esfuerzo máximo	132	24.1	18%
Módulo de elasticidad	17468	3655	21%
Tensión perpendicular al grano			
Esfuerzo máximo radial	1.1	0.3	22%
Esfuerzo máximo tangencial	1.8	0.4	21%
Cortante paralelo al grano f_v			
Esfuerzo máximo	9.4	1.2	13%
Flexión estática f_m			
Módulo de Ruptura dirección radial	74	10.6	14%
Módulo de elasticidad radial	9523	1100	12%
Módulo de Ruptura dirección tangencial	87	12.8	15%
Módulo de elasticidad tangencial	11456	1450	13%

**Tabla 2.2. Propiedades mecánicas para Guadua Laminada usando 50%
polímero 103 y 50% polímero 206 [9]**

Propiedades Mecánicas	Promedio (MPa)	Desviación Estándar	Coef. Variación
Compresión paralela al grano $f_{c\parallel}$			
Esfuerzo Máximo	61.92	1.94	3.1%
Esfuerzo en el límite de Proporcionalidad	29.83	9.66	32.4%
Modulo de Young	32271	4081	13%
Compresión perpendicular al grano $f_{c\perp}$			
Esfuerzo radial en el límite de proporcionalidad	3.48	0.84	24.0%
Modulo de Young Radial	267.66	39.7	14.9%
Esfuerzo tangencial en el límite de proporcionalidad	5.32	1.7	31.4%
Modulo de Young Tangencial	455.04	74.8	16.4%
Tensión paralela al grano f_t			
Esfuerzo máximo	137.93	37.42	27.1%
Esfuerzo en el límite proporcional	80.89	25.33	31.3%
Módulo de elasticidad	18345	3567	19.4%
Módulo de Poisson	0.25	0.09	37.6%
Tensión perpendicular al grano			
Esfuerzo máximo radial	2.61	0.59	22.7%
Esfuerzo máximo tangencial	3.31	0.76	22.9%
Cortante paralelo al grano f_v			
Esfuerzo máximo	9.54	1.4	14.3%
Flexión estática f_m			
Módulo de Ruptura dirección radial	114	5.7	5%
Módulo de elasticidad radial	11893	266	2%
Módulo de Ruptura dirección tangencial	122	6.0	5%
Módulo de elasticidad tangencial	12816	381	3%

3. CONEXIONES

3.1 INTRODUCCIÓN

La conexión está formada por la unión de dos o más elementos estructurales individuales tales como vigas y columnas. Toda conexión debe garantizar la adecuada transferencia de las solicitaciones a la que está expuesta entre los miembros que la conforman, además brindar una permanente unión entre ellos con el fin de suministrar una adecuada resistencia a la estructura.

Una conexión para guadua laminada está conformada por miembros de este material unidos por medio de sujetadores de acero, al combinar la alta resistencia a la compresión de la guadua y la ductilidad del acero a tensión se busca lograr que esta proporcione ductilidad y disipación de energía.

Otro aspecto de gran relevancia para las conexiones es su comportamiento sísmico, un buen comportamiento sísmico se ve reflejado en conexiones gobernadas por modos de falla dúctiles (fluencia del sujetador) y no por modos de fallas frágiles como el aplastamiento de la madera cuando la carga es aplicada en la dirección perpendicular a las fibras.

La información en cuanto a conexiones en guadua laminada es muy limitada, pero si existe una gran cantidad de información de conexiones para madera, esta información va a servir como punto de referencia para este estudio teniendo en cuenta la similitud como material estructural entre la madera y la guadua laminada. Por lo tanto de aquí en adelante se mencionara algunas de las principales características que tienen las conexiones en madera.

3.2 SUJETADORES

Los dispositivos que se emplean para construir las conexiones se conocen con el nombre de elementos de conexión o sujetadores. Existe una gran cantidad de sujetadores tales como tornillos para madera, anillos y placas de corte, remaches para madera, clavos y pernos entre otros.

Los clavos y pernos son los sujetadores generalmente más usados en las estructuras de madera en Colombia. A las conexiones que usan clavos y pernos se les conoce como conexiones de pasador.

Las conexiones de pasador se clasifican en función de la relación de aspecto (l/d) donde (l) es la longitud del pasador o sujetador en el miembro de madera y (d) el diámetro. De acuerdo a esta clasificación sujetadores como los clavos se denominan como pasadores pequeños debido a su baja relación de aspecto, por otro lado los pernos se clasifican como pasadores grandes debido a sus altos valores de relación de aspecto.

Cuando se diseñan conexiones la compresión perpendicular al grano bajo la cabeza de un perno o perno auto perforante es una consideración típica. Debe colocarse una arandela o platina de suficiente tamaño entre el miembro de madera y la cabeza del sujetador para que el esfuerzo admisible de compresión no sea excedido

La Norma NDS [10] menciona como referencias la norma ANSI/ASME Estándar B18.2.1 y la ASTM F1667 que contienen las características y dimensiones para pernos y clavos respectivamente.

3.3 TIPOS DE CONEXIONES

Las conexiones mecánicas se pueden clasificar de acuerdo al tipo de sollicitación, al tipo de sujetador y al número de sujetadores que poseen.

3.3.1 CONEXIONES MECÁNICAS SIMPLES Y CON MÚLTIPLES SUJETADORES

De acuerdo al número de sujetadores que posean las conexiones se pueden clasificar como: simples cuando poseen un solo sujetador y múltiples cuando tienen más de un sujetador.

Para las conexiones de múltiples sujetadores un punto de gran importancia es la relación de aspecto, conexiones de pasador pequeño tienden a ser gobernadas por la resistencia a la fluencia del sujetador y se considera que la carga se distribuye equitativamente entre ellos, esto se debe a que primero fluyen los sujetadores antes de que la madera falle. De otro modo, las conexiones de pasador grande tienden a ser gobernadas por la resistencia al aplastamiento de la madera, la carga se reparte de manera desigual entre los sujetadores de la conexión debido a aspectos tales como imperfecciones y la variabilidad de la madera, este fenómeno es conocido como efecto de acción de grupo.

3.3.2 CONEXIONES PERNADAS Y CLAVADAS

De acuerdo al tipo de sujetador que forme parte de la conexión, estas se pueden clasificar en clavadas o pernadas .Ver figura 3.1 y 3.2

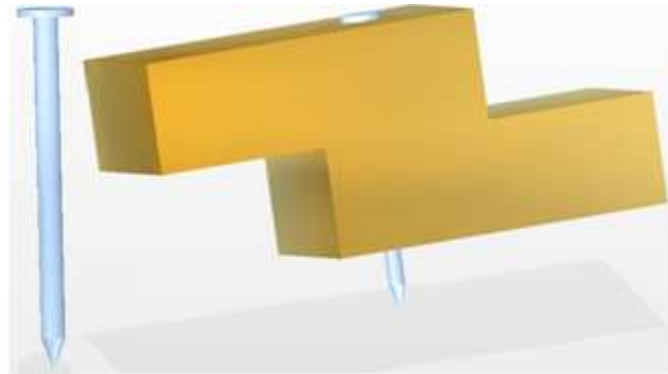


Figura 3.1 Conexiones clavadas

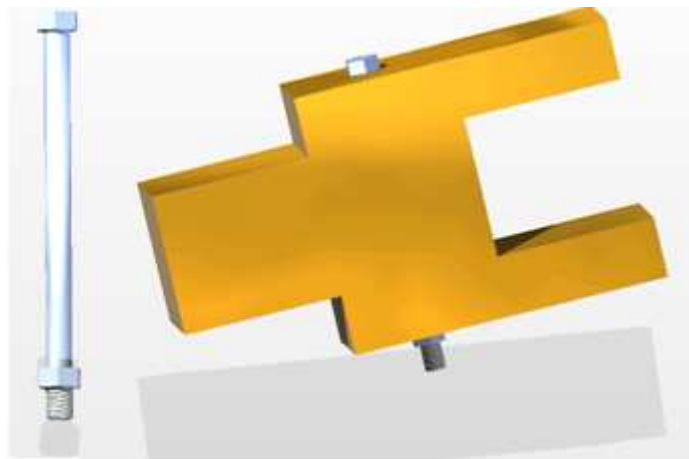


Figura 3.2 Conexiones pernadas

3.3.3 CONEXIONES DE CORTE Y EXTRACCIÓN

De acuerdo a la dirección de aplicación de la carga las conexiones se pueden clasificar como:

3.3.3.1 CONEXIONES DE CORTE

Son aquellas conexiones en las que la carga es aplicada perpendicularmente a la longitud del sujetador. De acuerdo al número de planos de corte que posean este tipo de conexiones se clasifican como de corte simple (un plano de corte),

corte doble (dos planos de corte) y múltiples planos de corte (más de dos planos de corte) (Figura 3.3).

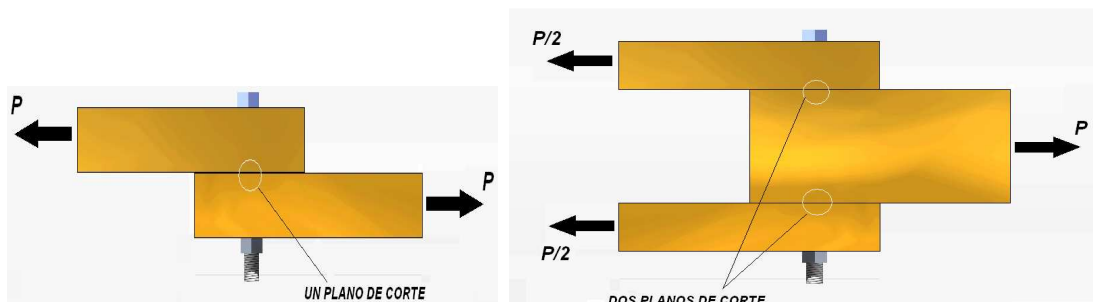


Figura 3.3 Conexiones de Corte

3.3.3.2 CONEXIONES DE EXTRACCIÓN

Son aquellas en las que la carga aplicada es paralela a la longitud del sujetador quedando este sometido a tensión lo que causa que el sujetador tienda a extraerse del elemento de madera (Figura 3.4)

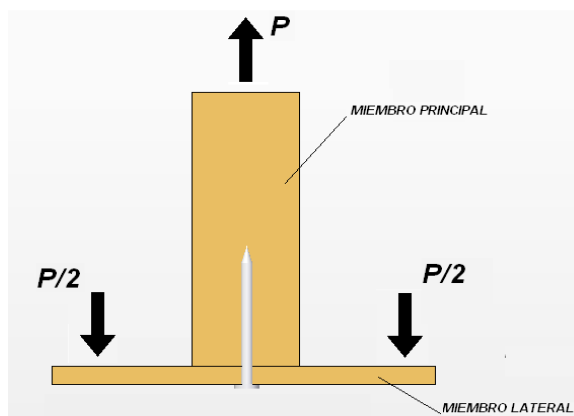


Figura 3.4 Conexiones de extracción

Las conexiones de corte son más eficientes pudiendo lograrse mayores resistencias que en conexiones de extracción, por lo cual se recomienda que el diseño de la estructura contemple este tipo de uniones.

3.3.4 CONFIGURACIONES GEOMÉTRICAS DE LAS CONEXIONES

Existen diferentes formas como los lados o superficies de los elementos que conforman la conexión se unen, estas uniones pueden ser en forma perpendicular, paralela, inclinada o con rebajo. Ver figura 3.5

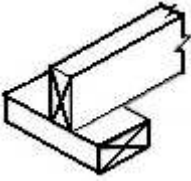
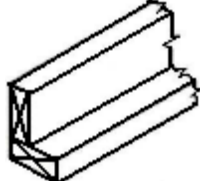
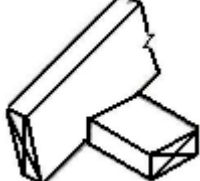
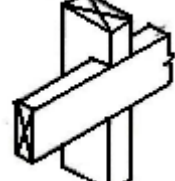
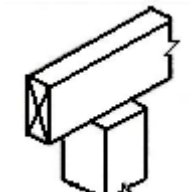
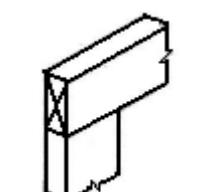
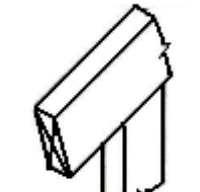
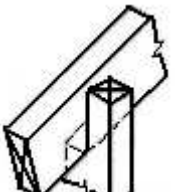
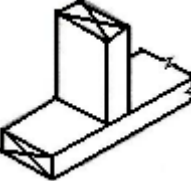
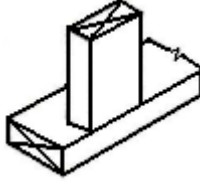
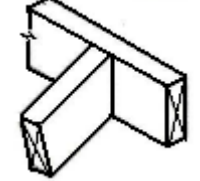
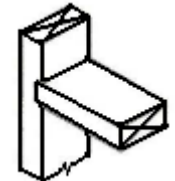
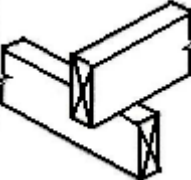
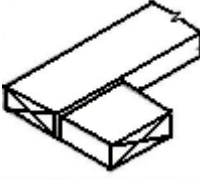
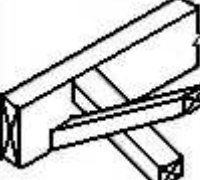
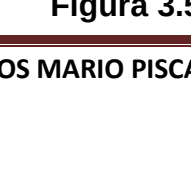
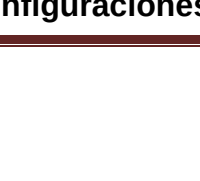
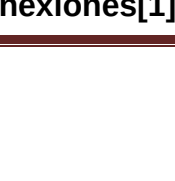
PERPENDICULAR	PARALELA	INCLINADA	CON REBAJO
			
CANTO A CARA			
			
CANTO A CABEZA			
			
CARA A CARA			
			
CABEZA A CARA			
			
CANTO A CANTO			
			

Figura 3.5 Configuraciones geométricas de las conexiones[1]

En una conexión pernada de corte simple, se denomina miembro principal a aquel que tiene el mayor espesor; y en una conexión de corte doble, el miembro principal es el central. En una conexión clavada de corte simple, se denomina miembro principal a aquel que tiene la punta del clavo.

3.4 DISEÑO DE CONEXIONES POR MEDIO DE LA TEORÍA DE FLUENCIA

3.4.1 INTRODUCCIÓN

Antes de 1991, las normativas de diseño de conexiones en madera en los Estados Unidos usaban ecuaciones empíricas para predecir la resistencia lateral de dichas conexiones, esas ecuaciones fueron derivadas de ensayos con varios tipos de configuraciones y usando el límite de proporcionalidad como estado base para el diseño.

En 1991 La “Asociación americana del bosque y el papel” en el documento que define criterios de diseño para conexiones en madera denominado “*National design specification for wood construction (NDS[10])*” adoptó la teoría conocida como el Modelo Europeo de fluencia (EYM) desarrollado por Johansen (1949) por lo cual la metodología de diseño para conexiones de madera sometidos a cargas laterales se cambió de una base empírica y restrictiva a un número típico de conexiones a otra basada en la mecánica que permite al diseñador escoger configuraciones que sean más aplicables a situaciones especiales. La EYM también ha sido adoptada como base de diseño por los códigos como el Canadiense, el Australiano, el Nuevo Zelandés y el Euro código con algunas sutiles diferencias.

La EYM ha sido verificada para conexiones en madera por medio de diversos estudios experimentales incluyendo McLain y Thangjitham (1983) y Solstis y

Wilkinson(1991), Ellos encontraron que el EYM predice la fluencia de las conexiones mejor que la teoría del límite proporcional usada en diseño antes de 1991.

En esta Teoría denominada también como la Teoría de la Fluencia para sujetadores tipo pasador, los esfuerzos admisibles del material son comparados con los esfuerzos de trabajo calculados a partir de las cargas de servicio. La capacidad de una conexión está dada por la fluencia y flexión del sujetador, el aplastamiento de la madera o una combinación de las dos.

El Título G sobre Edificaciones de Madera de la Norma Sismo Resistente Colombiana del año 1998 se basa en la metodología de diseño por esfuerzos admisibles. Esta norma no se encuentra actualizada con los fundamentos de diseño utilizados en las normas en Estados Unidos o en Europa. Teniendo en cuenta la amplia aceptación de la EYM, en el presente documento se estudia esta metodología con dos finalidades principales: utilizarla como punto de partida para el desarrollo de un modelo computacional de conexiones con guadua laminada y evaluar su eficiencia en la predicción de la capacidad para este tipo de conexiones.

3.4.2 TEORÍA DE LA FLUENCIA O MODELO EUROEO DE FLUENCIA (EYM)

3.4.2.1 CONSIDERACIONES DE LA TEORÍA

La teoría de la fluencia se basa en suposiciones tales como:

- Los materiales que conforman los elementos de la conexión son homogéneos y tienen un comportamiento elastoplástico perfecto (Figura 3.6) cuando se ha alcanzado la falla.
- Lo madera se considera como un material ortotrópico, el acero se considera como un material isotrópico
- El punto final del conector se encuentra libre para rotar.

- Existe una distribución de esfuerzos uniforme en el área de contacto entre el sujetador y la madera cuando se alcanza la resistencia al aplastamiento en alguno de los miembros que conforman la conexión.
- Los efectos de fricción son ignorados en la conexión.
- La carga actúa perpendicular al eje longitudinal del sujetador.
- Se cumplen todos los requerimientos mínimos en cuanto a distancia al extremo, distancia al borde, profundidad de penetración del sujetador en el miembro principal, espaciamentos suficientes para desarrollar los valores de diseño.

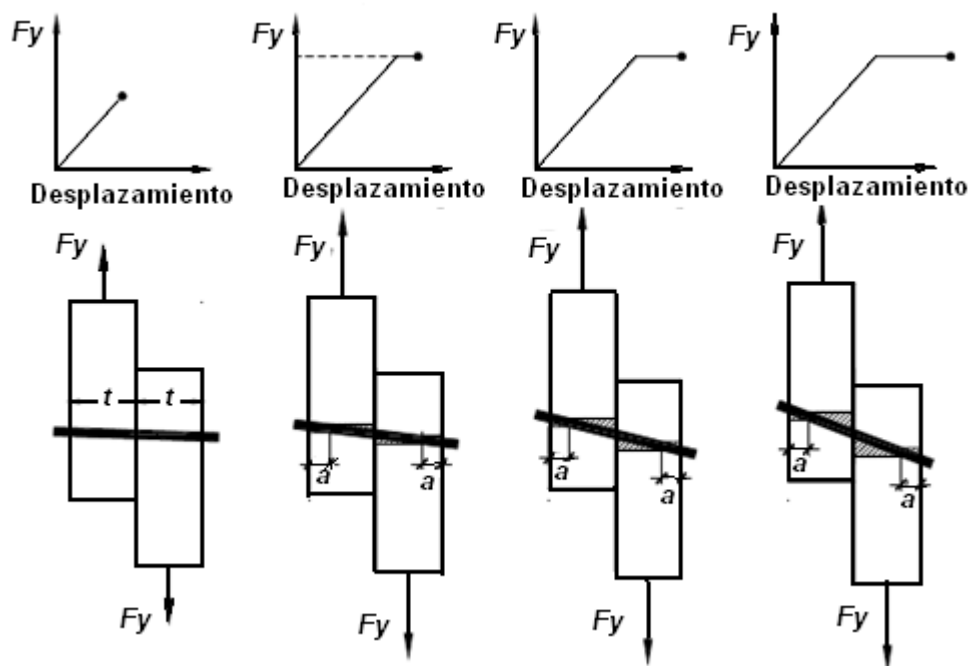


Figura 3.6 Comportamiento elastoplástico de la madera y el acero [11].

3.4.2.2 METODOLOGÍA DE DISEÑO DE CONEXIONES SOMETIDAS A CARGAS LATERALES DE ACUERDO A LA TEORÍA DE LA FLUENCIA

Usando los principios de equilibrio estático y teniendo en cuenta las suposiciones establecidas en la teoría de la fluencia esta define una serie de modos de respuesta que pueden ocurrir en una conexión bajo la acción de una carga lateral. Esos modos de respuesta son denominados modos de fluencia y están gobernados básicamente por la fluencia y flexión del sujetador, el aplastamiento de la madera o una combinación de los dos.

Usando las propiedades mecánicas de los materiales tales como el esfuerzo al aplastamiento de la madera y el esfuerzo de fluencia del acero, además de la geometría de los elementos que conforman la conexión, la fluencia de esta puede ser determinada, el modo de fluencia con el valor de carga más bajo gobierna la capacidad de la conexión. Sin embargo, esta teoría no predice las deformaciones bajo ningún estado de carga, por lo cual no puede ser utilizada para determinar alguna propiedad relacionada con el desplazamiento como rigidez, ductilidad o disipación de energía

3.4.2.3 MODOS DE FLUENCIA

La NDS[10] presenta 4 modos de fluencia básicos (Figura 3.7). Los primeros dos modos son basados únicamente en el aplastamiento de la madera con poca o ninguna deformación permanente en el sujetador, estos tienen un mecanismo de falla frágil. Los modos de fluencia III y IV son basados en el aplastamiento de la madera y la fluencia del sujetador, estos modos de falla se consideran dúctiles.

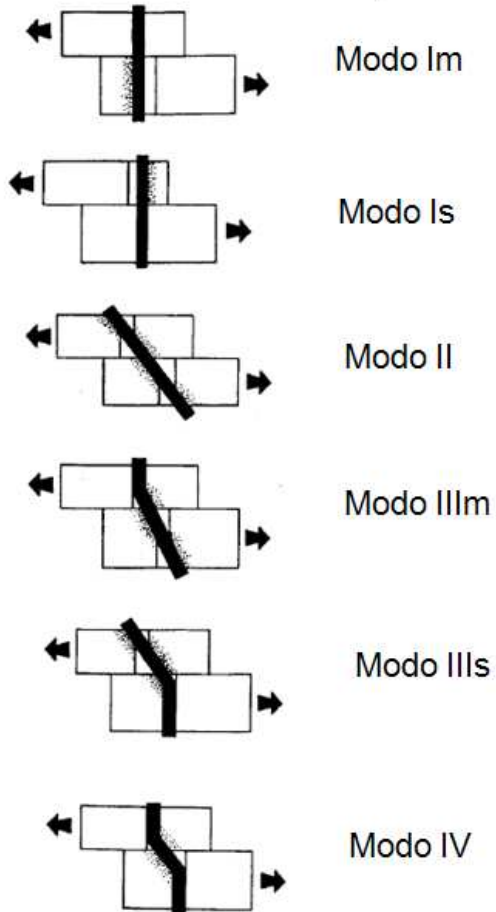
Modo I: Gobernado por el aplastamiento uniforme de la madera ya sea en el miembro principal o secundario causado por el sujetador debido a que la rigidez de este es más grande que la capacidad de la madera. No se presenta rotación del sujetador a pesar del desplazamiento de la conexión ya que este es sostenido firmemente por uno de los miembros de madera.

Modo II: Solo ocurre en conexiones a cortante simple y está gobernado por el aplastamiento de la madera. En este modo el sujetador rota cuando la conexión se desplaza

Modo III: Gobernado por una combinación de la fluencia en el sujetador y el aplastamiento en la madera. Una rotula plástica se forma en el sujetador cuando la conexión se desplaza.

Modo IV: Gobernado por una combinación de la fluencia en el sujetador y el aplastamiento de la madera. Dos rotulas plásticas son formadas cuando se desplaza la conexión.

Conexiones a cortante simple



Conexiones a cortante doble

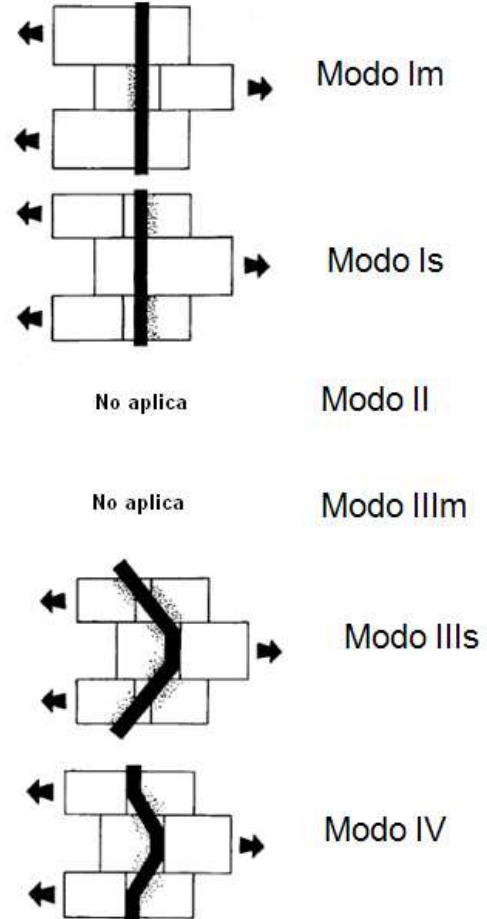


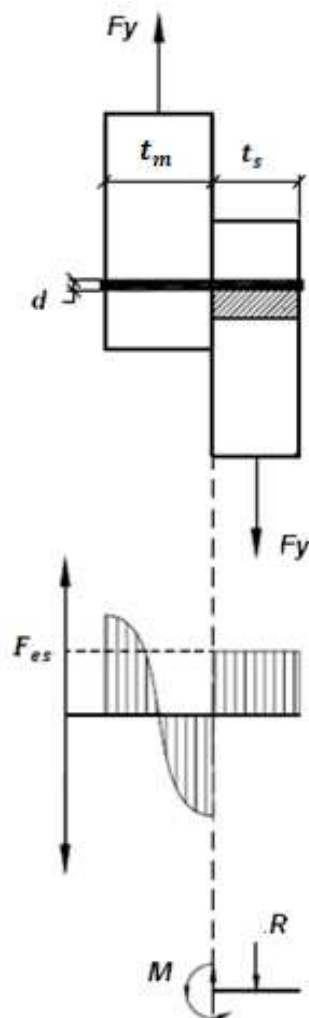
Figura 3.7 Modos de falla de la Teoría de la fluencia

3.4.2.4 DERIVACIÓN DE LAS ECUACIONES DE FLUENCIA

Las ecuaciones que describen los modos de falla son denominadas ecuaciones de fluencia. Estas permiten encontrar un valor de diseño que es el valor de diseño nominal Z para un sujetador expuesto a cargas laterales, se denomina como nominal ya que aplica para un grupo específico de condiciones idealizadas entre las principales: cargas de duración normal (10 años), madera con un contenido de humedad menor del 19% y temperatura inferior a los 100°F (37.8°C). Las ecuaciones de fluencia pueden ser obtenidas considerando equilibrio de fuerzas en un diagrama de cuerpo libre para cada modo de fluencia

La numeración de los modos de fluencia para cortante simple mostrada a continuación sigue la nomenclatura de la NDS [10], mientras que las ecuaciones derivadas que las acompañan son basadas en una publicación de Hilson (1995) y no incluyen ningún factor de seguridad debido a que la función de este factor era ajustar los valores nominales de fluencia que predice el EYM teniendo en cuenta un comportamiento plástico del material a valores de diseño de anteriores especificaciones basados en el límite de proporcionalidad.

Modo Im, Is: Falla por aplastamiento de la madera causado por el sujetador en el miembro principal o en el secundario, este último es sostenido firmemente por uno de los miembros y no rota a pesar del desplazamiento de la conexión.



Si la fluencia ocurre en el miembro secundario

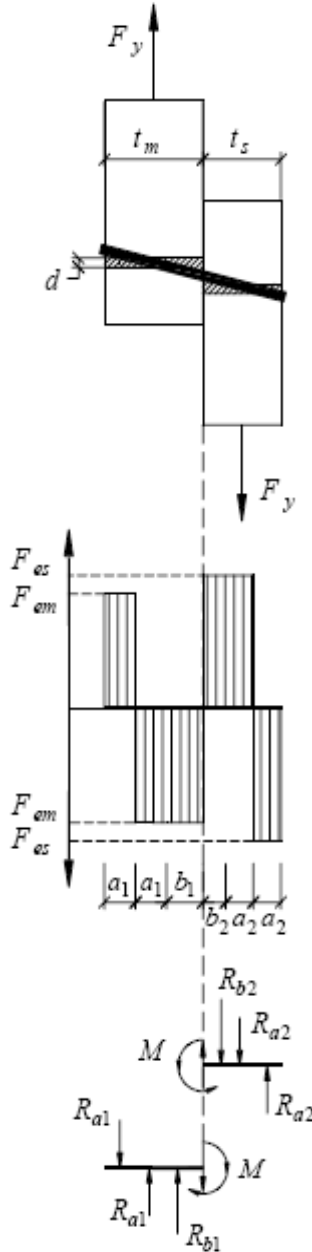
$$Z = R = F_{es} \cdot t_s \cdot d \quad (3.1)$$

Si la fluencia ocurre en el miembro principal

$$Z = F_{em} \cdot t_m \cdot d \quad (3.2)$$

Figura 3.8 Modo I de fluencia [11]

Modo II: El aplastamiento de la madera ocurre en los 2 miembros



La fuerza puede ser expresada como

$$Z = F_{em} \cdot b_1 \cdot d = F_{es} \cdot b_2 \cdot d \quad (3.3)$$

De la figura 3.8

$$M = R_{a1} \cdot \left(b_1 + a_1 + \frac{1}{2} \cdot a_1 \right) - \quad (3.4)$$

$$R_{a1} \cdot \left(b_1 + \frac{1}{2} \cdot a_1 \right) - R_{b1} \cdot \frac{1}{2} \cdot b_1$$

Luego

$$M = F_{em} \cdot d \cdot \left(a_1^2 - \frac{b_1^2}{2} \right) = F_{es} \cdot d \cdot \left(\frac{b_2^2}{2} - a_2^2 \right) \quad (3.5)$$

Usando las siguientes relaciones

$$b_2 = b_1 \cdot \frac{F_{em}}{F_{es}} \quad (\text{Para satisfacer equilibrio}) \quad (3.6)$$

$$a_1 = \frac{t_m - b_1}{2} \quad (3.7)$$

$$a_2 = \frac{t_s - b_2}{2} = \frac{\frac{F_{es}}{F_{em}} t_s - b_1}{2 \frac{F_{es}}{F_{em}}} \quad (3.8)$$

Figura 3.9 Modo II de fluencia [11]

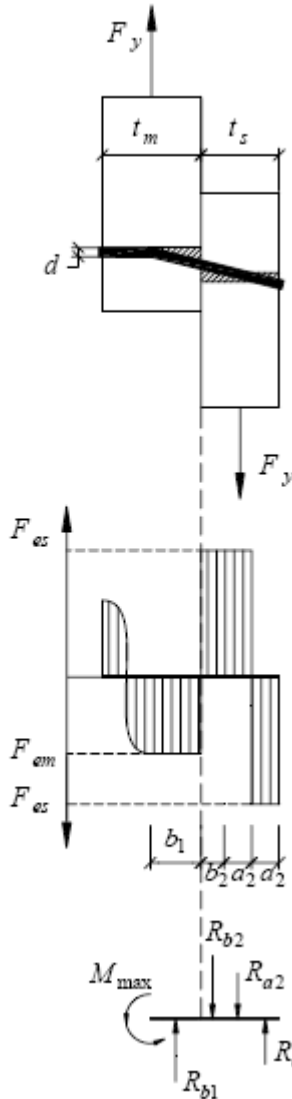
Substituyendo las ecuaciones (3.6), (3.7) y (3.8) en la ecuación (3.5) y resolviendo para b_1 obtenemos:

$$b_1 = \frac{t_m}{1 + \frac{F_{es}}{F_{em}}} \left[\sqrt{\frac{F_{es}}{F_{em}} + 2 \left(\frac{F_{es}}{F_{em}} \right)^2 \left[1 + \frac{t_s}{t_m} + \left(\frac{t_s}{t_m} \right)^2 \right] + \left(\frac{F_{es}}{F_{em}} \right)^3 \left(\frac{t_s}{t_m} \right)^2} - \frac{F_{es}}{F_{em}} \left(1 + \frac{t_s}{t_m} \right) \right] \quad (3.9)$$

Finalmente substituyendo (3.9) en la ecuación (3.3) obtenemos la capacidad de la conexión:

$$Z = d \cdot F_{em} \frac{t_m}{1 + \frac{F_{es}}{F_{em}}} \cdot \left[\sqrt{\frac{F_{es}}{F_{em}} + 2 \cdot \left(\frac{F_{es}}{F_{em}} \right)^2 \cdot \left[1 + \frac{t_s}{t_m} + \left(\frac{t_s}{t_m} \right)^2 \right] + \left(\frac{F_{es}}{F_{em}} \right)^3 \cdot \left(\frac{t_s}{t_m} \right)^2} - \frac{F_{es}}{F_{em}} \cdot \left(1 + \frac{t_s}{t_m} \right) \right] \quad (3.10)$$

Modo III: Se presenta una rotula plástica en el sujetador combinada con el aplastamiento de la madera. La capacidad de la conexión puede expresarse de la siguiente manera:



$$Z = F_{em} \cdot b_1 \cdot d = F_{es} \cdot b_2 \cdot d \quad (3.11)$$

El máximo momento ocurre en la rotula plástica donde la fuerza cortante es cero. Así:

$$M_{max} = -R_{b1} \cdot \frac{b_1}{2} + R_{b2} \cdot \left(b_1 + \frac{b_2}{2}\right) + R_{a2} \cdot \left(b_1 + b_2 + \frac{a_2}{2}\right) - R_{a2} \cdot \left(b_1 + b_2 + \frac{3}{2}a_2\right) \quad (3.12)$$

También se puede expresar como:

$$M_{max} = -F_{em} \cdot d \cdot \frac{b_1^2}{2} + F_{es} \cdot d \cdot b_2 \left(b_1 + \frac{b_2}{2}\right) + F_{es} \cdot d \cdot a_2 \cdot \left(\left(b_1 + b_2 + \frac{a_2}{2}\right) - \left(b_1 + b_2 + \frac{a_2}{2}\right) \right) \quad (3.13)$$

Despejando la ecuación (3.6) y (3.8) en términos de b_2 , reemplazando en (3.13) y resolviendo para b_2 tenemos

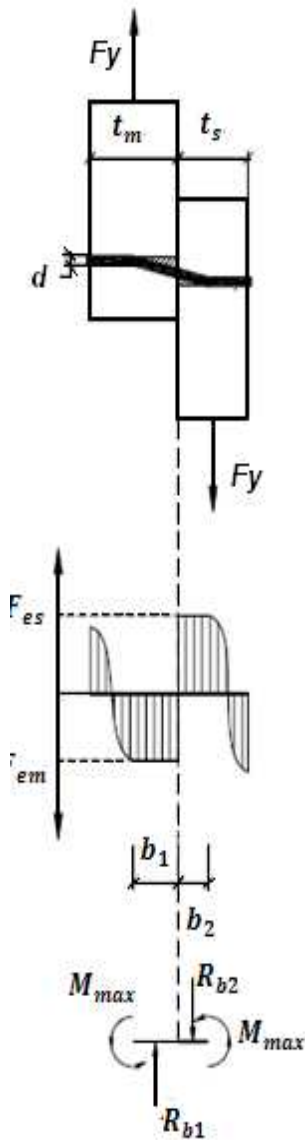
Figura 3.10 Modo III de fluencia [11]

$$b_2 = \frac{-t_s}{2 \cdot \frac{F_{es}}{F_{em}} + 1} + \sqrt{\frac{t_s^2}{\left(2 \cdot \frac{F_{es}}{F_{em}} + 1\right)^2} + \frac{t_s^2}{2 \cdot \frac{F_{es}}{F_{em}} + 1} + \frac{4 \cdot M_{max}}{F_{es} \cdot d \cdot \left(2 \cdot \frac{F_{es}}{F_{em}} + 1\right)}} \quad (3.14)$$

Finalmente substituyendo b_2 en la ecuación (3.11) con la expresión obtenida en (3.14) tenemos:

$$Z = \frac{-t_s \cdot F_{es} \cdot d}{2 \cdot \frac{F_{es}}{F_{em}} + 1} + F_{es} \cdot d \sqrt{\frac{t_s^2}{\left(2 \cdot \frac{F_{es}}{F_{em}} + 1\right)^2} + \frac{t_s^2}{2 \cdot \frac{F_{es}}{F_{em}} + 1} + \frac{4 \cdot M_{max}}{F_{es} \cdot d \cdot \left(2 \cdot \frac{F_{es}}{F_{em}} + 1\right)}} \quad (3.15)$$

Modo IV: Se presenta aplastamiento en la madera y la formación de dos rotulas plásticas en el sujetador cuando se desplaza la conexión.



$$Z = F_{em} \cdot b_1 \cdot d = F_{es} \cdot b_2 \cdot d \quad (3.16)$$

El máximo momento ocurre en la rotula plástica donde la fuerza cortante es cero. Así:

$$2 \cdot M_{max} = -R_{b1} \cdot \frac{b_1}{2} + R_{b2} \cdot \left(b_1 + \frac{b_2}{2}\right) \quad (3.17)$$

$$2 \cdot M_{max} = -F_{em} \cdot d \cdot \frac{b_1^2}{2} + F_{es} \cdot d \cdot b_2 \cdot \left(b_1 + \frac{b_2}{2}\right) \quad (3.18)$$

Remplazando b_2 por la ecuación (3.6) y resolviendo para b_1 obtenemos:

$$b_1 = \frac{2 \cdot \sqrt{M_{max}}}{\sqrt{F_{em} \cdot d \cdot \left(1 + \frac{F_{em}}{F_{es}}\right)}} \quad (3.19)$$

Figura 3.11 Modo IV de fluencia [11]

Reemplazando en (3.16)

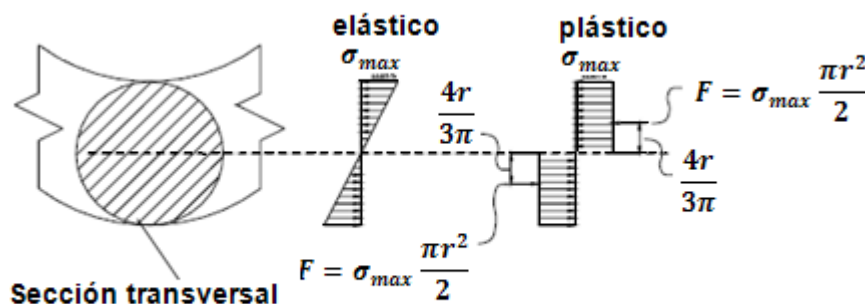
$$Z = 2 \cdot F_{em} \cdot d \sqrt{\frac{M_{max}}{F_{em} \cdot d \cdot \left(1 + \frac{F_{em}}{F_{es}}\right)}} \quad (3.20)$$

La nomenclatura utilizada en la derivación de las anteriores expresiones es la siguiente:

Tabla 3.1. Nomenclatura para derivación de Ecuaciones de Fluencia

SÍMBOLO	DESCRIPCIÓN	UNIDADES
Z	Fuerza nominal en la unión	N
F_{em}	Resistencia al aplastamiento del miembro principal	N/mm ²
F_{es}	Resistencia al aplastamiento del miembro secundario	N/mm ²
D	Diámetro del sujetador	mm
M_{max}	Máximo momento de flexión del sujetador	N · mm
R	Fuerza resultante	N
t_m	Espesor del miembro principal	mm
t_s	Espesor del miembro secundario	mm

El cálculo del momento máximo de flexión (M_{max}) se muestra en la Figura 3.12



$$M_{pl} = \sigma_{max,plastico} \frac{2 \cdot \pi \cdot r^2}{2} \cdot \frac{4 \cdot r}{3 \cdot \pi} = \sigma_{max} \cdot \frac{d^3}{6}$$

Figura 3.12 Cálculo del Momento Máximo de flexión [10]

3.4.2.5 ECUACIONES DE FLUENCIA

La Tabla 3.2 resume las denominadas ecuaciones de fluencia para cortante simple y doble. La capacidad (Z) de la conexión está dada por el menor valor obtenido de las ecuaciones mostradas en la Tabla 3.2:

Tabla 3.2. Ecuaciones de Fluencia

MODO	CORTE SIMPLE	CORTE DOBLE
I_m	$Z = D l_m F_{em} \quad (3.21)$	$Z = D l_m F_{em} \quad (3.27)$
I_s	$Z = D l_s F_{es} \quad (3.22)$	$Z = 2 D l_s F_{es} \quad (3.28)$
II	$Z = K_1 D l_s F_{es} \quad (3.23)$	No aplica
III_m	$Z = \frac{K_2 D l_m F_{em}}{(1 + 2R_e)} \quad (3.24)$	No aplica
III_s	$Z = \frac{K_3 D l_s F_{em}}{(2 + R_e)} \quad (3.25)$	$Z = \frac{2 K_3 D l_s F_{em}}{(2 + R_e)} \quad (3.29)$
IV	$Z = D^2 \sqrt{\frac{2 F_{em} F_{yb}}{3(1 + R_e)}} \quad (3.26)$	$Z = 2 D^2 \sqrt{\frac{2 F_{em} F_{yb}}{3(1 + R_e)}} \quad (3.30)$

Donde:

$$K_1 = \frac{\sqrt{R_e + 2R_e^2(1 + R_t + R_t^2) + R_t^2 R_e^3} - R_e(1 + R_t)}{(1 + R_e)}$$

$$K_2 = -1 + \sqrt{2(1 + R_e) + \frac{2F_{yb}(1 + 2R_e)D^2}{3F_{em} l_m^2}}$$

$$K_3 = -1 + \sqrt{\frac{2(1 + R_e)}{R_e} + \frac{2F_{yb}(2 + R_e)D^2}{3F_{em}l_s^2}}$$

D = Diámetro (in)

F_{yb} = Resistencia a la fluencia por flexión del sujetador (psi)

l_m = Longitud de aplastamiento del miembro principal (in)

l_s = Longitud de aplastamiento del miembro secundario (in)

F_{em} = Resistencia al aplastamiento en el miembro principal (psi)

F_{es} = Resistencia al aplastamiento en el miembro secundario (psi)

$$R_e = F_{em}/F_{es}$$

$$R_t = l_m/l_s$$

Las expresiones mostradas en la Tabla 3.2 a diferencia de las encontradas en la NDS [10] no contienen el denominado factor de reducción R_d debido a que la función de este factor era ajustar los valores nominales de fluencia que predice el EYM teniendo en cuenta un comportamiento plástico del material a valores de diseño de anteriores especificaciones basados en el límite de proporcionalidad

Básicamente los parámetros de entrada de estas ecuaciones pueden dividirse en 2 grupos:

Parámetros de geometría: Donde se encuentra el Diámetro (D), las longitudes de aplastamiento tanto del miembro principal como secundario (l_m , l_s) y una relación entre la longitud de aplastamiento del miembro principal y la longitud de aplastamiento del miembro secundario denominada como R_e

Parámetros de resistencia: Donde se encuentra el esfuerzo a la fluencia del sujetador (F_{yb}) y las resistencias al aplastamiento de los elementos de madera tanto del miembro principal como secundario (F_{em}, F_{es})

3.4.2.6 FACTORES DE AJUSTE PARA CONEXIONES

El valor de diseño nominal Z aplica para un grupo específico de condiciones. Estas condiciones idealizadas incluyen entre las principales: cargas de duración normal (10 años), madera con un contenido de humedad menor del 19% y temperatura inferior a los 100°F (37.8°C). De esta manera para una aplicación estructural particular el valor de diseño nominal es el punto de partida para establecer su capacidad de carga admisible

Los factores de ajuste (Tabla 3.3) que deben ser considerados para clavos y pernos tienen en cuenta condiciones de duración de carga, contenido de humedad, temperatura, entre otros. Estos permiten obtener el valor de diseño admisible Z' para una conexión a partir del valor de diseño nominal afectado por los factores adecuados.

$$Z' = Zx(\text{producto de los factores de ajuste aplicables para conexiones a cortante})$$

Tabla 3.3 Factores de ajuste para conexiones

	Factor por Duración de Carga	Factor por humedad en servicio	Factor por Temperatura	Factor por acción de grupo	Factor por geometría	Factor debido al extremo de la fibra	Factor por Diafragma	Factor por sujetador lancero
Clavos $Z' = Zx$	C_D	C_M	C_t	C_g	C_Δ	C_{eg}	C_{di}	C_{tn}
Pernos $Z' = Zx$	C_D	C_M	C_t	C_g	C_Δ	C_{eg}	C_{di}	C_{tn}

Factores por condiciones de uso

Pertenecen a este grupo factores relacionados con la duración de la carga (C_D), Humedad en servicio (C_M) y temperatura (C_t).

- **Factor por duración de carga**

Permite considerar la capacidad de la madera para mejorar su comportamiento ante solicitaciones en periodos cortos de tiempo, en la norma NDS [10] podemos encontrar valores de C_D para periodos de 2 meses, 7 días y 10 minutos correspondientes a solicitaciones de carga por nieve, cargas de construcción y cargas de viento respectivamente

- **Factor por humedad en servicio**

Se utilizan únicamente cuando el contenido de humedad difiere con las condiciones idealizadas iniciales es decir cuando la humedad es mayor al 19%. De acuerdo a la norma se puede tomar valores para C_M entre 0.4 y 1.0

- **Factor por temperatura**

Cuando los valores de temperatura de exposición superan los a 100°F (37.8°C), es necesario usar el factor C_t o factor por temperatura que tiene valores entre 0.5 y 1.0

Factores por condiciones de ubicación de los sujetadores

En este grupo encontramos los factores relacionados al efecto por acción de grupo C_g y a las características de ubicación de los sujetadores en la conexión (C_{Δ} , C_{eg} , C_{di} y C_{tn}).

- **Factor por acción de grupo**

Se usa cuando las conexiones tienen múltiples sujetadores, el valor de diseño nominal debe ser modificado por el factor C_g . Este factor tiene en cuenta la distribución no uniforme de las cargas en una fila de sujetadores

- **Factor por geometría**

Se usa cuando no se cumplen los requisitos de distancias al extremo, al borde y entre sujetadores de una conexión. El factor C_{Δ} , se calcula como la proporción entre la distancia que se usara y la distancia requerida.

El límite en el valor de la distancia que se usara corresponde al recomendado por la norma para obtener una carga de diseño reducida. Para sujetadores cuyo diámetro es menor que $\frac{1}{4}$ ", el factor $C_{\Delta}=1.0$

- **Factor debido al extremo de la fibra**

Se aplica cuando los sujetadores tipo pasador son insertados en el extremo de la fibra de un miembro principal, con el eje del sujetador paralelo a las fibras de madera, los valores nominales de diseño para cargas laterales, Z , deben multiplicarse por el factor $C_{eg}=0.67$.

- **Factor por diafragma**

Cuando los clavos se utilizan en la construcción de diafragmas, los valores nominales de diseño deben multiplicarse por el factor $C_{di}=1.1$.

- **Factor por clavo lancero**

Cuando en las conexiones se usan clavos lanceros, los valores nominales de diseño para cargas laterales, Z , deben multiplicarse por el factor $C_{tn} = 0.83$. Para considerarse un clavo lancero este debe estar ubicado en un angulo de 30 grados con uno de los miembros de guadua, empezando a $\frac{1}{3}$ de la longitud del clavo del clavo a partir del otro miembro, tal como se muestra en la Figura 3.13

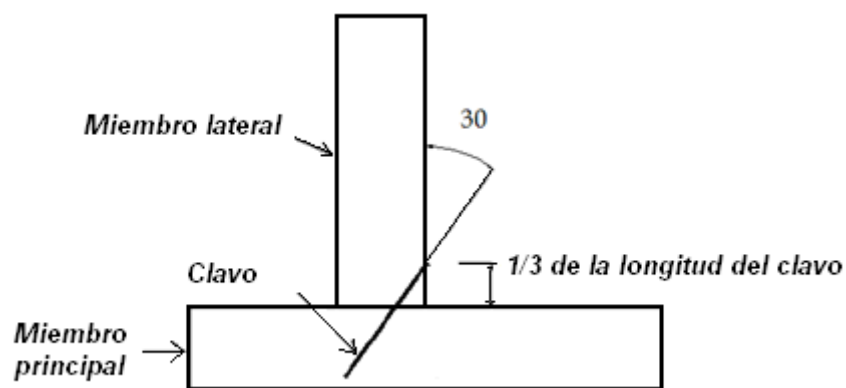


Figura 3.13. Conexión con clavo lancero

3.4.2.7 PARÁMETROS DE RESISTENCIA

3.4.2.7.1 RESISTENCIA AL APLASTAMIENTO

La resistencia al aplastamiento es una propiedad del material determinada a través de ensayos que describen un estado de esfuerzo límite de la madera alrededor del agujero del pasador cargado en compresión (Heine 2001[11]).

Hasta hace poco, esta propiedad era determinada en Estados Unidos usando un espécimen cortado por la mitad del agujero conteniendo un pasador uniformemente cargado en compresión con dirección perpendicular a la longitud del sujetador como lo especifica la norma ASTM D 5764 (1995) [12] (Figura 3.13) . En Europa, la resistencia al aplastamiento es obtenida usando en el ensayo un espécimen con el agujero del pasador completo como se describe en la norma PrEN383 [1991] (Figura 3.14), este ensayo no es muy recomendable debido a que se presenta flexión en el sujetador como consecuencia de la forma de aplicación la carga, lo cual implica que el aplastamiento no es constante sobre toda la longitud del espécimen.

La resistencia al aplastamiento es influenciada considerablemente por la dirección de la carga (paralela o perpendicular a las fibras). No solo por la diferencia de módulos de elasticidad de la madera cuando se comprime paralela o perpendicularmente a la fibra, sino también porque se deben tener en cuenta diferentes modos de falla (Gattesco [1998]).

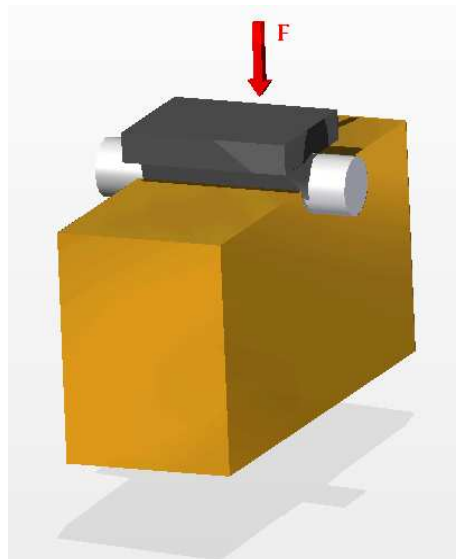


Figura 3.14. Ensayo Norma ASTM D 5764

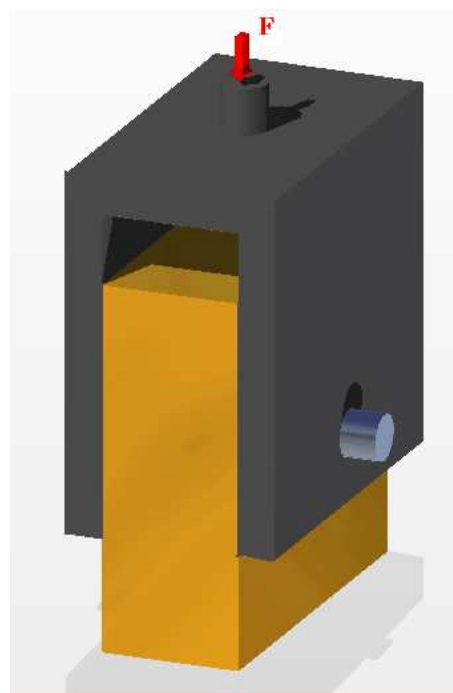


Figura 3.15 . Ensayo Norma PrEN383 [1991]

Cuando la carga es paralela a la fibra, la carga de aplastamiento se incrementa casi linealmente con un aumento en el desplazamiento hasta que repentinamente comienza la rajadura. Las curvas carga desplazamiento para el aplastamiento perpendicular a la fibra muestran una porción más corta como resultado de la característica no lineal a compresión de la madera en esa dirección y debido al inicio de las rajaduras transversales.

Para la madera, los valores de la resistencia al aplastamiento F_e , cuando la carga es perpendicular o paralela a las fibras se encuentran en la Tabla 11.3.2 de la NDS[10] y pueden calcularse de acuerdo a las siguientes expresiones empíricas encontradas por Wilkinson(1991).

$$F_e (\text{paralela}) = 11200G$$

$$F_e (\text{perpendicular}) = 6100G^{1.45} / \sqrt{D}$$

$$F_e = 16600 G^{1.84} \quad \text{para } D < 1/4''$$

Donde:

D = Diámetro del sujetador

G = Gravedad específica basada en condiciones de peso y volumen secos al horno

3.4.2.7.2 RESISTENCIA A LA FLUENCIA DEL SUJETADOR

La resistencia a la flexión plástica del sujetador es conocida como su resistencia a la fluencia. Esta resistencia influye sustancialmente en la capacidad de la conexión que contiene sujetadores esbeltos, mientras no tiene efecto en conexiones con sujetadores rígidos en las que la madera fluye y falla antes de que ocurra la flexión inelástica del perno.

La resistencia a la fluencia del sujetador se determina experimentalmente. En Estados Unidos se aplica la norma ASTM F1575-03 donde el sujetador es simplemente apoyado y sometido a un ensayo de flexión (Figura 3.15) para encontrar la curva carga-desplazamiento.

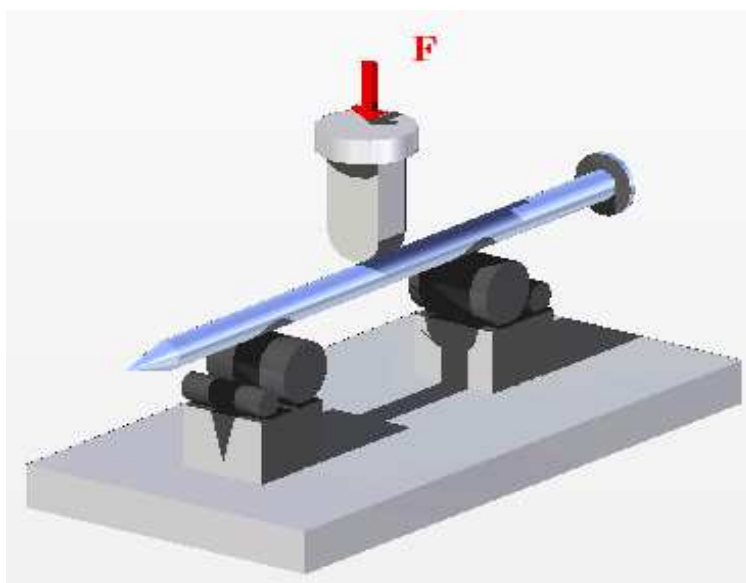


Figura 3.16. Ensayo de flexion para el sujetador

3.4.2.8 MÉTODO DEL CORRIMIENTO

Al igual que la resistencia a la fluencia por flexión, la resistencia por aplastamiento es determinada con el método del corrimiento este es un procedimiento gráfico por el cual se obtiene un valor de carga correspondiente al punto donde la curva carga-desplazamiento es interceptada por una línea paralela a la región lineal pero desfasada un valor igual al 5% del diámetro del sujetador (Figura 3.16).

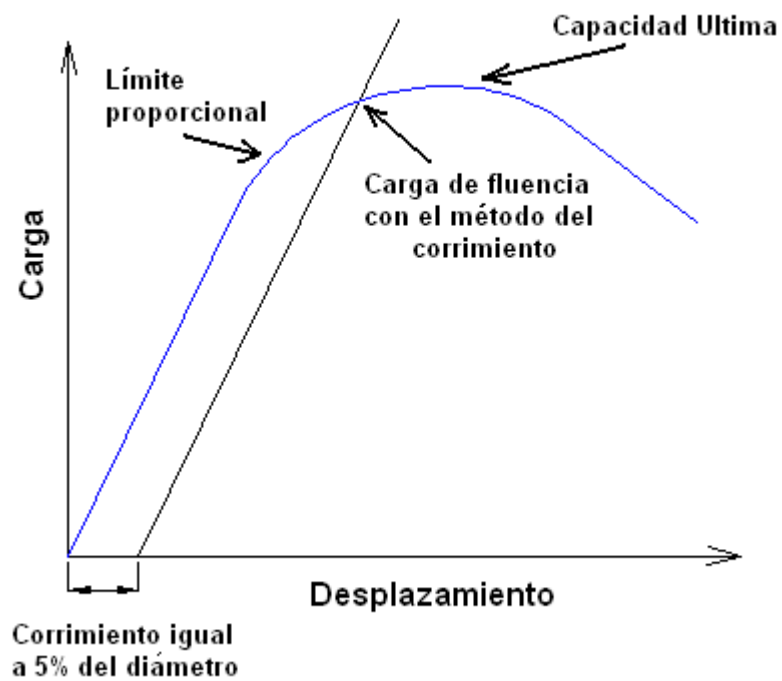


Figura 3.17 . Curva carga desplazamiento típica de un ensayo monotónico y sus parámetros de diseño asociados .
Anderson(2002)

4. MODELO DE ELEMENTOS FINITOS PARA CONEXIONES MECÁNICAS A CORTANTE DOBLE CON MIEMBROS DE GUADUA LAMINADA.

A pesar de que los estudios experimentales suministran información necesaria para la comprensión del comportamiento de estas conexiones no resultaría práctico diseñar experimentos que cubran todas las variables que tienen influencia significativa en su comportamiento. El objetivo del desarrollo de un modelo computacional tridimensional que simule el comportamiento estructural de conexiones a cortante doble con miembros de guadua laminada es permitir un estudio mucho más amplio evaluando de una manera más sencilla el efecto de diversas variables en el comportamiento de este tipo de conexiones. Variables tales como diámetro del sujetador, geometría del espécimen de guadua laminada, fricción, distancia al extremo, entre otros. Los resultados obtenidos permitirán dar una serie de recomendaciones para el análisis, diseño y construcción de estas conexiones aspecto de gran importancia debido a que en la actualidad no existen en el mundo ningún tipo de normas que las rijan.

Con base en el estudio de la teoría de la fluencia se afirma que el éxito en el desarrollo de un modelo computacional para conexiones en guadua laminada se fundamenta en el desarrollo de un modelo de material adecuado que represente el comportamiento de aplastamiento de la guadua laminada alrededor del sujetador, por lo tanto el primer objetivo de este trabajo es simular computacionalmente un ensayo de aplastamiento para este tipo de material.

Para tal propósito se desarrolló un modelo tridimensional usando el Software Ansys v.10(ANSYS.Inc). Dos materiales (guadua laminada y acero) se modelaron usando elementos Solid45 de 8 nodos y 3 grados de libertad traslacionales por nodo, además elementos Conta174 con 8 nodos y 3 grados de libertad por nodo fueron utilizados para representar el contacto y el deslizamiento que se presenta entre el sujetador y la guadua laminada durante la aplicación de la carga. Las cargas se aplicaron como cargas distribuidas perpendiculares al eje longitudinal del sujetador y actuando sobre este. Como condición de borde se impuso una restricción de desplazamiento en la dirección vertical en la base del elemento de guadua evitando así un desplazamiento de cuerpo rígido.

Parámetros de gran importancia para el desarrollo del modelo tales como las propiedades mecánicas globales del material, la zona de aplastamiento y los factores para la obtención de propiedades mecánicas de aplastamiento a partir de propiedades globales se explican a continuación

4.1 MODELO DEL MATERIAL Y RELACIÓN CONSTITUTIVA PARA EL SUJETADOR

El acero de los sujetadores es considerado un material isotrópico con un modulo de elasticidad de 200000 MPa y una relación de Poisson de 0.28. El comportamiento esfuerzo deformación de los sujetadores de acero está definido por un modelo bilineal con un esfuerzo de fluencia de 250 MPa como se muestra en la Figura 4.1. Para determinar la fluencia del acero se empleo el criterio de Von Mises, criterio utilizado para determinar la fluencia de materiales dúctiles e isotrópicos.

De acuerdo a la Teoría de la fluencia [10], el endurecimiento del acero del sujetador no influencia el comportamiento de la conexión, en los modos de falla dúctiles inmediatamente el sujetador entra en fluencia se dice que la conexión alcanza su máxima capacidad.

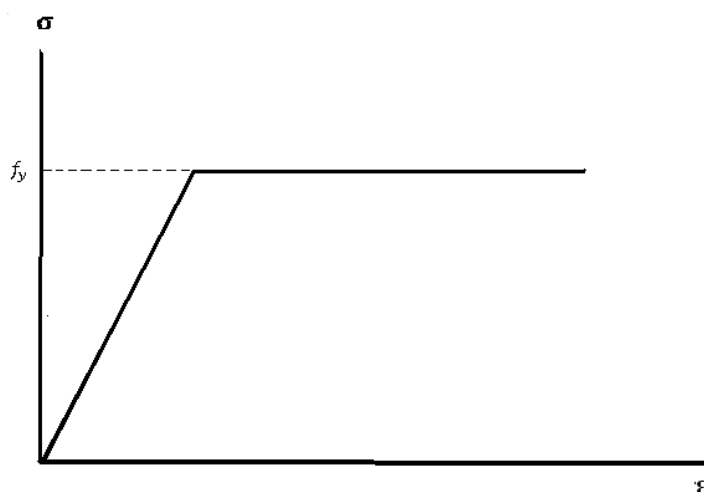


Figura 4.1. Modelo bilineal para los sujetadores de acero.

4.2 MODELO DEL MATERIAL Y RELACIÓN CONSTITUTIVA PARA LA GUADUA LAMINADA

El Bambú o Guadua es un compuesto anisótropo y heterogéneo con fibras de celulosa alineadas en una matriz de lignina, como simplificación en este trabajo se asumió la guadua laminada como un material homogéneo y transversalmente isotrópico, la isotropía transversal asume propiedades idénticas en la dirección radial y tangencial, esta dirección combinada se denomina perpendicular al grano($\perp$) mientras la dirección longitudinal se

denomina paralela al grano (II)(Figura 4.2). Las propiedades mecánicas del material en la dirección radial y tangencial varían aproximadamente en un factor de 2, sin embargo esta es una variación muy pequeña comparada con los factores de 70 y 20 que se presentan en la rigidez y la capacidad ultima entre la dirección paralela y la perpendicular al grano.

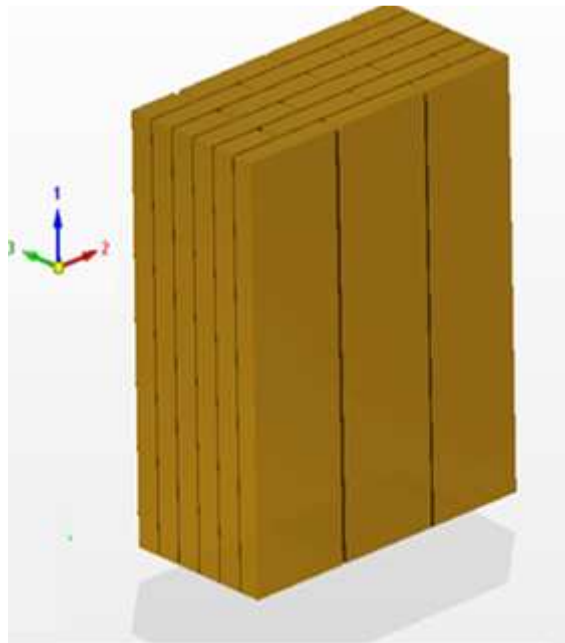
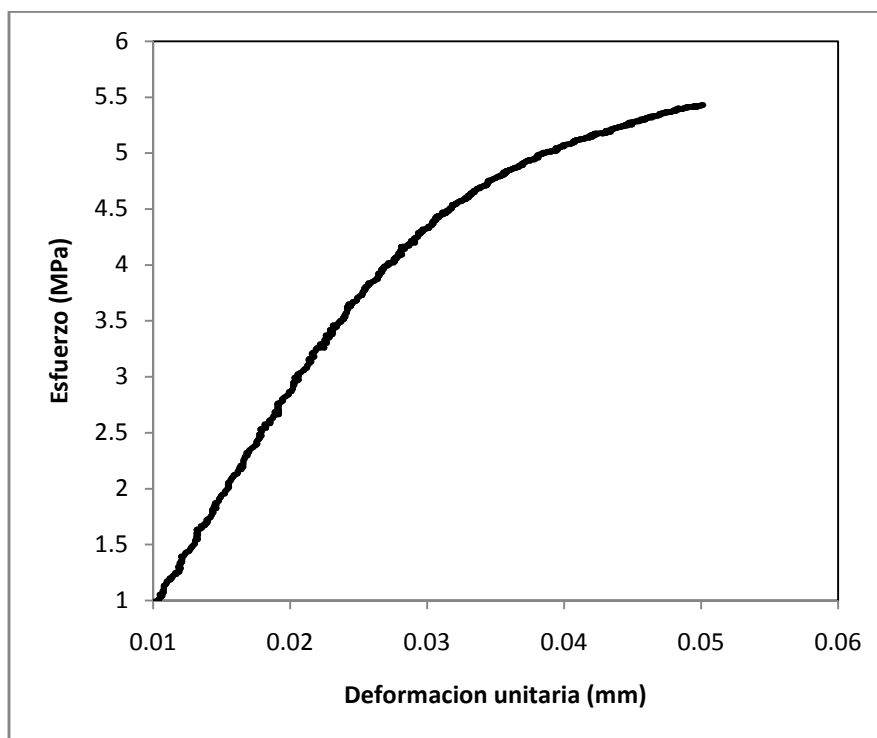


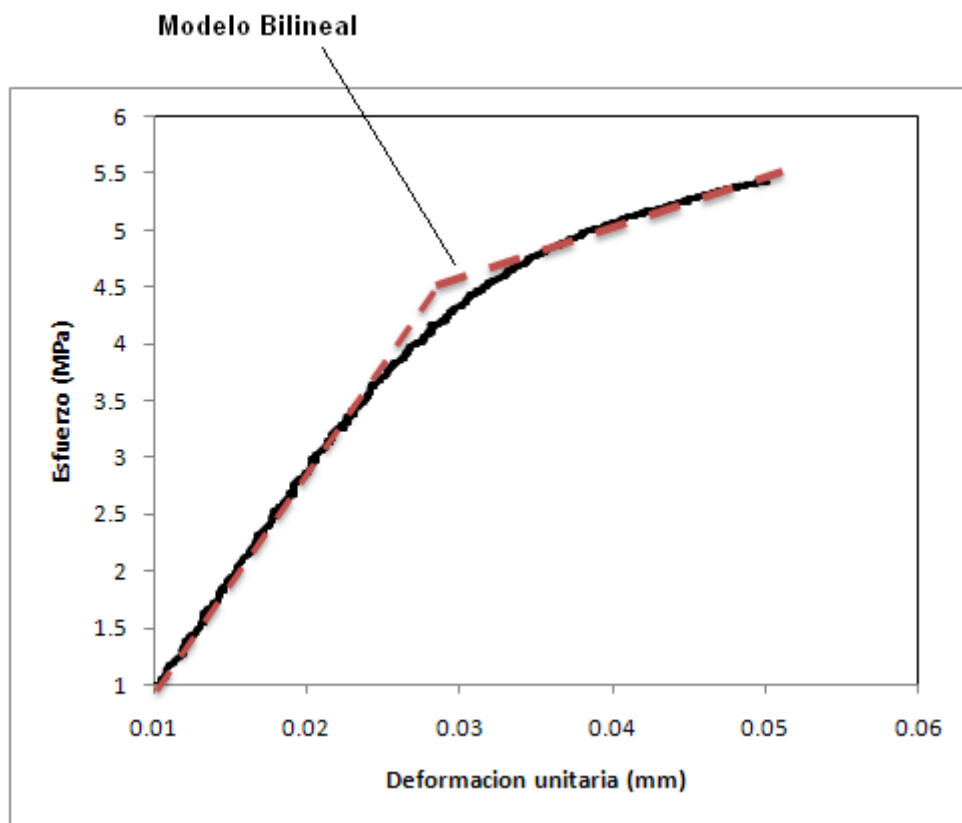
Figura 4.2. Definición de las direcciones en un espécimen de guadua laminada. 1. Longitudinal (Dirección paralela a la fibra), 2. Tangencial, 3. Radial

El comportamiento elastoplástico del material evidenciado en el estudio experimental llevado a cabo dentro del proyecto de investigación denominado “Validación Tecnológica de Laminados de Guadua para la Industria de la Construcción” [7], actualmente desarrollado en el Centro de Investigaciones en Materiales y Obras civiles (CIMOC) de la Universidad de los Andes (Bogotá-Colombia) se representó mediante relaciones bilineales de esfuerzo deformación para las dos direcciones principales establecidas (paralela y perpendicular a la fibra), en compresión, tensión y cortante.

La figura 4.3.(a) muestra una curva esfuerzo deformación típica obtenida a partir de ensayos experimentales en guadua laminada, la figura 4.3.(b) muestra la representación bilineal para este comportamiento.



a)



b)

Figura 4.3. Comportamiento elastoplástico de la guadua laminada y su aproximación a un comportamiento bilineal

Un estado tridimensional de esfuerzos en un cuerpo, es el estado más general que puede presentarse ante una condición de sollicitación. Para una determinada relación de valores, tales esfuerzos combinados pueden causar la fluencia o fractura del material, aún cuando individualmente no alcancen los valores de falla.

En la práctica, suele ser complejo y hasta a veces imposible idear experimentos que puedan cubrir cada detalle y cada particular combinación de esfuerzos, además un procedimiento de este tipo implicaría costos muy elevados. Por tal razón se necesitan hipótesis, teorías o criterios que permitan evaluar, comparar y relacionar un estado de esfuerzos cualquiera con los resultados experimentales de un ensayo simple ya sea de tracción compresión o cortante.

Los criterios de fluencia establecen la transición del material de la región elástica a la plástica. Este es un aspecto muy importante en el desarrollo del modelo computacional

Para determinar la fluencia de la guadua laminada, se usó el criterio generalizado del potencial de Hill [13] (1978), Hill fue el primero en realizar estudios sobre plasticidad anisotrópica. Su criterio es una versión generalizada del criterio de fluencia de Von Mises que modificado por Shih and Lee (1978) tiene en cuenta las diferencias en los esfuerzos de fluencia a tensión y compresión. El esfuerzo efectivo se expresa como [14]:

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{3}\{\sigma\}^T[M]\{\sigma\} - \frac{1}{3}\{\sigma\}^T\{\alpha\}} \quad (4.1)$$

Donde: $\{\sigma\}$ = Vector de estado de esfuerzos actual

$\{\alpha\}$ = Vector que representa la translación de la superficie de fluencia

$[M]$ = Matriz que describe la forma de la superficie de fluencia

Introduciendo un parámetro de material, K , el criterio de fluencia, F , es derivado como se muestra en la ecuación 4.2. La función, F , representa que cuando el esfuerzo efectivo es igual a K , el material alcanza la fluencia

$$F = \{\sigma\}^T [M] \{\sigma\} - \{\sigma\}^T \{\alpha\} - K = 0 \quad (4.2)$$

La matriz $[M]$ que describe la forma de la superficie de fluencia se puede escribir tal como se muestra en la ecuación 4.3.

$$M = \begin{pmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} & 0 & 0 & 0 \\ M_{12} & M_{22} & M_{23} & 0 & 0 & 0 \\ M_{13} & M_{23} & M_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & M_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & M_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & M_{66} \end{pmatrix} \quad (4.3)$$

Los términos de la diagonal en $[M]$ se pueden identificar evaluando el criterio de fluencia de la ecuación 4.2 para todas las condiciones de esfuerzos uniaxiales posibles. Los términos de la diagonal en $[M]$ están definidos en la ecuación 4.4.

$$M_{ii} = \frac{K}{\sigma_{+i}\sigma_{-i}}, \quad i = 1 \text{ a } 6 \quad (4.4)$$

Donde σ_{+i} y σ_{-i} representan los esfuerzos de fluencia en tensión y compresión respectivamente en la dirección i (Para el sistema de coordenadas XYZ, $i=X,Y,Z,XY,YZ,XZ$)

K se obtiene de normalizar $[M]$ respecto a M_{11} entonces:

$$K = \sigma_{+x}\sigma_{-x} \quad (4.5)$$

El vector α que describe la translación de la superficie de fluencia tiene la forma que se muestra en la ecuación 4.6.

$$\{\alpha\} = [\alpha_1 \ \alpha_2 \ \alpha_3 \ 0 \ 0 \ 0]^T \quad (4.6)$$

Donde $\alpha_{i=A_{ii}}(\sigma_{+i} - \sigma_{-i}) \quad i = (1,2,3) \quad (4.7)$

Asumiendo incompresibilidad plástica del material (no hay incremento en el volumen del material debido a la deformación plástica) se obtiene las ecuaciones 4.8 y 4.9.

$$\begin{aligned} M_{11} + M_{12} + M_{13} &= 0 \\ M_{12} + M_{22} + M_{23} &= 0 \end{aligned} \quad (4.8)$$

$$M_{13} + M_{23} + M_{33} = 0$$

y

$$\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 = 0 \quad (4.9)$$

Por lo tanto los términos fuera de la diagonal de la matriz $[M]$ están dados en la ecuación (4.10).

$$\begin{aligned}M_{12} &= -1/2 (M_{11} + M_{22} - M_{33}) \\M_{13} &= -1/2 (M_{11} - M_{22} + M_{33}) \\M_{23} &= -1/2 (-M_{11} + M_{22} + M_{33})\end{aligned}\tag{4.10}$$

Usando las ecuaciones 4.4, 4.7 y 4.9 se obtiene la ecuación (4.11) denominada ecuación de consistencia que debe ser satisfecha debido a los requerimientos de incompresibilidad plástica

$$\frac{\sigma_{+1} - \sigma_{-1}}{\sigma_{+1} \cdot \sigma_{-1}} + \frac{\sigma_{+2} - \sigma_{-2}}{\sigma_{+2} \cdot \sigma_{-2}} + \frac{\sigma_{+3} - \sigma_{-3}}{\sigma_{+3} \cdot \sigma_{-3}} = 0\tag{4.11}$$

También los esfuerzos de fluencia deben definir una superficie cerrada que es elíptica en su sección transversal. Una superficie de fluencia elíptica es definida si el siguiente criterio se cumple.

$$M_{11}^2 + M_{22}^2 + M_{33}^2 - 2(M_{11}M_{22} + M_{22}M_{33} + M_{11}M_{33}) < 0\tag{4.12}$$

Por lo tanto los esfuerzos de fluencia uniaxiales no son completamente independientes, en teoría están interrelacionados por los dos requerimientos anteriormente mencionados. Debido a esto no todos los esfuerzos de fluencia hallados experimentalmente permiten la aplicación del criterio de Hill. Sería necesario desarrollar un estudio estadístico para ajustar las propiedades mecánicas del material encontradas experimentalmente para satisfacer estos 2 criterios. Para superar esta restricción al igual que en trabajos como el de Hong [6] y Kharouf (2) se consideró la fluencia en tensión igual a la fluencia en compresión a pesar que en la realidad el esfuerzo de fluencia en tensión es menor que el de compresión en aproximadamente un 25% .

Algunas propiedades mecánicas del material tales como el modulo de cortante elástico y el esfuerzo de fluencia por cortante de los cuales no se disponía información experimental se obtuvieron a partir de las propiedades uniaxiales conocidas del material y mediante el modelo teórico desarrollado por Saliklis et al.[15] (2003), modelo que para la madera la cual es un material similar a la guadua laminada obtiene valores muy cercanos a los encontrados experimentalmente. Las siguientes ecuaciones fueron empleadas

Modulo de Cortante elástico

$$G_{TL}, G_{LT} = \frac{\sqrt{E_L \cdot E_T}}{2 \cdot (1 + \sqrt{\nu_{TL} \cdot \nu_{LT}})} \quad (4.13)$$

$$G_{TT} = \frac{\sqrt{E_T \cdot E_T}}{2 \cdot (1 + \sqrt{\nu_{TT} \cdot \nu_{TT}})} = \frac{E_T}{2 \cdot (1 + \nu_{TT})} \quad (4.14)$$

Deformación de fluencia por cortante

$$(\gamma_y)_{TL}, (\gamma_y)_{LT} = \frac{(\sigma_o)_T}{2(E_T - (E_t)_T)} \cdot \sqrt{\frac{E_T}{G_{TL}}} \quad (4.15)$$

$$(\gamma_y)_{TT} = \frac{(\sigma_o)_T}{2(E_T - (E_t)_T)} \cdot \sqrt{\frac{E_T}{G_{TT}}} \quad (4.16)$$

Donde: L=Subíndice que indica longitudinal o paralelo a la fibra

T= Subíndice que indica transvbersal o perpendicular a la fibra

E= Modulo de Elasticidad (MPa)

E_t= Modulo Tangente (MPa)

σ_o=Esfuerzo de fluencia (MPa)

La Tabla 4.1 muestra las propiedades mecánicas globales de la guadua laminada que fueron utilizadas en el desarrollo del modelo computacional, además describe la manera como se obtuvieron.

Tabla 4.1 Propiedades mecánicas globales de la guadua laminada

PROPIEDAD	VALOR	MÉTODO DE OBTENCIÓN
Modulo de elasticidad L (MPa)	32271.00	Ensayos de compresión uniaxial
Modulo de elasticidad R/T (MPa)	361.35	
Relación de Poisson RL	0.013	Supuesto(0.05xRelación de Poisson LT) de acuerdo al comportamiento de materiales similares
Relación de Poisson LT	0.25	Ensayo de Tracción
Relación de Poisson RT	0.25	Supuesto igual a Poisson LT de acuerdo al comportamiento de materiales similares
Modulo de Cortante RL/LT (MPa)	1617.03	Modelo de Saliklis
Modulo de Cortante RT (MPa)	144.54	
Esfuerzo de fluencia R (MPa)	4.40	Ensayos de compresión uniaxial Se asumió Compresión = Tensión
Esfuerzo de fluencia L (MPa)	29.83	
Esfuerzo de fluencia T (MPa)	4.40	
Modulo tangente (MPa)	27931.00	Ensayos de compresión uniaxial Se asumió Compresión = Tensión
Modulo tangente R (MPa)	252.30	
Modulo tangente T (MPa)	252.30	
Deformación por cortante (RT) (mm/mm)	0.03	Modelo de Saliklis
Deformación por cortante (RL,LT) (mm/mm)	0.01	
Esfuerzo de fluencia cortante RL/LT (MPa)	15.42	Ley de Hooke
Esfuerzo de fluencia cortante RT (MPa)	4.61	
Modulo tangente cortante RL (MPa)	161.70	Se asumió 0.1*Modulo de cortante de acuerdo al comportamiento de materiales similares
Modulo tangente cortante LT (MPa)	161.70	
Modulo tangente cortante RT (MPa)	14.45	

4.3 IDENTIFICACIÓN DE LA ZONA DE APLASTAMIENTO

La simulación computacional de un ensayo de aplastamiento con un modelo que incluya únicamente las propiedades globales de la Tabla 4.1 da como resultado una curva carga desplazamiento mucho más rígida y con menor capacidad que la obtenida del comportamiento real (Atoche [1]) (Figura 4.4). La diferencia en la rigidez se debe a que el modelo no tiene en cuenta la falla progresiva del material que origina la concentración de esfuerzos producidos por el fenómeno de aplastamiento, esta falla causa la degradación de la rigidez [16]. La capacidad experimental es mayor debido a la dilatación confinada, (Van der Put 2008 [17]) la configuración geométrica del ensayo de aplastamiento hace que la zona de carga debajo del sujetador tenga una gran cantidad de material alrededor que le da un mayor confinamiento e incrementa su capacidad.

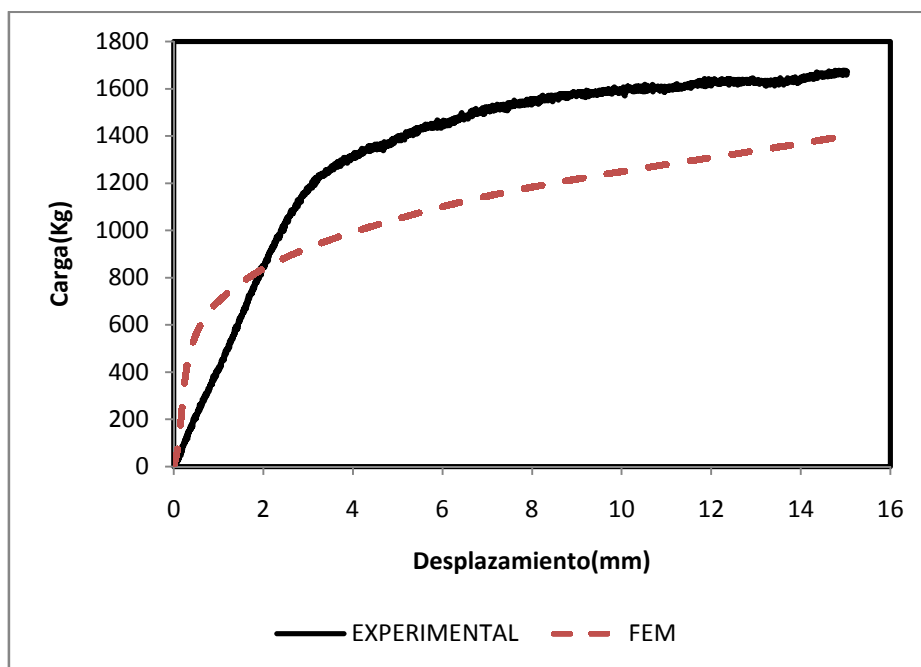


Figura 4.4. Resultados experimentales vs modelo FEM únicamente con propiedades globales

Para la obtención de esta zona se desarrollaron modelos computacionales que simularan un ensayo de aplastamiento (Figura 4.5) de acuerdo a la Norma ASTM D 5764 [12]. Las propiedades de los materiales utilizadas fueron las anteriormente mencionadas tanto para el acero del sujetador como para la guadua laminada, estas propiedades son las mismas que usa Atoche [1] en su trabajo de tesis. Las cargas fueron aplicadas en las 2 direcciones establecidas paralela y perpendicular al grano. La geometría utilizada en estos modelos se resume en la Tabla 4.2.

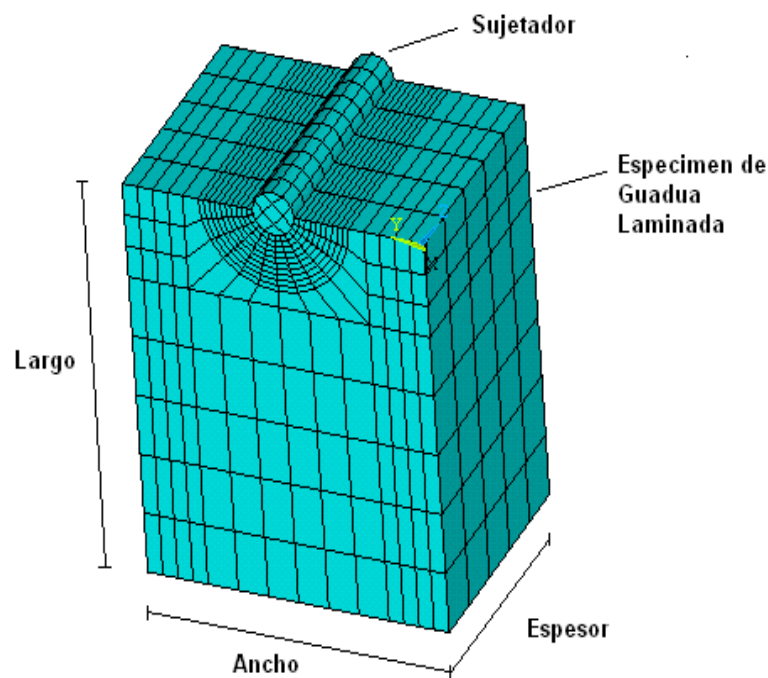


Figura 4.5. Modelo computacional que simula un ensayo de aplastamiento

Tabla 4.2. Geometría de los especímenes y diámetros de los sujetadores empleados en la determinación de la zona de aplastamiento.

Tipo de Sujetador	Diámetro (mm)	Dirección de aplicación de la carga	Dimensiones de los especímenes (mm)			Tamaño Zona de Aplastamiento (mm)
			Largo	Ancho	Espesor	
Clavos	3.05	Paralela	50	40	30	1.58
	3.05	Perpendicular	50	40	30	1.63
	3.76	Paralela	50	40	30	1.60
	3.76	Perpendicular	50	40	30	1.62
	4.19	Paralela	50	40	30	1.60
	4.19	Perpendicular	50	40	30	1.57
Varillas Roscadas	10.8	Paralela	160	130	60	1.60
	10.8	Paralela	160	110	60	1.57
	10.8	Paralela	160	130	30	1.63
	10.8	Perpendicular	160	130	60	1.58
	10.8	Perpendicular	160	110	60	1.59
	16.6	Paralela	160	130	60	1.60
	16.6	Paralela	160	130	30	1.60
	16.6	Paralela	160	150	20	1.60
	16.6	Perpendicular	160	130	60	1.60
	16.6	Perpendicular	160	130	30	1.58
	16.6	Perpendicular	160	150	70	1.60

Para cada uno de los modelos se midió el tamaño de la zona donde se presenta concentración de esfuerzos, esta zona se denominó zona de aplastamiento, encontrándose que esta incrementa su valor únicamente cuando el diámetro (D) aumenta, es independiente de la dirección de aplicación de la carga y su tamaño es de $1.6D$. Un esquema típico de la concentración de esfuerzos que se presenta en esta zona se muestra en la figura 4.6.

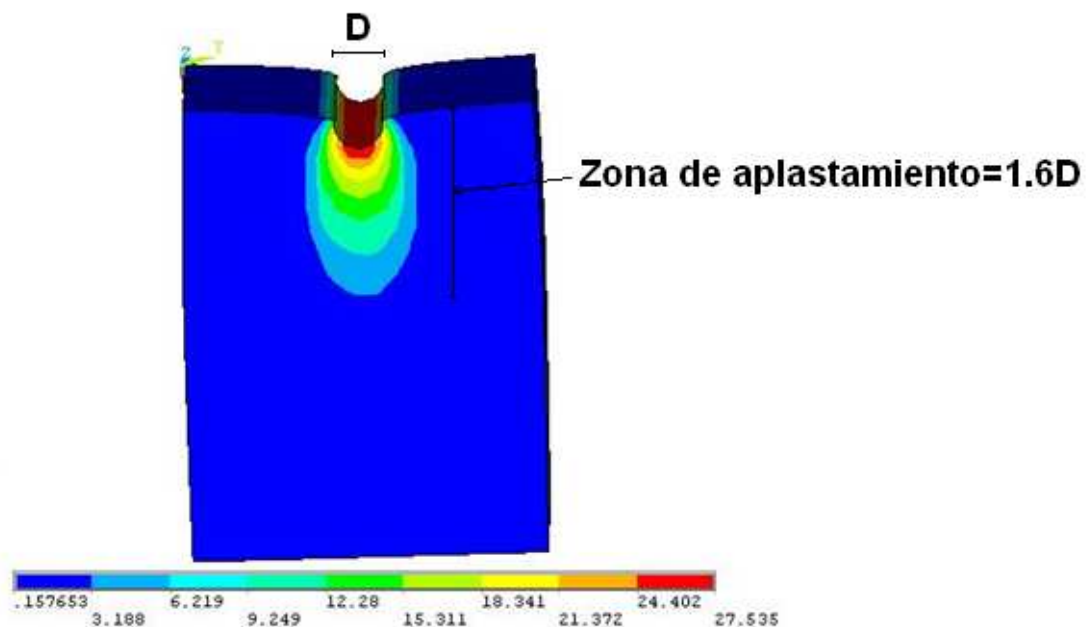


Figura 4.6. Distribución de esfuerzos obtenidos en la simulación computacional de un ensayo de aplastamiento

4.4 RELACIÓN DE LAS PROPIEDADES UNIAXIALES Y LAS PROPIEDADES DE APLASTAMIENTO EN LA GUADUA LAMINADA.

Para simular correctamente el fenómeno que produce el aplastamiento en el material, la zona de aplastamiento anteriormente definida debe incluir las propiedades obtenidas de un ensayo de aplastamiento, estas propiedades se van a llamar locales de aquí en adelante.

Para la obtención de las propiedades locales se desarrollo un modelo en el cual se definieron 2 zonas tal como lo indica la Figura 4.7. La zona 1 contiene las propiedades globales, y la zona 2 denominada de aplastamiento contiene estas mismas propiedades afectadas por una serie de factores (α y β) que permiten establecer una relación entre propiedades globales y locales. El factor (α) modifica el modulo de elasticidad y el factor (β) afecta el punto de fluencia.

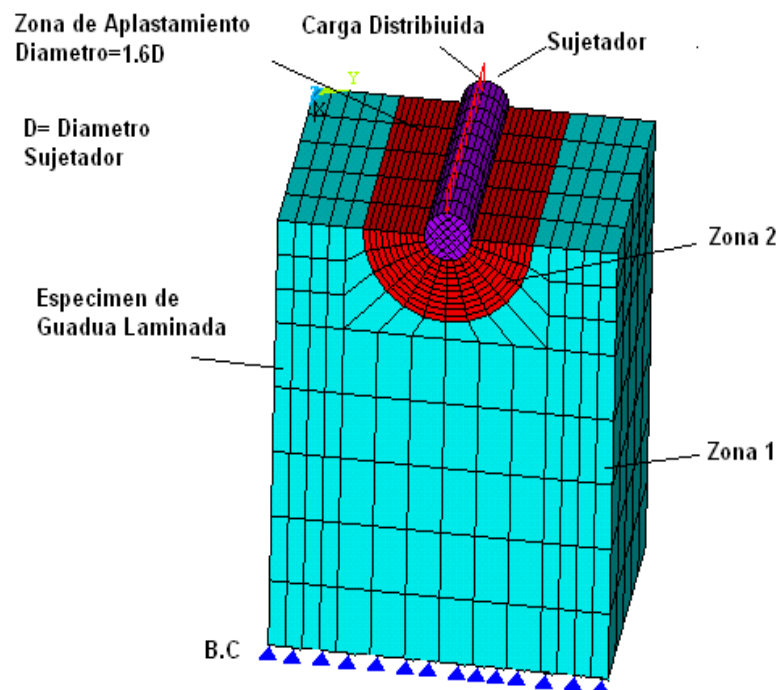


Figura 4.7. Modelo computacional para el ensayo de aplastamiento

Mediante iteraciones se encontraron los valores para α y β dados en términos de un factor $R=(\text{Ancho del espécimen} / \text{Diámetro del sujetador})$ que permiten que el modelo computacional prediga adecuadamente tanto la rigidez como la capacidad obtenida en ensayos experimentales, las iteraciones consistían inicialmente en encontrar un factor α que multiplicado por el modulo de elasticidad global permita encontrar el modulo de elasticidad local para un determinado diámetro del sujetador y un ancho del espécimen de guadua, una vez ajustado el modulo de elasticidad se comenzó a iterar valores de β de tal manera que este factor multiplicado por el esfuerzo de fluencia global permita encontrar al esfuerzo de fluencia local para un determinado diámetro del sujetador y un ancho del espécimen de guadua. Estos factores se establecieron tanto para clavos como para pernos, en las 2 direcciones definidas. Las expresiones finales obtenidas se muestran a continuación en la Tabla 4.3.

Tabla 4.3. Factores α y β

Factor	Dirección	Para Clavos	Para varillas roscadas
α	Paralela al grano α_L	$\frac{R}{560}$	$\frac{1}{40.4 - 0.4R}$
	Perpendicular al grano α_T	$\frac{R}{19}$	$\frac{R}{19}$
β	Paralela al grano β_L	$\frac{R}{8}$	$\frac{R}{0.6 + 0.4R}$
	Perpendicular al grano β_T	$\frac{R}{3}$	$\frac{R}{0.4 + 0.09R}$

Las Tabla 4.4 y 4.5 muestran las expresiones para calcular tanto el modulo de elasticidad como el esfuerzo de fluencia para la guadua laminada sometida a un ensayo de aplastamiento partiendo de las propiedades globales afectadas por los factores α y β mostrados en la Tabla 4.3.. Estas expresiones están dadas en función del parámetro $R=(\text{Ancho del espécimen} / \text{Diámetro del sujetador})$ (Figura 4.5) y tienen en cuenta el tipo de sujetador empleado (clavos o varillas roscadas).

Tabla 4.4. Modulo de elasticidad y esfuerzo de fluencia para un ensayo de aplastamiento con clavos

Propiedad	Dirección	Para clavos
Modulo de elasticidad	Paralela al grano E_L	$E_L = E_{LG} * \alpha_L = E_{LG} * \frac{R}{560}$
	Perpendicular al grano E_T	$E_T = E_{TG} * \alpha_T = E_{TG} * \frac{R}{19}$
Esfuerzo de fluencia	Paralelo al grano σ_L	$\sigma_L = \sigma_{LG} * \beta_L = \sigma_{LG} * \frac{R}{8}$
	Perpendicular al grano σ_T	$\sigma_T = \sigma_{TG} * \beta_T = \sigma_{TG} * \frac{R}{3}$

Tabla 4.5. Modulo de elasticidad y esfuerzo de fluencia para un ensayo de aplastamiento con varillas roscadas

Propiedad	Dirección	Para varillas roscadas
Modulo de elasticidad	Paralela al grano E_L	$E_L = E_{LG} * \alpha_L = E_{LG} * \frac{1}{40.4 - 0.4R}$
	Perpendicular al grano E_T	$E_T = E_{TG} * \alpha_T = E_{TG} * \frac{R}{19}$
Esfuerzo de fluencia	Paralelo al grano σ_L	$\sigma_L = \sigma_{LG} * \beta_L = \sigma_{LG} * \frac{R}{0.6 + 0.4R}$
	Perpendicular al grano σ_T	$\sigma_T = \sigma_{TG} * \beta_T = \sigma_{TG} * \frac{R}{0.4 + 0.09R}$

El subíndice G indica que son las propiedades globales.

Las propiedades restantes fueron obtenidas de la misma manera que las presentadas en la Tabla 4.1.

La norma ASTM D 5764 [12] para ensayos de aplastamiento específica como calcular el esfuerzo de fluencia a partir de una curva carga desplazamiento pero no específica como calcular la deformación unitaria de fluencia. El estudio llevado a cabo mediante el modelo computacional desarrollado en esta investigación permite concluir que la expresión para calcular esta deformación unitaria de fluencia es la mostrada a continuación.

$$\text{Deformacion unitaria de fluencia} = \frac{\text{Desplazamiento(mm)}}{\text{Zona de aplastamiento} = 1.6D} \quad (4.17)$$

En Trabajos como el de Hong [6] este valor se calcula dividiendo el desplazamiento entre el diámetro justificando este criterio únicamente con el hecho de que el diámetro es uno de los parámetros más importantes en el fenómeno de aplastamiento.

4.5 SIMULACIÓN COMPUTACIONAL DE ENSAYOS DE RESISTENCIA AL APLASTAMIENTO.

El objetivo principal del desarrollo de este modelo es realizar un estudio mucho más amplio del comportamiento de conexiones de guadua laminada, se pudo estudiar el efecto del diámetro, del tipo de sujetador y de la geometría del espécimen en la resistencia al aplastamiento utilizando diferentes geometrías incluyendo las empleadas en ensayos experimentales realizados por Atoche[1].

La Tabla 4.6 muestra los diámetros estudiados y la geometría de los especímenes.

Tabla 4.6. Geometría utilizada para reproducir computacionalmente un ensayo de aplastamiento con clavos

Clavos			Varillas roscadas		
Dimensiones del espécimen (mm)			Dimensiones del espécimen (mm)		
Longitud	Ancho	Espesor	Longitud	Ancho	Espesor
50	40	30	160	130	63.5
Diámetros (mm)			Diámetros (mm)		
2.77			10.8		
3.05			13.6		
3.76			16.6		
4.19			19.5		
5.16			22.3		
5.59			25.0		
6.05			28.2		
7.21					

Las cargas se aplicaron tanto en la dirección perpendicular como en la dirección paralela al grano. Las Figura 4.8 y 4.9 muestran la resistencia al aplastamiento de la guadua laminada bajo clavos y bajo varillas roscadas respectivamente, en estas figuras además de verificar la efectividad del modelo comparando los resultados obtenidos con los resultados experimentales de Atoche[1] se evaluaron diámetros comerciales adicionales que permiten identificar una distribución potencial de esta propiedad con relación al diámetro.

Adicionalmente estas curvas presentan una mayor resistencia en la dirección paralela debido a que las fibras se encuentran soportadas lateralmente.

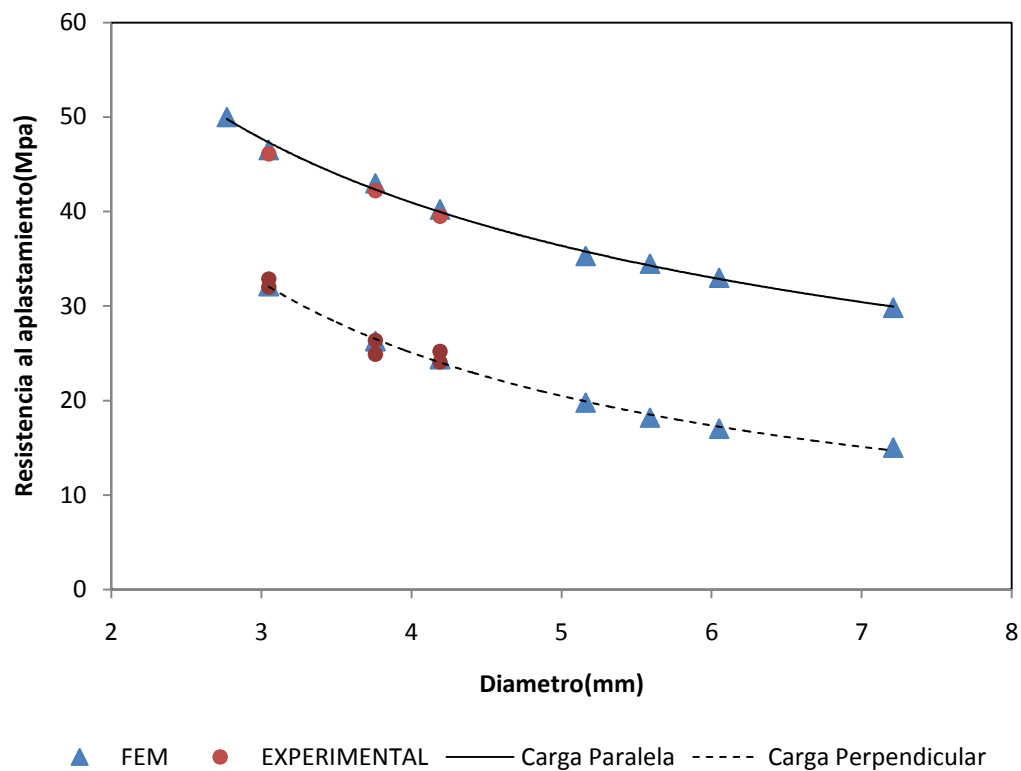


Figura 4.8. Relación entre la resistencia al aplastamiento y el diámetro del clavo

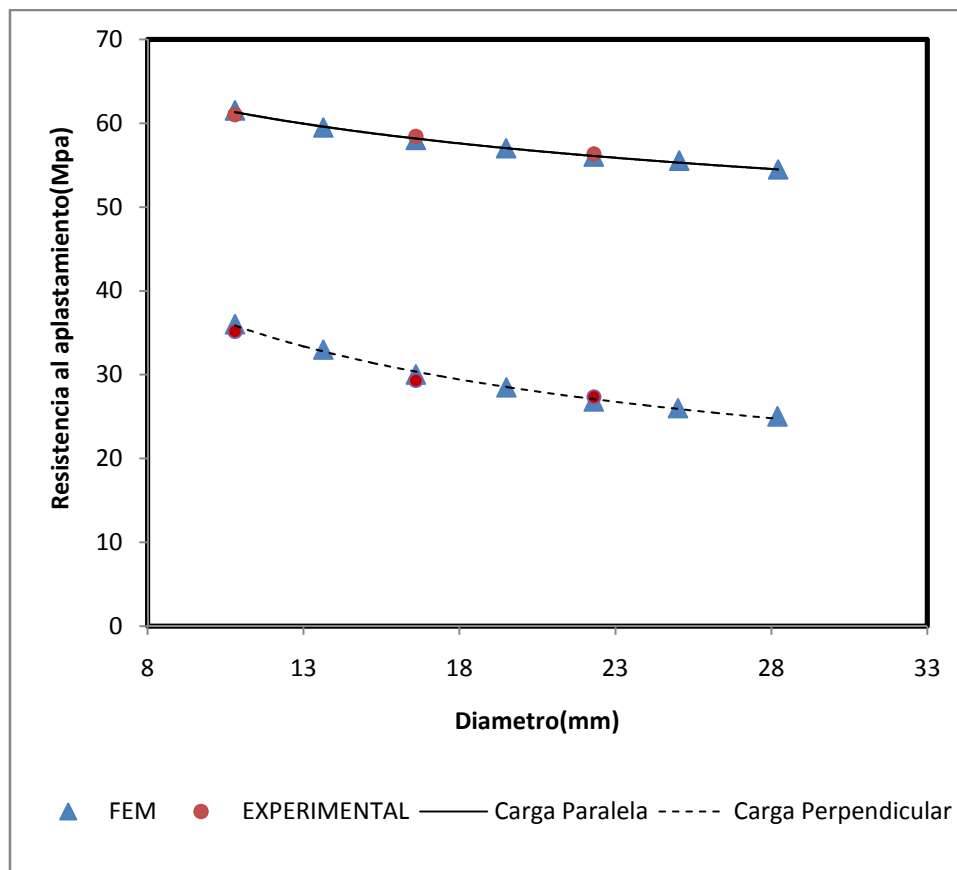


Figura 4.9. Relación entre la resistencia al aplastamiento y el diámetro de la varilla roscada

En las Figuras 4.8 y 4.9 la línea continua representa la tendencia que tiene el comportamiento de la resistencia al aplastamiento cuando la carga es aplicada en la dirección paralela al grano, la línea punteada representa la tendencia de esta propiedad cuando la carga aplicada es perpendicular al grano.

Las Figuras 4.8 y 4.9 permiten generar expresiones que relacionan el diámetro con la resistencia al aplastamiento.

Las expresiones encontradas fueron las siguientes:

Para clavos

$$\text{Carga Paralela} \quad R_{AC\parallel} = 85.6 \cdot D^{-0.50} \quad (4.18)$$

$$\text{Carga Perpendicular} \quad R_{AC\perp} = 87.9 \cdot D^{-0.90} \quad (4.19)$$

Para pernos

$$\text{Carga Paralela} \quad R_{AP\parallel} = 82.1 \cdot D^{-0.10} \quad (4.20)$$

$$\text{Carga Perpendicular} \quad R_{AP\perp} = 90 \cdot D^{-0.40} \quad (4.21)$$

Otro aspecto importante en el comportamiento de la resistencia al aplastamiento es su incremento a medida que el diámetro disminuye, este fenómeno es explicado en base a la teoría de la dilatación confinada (Van der Put ,2008 [17]). Un espécimen con una relación ancho/diámetro grande tiene mucha más cantidad de material disponible alrededor del área cargada que le da un mayor confinamiento e incrementa su capacidad. Por el contrario un espécimen con una relación ancho/diámetro menor desarrolla un pobre confinamiento y por lo tanto la capacidad es mucho más baja. De acuerdo a esto la relación $R=\text{ancho}/\text{diámetro}$ juega un papel muy importante en la resistencia al aplastamiento de este tipo de materiales por lo cual se realizó un estudio mediante el modelo computacional donde se evaluó la capacidad de aplastamiento del material a diferentes valores de R.

Los valores de R utilizados tanto para clavos como para pernos se resumen en la Tabla 4.7, para el cálculo de estos valores se utilizaron los diámetros de la Tablas 4.6 y anchos de especímenes de 40, 60 y 80 mm para clavos y 130, 150 y 170 mm para pernos. La longitud y el espesor fueron los mismos de la Tabla 4.6

Tabla 4.7 Valores de R usados en la simulación computacional de ensayos de aplastamiento

R=Ancho / Diámetro	
Clavos	Varillas Roscadas
15.5	15.4
14.4	12.5
14.3	12.0
13.2	10.8
13.1	9.5
11.6	8.7
11.1	8.4
10.7	7.8
10.6	7.4
9.9	6.8
9.5	6.7
8.3	6.0
7.8	5.8
7.2	5.2
6.6	4.6
5.5	

Los resultados obtenidos tanto para clavos como para varillas roscadas se muestran en la Figuras 4.10 y 4.11 en donde se evidencia una relación lineal entre la resistencia al aplastamiento y el factor R para las 2 direcciones de carga consideradas (paralela y perpendicular al grano).

Las Figuras 4.10 y 4.11 muestran una comparación de los resultados experimentales de Atoche[1] con los resultados del modelo computacional, además presentan valores de resistencia al aplastamiento adicionales evaluados mediante el modelo computacional. La línea continua representa la tendencia que tiene el comportamiento de la resistencia al aplastamiento cuando la carga es aplicada en la dirección paralela al grano, la línea punteada representa la tendencia de esta propiedad cuando la carga aplicada es perpendicular al grano

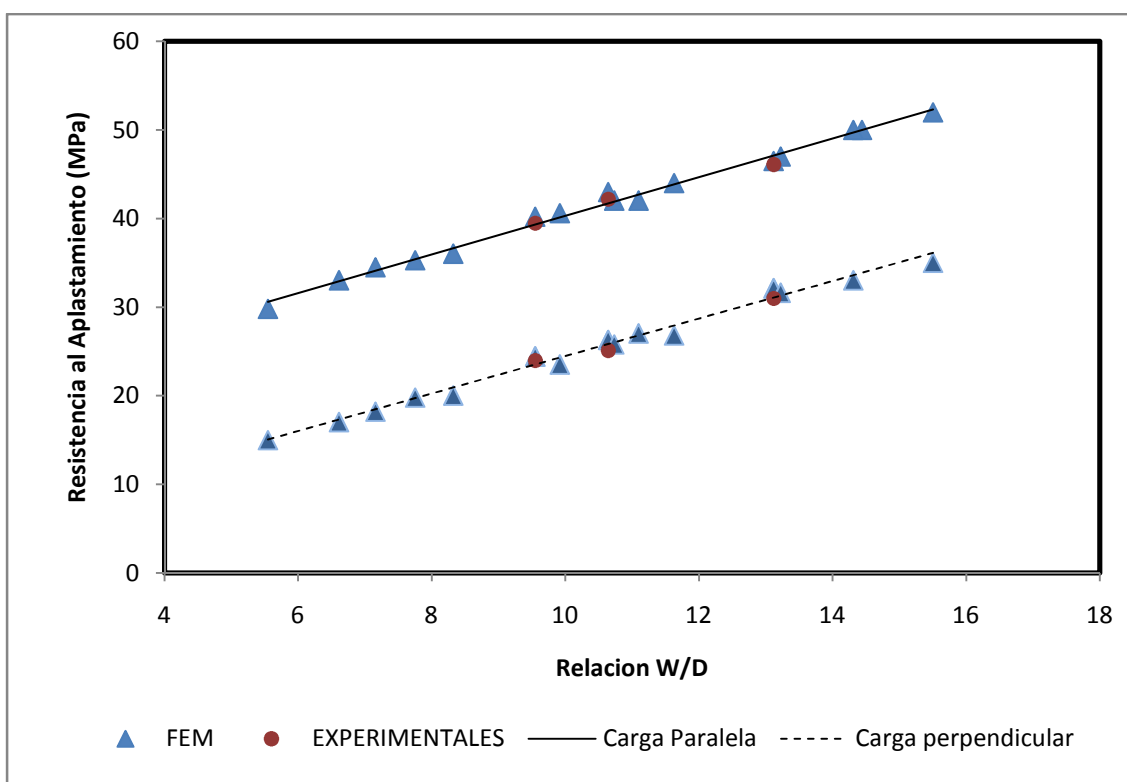


Figura 4.10. Relación entre la resistencia al aplastamiento y la relación (Ancho del espécimen/Diámetro del clavo)

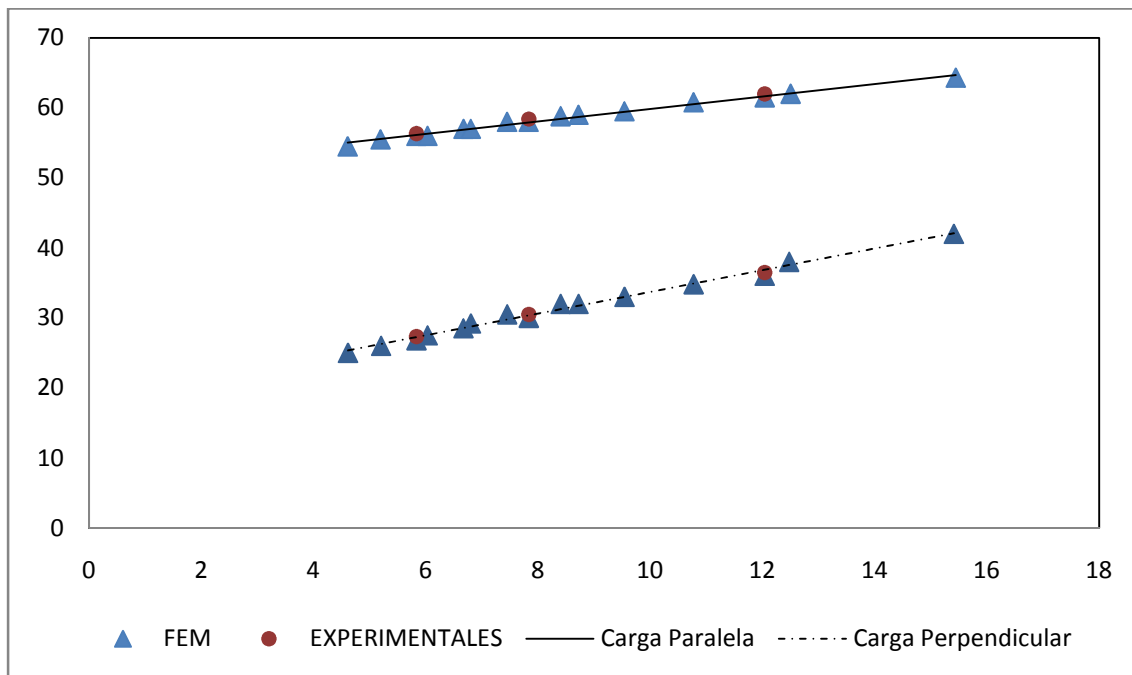


Figura 4.11. Relación entre la resistencia al aplastamiento y la relación (Ancho del espécimen/Diámetro de la varilla roscada)

Las Figuras 4.10 y 4.11 permiten generar expresiones que relacionan el parámetro, R , con la resistencia al aplastamiento.

Las expresiones encontradas fueron las siguientes:

Para clavos

$$\text{Carga Paralela} \quad R_{AC\parallel} = 2.2 \cdot R + 18 \quad (4.22)$$

$$\text{Carga Perpendicular} \quad R_{AC\perp} = 2.1 \cdot R + 3 \quad (4.23)$$

Para pernos

$$\text{Carga Paralela} \quad R_{AP\parallel} = 0.9 \cdot R + 50 \quad (4.24)$$

$$\text{Carga Perpendicular} \quad R_{AP\perp} = 1.6 \cdot R + 18 \quad (4.25)$$

Las ecuaciones en términos del parámetro, R , permiten calcular la resistencia al aplastamiento de especímenes con diferentes anchos lo que hace que este tipo de ecuaciones tengan mucha más aplicabilidad que las que consideran únicamente el diámetro del sujetador. Se recomienda validar experimentalmente la influencia de la relación ancho/diámetro en la resistencia al aplastamiento.

Por último las Figuras 4.12 a 4.15 muestran las curvas esfuerzo deformación obtenidas de la simulación computacional de ensayos de aplastamiento tanto en clavos como en varillas roscadas cuando la carga es aplicada en la dirección paralela y perpendicular, podemos observar que un incremento en el diámetro reduce la capacidad y la rigidez.

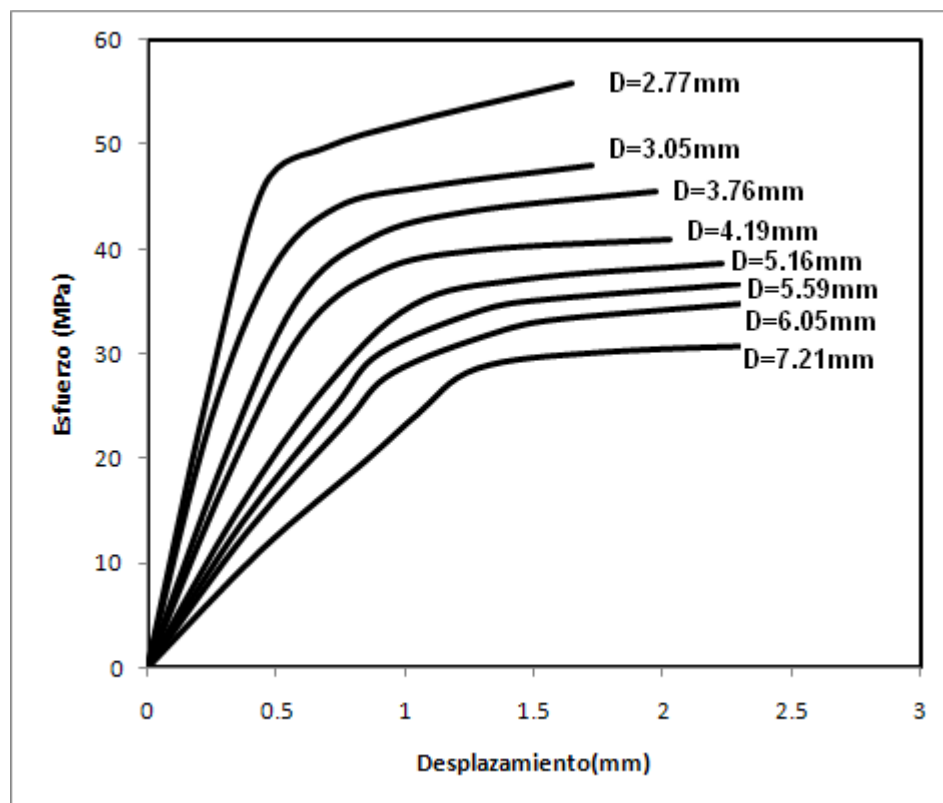


Figura 4.12. Curva esfuerzo desplazamiento para diferentes diámetros de clavos, carga aplicada en la dirección paralela

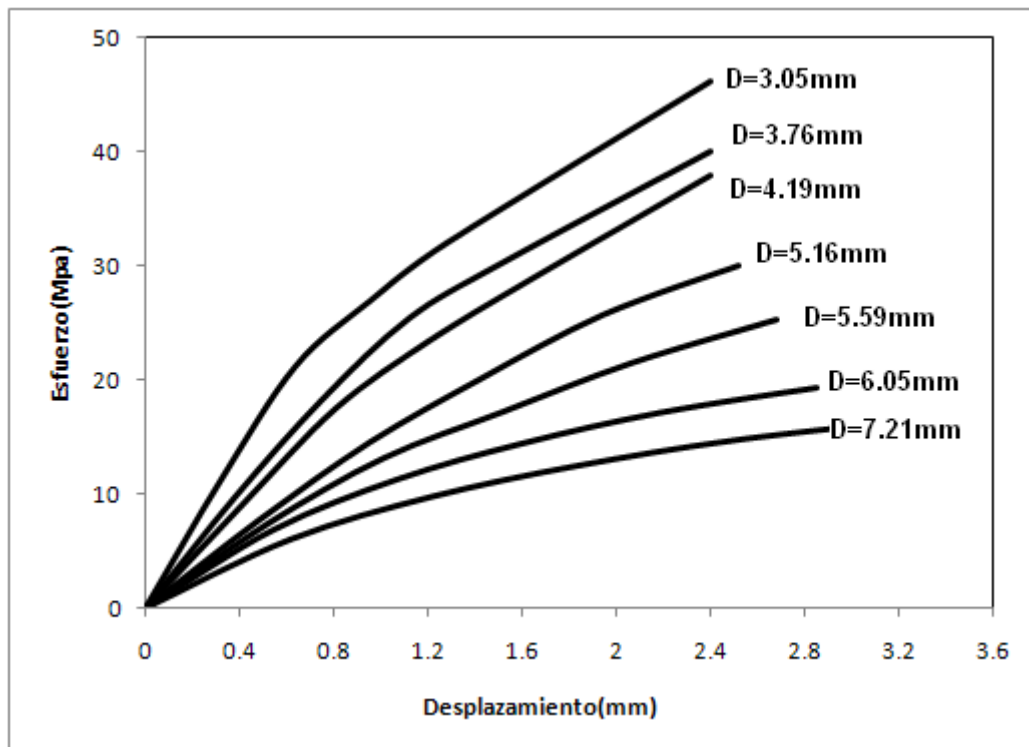


Figura 4.13. Curva esfuerzo desplazamiento para diferentes diámetros de clavos, carga aplicada en la dirección perpendicular

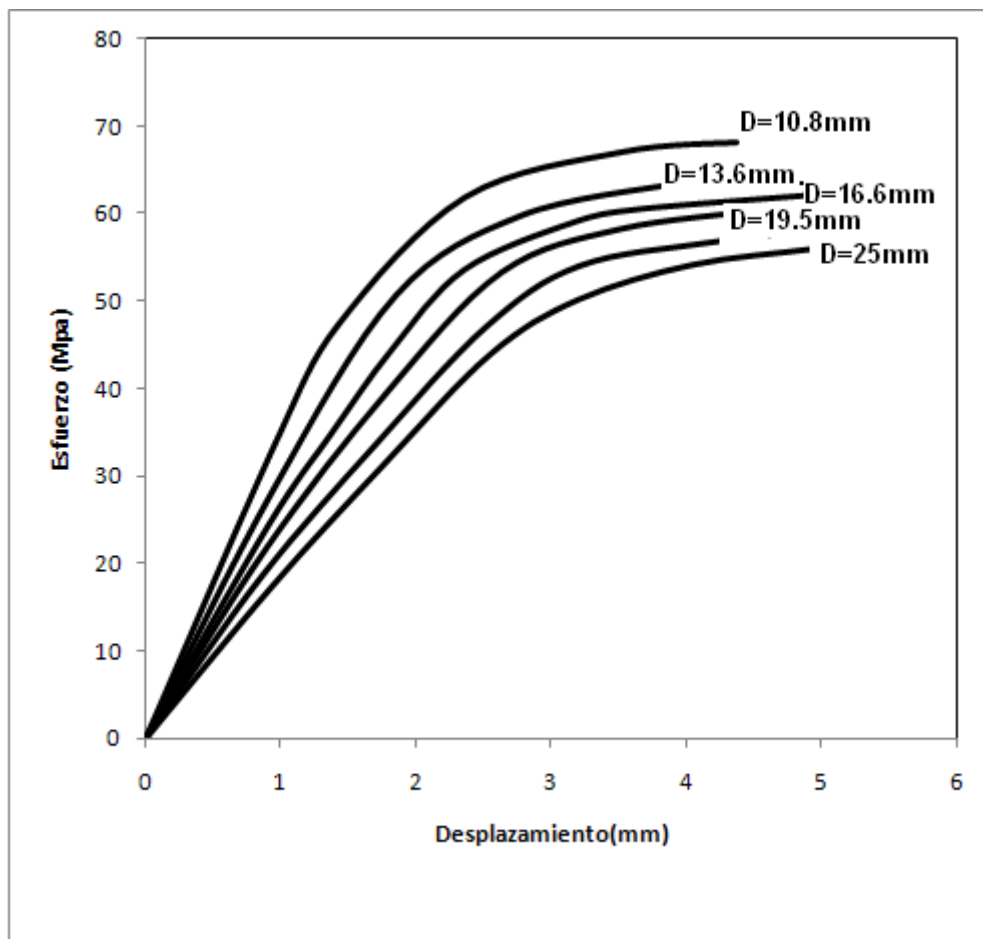


Figura 4.14. Curva esfuerzo desplazamiento para diferentes diámetros de varillas roscadas, carga aplicada en la dirección paralela

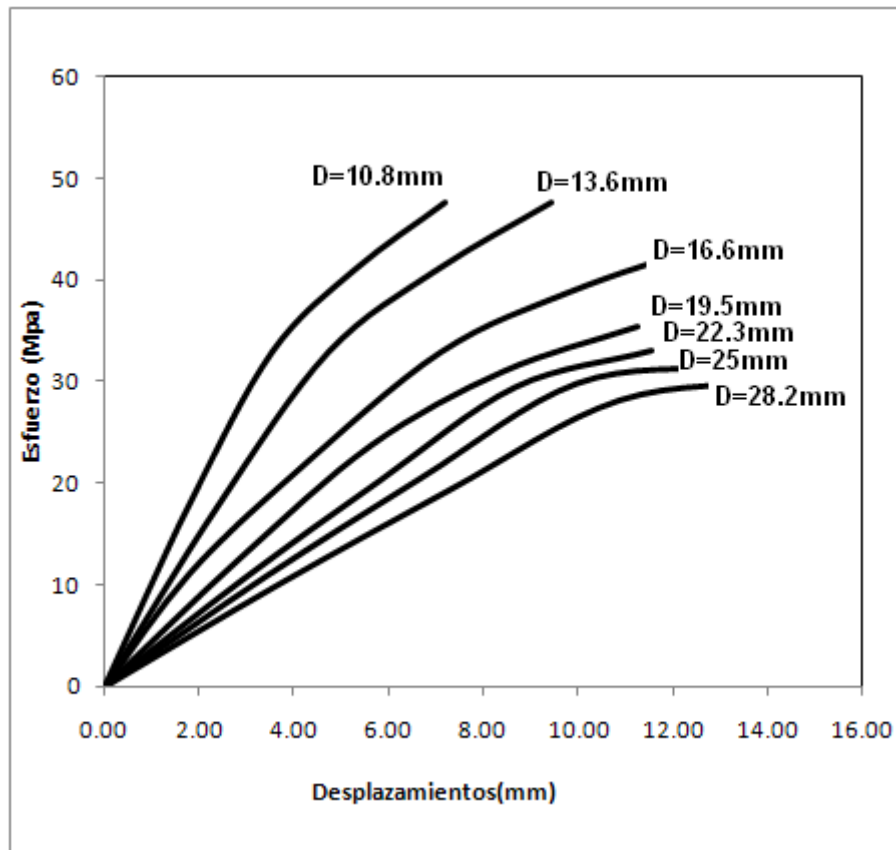


Figura 4.15. Curva esfuerzo desplazamiento para diferentes diámetros de varillas roscadas, carga aplicada en la dirección perpendicular

4.6. SIMULACIÓN DE CONEXIONES A CORTANTE DOBLE

Una vez definido el modelo de material que simulara de una manera adecuada el fenómeno de aplastamiento de la guadua laminada, se realizaron modelos computacionales de conexiones a cortante doble para efectuar su correspondiente estudio. La geometría de las conexiones fue la misma utilizada en el trabajo de Atoche [1] ya que esta permitía evaluar los 3 modos de falla establecidos en la NDS (2001) [10]. Los modelos desarrollados incluyen conexiones clavadas y pernadas únicamente sometidas a cargas laterales, las condiciones de borde del modelo establecidas garantizan que la conexión este trabajando netamente a carga lateral. Un parámetro de gran relevancia es la fricción, ya que sin esta el sujetador y por ende la conexión experimentarían grandes desplazamientos al deslizarse libremente, ocasionando un movimiento de cuerpo rígido. Debido a la ausencia de valores de fricción entre guadua y acero, se uso el valor de fricción entre la madera y el acero generalmente reportado para implementaciones de elementos finitos en aplicaciones de madera (Smith 1983) este valor es de 0.7. Los elementos utilizados en el proceso de mallado mediante el Software Ansys v.10 (ANSYS, Inc) fueron los mismos del modelo de aplastamiento Solid45 y Conta174. Las cargas se aplicaron perpendiculares al eje longitudinal del sujetador y sobre los elementos de guadua laminada. Los resultados de la simulación computacional permiten obtener curvas carga desplazamiento y aplicando el método del corrimiento se pudo calcular la capacidad de la conexión.

Para fines de la validación del modelo computacional desarrollado para el estudio de conexiones, se compararon los resultados obtenidos con los resultados experimentales del trabajo de Atoche[1]. Las Figuras 4.16 a 4.19 muestran la eficiencia del modelo computacional tanto en la predicción de las curvas carga desplazamiento como en la identificación del modo de falla.

La Figura 4.16 muestra una curva típica carga desplazamiento de una conexión obtenida mediante ensayos experimentales, se observa que el modelo computacional genera una curva idéntica a la real. Por otra parte el modelo computacional desarrollado es capaz de predecir correctamente el modo de fluencia que gobierna el comportamiento de las conexiones, esto se puede observar en las Figuras 18, 19 y 20

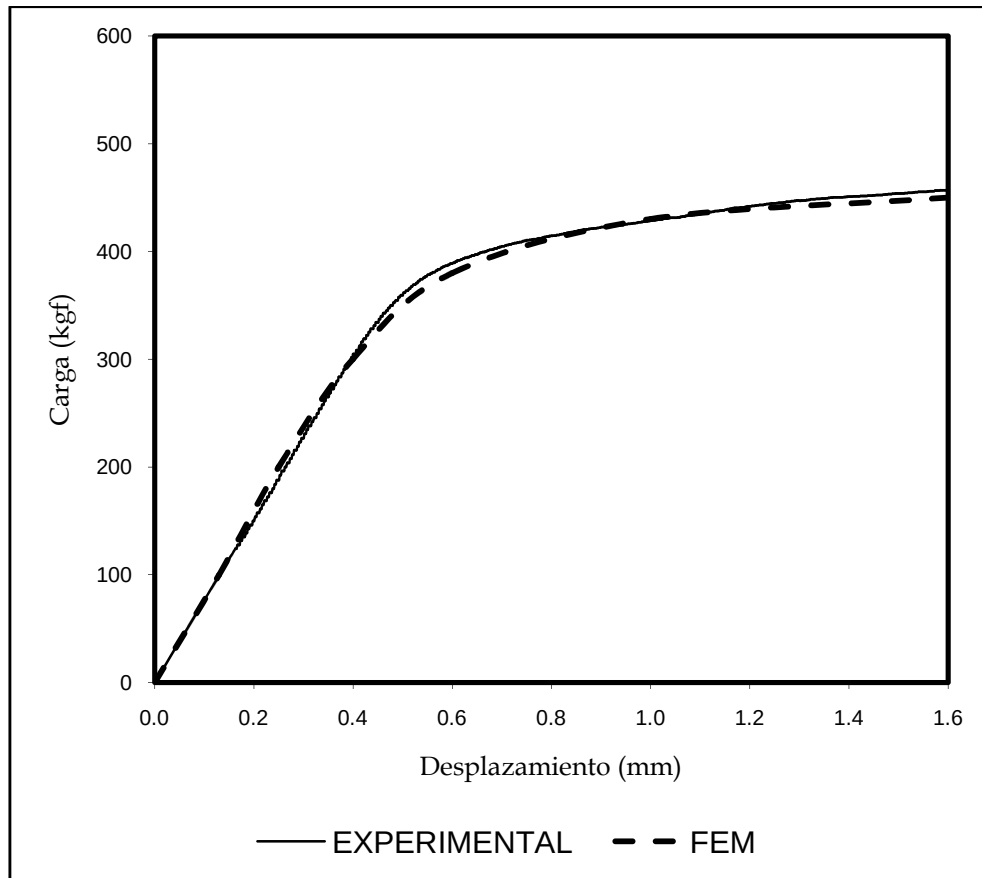
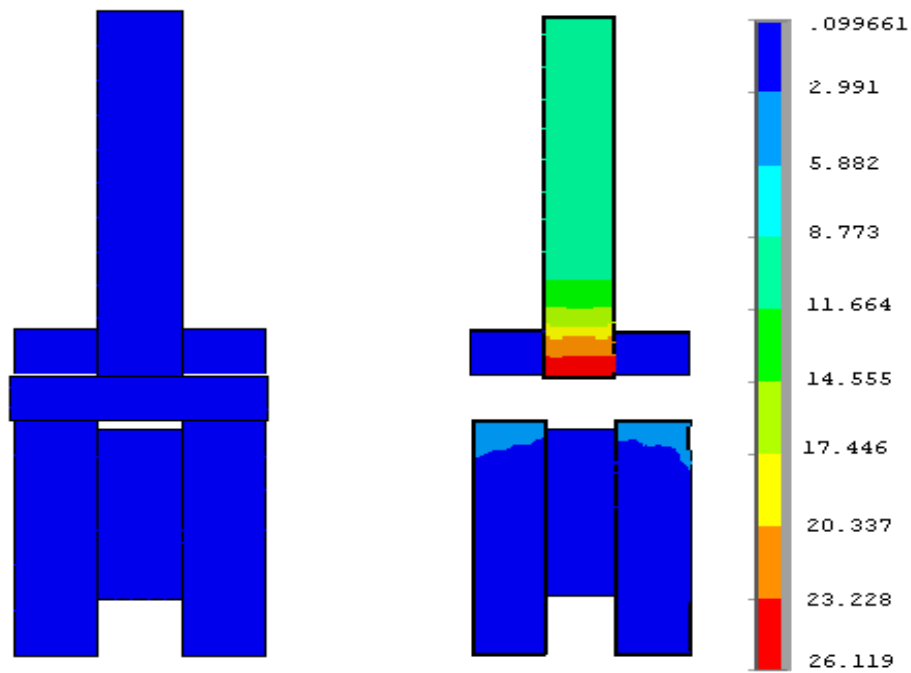


Figura 4.16. Comparación de las curvas Carga- Desplazamiento en una conexión.

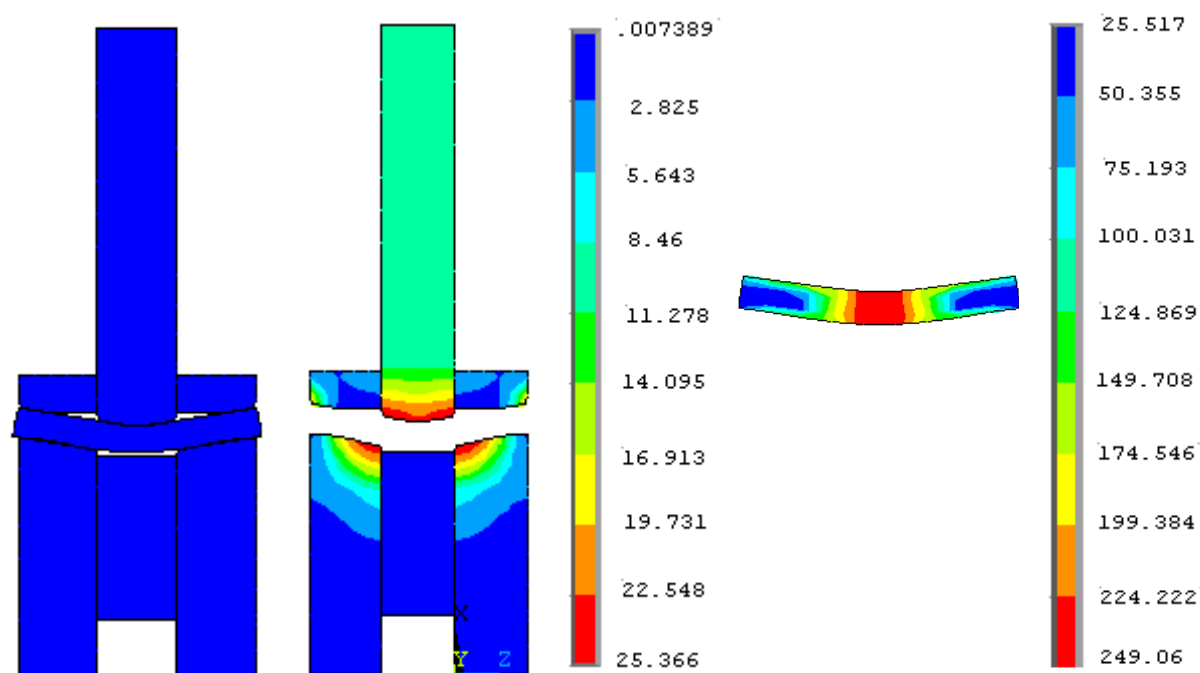


a)



b)

Figura 4.17. Modo Im de falla, a) Deformación y esfuerzos modelo FEM, b) Deformación modelo experimental



a)



b)

Figura 4.18. Modo III de falla, a) Deformación y esfuerzos modelo FEM, b)
Deformación modelo experimental

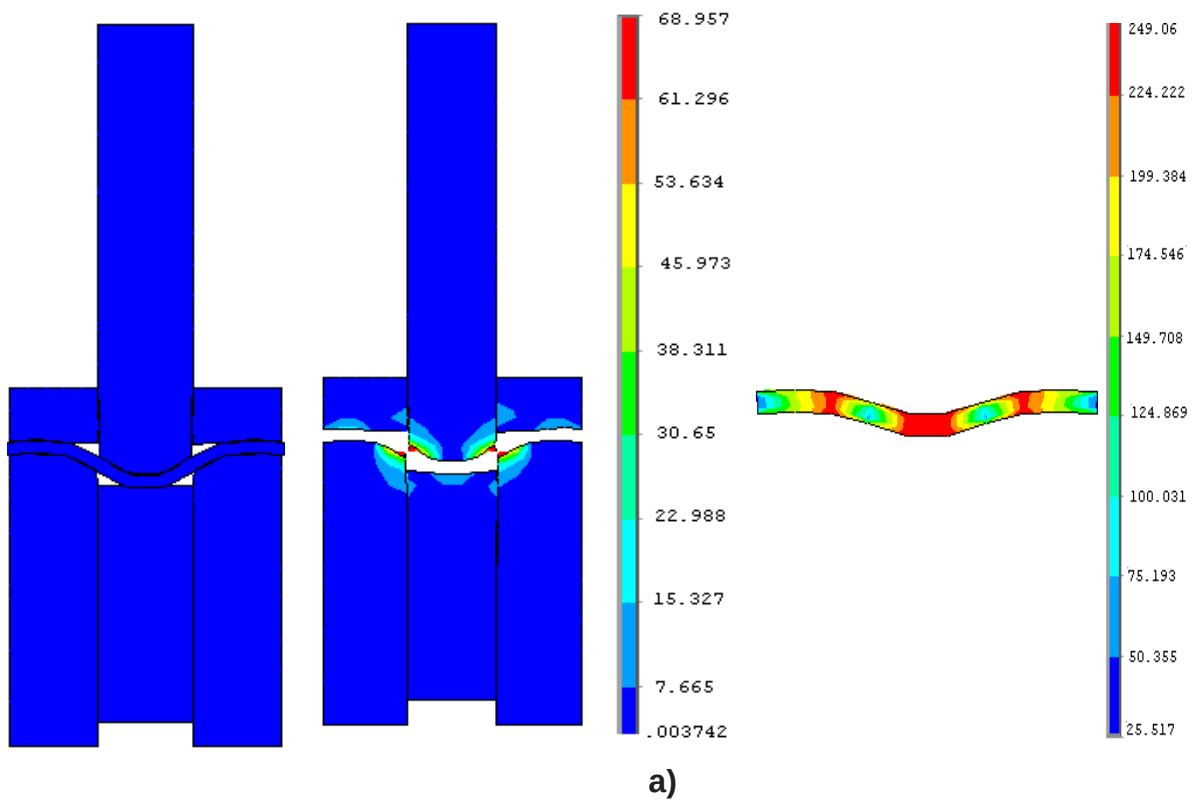


Figura 4.19. Modo IV de falla ,a) Deformación y esfuerzos modelo FEM, b)
Deformación modelo experimental

4.7 VALIDACIÓN DEL MODELO COMPUTACIONAL POR MEDIO DE MODELOS ANALÍTICOS

En este trabajo se evalúa la teoría de la fluencia con el fin de determinar su eficiencia en la predicción de la capacidad de carga en conexiones con guadua laminada y por ende la posibilidad de ser adoptada como metodología de diseño en conexiones para este tipo de material

La denominada “*Teoría o Modelo Europeo de la fluencia*” (EYM), es una metodología de diseño para madera basada en la mecánica, que permite determinar la capacidad lateral de conexiones a cortante simple (un solo plano de corte) y conexiones a cortante doble (dos planos de corte) compuestas por un solo sujetador tipo pasador (perno o clavo). En esta teoría, los esfuerzos admisibles del material son comparados con los esfuerzos de trabajo calculados a partir de las cargas de servicio.

Debido a la similitud como material estructural entre la guadua laminada y la madera se estudio esta metodología de diseño con el fin de determinar su aplicabilidad en el cálculo de la capacidad de conexiones con guadua laminada. Tomado diferentes configuraciones de conexiones se compararon los resultados del modelo computacional previamente validado a partir de modelos experimentales con los resultados obtenidos por dicha teoría. La geometría utilizada fue la misma de Atoche[1]. Los resultados se muestran en la figuras 4.20 y 4.21

Las Figuras 4.20 y 4.21 muestran la predicción de la teoría de la fluencia versus los valores obtenidos mediante el modelo computacional, manteniendo fija la dimensión del miembro principal se tomaron diferentes valores en los miembros secundarios para cada tipo de diámetro y aplicando las expresiones de la teoría de la fluencia se pudieron obtener curvas que muestran para un diámetro específico la relación entre el espesor de los miembros laterales de una conexión, la carga que resiste y el modo de falla que la gobierna. Se puede concluir que a pesar que los resultados del modelo y los de la TYM son cercanos esta ultima presenta casi siempre valores mayores.

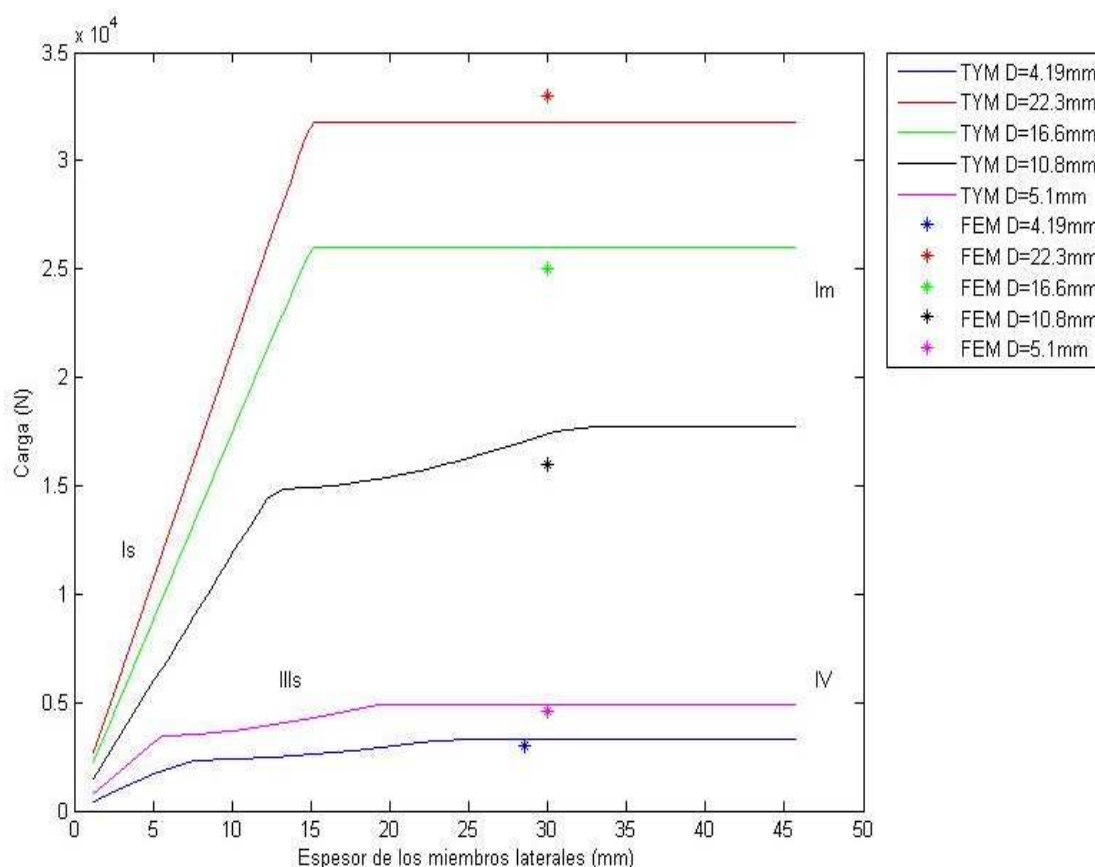
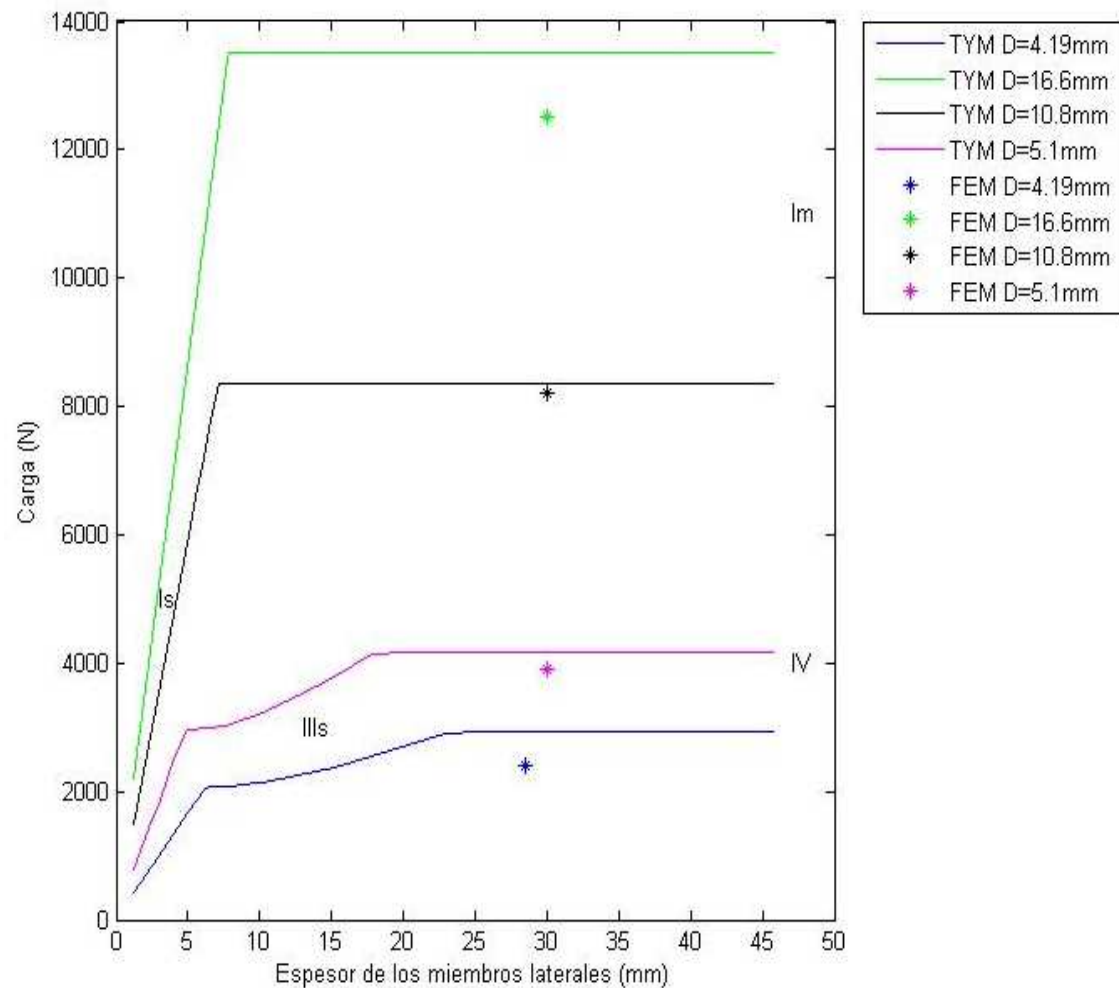


Figura 4.20. Predicción de la teoría de la fluencia vs. modelo FEM
carga paralela al grano



**Figura 4.21. Predicción de la teoría de la fluencia vs. modelo FEM
carga perpendicular al grano**

Las Figuras 4.22 a 4.24 muestran que el modelo computacional de conexiones sometidas a cargas laterales genera unos modos de falla idénticos a los encontrados en la EYM,

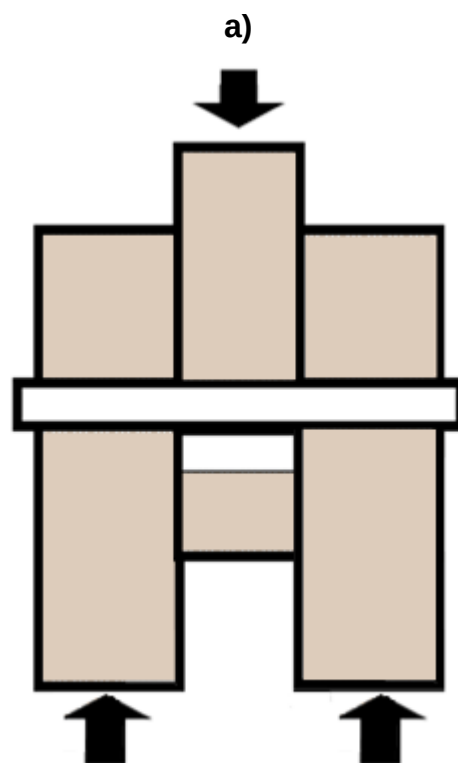
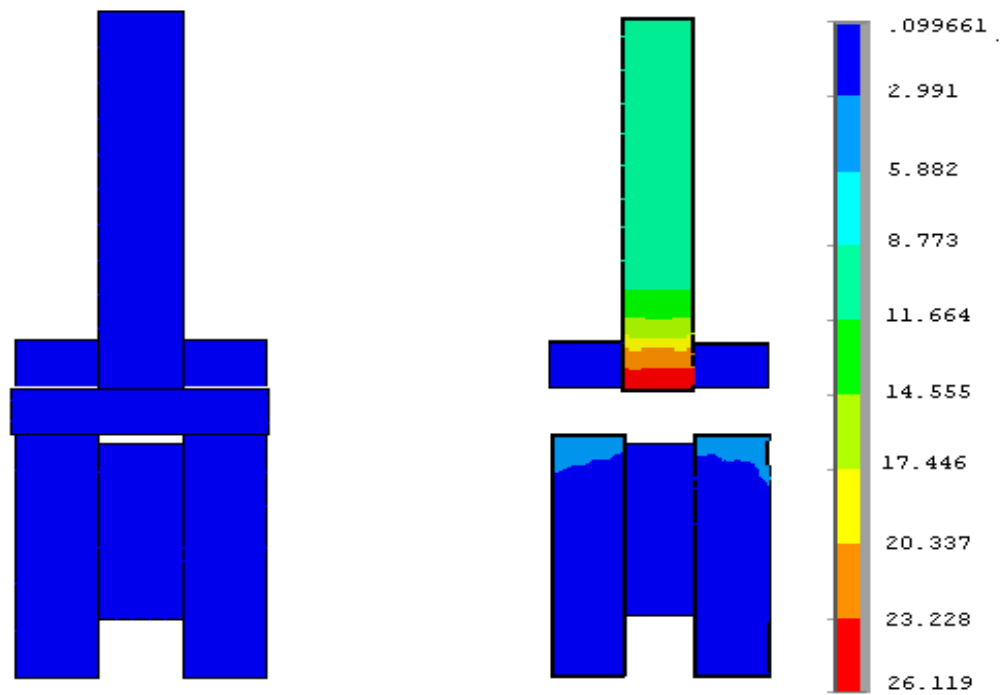


Figura 4.22. Modo I_m de falla, a) Deformación y esfuerzos modelo FEM, b) Deformación teoría de la fluencia

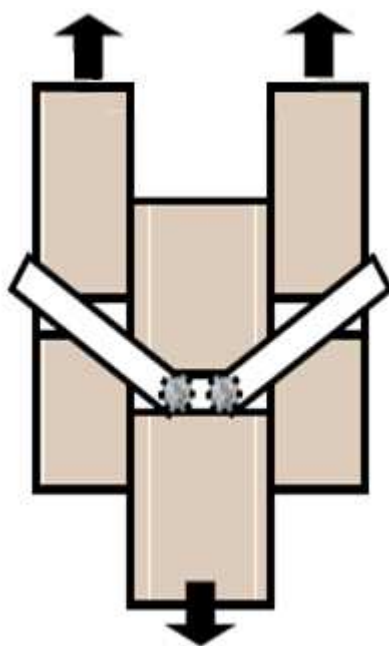
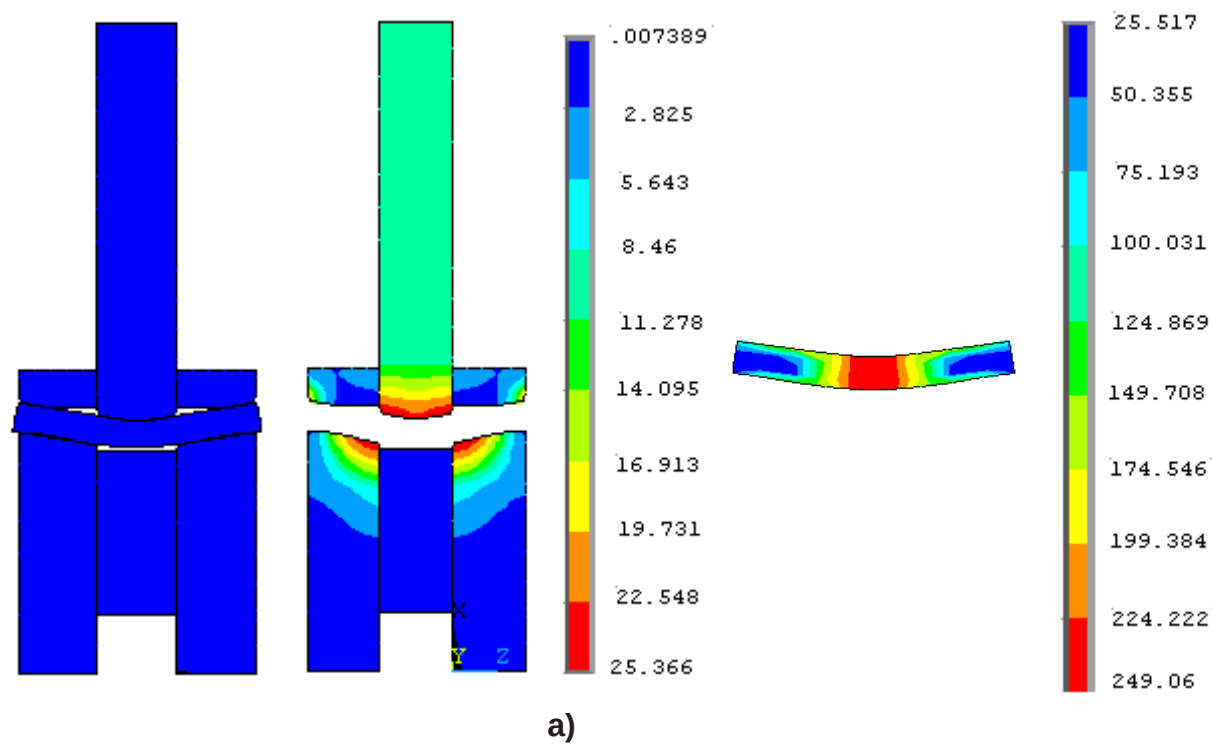
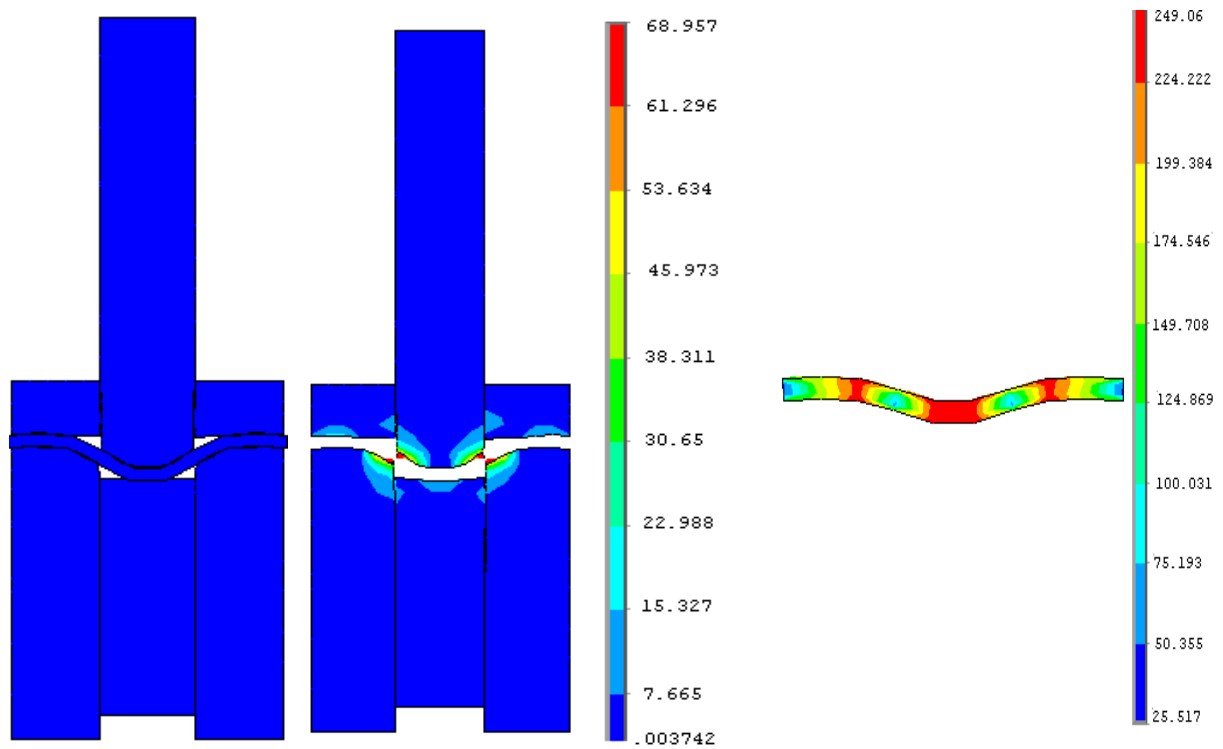
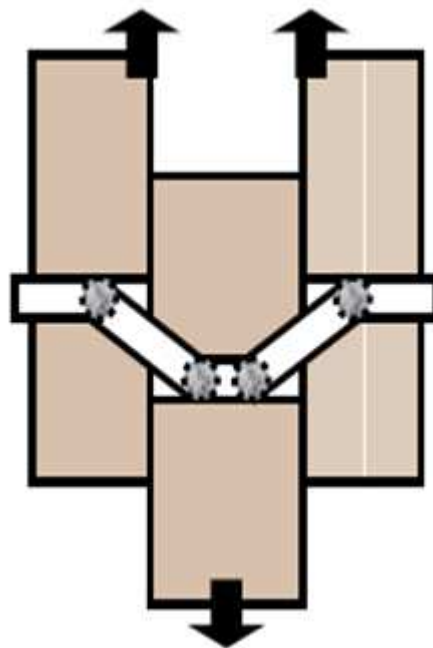


Figura 4.23. Modo III de falla, a) Deformación y esfuerzos modelo FEM, b) Deformación teoría de la fluencia



a)



b)

Figura 4.24. Modo IV de falla, a) Deformación y esfuerzos modelo FEM, b) Deformación teoría de la fluencia

5. ESTUDIO DE DIVERSAS VARIABLES QUE AFECTAN EL COMPORTAMIENTO DE LAS CONEXIONES EN GUADUA LAMINADA MEDIANTE EL MODELO COMPUTACIONAL

5.1 EFECTO DE LA DISTANCIA AL EXTREMO

Una vez validada la efectividad del modelo en conexiones con guadua laminada, se estudió el efecto de la distancia al extremo en el comportamiento de estas. Se escogió una conexión en la cual la carga se aplicó paralela a la dirección de las fibras, la distancia al extremo que es la distancia medida paralelamente a las fibras desde el extremo de un miembro hasta el centro del perno más cercano (Figura 5.1) se tomó igual a $4D$ donde D es el diámetro del sujetador, esta distancia es especificada en la Norma NDS-2001[10] para garantizar la falla de la conexión por aplastamiento del material

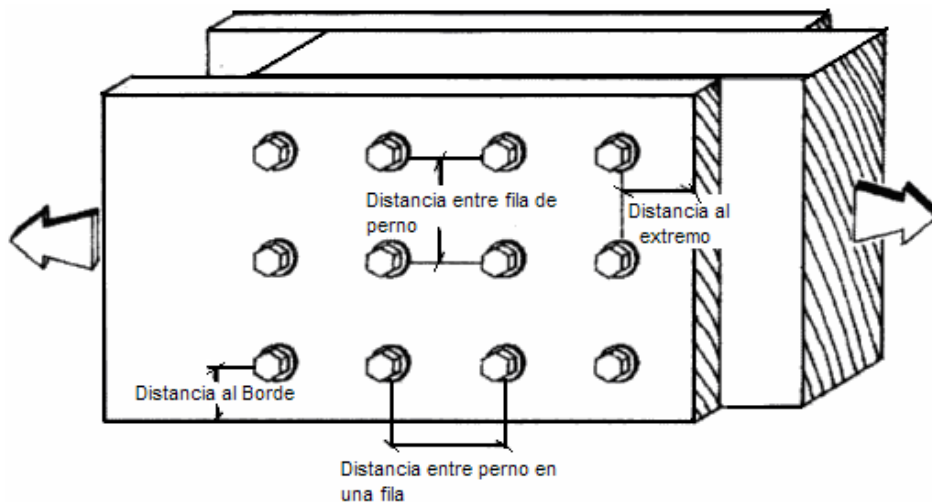


Figura 5.1. Distancia al extremo en una conexión

La geometría de la conexión y un esquema de la misma se muestra en la figura 5.2

Diámetro clavo (mm)	Espesor miembro principal(mm)	Espesor miembro secundario(mm)
4.19	30	30

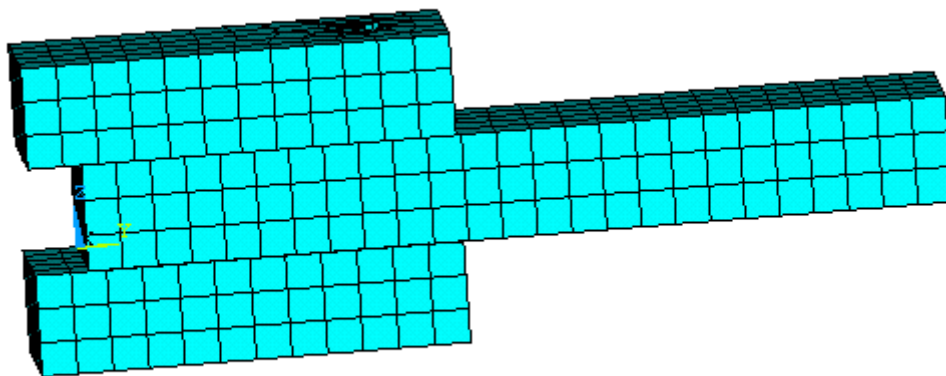


Figura 5.2. Geometría de la conexión

la capacidad de la conexión fue de 2890N y el modo de falla gobernante fue el modo IV. Para este mismo modelo se evaluó la capacidad de la conexión usando distancias al extremo entre 2D y 6D, se observó que esta variable afecta principalmente los esfuerzos de tensión perpendicular a la fibra los resultados obtenidos se muestran en la Figura 5.3.

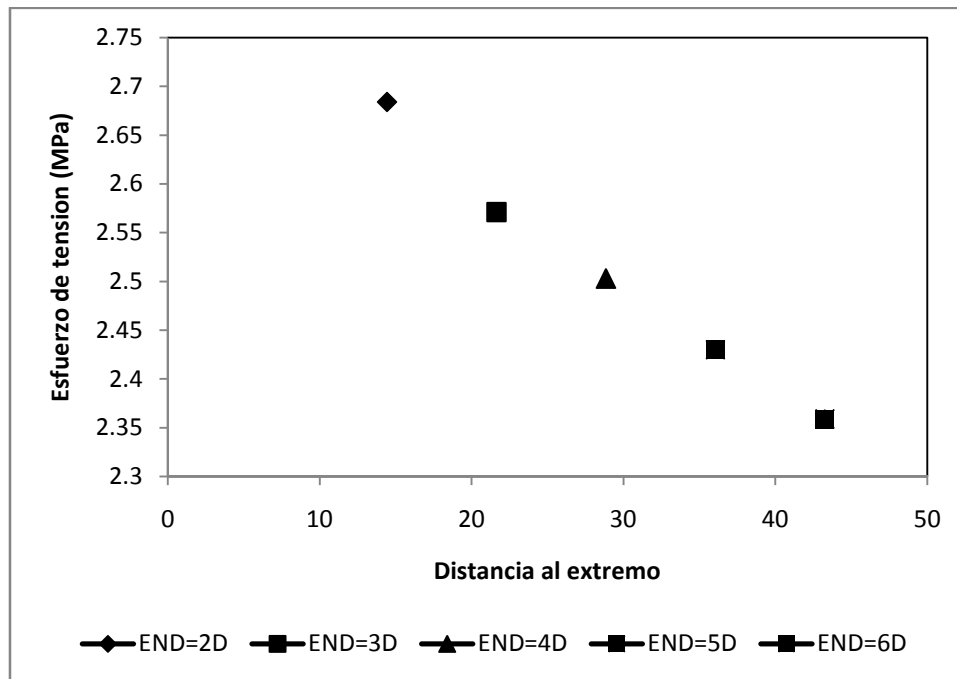


Figura 5.3. Efecto de la distancia al extremo en la capacidad de la conexión

De acuerdo a estos resultados podemos afirmar que distancias al extremo (END) menores a 4D ocasionan una disminución en la capacidad de las conexiones ya que causan en la guadua laminada falla por tensión perpendicular a la fibra, ya que el esfuerzo máximo a tensión perpendicular encontrado en el estudio experimental llevado a cabo por la Universidad de los Andes[9] es de 2.6 MPa. Este valor mínimo para que no ocurra falla por tensión perpendicular es igual al reportado para la madera (NDS 2001[10]).

5.2 EFECTO DE LA FRICCIÓN

Adicionalmente se evaluó el efecto de la fricción en el comportamiento de conexiones clavadas. Utilizando valores entre 0.2 y 0.8 tomados como referencia de valores típicos para fricción entre madera y acero, y aplicando la carga en la dirección paralela a la fibra, se obtuvieron los resultados mostrados en la Figura 5.4.

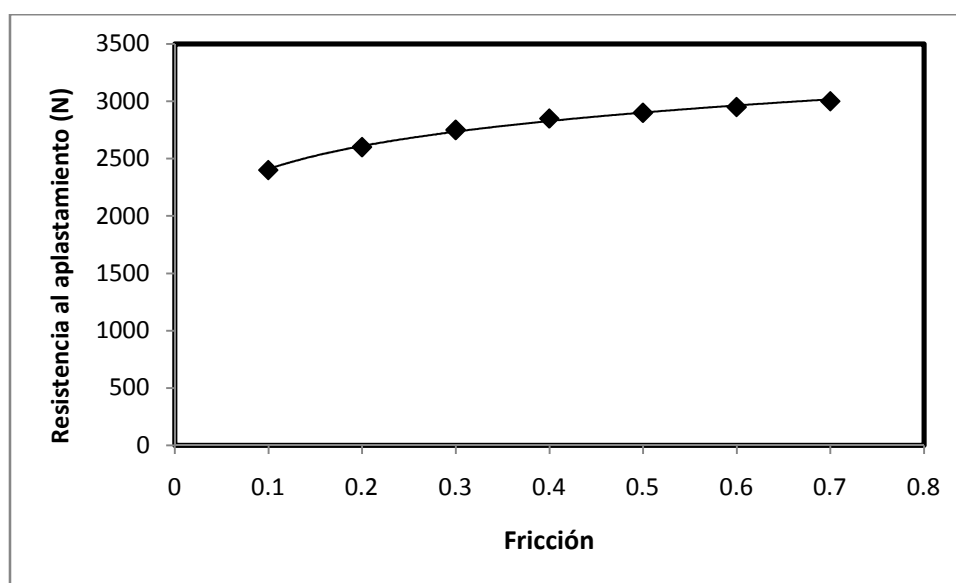


Figura 5.4. Efecto de la fricción en la capacidad de la conexión

Se evidencia la importancia de la fricción, ya que un incremento en este parámetro induce un incremento en la capacidad de la conexión. Podemos afirmar que este fenómeno aporta al desarrollo de mayor capacidad en conexiones con varillas roscadas debido a que la fricción entre la guadua y el sujetador aumenta significativamente. Por lo tanto una metodología de análisis y diseño para este tipo de conexiones debería incorporar este parámetro.

5.3 EFECTO DE LA CONFIGURACIÓN GEOMÉTRICA DE LA CONEXIÓN

Para evaluar completamente la efectividad de este modelo computacional, se hace necesaria la simulación de una conexión mucho más general, para este propósito se escogió una conexión inclinada cuya geometría se resume en la Tabla 5.1, un esquema de esta y los resultados obtenidos en la simulación se presentan en la Figura 5.5 y 5.6.

Tabla 5.1. Geometría de la conexión inclinada

Tipo de Sujetador: Clavo					
Diámetro(mm)			4.19		
Angulo de inclinación			45°		
Dimensiones del miembro principal (mm)			Dimensiones del miembro secundario (mm)		
Longitud	Ancho	Espesor	Longitud	Ancho	Espesor
240	46	30	120	46	63

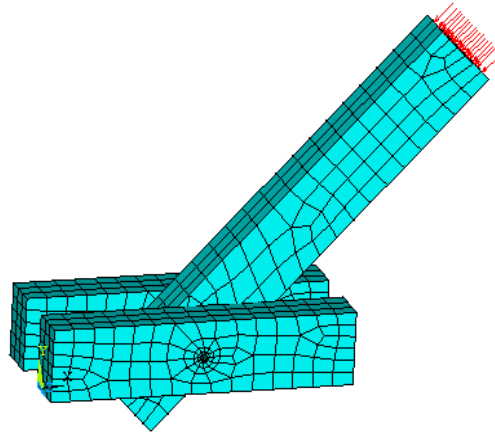
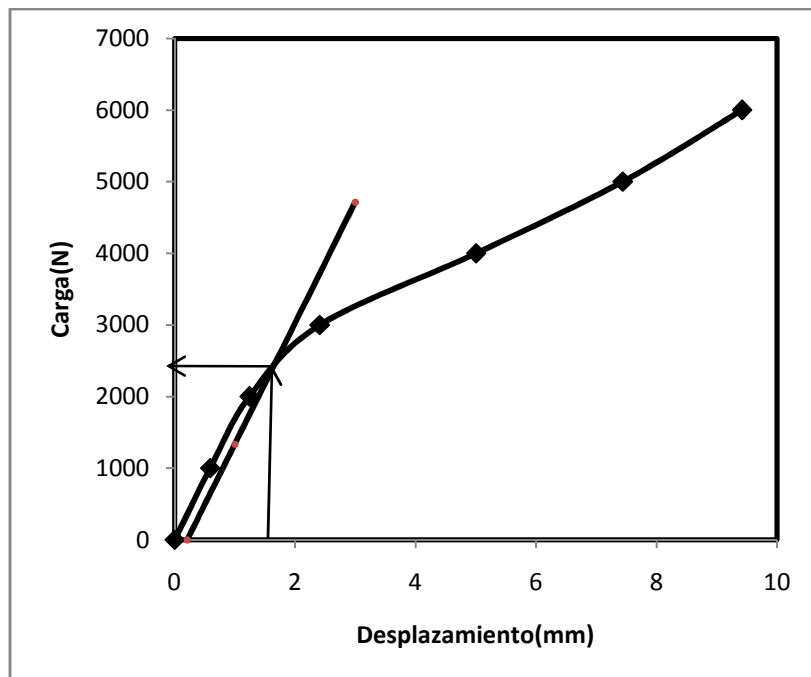


Figura 5.5. Esquema de la conexión inclinada



Capacidad=2600N

Figura 5.6. Curva carga desplazamiento

La validación de este modelo se llevo a cabo por medio de la ecuación analítica (4.26) presente en la NDS (2001), la cual a partir de la capacidad de la conexión en la dirección paralela y en la dirección perpendicular permite obtener la capacidad de la conexión inclinada un cierto ángulo.

$$F_e' = \frac{F_c^* F_{c\perp}'}{F_c^* \sin^2(\theta) + F_{c\perp}' \cos^2(\theta)} \quad (4.26)$$

Donde: F_c^* = Capacidad de la conexion en la direccion paralela al grano

$F_{c\perp}'$ = Capacidad de la conexion en la direccion perpendicular al grano

$F_{c\perp}'$ = Capacidad de la conexion inclinad

θ = Angulo entre la direccion de la carga y el eje horizontal

Los datos requeridos en la ecuación (4.26) se obtuvieron del estudio llevado a cabo mediante el modelo computacional entonces:

$$F_e' = \frac{2950 \times 2400}{2950 \times \sin^2(45) + 2400 \times \cos^2(45)} = 2646N \quad (4.27)$$

El resultado obtenido del modelo computacional es muy cercano al que se obtiene utilizando la expresión (4.26) presente en la NDS (2001)[10]. Esta conexión debería ser modelada experimentalmente para finalizar la validación del modelo computacional

6. CONCLUSIONES

En esta investigación se desarrollo un modelo computacional tridimensional para predecir el comportamiento de conexiones con guadua laminada. Este modelo es capaz de simular el efecto de aplastamiento, obteniendo curvas carga desplazamiento acordes a las encontradas en ensayos experimentales. El desarrollo del modelo computacional involucro la identificación de una zona de aplastamiento, en esta zona se presenta una concentración de esfuerzos inducidos por el contacto entre el sujetador y la guadua laminada, su identificación era de suma importancia ya que el efecto local que allí se produce controla el comportamiento de este tipo de materiales. Las propiedades mecánicas de aplastamiento se obtuvieron a partir de las propiedades globales del material, se encontraron factores que permiten establecer una relación entre estas propiedades y las de aplastamiento. El factor (α) modifica el modulo de elasticidad obteniéndose así rigideces menores y el factor (β) afecta el punto de fluencia. Estos factores permiten simular el efecto que se induce en las propiedades del material cuando se presenta el aplastamiento. Debido a la similitud como material estructural entre la guadua laminada y la madera se estudio la metodología de diseño para conexiones en madera ("Teoría de la fluencia") con el fin de determinar su aplicabilidad en el cálculo de la capacidad de conexiones con guadua laminada. Tomado diferentes configuraciones de conexiones se compararon los resultados del modelo computacional previamente validado a partir de modelos experimentales con los resultados obtenidos por dicha teoría. Por último mediante el modelo computacional se realizó un estudio paramétrico de las conexiones con el fin de estudiar el efecto de variables tales como distancia al borde, fricción, relación ancho/diámetro, entre otros. Escogiendo diversos valores para estos parámetros se evaluó su efecto en la capacidad de la

conexión, aspecto de gran importancia para el análisis y diseño de este tipo de conexiones.

El estudio llevado a cabo mediante el desarrollo y evaluación del modelo computacional para conexiones con guadua laminada permite concluir:

Con un modelo computacional que incluya únicamente las propiedades mecánicas globales de los materiales se obtiene una curva carga desplazamiento mucho más rígida que la real. Esto se debe a que el modelo no tiene en cuenta la falla progresiva del material que origina la concentración de esfuerzos producidos por el fenómeno de aplastamiento, esta falla causa la degradación de la rigidez.

Para simular correctamente el fenómeno que produce el aplastamiento en la guadua laminada se deben emplear las denominadas propiedades locales, estas se obtienen a partir de las propiedades globales afectadas por una serie de factores que modifican el módulo de elasticidad y el punto de fluencia.

La zona de aplastamiento está dada en función del diámetro del sujetador y es independiente de la dirección de aplicación de la carga

La deformación unitaria en un ensayo de aplastamiento se puede calcular dividiendo el desplazamiento entre el ancho de la zona de aplastamiento

La relación ancho/diámetro influye substancialmente en la resistencia al aplastamiento de la guadua laminada, valores altos de esta relación generan mayores valores de resistencia.

Las ecuaciones que predicen la resistencia al aplastamiento no tienen un comportamiento lineal como se había especificado en anteriores trabajos, su comportamiento es potencial.

Para garantizar la falla de la conexión por aplastamiento del material y evitar la falla por tensión perpendicular a las fibras, la distancia al extremo debe ser mayor a $4D$ donde D es el diámetro del sujetador.

REFERENCIAS

- [1]. J.C. Atoche, "*Evaluación del comportamiento estructural de conexiones mecánicas simples utilizando miembros de guadua laminada*", Tesis de Maestría, Universidad de los Andes, Colombia, 2009 .
- [2] N. kharouf, G. McClure, I. Smith. "*Elasto-plastic modeling of wood bolted connections*" , Computer and Structures, Vol.81, pp 747-754, 2003
- [3] k. Laplanche, "*Etude du comportement au feu des assemblages de structures bois: approche expérimentale et modélisation*", Tesis de Doctorado, Universidad Blaise Pascal ,p140, 2006
- [4] Patton-Mallory M., Cramer S.M., Smith F.W. y Pellicane P.J., "*Nonlinear material models for analysis of bolted wood connections*" , Journal of Structural Engineering, Vol. 123, No.8, pp 1063-1070, 1997
- [5] D.M. Moses , H.G.L. Prion, "*A three dimensional model for bolted connections in wood*" , Canadian Journal of Civil Engineering, pp 555-567, 2003
- [6] Jung Pyo Hong, David Barret, "*Wood material parameters of numerical model for bolted connections-Compression properties and embedment properties*"
- [7] Centro de Investigaciones en Materiales y Obras Civiles CIMOC Universidad de los Andes. "*Evaluación de producción, riesgo financiero y validación tecnológica de laminados de guadua*", segundo informe semestral técnico y financiero. Technical report, Ministerio de Agricultura y Desarrollo Rural de la República de Colombia, 2008
- [8] Lopez Luis Felipe, "*Estudio exploratorio del potencial estructural de laminados de guadua*", Tesis de Maestria , Universidad de los Andes, Bogota, 2008.
- [9] Centro de Investigaciones en Materiales y Obras Civiles CIMOC Universidad de los Andes. "*Evaluación de producción, riesgo financiero y validación tecnológica de laminados de guadua*", 2009

- [10]. American Forest & Paper Association,"*National Design Specification for Wood Construction*",2001.
- [11] C. Heine , "*Simulated Response of Degrading Hysteretic Joints With Slack Behavior*", *Master's Thesis* , Blacksburg, Virginia,2001
- [12] American Society for Testing and Materials, (1997) ASTM D5764-97a, "*Standard Test Method for Evaluating Dowel-Bearing Strength of Wood and Wood Based Products*", Annual Book of ASTM Standards, Vol 03.
- [13]. R. Hill," *The mathematical theory of plasticity*", Oxford University Press, 1950.
- [14]. Ansys Release 10," *Hill potential Theory* ",Documentation for ANSYS.
- [15]. E. Saliklis y R.Falk, " *Correlating off-axis tensión test to shear modulus of wood-base panels*", Journal of Structural Engineering, Vol. 126, No. 5,pp 621-625, Mayo 2000.
- [16]. B. Xu, M. Taazount, P. Racher "*Mechanical analysis of timber connection using 3D finite element model*".
- [17]. Van der Put T.A.C.M. (2008)."*Explanation of the embedment strength of particle board.*"Holz Roh Werkst, 66: 259-265.