



Conectores de Cortante para Secciones Compuestas de Concreto y Perfiles de Acero Formados en Frío

Xavier Fernando Hurtado Amézquita

Universidad Nacional de Colombia
Facultad de Ingeniería
Departamento de Ingeniería Civil y Agrícola
Bogotá, Colombia
2024

Conectores de Cortante para Secciones Compuestas de Concreto y Perfiles de Acero Formados en Frío

Xavier Fernando Hurtado Amézquita

Tesis de investigación presentada como requisito parcial para optar al título de:

Doctor en Ingeniería

Directora:

PhD. Maritzabel Molina Herrera

Línea de Investigación:

Materiales compuestos

Grupo de Investigación:

Grupo de Investigación en Estructuras (GIES)

Universidad Nacional de Colombia

Facultad de Ingeniería

Departamento de Ingeniería Civil y Agrícola

Bogotá, Colombia

2024

“Un hombre que se atreve a perder una hora no ha descubierto el valor de la vida”
C. Darwin (1809 - 1882)

A mis grandes pilares:

*Mi Madre (in memoriam), por su bendición e
inigualable ejemplo académico*

*Mi Padre, como maestro de entrega y
disciplina por lo más amado.*

*Mi Hijo, por su inquebrantable apoyo,
paciencia y tolerancia en el cumplimiento de un sueño*

*Mi Hermano, como mi gran referente de
responsabilidad, constancia y dedicación con
nuestros deberes*

... ellos, mis maestros de vida.

Agradecimientos

Indiscutiblemente, el agradecimiento más especial y sentido es con la Ing. Maritzabel Molina Herrera, directora del proyecto, quien mucho más allá de su rol docente, se convirtió una gran amiga y consejera, en lo técnico y lo personal, demostrando siempre que el atesoramiento de lo que se tiene y la constancia de un objetivo nos llevan a superar las pruebas más difíciles e inesperadas de la vida.

A la Universidad Nacional de Colombia, como mi Alma Mater, que fuera mi sueño y motivación inicial desde que opté por dejar mi ciudad natal, y me abriera a cada día la ambición y expectativas de conocimiento estructurado, hasta traerme a este punto, y que sin duda alguna, siempre ha sido motivo de orgullo personal y familiar.

A todos mis profesores, eruditos en sus diferentes áreas, de quienes siempre recibí el mayor respaldo y la mejor disposición, pero que trascendiendo lo profesional han demostrado ser personas con enorme calidad humana.

A las instituciones que apoyaron la labor investigativa con sus servicios técnicos, Pontificia Universidad Javeriana, Escuela Colombiana de Ingeniería, y Universidad de la Salle, dignos referentes de promoción a la investigación nacional.

A toda mi familia que me ha permitido vivir este sueño intelectual, muchas veces desde el silencio, y hasta retribuido con ausencias, pero que se han alegrado tanto, incluso más que yo, con las metas cumplidas.

A mis amigos del alma, quienes conocieron y estuvieron acompañándome en mi proceso, y que entre chiste y mofa se preocuparon por mí, y encontraron las palabras para alentarme y seguir adelante sin desfallecer.

A todas las personas que se quedaron conmigo, y me acompañaron en este proceso de tamizaje espiritual.

Hasta Cosmo y Wanda, mis perros, tuvieron que ver en este proyecto, quienes en un principio fueron mi terapia para sobrellevar el caos de una pandemia, junto con las desavenencias de una investigación doctoral en curso, y que se convirtieron en mis acompañantes atemporales en esos largos cafés de redacción y análisis de datos.

En conclusión, quiero expresar mi profunda gratitud y reconocimiento a las personas e instituciones dedicadas en este trabajo. Su apoyo, motivación y guía han sido esenciales para mi éxito académico y para la realización de esta investigación. Me siento afortunado de tenerlos en mi vida y de poder dedicar este trabajo a ustedes.

Espero que este trabajo pueda de alguna manera retribuir todo lo que han hecho por mí. Agradezco su paciencia, su amor y su dedicación incansable a lo largo de mi recorrido académico. Este logro es también suyo y espero que se sientan orgullosos de él.

Finalmente, quiero expresar mi compromiso de seguir buscando el conocimiento y de contribuir al progreso de nuestra sociedad. Espero que este trabajo de continuidad a una carrera académica fructífera y significativa, y que pueda honrar su dedicación y su apoyo en cada paso que dé. Gracias de nuevo por todo lo que han hecho por mí.

Resumen

Desde finales de los años 50's, hay evidencia del uso de secciones compuestas en edificaciones, siendo Suiza el país pionero en aplicar esta alternativa constructiva. Dadas las ventajas de combinar los perfiles metálicos y elementos de concreto eficientemente, su implementación se difundió rápidamente en Europa y los Estados Unidos, siendo las principales potencias industriales de producción de acero. El adecuado desempeño de los sistemas compuestos depende, en parte, del mecanismo de transferencia de esfuerzos en la interfaz de los componentes, principalmente atribuido a los conectores de cortante. De acuerdo con la normatividad vigente, los únicos dispositivos avalados para tal fin son los espigos, canales, tornillos y placas perforadas, empleando fijación soldada en perfilería laminada en caliente (*HRS*), sin que esta sea una opción eficiente para perfiles de lámina delgada (*CFS*), dado que la aplicación de la soldadura puede afectar el perfil con quemaduras y/o perforaciones, reduciendo su capacidad estructural. Aun así, a la fecha, no existe ninguna referencia dentro de las normativas, que especifique el uso de un tipo de conector de cortante en secciones compuestas donde se incluyan perfiles *CFS*. Los perfiles *CFS*, provenientes de un proceso de doblado de láminas en frío, potencian la eficiencia de sistemas compuestos debido a su relación resistencia Vs. peso, facilidad de transporte e instalación, considerándose una alternativa sostenible en la construcción. En esta investigación se proponen los conectores de cortante tipo *CSC* (*Confined Shear Connectors*), para la adecuada transferencia de esfuerzos en sistemas de entrepiso compuestos, empleando losas de concreto y perfiles en lámina delgada *CFS*. La configuración del conector *CSC* propuesta, es el resultado de un análisis de optimización geométrica, basada en el comportamiento mecánico de la sección compuesta, así como la facilidad tanto en la fabricación e instalación del conector como en la construcción del sistema compuesto. El comportamiento del sistema con perfiles *CFS* y conectores tipo *CSC*, fue caracterizado a través de los ensayos experimentales alternativos de corte directo (*Pry-Out*), y ensayos de vigas a flexión, donde se tuvieron como principales variables de estudio la resistencia del concreto, altura de la losa, espesores de los perfiles metálicos y espaciamiento entre conectores. Paralelamente, el comportamiento no lineal

del sistema compuesto fue evaluado analíticamente por medio de simulaciones numéricas de los ensayos realizados por el método de elementos finitos (*MEF*), con las cuales se logró obtener información complementaria del comportamiento de los elementos componentes del sistema, y sus mecanismos de falla. Por último, por medio de análisis estadístico, se plantean las formulaciones de diseño que permiten estimar tanto la resistencia nominal de los conectores de cortante tipo CSC, como el grado de acción compuesta del sistema, condiciones a ser tenidas en cuenta en ámbitos normativos para el diseño entrepisos en sección compuesta por losas de concreto y perfilería *CFS*.

Palabras clave: Secciones compuestas, Perfiles *CFS*, Conectores de cortante, Ensayos Pry-out, Acción parcialmente compuesta, Formulación de diseño.

Abstract

Since the late 1950's, evidence of the use of composite sections in buildings was made, with Switzerland as the pioneer country to apply this construction alternative. Because of the advantages of efficiently combining steel sections with concrete elements, the application of steel-concrete composite structures was extended in Europe and the United States, becoming leaders in world steel industry at that time. The performance of composite systems depends on the stress transfer mechanism at the interface of the components, directed to the shear connectors. According to current design codes, studs, steel channels, screws, and perfobond plates are approved to act as shear connectors, by applying welding to join to Hot-Rolled Steel sections (HRS), without having a proposal for their use in Cold-Formed Steel sections (CFS). Thus, welding can burn and/or perforate the steel plates, by reducing their structural load-bearing capacity. Even so, nowadays, there is no normative that reference any type of shear connector—for CFS-concrete composite systems. The efficiency of CFS-concrete composite systems is improved because of the resistance vs. weight ratio, ease of transport and installation, becoming a sustainable alternative in green construction. In this research, the CSC-Type shear connectors (Confined Shear Connectors) are proposed to transfer forces in composite flooring systems, by including concrete slabs and CFS steel sections in the composite system. The configuration of the CSC connector was obtained because of a geometric optimization analysis, based on the mechanical behavior of the composite section, as well as the ease of both the manufacture and installation of the shear connector. The behavior of the composite system was characterized through alternative experimental shear tests (Pry-Out), and full-scale beam tests. The main parameters studied were the compressive strength of the concrete, the thickness of the concrete slab, the thickness of steel shapes, and the spacing between connectors. Numerical simulations of the experimental tests were carried out, by applying the Finite Element Method (MEF), to evaluate the nonlinear behavior of the composite system. In this way, it was possible to tracking and assessment of the failure mechanisms

in the system and to visualize the evolution of behavior of their components. Finally, design formulations were proposed, supported by statistical analysis, which allowed estimating both the nominal load resistance of the CSC-type shear connectors and the degree of composite action in the system.

Keywords: Composite sections, CFS shapes, Shear connectors, Pry-out tests, Partial-interaction, Design formulation.

Contenido

	Pág.
Resumen	IX
Lista de figuras.....	XVII
Lista de tablas	XXVI
Lista de Símbolos y abreviaturas.....	XXVIII
Introducción	1
1. Sistemas de entresijos en sección compuesta.....	7
1.1 Generalidades	7
1.2 Secciones No Compuestas.....	12
1.2.1 Caracterización del comportamiento elástico	12
1.3 Secciones Compuestas	15
1.3.1 Caracterización del comportamiento elástico	15
1.3.2 Conectores de cortante	19
▪ <i>Clasificación de conectores de cortante</i>	20
▪ <i>Mecanismo de trabajo de conectores de cortante</i>	22
▪ <i>Ensayos experimentales de caracterización de conectores de cortante</i> 31	
▪ <i>Cálculo de capacidad nominal de conectores de cortante</i>	38
1.3.3 Secciones parcialmente compuestas	40
▪ <i>Curva de interacción</i>	42
▪ <i>Formulación de sección efectiva equivalente</i>	45
2. Validación del mecanismo alternativo de fijación para conectores de cortante con perfiles formados en frío (CFS) en secciones compuestas.	47
2.1 Introducción	47
2.2 Antecedentes.....	49
2.3 Metodología.....	53
2.3.1 Materiales	53
2.3.2 Programa experimental	54
▪ <i>Efectividad de sistemas de fijación</i>	55
▪ <i>Ensayo de corte en tornillos</i>	56
▪ <i>Ensayos prototipo a flexión en vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores</i>	59
2.3.3 Discusión de resultados	63
▪ <i>Efectividad de sistemas de fijación</i>	63
▪ <i>Ensayo de corte en tornillos</i>	65

*	<i>Ensayo prototipo a flexión en vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores</i>	67
2.4	Conclusiones del estudio.....	75
3.	Optimización geométrica y mecánica de conectores de cortante para sistemas compuestos de perfiles CFS y losas de concreto.	77
3.1	Introducción.....	77
3.2	Antecedentes	78
3.2.1	Estudios experimentales de conectores de cortante para perfiles CFS	78
3.2.2	Estudios analíticos de conectores de cortante para perfiles CFS.....	82
3.3	Descripción de modelos para la definición de la configuración del conector tipo CSC	83
3.3.1	Descripción de la configuración de los especímenes	83
3.3.2	Materiales	87
▪	<i>Concreto</i>	87
▪	<i>Acero</i>	88
3.3.3	Interacción y condiciones de borde.....	89
3.3.4	Discretización	90
3.4	Diseño estadístico de experimentos para definición de la configuración del conector tipo CSC.....	91
3.5	Presentación y discusión de resultados.....	93
3.5.1	Estudios paramétricos	94
▪	<i>Efecto del espesor del conector de cortante</i>	94
▪	<i>Efecto del ángulo de inclinación del conector de cortante</i>	95
3.5.2	Optimización.....	95
3.5.3	Comportamiento Carga-Desplazamiento	96
3.5.4	Esfuerzos.....	97
3.6	Conclusiones del estudio.....	98
4.	Comportamiento de conectores de cortante tipo CSC bajo ensayo de corte Pry-Out: Estudio analítico.	101
4.1	Introducción.....	101
4.2	Descripción de modelos para análisis del comportamiento del conector tipo CSC en sección compuesta en ensayos Pry-Out.....	105
4.2.1	Descripción de la configuración de los especímenes	105
4.2.2	Materiales	107
4.2.3	Interacción y condiciones de borde.....	108
4.2.4	Discretización	110
4.3	Presentación de resultados	110
4.3.1	Desplazamientos	110
4.3.2	Esfuerzos.....	113
4.4	Discusión de resultados	114
4.4.1	Curvas Carga-Desplazamiento	114
4.4.2	Análisis estadístico	116
4.4.3	Estudios paramétricos	120
▪	<i>Efecto del espesor del perfil de acero</i>	120
▪	<i>Efecto del espesor de la losa de concreto</i>	121
▪	<i>Efecto de la resistencia a la compresión del concreto</i>	122
▪	<i>Efecto del espaciamiento entre conectores</i>	124
4.5	Conclusiones del estudio.....	125

5. Análisis experimental de comportamiento de conectores de cortante tipo CSC solicitados a corte directo: Ensayo Pry-Out.....	127
5.1 Introducción	127
5.2 Antecedentes.....	129
5.3 Descripción de probetas para ensayos experimentales Pry-Out.....	136
5.3.1 Caracterización de materiales	136
5.3.2 Proceso constructivo de las probetas	136
5.3.3 Descripción del ensayo	137
5.3.4 Diseño experimental	138
5.4 Discusión de resultados	139
5.4.1 Respuesta estadística de ensayos experimentales	144
5.4.2 Análisis paramétrico.....	147
▪ <i>Efecto de la resistencia a la compresión del concreto</i>	147
▪ <i>Efecto del espesor del perfil de acero</i>	147
▪ <i>Efecto del espaciamiento entre conectores</i>	147
5.5 Formulación de diseño de capacidad de conectores tipo CSC	148
5.6 Conclusiones del estudio	150
6. Comportamiento a flexión de sistemas compuestos de placas de concreto y perfiles formados en frío CFS con conectores de cortante tipo CSC.....	153
6.1 Introducción	153
6.2 Antecedentes.....	156
6.3 Descripción de probetas para ensayos experimentales de vigas a flexión...	161
6.3.1 Caracterización de materiales	161
6.3.2 Montaje del ensayo	162
6.3.3 Diseño experimental	165
6.3.4 Análisis de cargas nominales de falla.....	165
6.4 Presentación y discusión de resultados	166
6.4.1 Comparación de resultados analíticos vs. resultados experimentales	166
6.4.2 Mecanismo de falla	176
6.4.3 Respuesta estadística	179
6.4.4 Análisis paramétrico.....	186
▪ <i>Efecto de la resistencia a la compresión del concreto</i>	187
▪ <i>Efecto del espesor de la losa de concreto</i>	187
▪ <i>Efecto del espaciamiento entre conectores</i>	187
▪ <i>Efecto del espesor del perfil de acero</i>	188
▪ <i>Efecto de la longitud de las probetas</i>	188
6.4.5 Comparación respuesta analítica Vs. respuesta experimental	188
6.5 Formulación de diseño de aporte de acción compuesta empleando conectores tipo CSC.....	195
6.6 Conclusiones del estudio	197
7. Conclusiones y recomendaciones.....	199
7.1 Conclusiones	199
7.1.1 Conclusiones de los conectores de cortante CSC.....	199
7.1.2 Conclusiones de ensayos de corte directo alternativos Pry-Out.....	200
7.1.3 Conclusiones de ensayos de flexión en vigas a escala real	201
7.1.4 Conclusiones de modelamiento numérico y análisis estadístico.....	202
7.1.5 Conclusiones acerca de diseño.....	202
7.2 Recomendaciones	203

7.2.1	Recomendaciones caracterización de sistemas compuestos.....	203
7.2.2	Recomendaciones de análisis estructural	204
7.2.3	Recomendaciones estrategias de investigación.....	204
7.2.4	Recomendaciones de implementación	205
A.	Anexo: Soporte documentación patente.....	207
B.	Anexo: Resultados simulación pruebas de corte directo tipo Pry-Out.....	209
C.	Anexo: Resultados experimentales pruebas de corte directo tipo Pry-Out	211
D.	Anexo: Resultados experimentales pruebas a flexión.....	213
E.	Anexo: Diseño de secciones compuestas	215
	Bibliografía	217

Lista de figuras

	Pág.
Figura 1-1: Sistemas típicos de entrepiso. a) Sistema de entrepiso sobre perfiles de alma llena. b) Sistema de entrepiso sobre vigas armadas en celosía.....	7
Figura 1-2: Alternativas de secciones estructurales en perfiles doblados en frío (CFS).	8
Figura 1-3: Alternativas de placas perforadas para conformación de secciones compuestas prefabricadas.....	10
Figura 1-4: Efecto de la interacción entre elementos en esfuerzos de flexión y corte.	12
Figura 1-5: Diagrama de cuerpo libre viga simplemente apoyada.....	13
Figura 1-6: Comportamiento de deformación unitaria y deslizamiento en secciones.....	14
Figura 1-7: Comportamiento Estado general de esfuerzos en elementos sometidos a flexión. a). Sección no compuesta. b). Sección parcialmente compuesta. c). Sección compuesta.	16
Figura 1-8: Variación del cortante horizontal en la interfaz de unión del elemento compuesto.	18
Figura 1-9: Características de curvas Carga-Desplazamiento para diferentes tipos de conectores de cortante.....	22
Figura 1-10: Mecanismo de transferencia de carga en secciones compuestas.....	22
Figura 1-11: Esquema de cargas sobre conectores de cortante. a) Mecanismo de trabajo general. b) Conceptualización de fuerzas. c) Simulación analítica del comportamiento de conectores de cortante tipo espigo. d) Condición final de ensayos experimentales de conectores de cortante tipo espigo.	23
Figura 1-12: Falla por compresión del concreto reforzado.	24
Figura 1-13: Falla por plastificación del acero.....	25
Figura 1-14: Mecanismo de falla local en el concreto (Pry-out) para un conector. a). Vista en elevación. b). Vista en planta. c) y d) Especímenes ensayados por Ollgard et al.	26
Figura 1-15: Mecanismo de falla local en el concreto (Pry-out) en grupos de conectores. a). Comportamiento teórico. b). y c). Especímenes ensayados por Anderson & Meinheit.	27
Figura 1-16: Mecanismo de falla por fractura longitudinal en el concreto (Splitting). a). Placa fracturada remanente en el espécimen de ensayo. b). Placa fracturada por el eje de localización de conectores.....	27
Figura 1-17: Mecanismo de falla por rotura de los conectores en ensayos Pry-out.	28

Figura 1-18: Mecanismo de falla del sistema de fijación. a). Falla por rotura en la soldadura. b). Falla por desprendimiento de conectores tipo tornillo roscado. c). Falla por desplazamientos excesivos en tornillos autoperforantes. d) Falla por desplazamiento y pérdida de adherencia en clavos disparados.	29
Figura 1-19: Mecanismo de falla del sistema de fijación. a). Falla por aplastamiento en lámina del perfil metálico. b). Falla por desgarramiento en lámina del perfil metálico. c). Falla por rotaciones locales del conector generando deformación local en el perfil metálico.	30
Figura 1-20: Mecanismo de falla combinada en ensayos Pry-out.....	30
Figura 1-21: Curva Carga-Desplazamiento experimental para conector tipo espigo d=19mm. b). Características de la curva idealizada Carga-Desplazamiento.	32
Figura 1-22: Esquema general de ensayo de corte directo (Push-Out test) para caracterización de capacidad de conectores.....	33
Figura 1-23: Pandeo local en perfil metálico en ensayo de corte (Push-Out test).	34
Figura 1-24: Esquema general de ensayo de corte propuesto en código de diseño de la India para caracterización de capacidad de conectores.	35
Figura 1-25: Ensayo de corte directo alternativo (Pry-out test).	35
Figura 1-26: Esquema general de ensayo de vigas a flexión en secciones compuestas (Full-Scale Beam test) para caracterización de conectores.....	36
Figura 1-27: Curva de caracterización de sistemas compuestos en ensayos de flexión (Método m-k).	37
Figura 1-28: Viga de análisis simplemente apoyada. a). Elevación. b). Sección transversal	41
Figura 1-29: Planteamiento de análisis de plastificación para la evaluación de capacidad de secciones parcialmente compuestas (Perfiles de acero compactos).....	43
Figura 1-30: Curva de interpolación de grado de interacción para secciones compuestas	44
Figura 2-1: Afectaciones ocasionadas por soldadura en perfiles doblados en frío (CFS).	49
Figura 2-2: Condición de pandeo local en secciones compuestas de concreto y perfiles CFS. a). Ensayo de corte directo (Push-Out test). b). Ensayo de vigas a escala real.	51
Figura 2-3: Modos de falla presentados en sistemas de fijación con clavos disparados. a). Desgarramiento en platina del conector. b). Rotaciones y desacople del sistema compuesto en pruebas de corte directo (Push-Out test).	52
Figura 2-4: Modos de falla presentados en sistemas compuestos empleando tornillos autoperforantes como conectores de cortante. a). Flexión en los tornillos. b). Corte en los tornillos. c). Pandeo local en perfiles de acero.	53
Figura 2-5: Mecanismos de fijación comparados. a) Configuración probeta de ensayo (unidades en mm). b) Instalación de clavos disparados. c) Detalle geométrico de clavos disparados. d) Instalación de tornillos autoperforantes. e) Detalle geométrico de tornillos autoperforantes.....	55
Figura 2-6: Sistema de aplicación de cargas de ensayo experimental de corte en tornillos (unidades en mm).	56

Figura 2-7:	Montaje del ensayo experimental de corte en tornillos. a) Vista frontal. b) Vista lateral.	57
Figura 2-8:	a). Efecto de instalación de tornillos autoperforantes. Comparación entre la vista real y la imagen térmica. b). Efecto de instalación de platinas con soldadura. Comparación entre la vista real y la imagen térmica.....	58
Figura 2-9:	Configuración de los ensayos prototipo a flexión de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores. a) Sección transversal. b) Esquema de aplicación de cargas. c) Arreglo general de los conectores de cortante. Vista superior (unidades en mm).	59
Figura 2-10:	Montaje del ensayo prototipo a flexión de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	60
Figura 2-11:	Instrumentación del ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	61
Figura 2-12:	Estado de esfuerzos en secciones compuestas. a) Análisis elástico. b) Análisis de plastificación (unidades en mm).	62
Figura 2-13:	Sistemas de sujeción instalados en probetas experimentales. Vista superior.	63
Figura 2-14:	Sistemas de fijación instalados en probetas experimentales. a) Vista inferior. b) Vista frontal.	64
Figura 2-15:	Curvas Carga-Deslizamiento ensayos experimentales de corte en tornillos.	65
Figura 2-16:	Modos de falla en ensayos experimentales de corte en tornillos. a) Falla por corte en tornillos. b) Falla por rotación de tornillos y separación de platinas. c) Falla por tensión en la sección neta en la platina de acero.	66
Figura 2-17:	Estado final de las probetas en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores. a) Vigas de 2m de longitud. b) Vigas de 4m de longitud.	68
Figura 2-18:	Curvas de deflexión máxima para ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	69
Figura 2-19:	Curvas de carga-deflexión para ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	70
Figura 2-20:	Fractura de placa de concreto en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores. a) Vista general. b) Detalle.....	71
Figura 2-21:	Pandeo local en viga de acero en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores. a) Vista general. b) Detalle lateral de la platina.	72
Figura 2-22:	Estado de deformación en vigas de sección compuesta en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	73
Figura 2-23:	Estado final del sistema de fijación con tornillos autoperforantes en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores....	73
Figura 2-24:	Separación de perfiles CFS en la sección cajón ensamblada en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	74

Figura 3-1:	a). Conectores de corte tipo perno roscado. b). Propuesta para restringir los desplazamientos por holguras. c). Tornillos autoperforantes como conectores de cortante	79
Figura 3-2:	Conector de cortante continuo tipo <i>Furring Channel</i> : a) y b) Disposición general, c) Modelo de elementos finitos.	80
Figura 3-3:	a). Conector de corte tipo <i>SPIT</i> . b). Conector de cortante tipo <i>Rib Connector</i> . c). Conectores de cortante tipo <i>Top-Hat</i> .	81
Figura 3-4:	Barras de acero de refuerzo y dovelas de concreto. Principio de funcionamiento	81
Figura 3-5:	Simulación numérica de pruebas experimentales: a) Ensayo de corte directo Push-Out. b) Ensayo a flexión de vigas.	82
Figura 3-6:	Configuración elemento Solid 187 (10-Node tetrahedral structural Solid).	83
Figura 3-7:	Conector de cortante tipo <i>CSC (Confining Shear Connector)</i> .	84
Figura 3-8:	Configuración geométrica de modelo analítico de simulación estructural para definición de la configuración geométrica del conector tipo <i>CSC</i> .	85
Figura 3-9:	Modelo analítico de simulación estructural para definición de la configuración geométrica del conector tipo <i>CSC</i> . a) Vista 3D. b) Vista frontal.	85
Figura 3-10:	Mecanismo de transferencia de corte: a) Sin inclusión de barras de refuerzo en la perforación del conector. b) Inclusión de barras de refuerzo en la perforación del conector.	86
Figura 3-11:	Modelos constitutivos de comportamiento de los materiales: a) Concreto. b) Acero.	89
Figura 3-12:	a) Condiciones de contorno del espécimen. b) Interacción de contacto entre diferentes elementos.	90
Figura 3-13:	Discretización genérica del prototipo de los especímenes de análisis. a) Losa de concreto. b) Elementos de acero del conector <i>CSC</i> . c) Sección transversal.	91
Figura 3-14:	Diseño estadístico rotacional compuesto centrado en las caras: Identificación de los puntos de diseño.	92
Figura 3-15:	Superficie de respuesta para variación de ángulo de inclinación del conector y su espesor: a) Fuerza de reacción. b) Esfuerzos en el conector. c) Esfuerzos en la placa de concreto. d) Desplazamientos.	94
Figura 3-16:	Curva Carga Vs. Desplazamiento para el espécimen M65-19-4.	96
Figura 3-17:	Estado final de desplazamientos del espécimen M65-19-4: a) Elementos de acero. b) Placa de concreto.	97
Figura 3-18:	Estado de esfuerzos en espécimen M65-19-4: a) Placa de concreto. b) Sección transversal. c) Elementos de acero.	98
Figura 4-1:	Detalles de los especímenes en pruebas experimentales de corte Push-Out: a) Vista frontal. B) Sección transversal.	102
Figura 4-2:	Falla por pandeo local de especímenes en sección compuesta en ensayo Push-Out: a) Conectores tipo perno M16. b) Conectores tipo perno M14.	103
Figura 4-3:	Modelo computacional bidimensional de ensayo de corte directo. a). Geometría de modelamiento conector tipo I. b). Resultado de análisis conector tipo I. c). Comparación de deformaciones del conector en ensayo experimental y simulación	

conector tipo I. d). Estado final de desplazamientos conector tipo tornillo en modelo numérico. Modelo tridimensional. e). Estado final de desplazamientos conector tipo tornillo en probeta experimental. Modelo tridimensional.	104
Figura 4-4: Modelo de simulación estructural para análisis del comportamiento del conector tipo CSC en sección compuesta en ensayos Pry-Out. a) Vista lateral. b) Vista frontal. c) Vista 3D.....	106
Figura 4-5: a) Condiciones de contorno del espécimen. b) Interacción de contacto entre diferentes elementos.	109
Figura 4-6: Discretización genérica del espécimen de análisis. a) Corte longitudinal. b) Sección transversal.....	110
Figura 4-7: Desplazamientos en dirección de aplicación de la carga (Z): Detalles de a) Elementos de acero b) Placa de concreto c) Sistema de fijación.....	111
Figura 4-8: Desplazamientos en perfil metálico: a) Sentido longitudinal (Z). b) Sentido transversal (X). c). Dirección vertical (Y).....	112
Figura 4-9: Estado de final de esfuerzos en los especímenes: a) Componentes de acero, b) Conectores de cortante c) Detalle de la placa de concreto d) Vista local de interacción de todos los componentes.....	114
Figura 4-10: Curva Carga de reacción Vs. Desplazamiento simulación de ensayos Pry-Out.	115
Figura 4-11: Gráfica de interacción de variables.....	117
Figura 4-12: Gráfica de medias: a) Espesor de la losa de concreto. b) Espesor del perfil de acero. c) Resistencia a la compresión del concreto. d) Espaciamiento entre conectores.	118
Figura 4-13: Superficies de respuesta para los espaciamentos en estudio: a) 200mm. b) 300mm. c) 400mm.	119
Figura 4-14: Estado final de esfuerzos en el perfil de acero. a) Espesor 2mm. b) Espesor 2,5mm. c) Espesor 3mm.....	121
Figura 4-15: Estado final de esfuerzos en losa de concreto. a) Espécimen espesor 100mm. b) Espécimen espesor 140mm.	122
Figura 4-16: Estado final de esfuerzos en losa de concreto. a) Resistencia 21MPa. b) Resistencia 28MPa. c) Resistencia 35MPa.	123
Figura 4-17: Estado final de esfuerzos en especímenes con diferentes separaciones. a) 200mm. b) 300mm. c) 400mm.	124
Figura 5-1: Tipologías de conectores de cortante en secciones compuestas.....	128
Figura 5-2: Esquema general de ensayo de corte directo (Push-Out test), para evaluación de capacidad de conectores.....	130
Figura 5-3: Esquema general de ensayo de corte propuesto en código de diseño de la India, para evaluación de capacidad de conectores.....	130
Figura 5-4: Curva Carga Vs. Desplazamiento. a). Esquema típico de comportamiento. b) Idealización de comportamiento analítico.....	131
Figura 5-5: Proceso de elaboración de las probetas experimentales de corte para el ensayo Pry-Out. a) Detalle de instalación de conectores de cortante. b) Vaciado del concreto. c) Ensamble del sistema compuesto.....	137

- Figura 5-6:** Configuración de ensayo experimental de corte directo tipo Pry-Out. a) Esquema de aplicación de cargas. b) Sección transversal. (unidades en mm). c) Montaje del ensayo. 137
- Figura 5-7:** Instrumentación de ensayo experimental de corte directo tipo Pry-Out. a) Medición de desplazamientos por sistema laser en placa de concreto. b) Medición de desplazamientos por sistema laser en perfil de acero. 138
- Figura 5-8:** Curva de respuesta experimental Carga de reacción Vs. Desplazamiento. 140
- Figura 5-9:** Curva de respuesta experimental Carga de reacción Vs. Desplazamiento. Detalle rango elástico..... 141
- Figura 5-10:** Mecanismo de falla del sistema compuesto en ensayos Pry-Out. a). Estado final de tornillos rotados tras el proceso de carga y falla por corte. b). Detalle de desgarramiento alrededor de las perforaciones de la fijación de los conectores de cortante. c). Estado final del mecanismo de fijación incrustado en los perfiles de acero CFS. d). Estado final de los componentes desacoplados..... 142
- Figura 5-11:** Estado final de los conectores de cortante embebidos en la placa de concreto. a). Vista general. b). Vista frontal. c). Detalle de conector y barra de refuerzo. 143
- Figura 5-12:** Mecanismo de transferencia de corte con inclusión de barras de refuerzo. a) Idealización teórica del mecanismo. b) Vista general inducción de fisuras transversales en placa de concreto. c). Detalle inducción de fisuras transversales en placa de concreto 144
- Figura 5-13:** Intervalo de confianza de respuesta experimental de carga máxima con 95% de probabilidad. a) Resistencia del concreto a compresión. b) Perfil de acero. c) Espaciamiento entre conectores. d) Gráfica de interacción de variables para respuesta de fuerza máxima. 145
- Figura 5-14:** Intervalo de confianza de respuesta experimental de desplazamiento máximo con 95% de probabilidad. a) Resistencia del concreto a compresión. b) Perfil de acero. c) Espaciamiento entre conectores. d) Gráfica de interacción de variables para respuesta de desplazamiento máximo. 146
- Figura 5-15:** Grafica de cargas obtenidas por la expresión de diseño para diferentes diámetros de tornillo autoperforante Vs cargas de falla experimental..... 150
- Figura 6-1:** a). Viga compuesta con conectores de cortante Vs. Viga no compuesta. b). Perfil de deformaciones sección no compuesta. c). Perfil de deformaciones sección totalmente compuesta..... 154
- Figura 6-2:** Curva de capacidad para interpolación de trabajo de sección compuesta. 155
- Figura 6-3:** Curva de interpolación de grado de interacción para secciones parcialmente compuestas. 159
- Figura 6-4:** a). Probeta experimental espécimen en sección compuesta. b). Modelo de análisis numérico de sección compuesta. Malla de análisis. c). Modelo de análisis numérico de sección compuesta. Estado de esfuerzos bajo condición de pandeo local. 160

Figura 6-5:	Curva Carga Vs Desplazamiento para evaluación de interacción para secciones parcialmente compuestas.	161
Figura 6-6:	Proceso de elaboración de las probetas experimentales de ensayos a flexión. a) Instalación de conectores de cortante en vigas de acero. b) Detalle de conectores de cortante tipo CSC. c) Vaciado de placas de concreto. d) Detalle de cajón para relleno de concreto en extremos de viga metálica. e) Detalle de pasador en extremos de viga metálica.	163
Figura 6-7:	Montaje del ensayo experimental ensayos a flexión en vigas.	164
Figura 6-8:	Instrumentación del ensayo experimental de vigas a escala real. a). Control de deflexiones. b). Control de desplazamientos relativos de los componentes .	164
Figura 6-9:	Curva de respuesta experimental Carga Vs. Deflexión en el centro de la luz.	168
Figura 6-10:	Curva de respuesta experimental Carga Vs. Deflexión en el centro de la luz. Incidencia de la resistencia del concreto. a) 21MPa. b) 28MPa. c)35MPa	169
Figura 6-11:	Curva de respuesta experimental Carga Vs. Deflexión en el centro de la luz. Incidencia del espesor de la losa de concreto. a) 100mm. b) 140mm.	170
Figura 6-12:	Curva de respuesta experimental Carga Vs. Deflexión en el centro de la luz. Incidencia del espesor del perfil de acero CFS. a) 2.0mm. b) 2.5mm. c) 3.0mm.....	171
Figura 6-13:	Curva de respuesta experimental Carga Vs. Deflexión en el centro de la luz. Incidencia del espaciamiento entre conectores. a) 200mm. b) 300mm. c) 400mm..	173
Figura 6-14:	Curva de respuesta experimental Carga Vs. Deflexión en el centro de la luz. Incidencia de la longitud de la probeta. a) 2.0m. b) 4.0m.	174
Figura 6-15:	Mecanismo de falla por corte para vigas en sección compuesta de 2m de longitud. a) Montaje experimental. b) Condición de flexión máxima en el sistema. c) Corte en los tornillos autoperforantes y desacople del sistema. d) Fractura de la losa de concreto. d) Pandeo local de la sección de acero.....	177
Figura 6-16:	Mecanismo de falla por flexión para vigas en sección compuesta de 4m de longitud. a) Montaje experimental. b) Condición de flexión máxima en el sistema. c) Deslizamiento relativo de losa de concreto sobre sección de acero. d) Inicio de fisuración en losa de concreto. e) Pandeo local longitudinal visto como distorsión de la sección transversal de acero.	178
Figura 6-17:	Gráfica de medias con intervalo de confianza de respuesta experimental de carga máxima con 95% de probabilidad. a) Resistencia del concreto a compresión. b) Espesor de la losa de concreto. c) Perfil de acero. d) Espaciamiento entre conectores. d) Longitud de las vigas.....	180
Figura 6-18:	a) Gráfica de efectos principales para la respuesta de la carga de falla. b) Gráfica de interacción de variables para respuesta de cargas de falla.	181
Figura 6-19:	Superficies de respuesta para cargas de falla. a) Espécimen longitud 2m – Separación 200mm. b) Espécimen longitud 2m – Separación 400mm. c). Espécimen longitud 4m – Separación 200mm. d) Espécimen longitud 4m – Separación 400mm.	181
Figura 6-20:	Gráfica de medias con intervalo de confianza de respuesta experimental de desplazamientos con 95% de probabilidad. a) Resistencia del concreto a compresión. b) Espesor de la losa de concreto. c) Perfil de acero. d) Espaciamiento entre conectores. d) Longitud de las vigas.....	183

Figura 6-21:	a) Gráfica de efectos principales para la respuesta de desplazamientos. b) Gráfica de interacción de variables para respuesta de desplazamientos.	184
Figura 6-22:	Superficies de respuesta para desplazamientos. a) Espécimen longitud 2m. b) Espécimen longitud 4m.	184
Figura 6-23:	a) Gráfica de efectos principales para la respuesta de acción compuesta. b) Gráfica de interacción de variables para respuesta de acción compuesta.	185
Figura 6-24:	Gráfica de medias con intervalo de confianza de respuesta experimental de acción compuesta con 95% de probabilidad. a) Resistencia del concreto a compresión. b) Espesor de la losa de concreto. c) Perfil de acero. d) Espaciamiento entre conectores. d) Longitud de las vigas.	186
Figura 6-25:	Configuración modelo analítico <i>F2-3-21-100@400</i> . a). Geometría. b). Condiciones de frontera. c) Detalle geometría conectores de cortante tipo CSC. d). Condición experimental de conectores de cortante tipo CSC.	189
Figura 6-26:	Condición de deflexión máxima en probetas de longitud 2m solicitadas a flexión a). Modelo analítico. b). Condición experimental. c) Detalle de desplazamiento relativo de materiales en probetas experimentales.	190
Figura 6-27:	Estado de esfuerzos en el modelo analítico. a). Elementos de acero. b) Detalle de sistema de fijación con tornillos autoperforantes.	191
Figura 6-28:	Fase inicial del proceso de pérdida de sección compuesta. a). Rotación de tornillos autoperforantes en modelo analítico. b) Detalle de rotación de tornillos autoperforantes en modelo analítico. c) Rotación de tornillos en espécimen experimental. d) Desgarramiento de material base de conectores de cortante tipo CSC. Modelo analítico. e) Desgarramiento diferencial en conectores de cortante tipo CSC en espécimen experimental. f) Detalle de estado final de conectores de cortante tipo CSC en espécimen experimental.	192
Figura 6-29:	Fase final de pérdida de sección compuesta. a) Desplazamientos relativos y separación de materiales en modelo analítico. b) Separación vertical de materiales en probeta experimental. c) Falla por corte en tornillos autoperforantes y desacople de sección compuesta en espécimen experimental. d) Falla por fractura en losa de concreto. e) Falla por pandeo local en viga metálica.	193
Figura 6-30:	Estado final de esfuerzos en modelo analítico. a). Losa de concreto. b). Estado final de conectores de cortante en probeta experimental. c). Estado final de conectores de cortante en probeta experimental. d) Respuesta de esfuerzos en la losa de concreto en modelo analítico. e) Respuesta de esfuerzos de elementos metálicos en modelo analítico.	194
Figura 6-31:	Gráfica de porcentajes de acción compuesta experimentales y obtenidas por la expresión de diseño para diferentes configuraciones empleando conectores de cortante tipo CSC.	196

Lista de tablas

	Pág.
Tabla 1-1: Secciones compuestas típicamente empleadas en la construcción.	10
Tabla 1-2: Tipos de conectores de cortante según su rigidez.	21
Tabla 1-3: Tipologías de conectores de cortante avalados por la normativa internacional.	39
Tabla 2-1: Propiedades nominales de los materiales.	54
Tabla 2-2: Configuración de especímenes en ensayo experimental de corte en tornillos.	57
Tabla 2-3: Configuración de especímenes en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	61
Tabla 2-4: Cargas nominales en secciones compuestas en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	63
Tabla 2-5: Resumen de las cargas y deflexiones en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	68
Tabla 2-6: Resultados de deflexión para ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.	70
Tabla 3-1: Propiedades mecánicas nominales de los componentes de acero.	88
Tabla 3-2: Descripción de las variables y niveles de estudio	92
Tabla 3-3: Matriz experimental de simulación para definición de la configuración del conector tipo CSC. Descripción de las variables y niveles de estudio.	93
Tabla 4-1: Matriz experimental de simulación. Descripción de las variables y niveles de estudio.	107
Tabla 4-2: Propiedades mecánicas nominales de los componentes de acero.	108
Tabla 4-3: Registro de datos de simulación de ensayos Pry-Out.	116
Tabla 5-1: Formulación de diseño para diferentes tipos de conectores registradas en investigación.	133
Tabla 5-2: Propiedades mecánicas nominales de los componentes de acero en probetas experimentales de corte directo.	136
Tabla 5-3: Registro de datos ensayos experimentales Pry-out.	139
Tabla 5-4: Cargas de falla estimadas para corte en los tornillos a partir de la ecuación de diseño propuesta.	149
Tabla 6-1: Clasificación de secciones y métodos de análisis según Eurocódigo 4.	156
Tabla 6-2: Clasificación de secciones compuestas según las fuerzas relativas en los elementos.	157

Tabla 6-3:	Propiedades mecánicas nominales de los componentes de acero en probetas experimentales de ensayos a flexión.	162
Tabla 6-4:	Configuración de especímenes en ensayos vigas a flexión.....	165
Tabla 6-5:	Registro de datos ensayos experimentales ensayos a flexión en vigas....	167

Lista de Símbolos y abreviaturas

Símbolos con letras latinas

Símbolo	Término	Unidad SI	Definición
A_c	Área placa de concreto corte de concreto	mm ²	5.2
A_{cc}	Área de corte de concreto por conector tipo placa perforada	mm ²	5.2
A_p	Área transversal de la sección a compresión en estudio método m-k	m ²	1.3.2
A_{rib}	Área de perforación en conector tipo placa perforada	mm ²	5.2
A_{sc}	Área transversal del conector de cortante tipo tornillo/stud	m ²	1.3.2
A_{tr}	Área de total de refuerzo transversal en conector tipo placa perforada	mm ²	5.2
b	Ancho de la sección transversal en estudio	m	1.2.1, 1.3.1, 1.3.2
b_{ecs}	Espesor de la placa de concreto para conector tipo placa perforada	mm	5.2
b_f	Ancho de patín superior de viga de acero en conector tipo placa perforada	mm	5.2
c	Distancia del eje neutro al punto de cálculo de la deformación/esfuerzo	m	1.2.1, 1.3.1
d	Diámetro de perforación para conectores tipo placa perforada	m	1.3.2
d_{con}	Diámetro nominal del conector de cortante	m	1.3.2
d_p	Altura de Diámetro nominal del conector de cortante	m	1.3.2
d_{rib}	Diámetro de perforaciones en conector tipo placa perforada	mm	5.2
d_{tr}	Diámetro de barras de refuerzo transversal en conector tipo placa perforada	mm	5.2
E_c	Módulo de elasticidad del concreto	MPa	1.3.2,
E	Módulo de elasticidad equivalente del sistema bajo estudio	MPa	1.2.1, 1.3.1
F_{ucon}	Esfuerzo último nominal del acero del conector	MPa	1.1, 1.3.2
F_y	Esfuerzo de fluencia nominal del acero	MPa	1.1, 1.3.2, 5.2
F_u	Esfuerzo último nominal del acero	MPa	5.2
f'_c	Esfuerzo de compresión nominal del concreto	MPa	1.1, 1.3.2, 3.3.2, 5.2

Símbolo	Término	Unidad SI	Definición
h	Altura media de la sección transversal en estudio	m	1.2.1, 1.3.1
h_{con}	Altura del conector de cortante	m	1.3.2, 5.2
h_{ecs}	Distancia entre el fin del conector y el borde de la placa de concreto en conector tipo placa perforada	mm	5.2
h_l	Distancia bajo el eje neutro	m	2.3.2
h_{rib}	Altura de conector tipo placa perforada	mm	5.2
h_u	Distancia sobre el eje neutro	m	2.3.2
I	Inercia de la sección transversal en estudio	m ⁴	1.2.1
k	Intercepto de regresión en la evaluación de capacidad a flexión en vigas en sección compuesta	1	1.3.2
l_{con}	Longitud del conector tipo canal	m	1.3.2
L_c	Longitud de contacto entre placa de concreto y perfil de acero en conector tipo placa perforada	mm	5.2
L_{con}	Longitud del conector de cortante	m	5.2
L_s	Distancia del borde externo al punto de aplicación de la carga método m-k	kN	1.3.2
m	Pendiente de regresión en la evaluación de capacidad a flexión en vigas en sección compuesta	1	1.3.2
m_{rib}	Número de dovelas formadas en los conectores tipo Y placa perforada	mm	5.2
M	Momento máximo del sistema bajo las condiciones de análisis	kN*m	1.2.1, 1.3.1
M_n	Momento nominal resistente de la sección	kN*m	2.3.2
M_x	Momento flector actuante a una distancia x del sistema en estudio	kN*m	1.2.1, 1.3.1
n	Coefficiente de relación modular	1	2.3.2
n_{rib}	Número de perforaciones en conector tipo placa perforada	1	5.2
P_n	Carga nominal resistente del espécimen	kN	2.3.2
q	Flujo de cortante	kN/m	1.3.1,
Q	Primer momento de área con respecto al eje neutro de la sección en estudio	kN*m	1.2.1, 1.3.1,
Q_{con}	Resistencia nominal de perforación para conector de cortantes perfiles de lámina delgada	kN	5.2
Q_{hole}	Resistencia nominal de perforación para conector de cortante tipo placa perforada	kN	5.2
Q_n	Resistencia nominal del conector de cortante	kN	1.3.1, 1.3.2
Q_{rib}	Resistencia nominal del conector de cortante tipo placa perforada	kN	5.2
Q_{rib}	Resistencia nominal del conector de cortante tipo placa perforada Y	kN	5.2

Símbolo	Término	Unidad SI	Definición
$Q_{112.5}$	Resistencia nominal del conector de cortante tipo ángulo inclinado 112.5 grados	kN	5.2
Q_{135}	Resistencia nominal del conector de cortante tipo ángulo inclinado 135 grados	kN	5.2
S_{max}	Deslizamiento máximo entre los dos materiales el sistema compuesto	m	1.2.1, 1.3.1
s_{rib}	Distancia neta entre conectores tipo placa perforada orientados en la misma dirección	mm	5.2
S_{con}	Separación entre conectores de cortante tipo tornillo	m	1.3.2
t	Espesor de placa para conectores tipo placa perforada	m	1.3.2
t_{con}	Espesor del conector de cortante	m	1.3.2, 5.2
t_{fcon}	Espesor del alma del conector tipo canal	m	1.3.2
t_{rib}	Espesor de conector tipo placa perforada	mm	5.2
t_{wcon}	Espesor del patín del conector tipo canal	m	1.3.2
V	Cortante máximo del sistema bajo las condiciones de análisis	kN*m	1.2.1, 1.3.2,
w	Condición de carga externa sobre elemento en estudio	kN/m	1.2.1, 1.3.1
x	Distancia de corte para el análisis de la sección transversal bajo estudio	m	1.2.1, 1.3.1

Símbolos con letras griegas

Símbolo	Término	Unidad SI	Definición
α	Coeficiente de ajuste por altura del conector tipo stud	1	1.3.2
ε_{cu}	Deformación máxima por compresión del concreto, definida como 0.0025	1	1.3.2, 3.3.2
ε_c	Deformación por compresión del concreto	1	1.3.2, 3.3.2
ε_x	Deformación unitaria del sistema bajo estudio, calculada a una distancia de corte x	1	1.2.1, 1.3.1
ε_{st}	Deformación por tensión del acero	1	1.3.2
ε_y	Deformación máxima por tensión del acero	1	1.3.2
δ_{max}	Deformación máxima del sistema en estudio	m	1.2.1, 1.3.1
φ	Coeficiente de reducción de resistencia	1	1.3.2,
γ	Coeficiente de seguridad parcial genérico de resistencia de materiales	1	1.3.2,, 3.3.2

Símbolo	Término	Unidad SI	Definición
γ_b	Coeficiente de seguridad parcial de resistencia del miembro	1	1.3.2,
γ_c	Coeficiente de seguridad parcial de resistencia de concreto	1	1.3.2,
γ_s	Coeficiente de seguridad parcial de resistencia del acero estructural	1	1.3.2,
γ_r	Coeficiente de seguridad parcial de resistencia del acero de refuerzo	1	1.3.2,
γ_v	Coeficiente de seguridad parcial de resistencia de los conectores de cortante	1	1.3.2,
τ_s	Esfuerzo máximo por corte de la sección bajo estudio	MPa	1.2.1, 1.3.1
σ_b	Esfuerzo máximo por flexión de la sección bajo estudio	MPa	1.2.1, 1.3.1
σ_c	Esfuerzo del concreto a compresión	MPa	2.3.1, 3.3.2

Introducción

Durante las últimas décadas, a nivel mundial se ha incrementado el uso de secciones compuestas de acero y concreto, las cuales han sido utilizadas principalmente con el fin de lograr un comportamiento conjunto óptimo, que les permita resistir las cargas externas impuestas sobre las estructuras.

Esta configuración híbrida de materiales fue planteada inicialmente para puentes, pero dado su buen desempeño, se amplió su gama de usos también al sector de las edificaciones, especialmente en sistemas de entrepisos (Bamaga, 2012).

El principio básico de funcionamiento de estos elementos mixtos radica en el mayor aprovechamiento de las propiedades mecánicas de los materiales componentes del sistema, por lo cual se debe garantizar la transferencia de esfuerzos en su interfaz por medio de la inclusión de elementos adicionales denominados conectores de cortante, los cuales, a su vez, restringen el desplazamiento diferencial entre ellos. Su ausencia implica el trabajo independiente de cada componente, presentando estados de esfuerzos y deformaciones no compatibles.

Si bien es cierto que los elementos de acero resisten altos esfuerzos de compresión, los miembros esbeltos no son muy eficientes dada su susceptibilidad a la inestabilidad por pandeo lateral, pandeo torsional y/o pandeo local, principalmente en secciones abiertas (Valencia, 2010).

Por otra parte, la tecnología de materiales ha involucrado a los perfiles de acero doblados en frío (*CFS*) en esta alternativa de elementos híbridos, convirtiéndose en una opción estructural competitiva en el ámbito de la construcción. Esta tipología de secciones no procede de un proceso directo de fundición de metales como ocurre con la perfilería formada en caliente (*HRS*), sino que son fabricados a partir del figurado de láminas

metálicas por medio de dobleces, que en conjunto aportan a la rigidez general del elemento estructural.

Entre sus principales ventajas se destacan la versatilidad en la generación de diferentes configuraciones geométricas, posibilidad de emplearse en mayores luces, facilidad de producción en masa, alta relación de resistencia y peso, facilidad de embalaje, transporte y montaje (Yu, 2010), permitiendo considerar estas secciones como una alternativa en la sostenibilidad de las construcciones (Irwan et al., 2009; Lawan et al., 2015, Alhajri et al., 2016).

En contraposición, como desventaja de la implementación de estos elementos en sistemas estructurales mixtos, se puede enfatizar en la susceptibilidad al pandeo local, dado el limitado espesor de paredes de los perfiles, los costos adicionales que implica la preparación de las piezas metálicas para la fijación de los conectores, y los cuidados particulares requeridos en la logística de embalaje y transporte.

De acuerdo con la normatividad vigente, los únicos elementos avalados para ser implementados como conectores de cortante son los espigos (studs), canales, tornillos y placas perforadas, empleando fijación soldada en perfilería *HRS*, sin que exista alguna recomendación de aditamentos aplicables a secciones *CFS* (AISC360, Eurocódigo4, JSCE2009, NSR10).

Este mecanismo de fijación de los conectores con soldadura ha generado incertidumbre desde el punto de vista de optimización en su instalación, por ser un proceso térmico en el cual se inducen sobreesfuerzos localizados tanto en los perfiles metálicos como en los conectores, siendo de particular cuidado su aplicación en secciones de lámina delgada, dado que el calor del electrodo puede llegar a perforar la pared del perfil, o a reducir su capacidad por los esfuerzos residuales que se inducen tras el proceso de calentamiento y enfriamiento local. Adicionalmente, la soldadura en obra puede llegar a ser un proceso dispendioso en tiempo y con restricciones de uso bajo determinadas condiciones climáticas (Hanaor, 2000).

Dentro de las alternativas que se han estudiado como opción al reemplazo de los espigos son los tornillos, los cuales se pueden fijar por medio de tuerca y arandela (Hanaor, 2000;

Lakkavalli & Liu., 2006; Wehbe et al., 2011; Lawan et al., 2015), siendo roscados en el perfil metálico (Queiroz et al., 2010) o siendo elementos autoperforantes (Hanaor, 2000; Lakkavalli & Liu., 2006; Bamaga et al., 2012; Merryfield et al., 2016), con los cuales se han logrado solicitaciones de falla hasta el 95% de la resistencia obtenida por pernos con fijación soldada.

Cabe resaltar que las configuraciones propuestas no se han avalado técnicamente, debido a falta de formalización y normalización de resultados, que puedan conducir al desarrollo de una metodología de diseño (Merryfield et al., 2016).

Dentro de esta investigación se desarrolló una nueva propuesta de conectores de cortante denominada CSC (Confining Shear Connector), los cuales fueron validados geométrica y mecánicamente, con el fin de establecer una configuración óptima para la transferencia de esfuerzos en la interfaz del concreto y el perfil *CFS*, y con la que se logró obtener su patente. Así mismo, se plantea un sistema de fijación mecánico por medio de tornillos autoperforantes, sustituyendo la soldadura y sus efectos adversos sobre los elementos metálicos.

La evaluación del comportamiento del sistema se llevó a cabo sobre sistemas de losas macizas de concreto, adosadas a perfiles estructurales formados en frío de lámina delgada, donde se tuvieron como principales variables la resistencia y espesor de las losas de concreto, espesores de pared de los perfiles metálicos, y separación de conectores.

Dentro del plan de valoración estructural, se efectuaron ensayos experimentales de corte directo (*Pry-out test*) y ensayos de vigas a flexión (*Long scale beam test*), en los cuales se evidenció el comportamiento de los componentes del sistema en conjunto, y la eficiencia del desempeño de los conectores propuestos en sistemas compuestos. Por medio de esta valoración de capacidad, se correlacionaron numéricamente los resultados obtenidos tras la ejecución de los dos tipos de ensayos, encontrando ventajas y desventajas operacionales de cada montaje, principalmente en costos.

Paralelamente con la experimentación física, se validó analíticamente el comportamiento de los sistemas compuestos, incluyendo los conectores de cortante tipo CSC, por medio de simulaciones numéricas, empleando el método de los elementos finitos (*MEF*). A través

de las modelaciones se caracterizaron estados de esfuerzos internos del sistema y los mecanismos de falla, para complementar los análisis de los resultados de las pruebas físicas; además con la metodología de simulación aplicada se extrapoló el análisis a configuraciones que no fueron evaluadas en los ensayos experimentales.

El presente documento involucra cuatro temáticas claramente diferenciadas: Contextualización y estado del arte, experimentación física, simulación numérica, y por último, el análisis estadístico de información; concluyendo con la presentación de los principales resultados de la investigación.

En el desarrollo de la primera temática se presenta el compendio del estado del arte concerniente a las tecnologías y configuraciones de conectores de cortante que se han estudiado alrededor de los últimos 30 años, y que han permitido evidenciar la ausencia de una metodología formal de diseño, así como también vacíos operacionales de los sistemas compuestos con propuestas alternativas de conectores, direccionando los objetivos de esta investigación:

- Valorar experimentalmente la capacidad de conectores de cortante propuestos, la incidencia del espesor del perfil metálico y la resistencia del concreto en la capacidad de las secciones compuestas, por medio de ensayos de corte directo y de vigas a flexión.
- Validar la correlación de resultados de capacidad de conectores obtenidos a partir de ensayos de corte directo y de ensayos de vigas a flexión.
- Evaluar los estados de esfuerzos internos de los elementos componentes de las secciones compuestas y la interacción entre ellos, a través de las simulaciones numéricas realizadas con el método de los elementos finitos, calibrados a partir de los resultados de los ensayos experimentales.
- Proponer una formulación de diseño de conectores de cortante para secciones compuestas de concreto y perfiles estructurales de acero formados en frío, aplicable a la tipología de conector planteada.

Una segunda temática incluye la descripción de los ensayos experimentales realizados para la caracterización físico-mecánica de las secciones compuestas, destacando las pruebas realizadas a los materiales, montajes empleados para los ensayos de corte directo y flexión, e instrumentación utilizada para el registro de datos. En la parte final se analiza

la información recopilada bajo las dos condiciones de los dos tipos de ensayo, encontrando una expresión que permite estimar nominalmente las cargas resistentes del sistema.

La tercera temática incluye la definición de parámetros geométricos y mecánicos necesarios para el desarrollo de los modelos numéricos que simulan computacionalmente los ensayos de corte y flexión, por el método de los elementos finitos (*MEF*). A través de esta modelación se permite optimizar la configuración geométrica para proponer los conectores de cortante tipo CSC, y también caracterizar el estado interno de esfuerzos en los componentes del sistema: losa de concreto, perfil de acero y conectores de cortante. Cabe destacar que la parametrización parte de la calibración de los modelos con respecto a los resultados de los ensayos experimentales.

En la cuarta temática abordada se desarrolla el análisis estadístico de los resultados experimentales y de simulación numérica, encontrando las variables que son estadísticamente significativas dentro de la evaluación de la resistencia de los sistemas compuestos, permitiendo proponer una metodología de análisis y formulación de diseño para secciones compuestas por losas de concreto y perfilera estructural *CFS*.

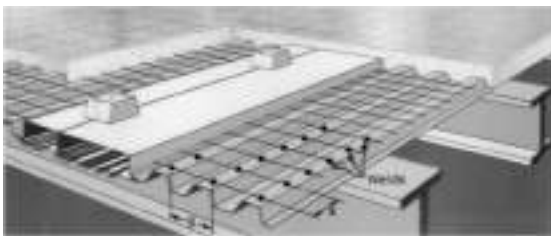
Finalmente, se concluye la pertinencia del uso de los conectores de cortante CSC en secciones compuestas por losas de concreto y perfiles de acero formados en frío, dado que se logró validar el comportamiento del sistema, garantizando adecuado desempeño del sistema tanto en rango elástico como inelástico de todos sus componentes. De igual forma, el planteamiento propuesto para el análisis y diseño de este tipo de configuraciones estructurales respalda su implementación dentro de los sistemas constructivos, con recomendaciones de diseño para ser tenidos en cuenta en ámbitos normativos.

1. Sistemas de entrepisos en sección compuesta

1.1 Generalidades

Durante las últimas décadas, a nivel mundial se ha incrementado notablemente el uso de secciones compuestas de acero y concreto estructural, las cuales han sido empleadas principalmente con el fin de lograr un comportamiento conjunto que les permita resistir solidariamente las cargas externas impuestas sobre las estructuras. Esta configuración estructural de elementos mixtos fue planteada inicialmente para puentes, pero dada su popularización y el buen desempeño estructural, amplió su gama de usos también al sector de las edificaciones de tipo residencial, comercial e industrial, principalmente en sistemas de entrepisos, tanto con perfiles metálicos estructurales laminados en caliente de alma llena (*HRS*¹), como armados en celosía (Merrifield et al., 2016), como se muestra en la **Figura 1-1**.

Figura 1-1: Sistemas típicos de entrepiso. a) Sistema de entrepiso sobre perfiles de alma llena. b) Sistema de entrepiso sobre vigas armadas en celosía.



a)



b)

Tomado de Cold Formed Steel Design. 2010.

¹ De su traducción del Inglés *Hot Rolled Steel*.

De igual forma, la tecnología de materiales actualmente involucra a los perfiles de acero doblados en frío (*CFS*²), y su uso en sección compuesta, convirtiéndose en una opción estructural competitiva en el ámbito de la construcción. Esta tipología de secciones no procede de un proceso directo de fundición de metales como ocurre con la perfiles *HRS*, sino que son formados a partir del figurado de láminas metálicas por medio de dobleces, que en conjunto aportan a la rigidez general del elemento estructural. En la **Figura 1-2** se presentan diferentes configuraciones geométricas de este tipo de secciones estructurales.

Figura 1-2: Alternativas de secciones estructurales en perfiles doblados en frío (CFS).



Tomado de Cold Formed Steel Design. 2010.

Actualmente este tipo de perfiles son empleados en secciones compuestas, como elementos estructurales secundarios, para edificaciones de mediana y pequeña envergadura (Bamaga et al., 2012). Entre sus principales ventajas sobresalen la versatilidad en la generación de diferentes configuraciones geométricas, facilidad de producción en masa, alta relación de resistencia y peso, facilidad de embalaje, transporte y montaje (Yu et al., 2010), permitiendo considerar estas secciones como una alternativa en la sostenibilidad de las construcciones (Irwan et al., 20; Lawan et al., 2015, Alhajri et al., 2016).

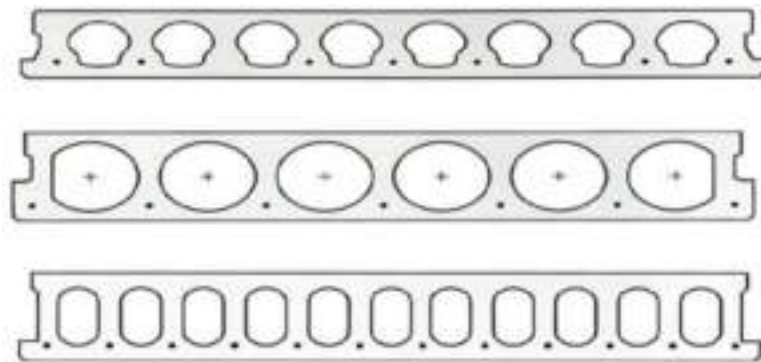
² De su traducción del Inglés *Cold Formed Steel*. También conocidos como perfiles de lámina delgada, empleados en secciones con espesores inferiores a 1" (AISI S100). En la práctica los espesores se restringen entre 0.3mm y 6mm

Adicionalmente al incremento en la eficiencia de las secciones por el aprovechamiento de la capacidad de los materiales, el uso de miembros compuestos presenta otras ventajas constructivas tales como:

- Posibilidad de salvar mayores luces dada la alta relación de resistencia y peso de los elementos constructivos, y la rigidez que aporta el concreto a la sección compuesta.
- Secciones estructurales más económicas con respecto a la construcción convencional.
- Aumento de la altura libre dada la reducción de altura requerida por el sistema compuesto.
- Debido a su mayor rigidez, las vigas compuestas tienen menor deflexión que las vigas de acero.
- En caso de emplearse entrepisos con lámina colaborante *Steel/ deck*, este elemento puede funcionar como formaleta en proceso de vaciado, y refuerzo a flexión en caso de concreto endurecido, minimizando costos de construcción y operación, y agilizando la ejecución de las obras. Adicionalmente, el concreto evita el potencial pandeo local que podría presentarse en la lámina.
- En caso de tener secciones compuestas con perfiles estructurales embebidos dentro de una matriz de concreto, el recubrimiento puede favorecer la resistencia a la corrosión y al fuego de los elementos metálicos.

De acuerdo con el procedimiento constructivo se pueden considerar dos tipos de sistemas compuestos: el primero de ellos es formado a partir de placas prefabricadas, las cuales pueden o no tener perforaciones para ser conectadas con los elementos metálico en una etapa posterior (Hamidi, 2013), como se muestra en la **Figura 1-3**.

Figura 1-3: Alternativas de placas perforadas para conformación de secciones compuestas prefabricadas.

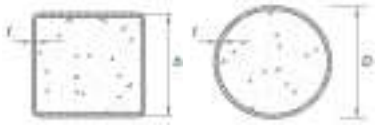
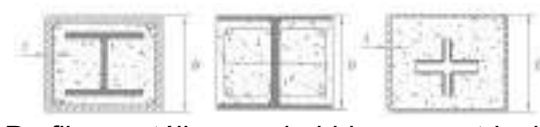


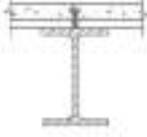
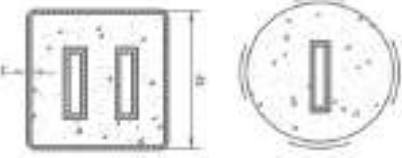
Tomado de Hamidi 2013.

El segundo procedimiento, y más comúnmente empleado, es el vaciado in situ, en el cual los perfiles de acero reciben y distribuyen la carga del concreto en estado fresco, y tras su fraguado y endurecimiento adquiere la rigidez y resistencia necesarias para el trabajo conjunto del sistema.

Aunque la tipología de secciones compuestas es muy variada, su versatilidad permite a cada diseñador proponer su propia disposición para atender sus requerimientos particulares de solicitud. En la **Tabla 1-1** se presentan las configuraciones comúnmente empleadas en la construcción:

Tabla 1-1: Secciones compuestas típicamente empleadas en la construcción.

<i>Elemento estructural</i>	<i>Secciones compuestas típicas</i>	
Columnas	 Secciones de acero rellenas de concreto.	 Perfiles metálicos embebidos en matriz de concreto
	En las secciones embebidas, el concreto restringe la posibilidad de pandeo local del perfil metálico, y prevee resistencia contra el fuego. En las secciones rellenas, no se requiere de formaleta para las columnas. El concreto aporta resistencia contra el fuego actuando como dissipador de calor. Estas secciones pueden incluir o no refuerzo longitudinal.	

	Cualquiera de estas configuraciones permite usar secciones más pequeñas y esbeltas, con respecto a alternativas que solamente emplean un material. Para secciones de acero rellenas en concreto o perfiles metálicos embebidos en matriz de concreto, particularmente proyectadas para columnas o puntales, teóricamente se sugiere que no es necesario proporcionar conectores de cortante. Experimentalmente se ha demostrado que esta consideración sólo es válida si los esfuerzos desarrollados en la interfaz de los materiales son bajos, asociados principalmente a los efectos de retracción y dilatación por temperatura.		
Vigas	 Perfiles metálicos embebidos en matriz de concreto	 Placas sobre perfil metálico sin lámina colaborante	 Placas sobre perfil metálico con lámina colaborante
	Generalmente las vigas requieren conectores de cortante para garantizar la transferencia de esfuerzos en la interfaz de los materiales. La lámina colaborante funciona como formaleta y refuerzo a flexión. La placa de concreto debe contar con refuerzo de retracción para controlar fisuración durante su curado. Las pruebas experimentales muestran que a cargas bajas, la mayor parte del cortante longitudinal se transfiere por adherencia en la interfaz de los materiales, la cual se supera rápidamente con el incremento en las sollicitaciones. Por lo tanto, para los cálculos de diseño, se omite este valor de resistencia.		
Riostras de pandeo restringido			El confinamiento que ofrece el concreto a los perfiles embebidos les mejora su capacidad de trabajo en compresión, ya que reduce la posibilidad de pandeo lateral al incrementar la resistencia del miembro. De este modo le da al elemento la posibilidad de trabajo efectivo tanto en tensión como compresión.
Vigas de acople			Placa de acero embebida en el elemento de concreto. Generalmente se emplea en vigas cortas, con altos requerimientos de cortante.

Imágenes tomadas de Construcción Compuesta Acero-Concreto. Gerdau Corsa. 2010.

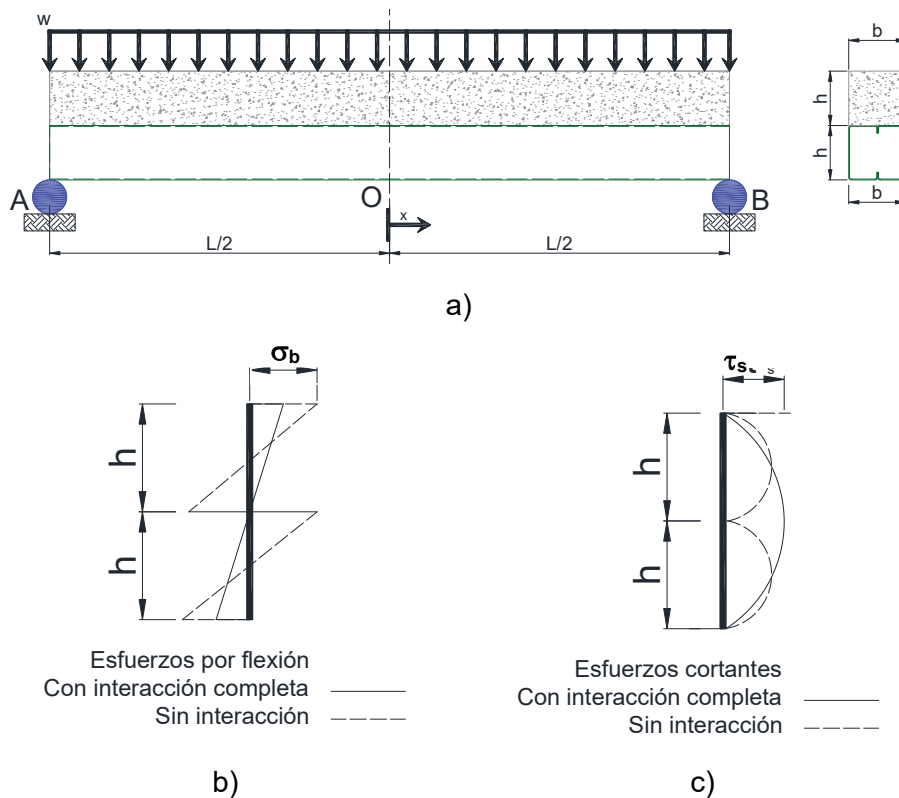
1.2 Secciones No Compuestas

1.2.1 Caracterización del comportamiento elástico

Las vigas laminadas, conformadas por dos materiales, solicitadas bajo la acción de cargas transversales, han sido empleadas desde la época medieval. Su análisis elástico puede hacerse a partir de la evaluación de un miembro conformado por dos elementos de acero y concreto, de igual tamaño y módulos de elasticidad E_s y E_c respectivamente, uno situado en la parte superior del otro. Cada uno de estos elementos con sección transversal $b \times h$, y luz entre apoyos L . Las vigas son solicitadas por una carga uniformemente distribuida w . (Figura 1-4. a)

Para efectos del análisis se desprecia el peso propio de los elementos.

Figura 1-4: Efecto de la interacción entre elementos en esfuerzos de flexión y corte.



Tomado de Johnson & Buckby. 1994.

Al no incorporarse dispositivos de conexión entre los elementos, en cada uno de ellos la carga de solicitación será $w/2$, y se presenta simultáneamente la existencia de dos ejes neutros (**Figura 1-4. b**), pudiéndose calcular el esfuerzo por flexión máximo a partir de la expresión:

$$\sigma_b = \frac{Mc}{I} = \frac{\frac{wL^2}{16} \cdot \frac{h}{2}}{\frac{bh^3}{12}} = \frac{3wL^2}{8bh^2} \quad (1-1)$$

Del mismo modo, se puede obtener el máximo esfuerzo por corte (**Figura 1-4. c**), el cual ocurre en el eje neutro de cada elemento, a partir de la expresión;

$$\tau_s = \frac{VQ}{Ib} = \frac{\left(\frac{w/2}{2}L\right) \cdot \left(\frac{b \cdot h^2}{2 \cdot 4}\right)}{\frac{bh^3}{12} \cdot b} = \frac{3wL}{8bh} \quad (1-2)$$

Y la deflexión máxima, se puede evaluar por:

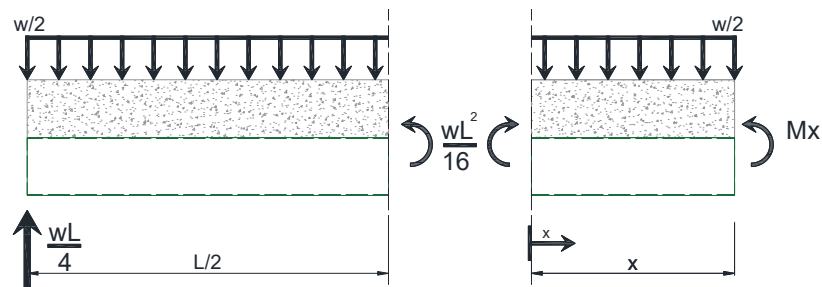
$$\delta_{max} = \frac{5(w/2)L^4}{384EI} = \frac{5(w/2)L^4}{384E\left(\frac{bh^3}{12}\right)} = \frac{5wL^4}{64Ebh^3} \quad (1-3)$$

Por medio de un diagrama de cuerpo libre (**Figura 1-5**), se puede calcular el momento flector a una distancia x (M_x), medida a partir del centro de la luz con la expresión:

$$M_x - \frac{wL^2}{16} + \frac{w}{2} \cdot \frac{x^2}{2} = 0$$

$$M_x = \frac{w}{16}(L^2 - 4x^2) \quad (1-4)$$

Figura 1-5: Diagrama de cuerpo libre viga simplemente apoyada.



Fuente propia.

De este modo, la deformación unitaria por tracción en la fibra inferior del elemento superior coincide con la deformación unitaria por compresión en la fibra superior del elemento inferior, calculada a partir de:

$$\varepsilon_x = \frac{M_{xc}}{EI} = \frac{\left[\frac{w}{16} \cdot (L^2 - 4x^2) \right] \cdot \frac{h}{2}}{E \cdot \frac{bh^3}{12}} = \frac{3w(L^2 - 4x^2)}{8Ebh^2} \quad (1-5)$$

Por lo tanto, el desplazamiento relativo S entre estas fibras adyacentes es por lo tanto $2\varepsilon_x$:

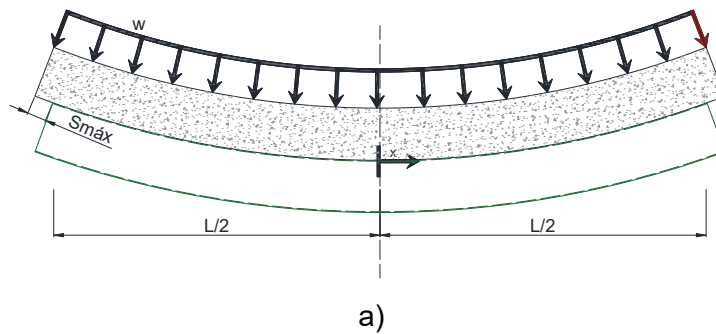
$$\frac{dS}{dx} = 2\varepsilon_x = \frac{3w(L^2 - 4x^2)}{4Ebh^2} \quad (1-6)$$

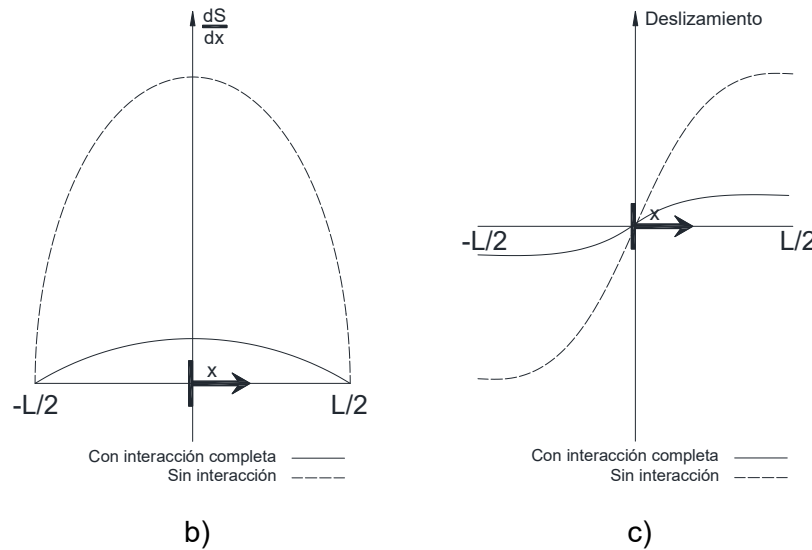
Integrando y aplicando las condiciones de borde $S = 0$ en $x = 0$, se obtiene la expresión:

$$S = \frac{w(3L^2x - 4x^3)}{4Ebh^2} \quad (1-7)$$

Las expresiones (1-6) y (1-7) muestran que en $x = 0$, la deformación de deslizamiento es máxima, mientras que el deslizamiento es cero, y en $x = L/2$, el deslizamiento es máximo, mientras que la deformación de deslizamiento es cero. Este comportamiento se ilustra en la **Figura 1-6**.

Figura 1-6: Comportamiento de deformación unitaria y deslizamiento en secciones.





Tomado de Johnson & Buckby. 1994.

El deslizamiento máximo ($S_{max} = wL^3/4Eb h^2$) es $3.2h/L$ veces la deflexión máxima de cada elemento. Esto demuestra que el deslizamiento es muy pequeño en comparación con la desviación de la viga.

Con el fin de evitar el deslizamiento entre las dos vigas en la interfaz, y garantizar la compatibilidad de deformación por flexión, se utilizan con frecuencia conectores de corte.

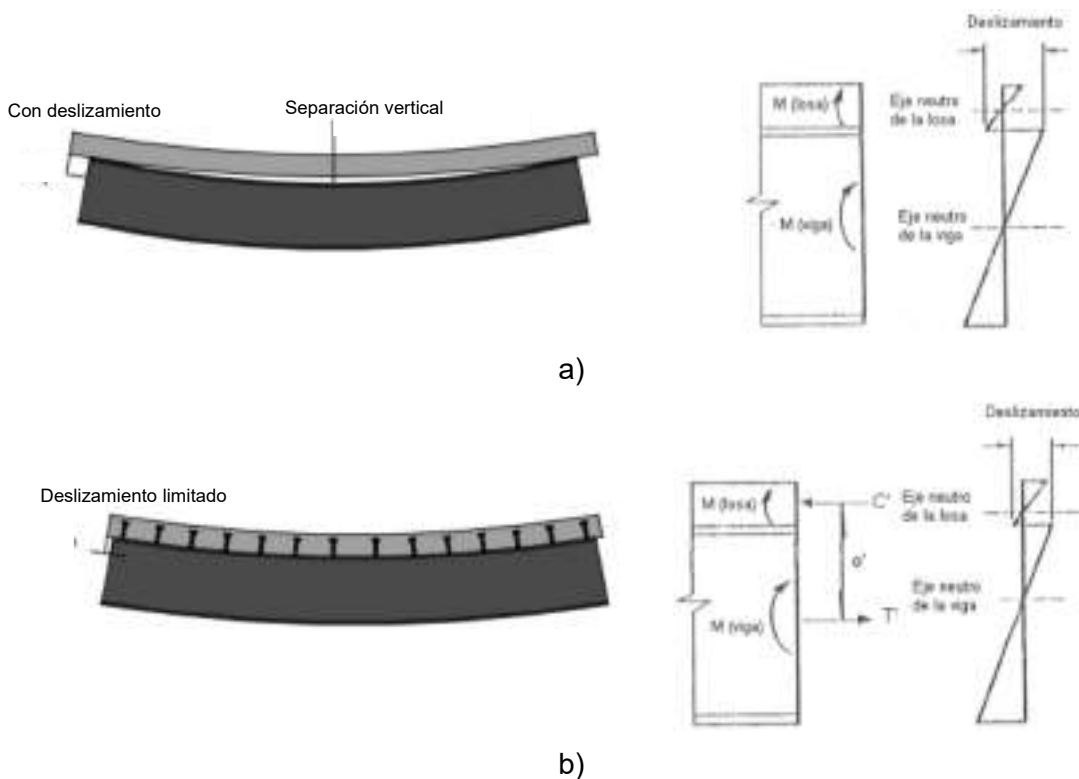
1.3 Secciones Compuestas

1.3.1 Caracterización del comportamiento elástico

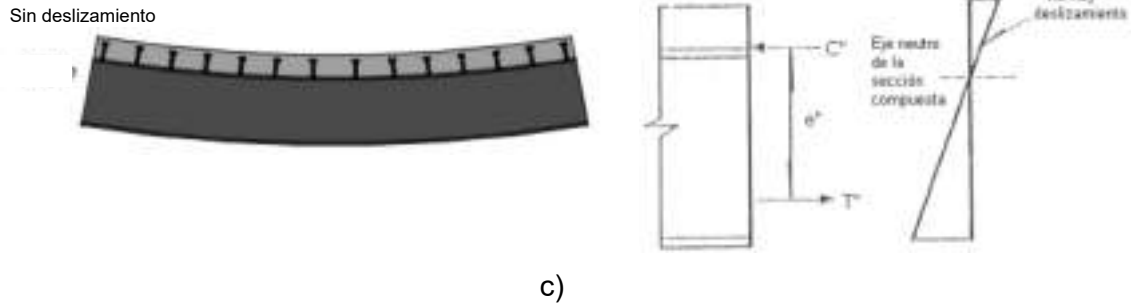
Suponemos ahora que las vigas están unidas entre sí por una conexión de corte infinitamente rígida a lo largo de la cara AB en la **Figura 1-4 a)**, generalmente asociada a la incorporación de elementos mecánicos denominados conectores de cortante. Aunque existe la resistencia natural entre los materiales proporcionada por la adherencia y fricción en la interfaz de contacto, esta condición de esfuerzos generalmente se omite dada su limitada capacidad, al ser comparada con las sollicitaciones externas a que se ven sometidos los elementos.

La instalación de los conectores da lugar a que exista trabajo conjunto de la sección ante las solicitaciones externas, y de acuerdo con la capacidad de transferencia de esfuerzos de estos elementos, se puede hablar de secciones parcial o totalmente compuestas. En las primeras, la capacidad de los conectores es limitada, por lo que se mantiene la existencia de un eje neutro para cada material, pero su distancia se reduce con respecto a una sección no compuesta (**Figura 1-7.b).**). Cuando la resistencia de los conectores es superior a los esfuerzos elásticos producidos en la interfaz de los materiales, es denominada sección totalmente compuesta, lo cual permite su trabajo conjunto y la existencia de un solo eje neutro de la sección³. (**Figura 1-7.c).**).

Figura 1-7: Comportamiento Estado general de esfuerzos en elementos sometidos a flexión. a). Sección no compuesta. b). Sección parcialmente compuesta. c). Sección compuesta.



³ Se denomina sección compuesta total cuando los elementos de transferencia son diseñados para resistir el 100% del cortante en la interfaz. En caso de considerarse un porcentaje inferior, sin ser menor al 75%, se considera sección compuesta parcial. (AISC 360-10)



Fuente propia.

Bajo esta condición de interacción completa, en secciones totalmente compuestas, tanto el deslizamiento relativo como las deformaciones en la interfaz de los elementos componentes son cero.

Para el caso del ejemplo propuesto, la altura de la viga compuesta es $2h$, y su ancho b se mantiene igual con respecto a la sección no compuesta. De este modo, el máximo esfuerzo por flexión viene ahora dado por:

$$\sigma_b = \frac{M \cdot c}{I} = \frac{\frac{wL^2}{8} \cdot h}{\frac{b(2h)^3}{12}} = \frac{3wL^2}{16bh^2} \quad (1-8)$$

Este valor es la mitad del esfuerzo obtenido por la expresión (1-1), para la condición sin interacción. El esfuerzo cortante máximo se mantiene, pero se produce a media profundidad.

$$\tau_s = \frac{V \cdot Q}{I \cdot b} = \frac{\left(\frac{wL}{2}\right) \cdot \left[\frac{b(2h)^2}{4}\right]}{\frac{b(2h)^3}{12} \cdot b} = \frac{3wL}{8bh} \quad (1-9)$$

La deflexión máxima del sistema compuesto es la cuarta parte con respecto a la obtenida en la expresión (1-3):

$$\delta_{max} = \frac{5wL^4}{384EI} = \frac{5wL^4}{384E\left(\frac{b(2h)^3}{12}\right)} = \frac{5wL^4}{256Ebh^3} \quad (1-10)$$

Por lo tanto, la provisión de un sistema de conectores de cortante aumenta tanto la resistencia como la rigidez de una viga dado que se considerará la misma cantidad de material, y en la práctica, podría conducir a una reducción en su tamaño y por ende una disminución de costos.

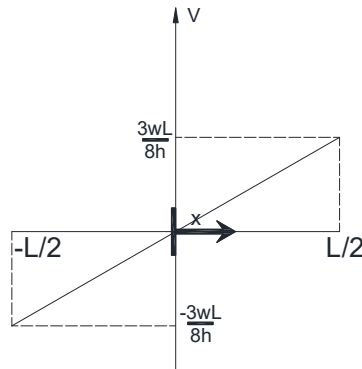
En este ejemplo en particular, pero no siempre, la interfaz AOB (**Figura 1-4**) coincide con el eje neutro del elemento compuesto, de modo que el esfuerzo cortante longitudinal máximo en la interfaz es igual al esfuerzo cortante vertical máximo, el cual se produce en $w = \pm L/2$, y es $3WL/8bh$ (1-9).

La conexión de la interfaz debe diseñarse para transferir el cortante longitudinal por unidad de longitud $q = \tau_s b$, que se conoce como flujo de cortante. En este ejemplo viene dado por:

$$q = \tau_s b = \frac{VQ}{I} = \frac{(wx) \cdot \left(\frac{b(2h)^2}{4} \right)}{\frac{b(2h)^3}{12}} = \frac{3wx}{4h} \quad (1-11)$$

donde x se mide desde el centro de la luz. En la **Figura 1-8** se muestra la variación del esfuerzo cortante.

Figura 1-8: Variación del cortante horizontal en la interfaz de unión del elemento compuesto.



Tomado de Johnson & Buckby. 1994.

El diseño de los conectores debe ser adecuado para resistir el esfuerzo de corte actuante.

En el diseño elástico, las conexiones se proporcionan a un espaciado variable normalmente conocido como "espacio triangular", debido a la relación geométrica de variación del corte en la interfaz. En este caso, el espaciado resulta ser:

$$S = \frac{4Q_n h}{3wx} \quad (1-12)$$

donde, P es la resistencia de corte de diseño de un conector.

En general, casi todos los conectores utilizados en la práctica tienen una forma tal que proporcionan resistencia tanto al arrancamiento como al deslizamiento. Las fuerzas de levantamiento son mucho menores que las fuerzas de corte, por lo que normalmente no es necesario calcularlas para fines de diseño, siempre que se utilicen conectores con cierta resistencia al levantamiento.

1.3.2 Conectores de cortante

Los precursores de la investigación experimental de los conectores de corte empleados en secciones compuestas se remontan a inicios de los años 30's, con los estudios de Voellmy & Brunner (1933) realizados en Swiss Federal Institute for Testing Materials, quienes se interesaron en establecer mecanismos de vínculo entre perfiles de acero y placas de concreto, por medio ensayos experimentales con espirales formadas a partir de barras lisas, en las cuales se estudió el efecto del diámetro de las varillas y de la circunferencia de la espiral, llegando a parametrizar su diseño a partir de formulaciones para el cálculo de secciones compuestas. (Lemes, 2007).

Posteriormente, sobre los 40's, en las Universidades de Lehigh e Illinois se profundizó la investigación sobre espirales, canales y perfiles H por medio de ensayos a flexión de vigas mixtas, evidenciando las altas concentraciones locales de esfuerzos generados en las uniones de los conectores con soldaduras. (Lemes, 2007).

Paralelamente en Europa se exploraban otras alternativas geométricas de conexión como barras redondas en forma de ganchos y barras rectangulares, en los estudios de Meier-Leibnitz (1941), Manning (1946) y Graf (1951). (Lemes, 2007)

Iniciados los 50's, con los desarrollos de Viest (1952), quien experimentó con la evaluación de resistencia máxima de canales y studs como elementos de transferencia de esfuerzos, y posteriormente con Chinn (1965) y Slutter & Driscoll (1965) se refinó el análisis del conjunto, particularmente para los conectores tipo stud, por medio de la caracterización de las curvas de carga y desplazamiento en ensayos de corte directo (Push-Out test) y ensayos de vigas a flexión (full-scale beam test). Pero fue hasta la investigación de Ollgaard (1971) que se planteó la primera formulación de diseño para conectores tipo stud, que se incluyó como normativa, la cual continúa siendo vigente en la norma norteamericana de diseño AISC360 Specification for Structural Steel Buildings. (Hurtado, 2007) En la implementación de conectores de cortante para la construcción de estos elementos estructurales compuestos, se puede destacar:

- Se requiere la instalación de elementos adicionales que permitan la transferencia de esfuerzos entre los materiales, lo cual implica costos adicionales de preparación de las piezas metálicas, así como cuidados particulares en la logística de embalaje y transporte.
- En el análisis estructural de las secciones compuestas se desprecia el aporte de resistencia a la tensión del concreto. De igual forma, ante la posibilidad de pandeo local que pueden presentar las paredes de los elementos metálicos, y particularmente si son de lámina delgada, se omite el aporte a la compresión del elemento metálico. Tampoco se considera el aporte de la adherencia y fricción natural entre los materiales.
- Para vigas cortas es inviable económicamente la preparación de secciones compuestas, por lo cual se prefiere que los materiales trabajen de forma independiente (Merryfield et al., 2016).

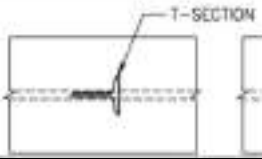
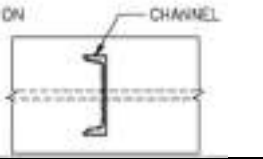
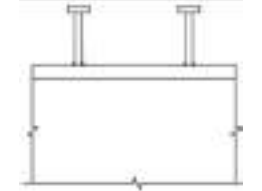
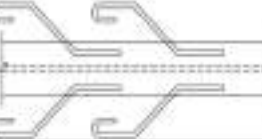
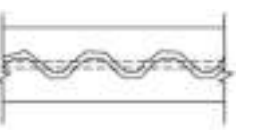
▪ ***Clasificación de conectores de cortante***

A mayores especificaciones del acero, el conector debe ser más rígido incrementándose la excentricidad ante la restricción de deformaciones. En caso contrario, se inducen esfuerzos de flexión sobre el elemento.

Adicionalmente, dependiendo también de la configuración geométrica, dichos elementos pueden inducir a diferentes tipos de falla del sistema. De este modo, los conectores de cortante se pueden clasificar en rígidos, flexibles y de anclaje, dependiendo de su

capacidad de deformación en rango inelástico, cuyas principales características se presentan en la **Tabla 1-2**.

Tabla 1-2: Tipos de conectores de cortante según su rigidez.

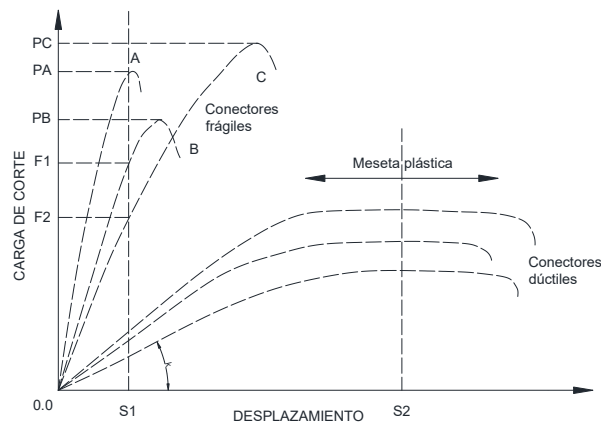
<i>Tipo de Conector de Cortante</i>	<i>Características de comportamiento del sistema</i>	<i>Ejemplos</i>	
Conectores rígidos	Admiten pequeñas deformaciones del conector, mientras resisten fuerzas de corte.		
	Falla frágil, inducida por fractura en el concreto.	Conector tipo T	Conector tipo Canal
Conectores flexibles	Admiten mayores deformaciones del conector, generando desplazamiento relativo de los componentes en la interfaz, antes de llegar a la falla.		
	Falla dúctil por trabajo a flexión del conector.	Conector tipo Espigo	Conector tipo Canal
Conectores por fricción y/o anclaje	Mecanismo de transferencia de esfuerzos por geometría del conector dentro del concreto, y la fricción natural que se desarrolla entre los materiales.		
		Conector tipo barra doblada	Conector tipo Espiral

Fuente propia

Las diferencias generales del comportamiento de los conectores se indican en la **Figura 1-9**, donde se logran evidenciar los mayores estados de carga alcanzados por los conectores rígidos, pero con desplazamientos limitados⁴, así como el desarrollo del comportamiento dúctil de los conectores flexibles ante cargas inferiores.

⁴ De acuerdo con lo establecido en Eurocódigo 4, desplazamientos superiores a 6mm antes de alcanzar la falla, permiten categorizar como flexibles a los conectores de cortante

Figura 1-9: Características de curvas Carga-Desplazamiento para diferentes tipos de conectores de cortante.

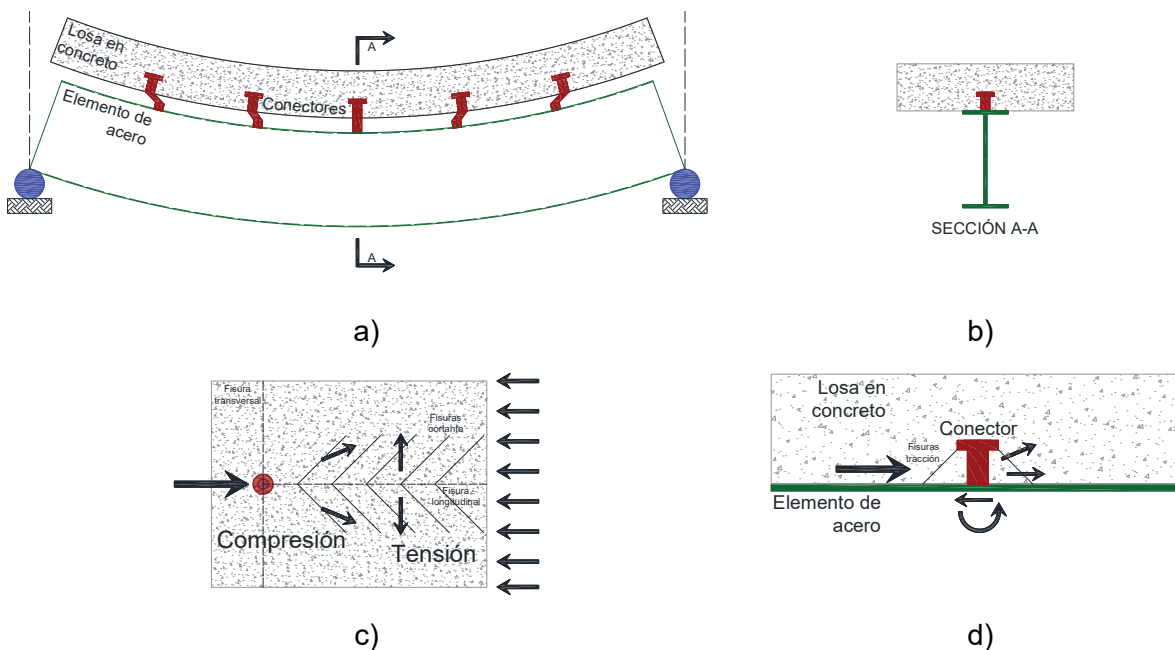


Modificado de Johnson & Buckby. 1994.

▪ Mecanismo de trabajo de conectores de cortante

En la activación del sistema compuesto, los conectores se deforman y transfieren la carga al concreto a través de la unión con el elemento de acero (**Figura 1-10**), induciendo a la aparición de fisuras por tracción y desgarramiento.

Figura 1-10: Mecanismo de transferencia de carga en secciones compuestas.



Modificado de Johnson & Buckby. 1994.

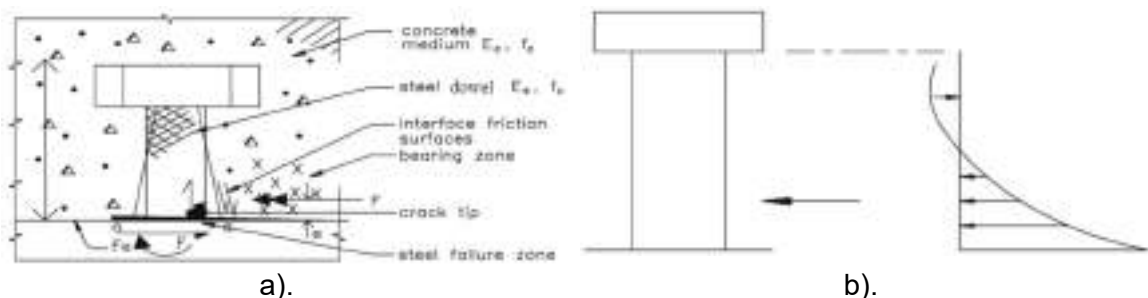
Sin embargo, los conectores también pueden fallar antes de que se presente la falla en el concreto.

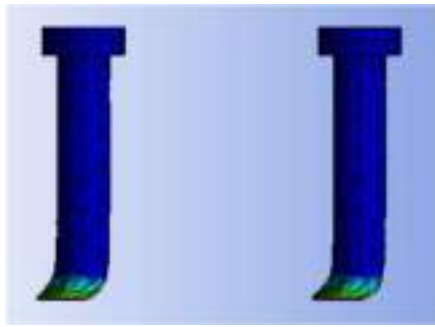
El mecanismo de transferencia de esfuerzos se idealiza en la **Figura 1-11**, donde la fuerza resultante F actúa a una excentricidad e a partir de la base de unión al elemento de acero. Para el caso particular de conectores tipo espigo (stud), se ha demostrado experimentalmente que el esfuerzo de interacción se distribuye en un radio $2d$ de la base del conector, siendo d su diámetro.

De acuerdo con la **Figura 1-11**, se muestra que para establecer el equilibrio del conector, se induce una fuerza cortante horizontal y un momento en su base. Por lo tanto, este elemento debe tener la capacidad de resistir las fuerzas de corte y flexión que causan altos esfuerzos de tracción en la zona de falla del acero.

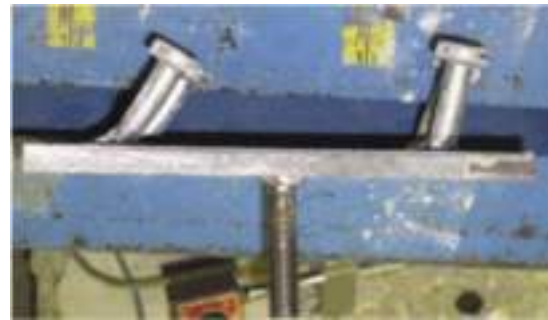
Sin embargo, se ha encontrado experimentalmente que la excentricidad e depende de la relación E_s/E_c . A medida que E_s incrementa, el trabajo como dovela sobre el vástago del conector empieza a ser más uniforme, incrementando la excentricidad e . Como resultado, el momento flector $F \cdot e$ se incrementa, mitigando el comportamiento como dovela. En caso contrario, con la reducción de E_s , el esfuerzo como dovela se incrementa.

Figura 1-11: Esquema de cargas sobre conectores de cortante. a) Mecanismo de trabajo general. b) Conceptualización de fuerzas. c) Simulación analítica del comportamiento de conectores de cortante tipo espigo. d) Condición final de ensayos experimentales de conectores de cortante tipo espigo.





c).



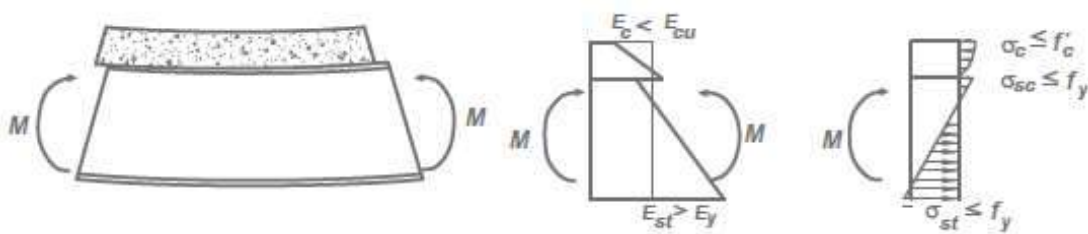
d).

- a) y b) Tomado de Johnson & Buckby. 1994.,
 c) Tomado de Palma & PV, 2017.
 d) Tomado de Anderson & Meinheit, 2005.

Una vez la carga límite de resistencia es alcanzada, las secciones compuestas pueden presentar una de las siguientes condiciones de falla, como se indica en el manual de Construcción Compuesta Acero-Concreto de Gerdau Corsa (2010):

- Falla por compresión del concreto: Ocurre cuando la fibra extrema del concreto a compresión alcanza su resistencia máxima especificada f'_c , sin que el perfil metálico haya conseguido llegar a fluencia F_y . Bajo este escenario, la capacidad del elemento se limita al aporte de la losa de concreto. Esta situación es susceptible de ocurrir cuando la sección en concreto es reducida, lo cual implica que la resultante de tensiones aportada por el perfil metálico es mayor. Véase **Figura 1-12**.

Figura 1-12: Falla por compresión del concreto reforzado.

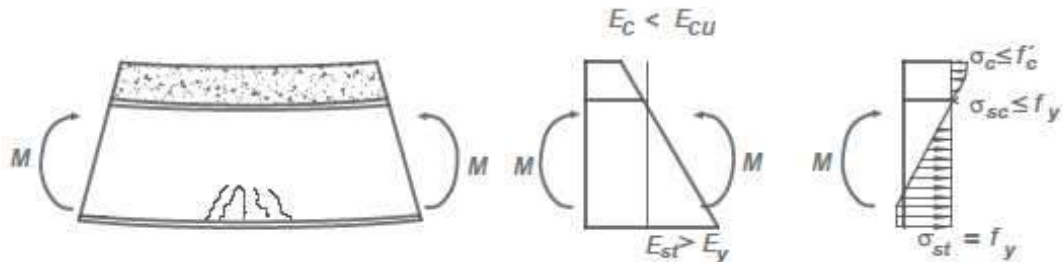


Tomado de Construcción Compuesta Acero-Concreto. Gerdau Corsa. 2010.

- Falla por plastificación del acero: Se produce cuando una porción del perfil metálico ha llegado al esfuerzo de fluencia F_y antes que las fibras de concreto hayan alcanzado su resistencia máxima a la compresión f'_c . Esta condición se presenta cuando existe una

sección de concreto bastante importante con respecto al área de acero. Véase **Figura 1-13**.

Figura 1-13: Falla por plastificación del acero.

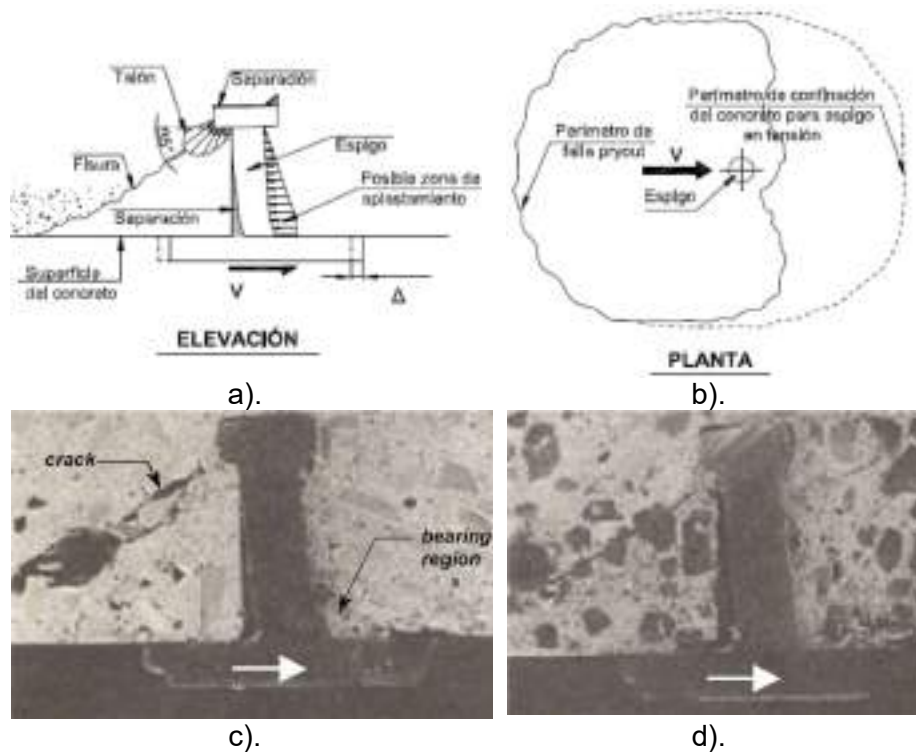


Tomado de Construcción Compuesta Acero-Concreto. Gerdau Corsa. 2010.

- Falla por pérdida de la sección compuesta: Se presenta cuando la resistencia conjunta de los conectores de cortante es inferior a la resultante de compresión sobre la sección de concreto, conllevando al desplazamiento en la interfaz de los elementos, los cuales empiezan a actuar en forma separada, conduciendo intrínsecamente a una pérdida considerable de rigidez y resistencia del sistema compuesto. Esta situación puede ser inducida tanto por falla local del concreto, falla de los conectores, falla del mecanismo de fijación de los conectores, falla local del perfil metálico o falla combinada.
 - *Falla local del concreto (Pry-Out):* Es la condición en la cual se genera la pérdida de confinamiento de los conectores, ocasionada por transferencia de cargas al sistema compuesto, de tal magnitud que se supera localmente la capacidad del concreto.

Bajo este estado de esfuerzos, y de acuerdo con la condición de carga lateral inducida en la interfaz, la zona circundante al conector se ve sometida a estados de compresión y tensión, generando aplastamiento y fisuración del concreto en un área proyectada como cono truncado, a 35° a partir de la cabeza del conector, similar a la falla por tracción (Zhao, 1993), como se muestra en la **Figura 1-14**.

Figura 1-14: Mecanismo de falla local en el concreto (Pry-out) para un conector. a). Vista en elevación. b). Vista en planta. c) y d) Especímenes ensayados por Ollgaard et al.

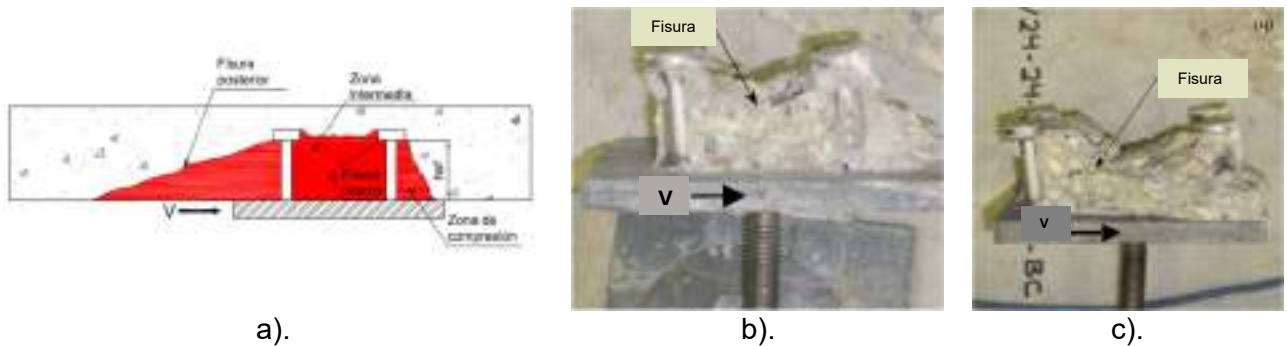


a). y b). Tomado de Anderson & Meinheit, 2005.
 c) y d) Tomado de Ollgaard et al., 1971.

Este tipo de falla es predominante para conectores esbeltos, de baja relación de sección transversal con respecto a la altura, en los cuales es posible que se presente un estado de deformación por flexión que ocasione desplazamientos relativos entre los materiales y su separación.

Para el caso de grupos de conectores alineados en dirección de la aplicación de la carga, dependiendo de la separación entre ellos, los conos de falla pueden llegar a traslaparse. Aparte de los efectos indicados previamente, bajo esta superposición se generan zonas intermedias, en las cuales los esfuerzos locales de compresión no permiten que se desarrollen totalmente las fisuras inducidas por tensión. (**Figura 1-15**).

Figura 1-15: Mecanismo de falla local en el concreto (Pry-out) en grupos de conectores. a). Comportamiento teórico. b). y c). Especímenes ensayados por Anderson & Meinheit.



Tomado de Anderson & Meinheit, 2005.

- *Falla por fractura longitudinal del concreto (Splitting)*: Esta condición potencial de falla, puede presentarse cuando el espesor de la losa es insuficiente, y es reducido el recubrimiento de concreto sobre los conectores, o cuando estos son rígidos, con una alta relación de sección transversal versus altura; o también cuando su separación es muy corta, generándose un plano rígido de corte. La **Figura 1-16** presenta esta tipología de falla en las pruebas de corte directo (Push-Out) de Hurtado (2007), para conectores tipo tornillo.

Figura 1-16: Mecanismo de falla por fractura longitudinal en el concreto (Splitting). a). Placa fracturada remanente en el espécimen de ensayo. b). Placa fracturada por el eje de localización de conectores.



Tomado de Hurtado, 2007

- *Falla de los conectores:* En este mecanismo los conectores presentan propiedades geométricas y mecánicas insuficientes para realizar la transferencia total de cargas entre concreto y acero, excediendo la resistencia de su material de fabricación; y tras presentar deformaciones inelásticas, se llega a la falla dúctil. (**Figura 1-17**).

Figura 1-17: Mecanismo de falla por rotura de los conectores en ensayos Pry-out.

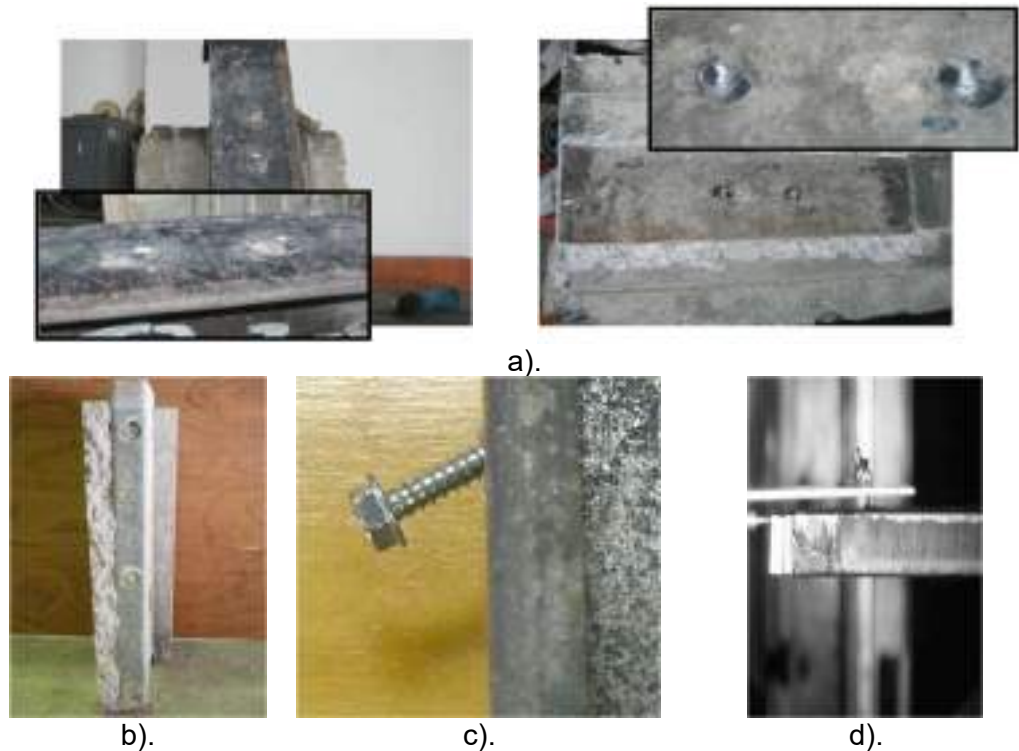


Tomado de Anderson & Meinheit, 2005.

- *Falla del sistema de fijación:* El tipo de fijación comúnmente empleado es la soldadura, dada la rigidez que aporta al sistema, en el cual por medio de procesos térmicos se funden los conectores al perfil metálico. Otros sistemas alternativos son los tornillos roscados, tornillos autoperforantes o los clavos disparados. Cualquiera que sea el mecanismo empleado, debe garantizar la transferencia de esfuerzos en la interfaz de los materiales, con deslizamientos limitados entre ellos. En caso de no cumplirse cualquiera de estas dos condiciones se considera que el sistema deja de trabajar en sección compuesta.

Ejemplos típicos de falla por mecanismos de fijación de presentan en la **Figura 1-18**.

Figura 1-18: Mecanismo de falla del sistema de fijación. a). Falla por rotura en la soldadura. b). Falla por desprendimiento de conectores tipo tornillo roscado. c). Falla por desplazamientos excesivos en tornillos autoperforantes. d) Falla por desplazamiento y pérdida de adherencia en clavos disparados.



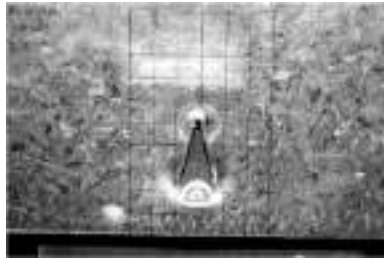
a). Tomado de Hurtado 2007.
b). y c). Tomado de Lakkavalli & Liu, 2006.
d) Tomado de Fontana & Bärtschi, 2002.

- *Falla del perfil de acero:* Aunque implícitamente hace parte del sistema de fijación, es importante garantizar que los perfiles de acero tengan las características mecánicas adecuadas y suficientes para resistir las fuerzas generadas por la conexión. Esta condición es particularmente relevante en sistemas de lámina delgada con perfiles formados en frío, donde los espesores son reducidos; situación que requiere ser compensada por medio del planteamiento de diferentes disposiciones de conectores. En este caso específico, si los conectores cuentan con una rigidez superior a la aportada por la pared del perfil metálico, antes que sobre ellos se genere algún tipo de falla, se inducirá deformación inelástica local sobre la lámina, particularmente en la zona circundante a la fijación. Ejemplos de esta condición de falla se presentan en la **Figura 1-19**.

Figura 1-19: Mecanismo de falla del sistema de fijación. a). Falla por aplastamiento en lámina del perfil metálico. b). Falla por desgarramiento en lámina del perfil metálico. c). Falla por rotaciones locales del conector generando deformación local en el perfil metálico.



a).



b).



c).

Tomado de Fontana & Bärtschi, 2002.

- *Falla combinada:* Este mecanismo de falla se genera al presentarse simultáneamente dos o más de las condiciones indicadas previamente. (**Figura 1-20**).

Figura 1-20: Mecanismo de falla combinada en ensayos Pry-out.



Tomado de Anderson & Meinheit, 2005.

En este caso en particular, se evidencia la falla de los conectores en la parte inferior, los cuales quedaron embebidos dentro de la placa, así como la falla local del concreto circundante a los conectores, visualizados en la parte superior.

▪ ***Ensayos experimentales de caracterización de conectores de cortante***

Aunque en el planteamiento de la interacción total se asumió el deslizamiento relativo nulo entre los materiales, los resultados de las pruebas experimentales han demostrado que incluso con la carga más pequeña se produce movimiento entre ellos.

Esta relación Carga-Deslizamiento (**Figura 1-9**), característica del comportamiento de cada sistema compuesto, afecta determinantemente el diseño, y está influenciada por diversas variables, entre las que se pueden considerar:

- Número de conectores de cortante en cada espécimen de ensayo
- Esfuerzo de compresión especificado para el concreto reforzado
- Espesor de la losa de concreto reforzado
- Adherencia en la interfaz acero-concreto
- Tipos de conectores
- Mecanismos de fijación de los conectores
- Espaciamiento de entre conectores.
- Resistencia del material de los conectores.
- Características geométricas de los conectores.
- Refuerzo en la placa de concreto
- Calibre del perfil metálico (espesor de pared)

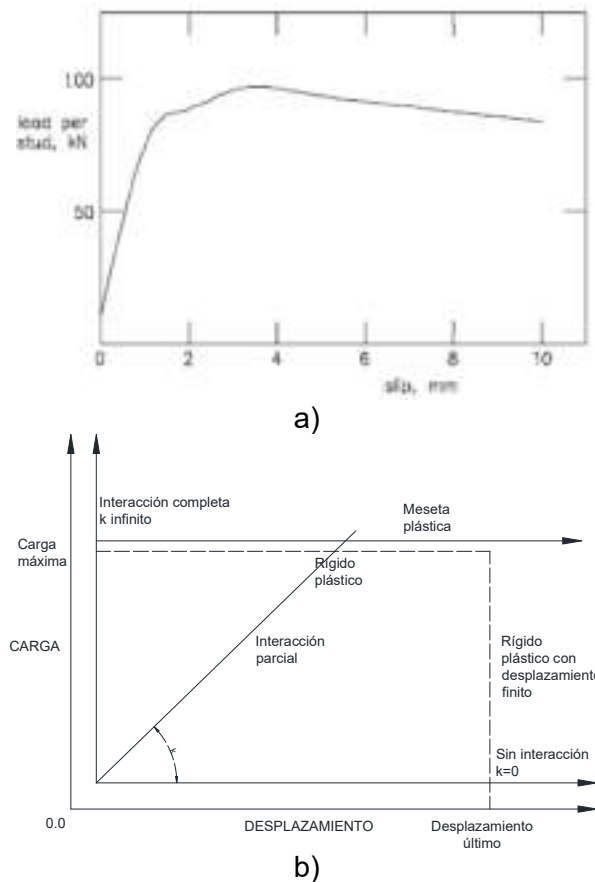
Las pruebas deben realizarse para diferentes valores de resistencias del concreto, dado que es una variable predominante en el modo de falla del sistema.

Con base en la curva Carga-Deslizamiento se pueden obtener dos parámetros importantes: la meseta plástica y la rigidez del conector k (**Figura 1-21 a**)). Si bien el análisis de resistencia última se basa en el comportamiento plástico de los conectores de corte, la rigidez se requiere para el análisis de capacidad de servicio, para encontrar la deformación por deslizamiento y el estado de esfuerzos en la interacción parcial.

Bajo una condición idealizada, se supone un comportamiento elasto-plástico, en la cual se cuantificar la resistencia a la flexión de la sección a partir de la condición de equilibrio.

Como se muestra en la **Figura 1-21 b)**, es posible identificar tres tipos de interacción que puede existir, de acuerdo con la tipología de conector estudiada. La interacción total se produce cuando $k = \infty$, representada por una flecha a lo largo del eje Y, atribuido a conectores muy rígidos. Para el caso de interacción parcial, se supone que la relación de carga y deslizamiento es bilineal. La capacidad última se alcanza con una carga cortante de D_{max} , y a partir de entonces, el deslizamiento ocurre incluso sin un aumento en la carga, generando la meseta plástica. Las líneas punteadas muestran la interacción plástica con deslizamiento finito (S_{ult}).

Figura 1-21: Curva Carga-Desplazamiento experimental para conector tipo espigo $d=19\text{mm}$. b). Características de la curva idealizada Carga-Desplazamiento.

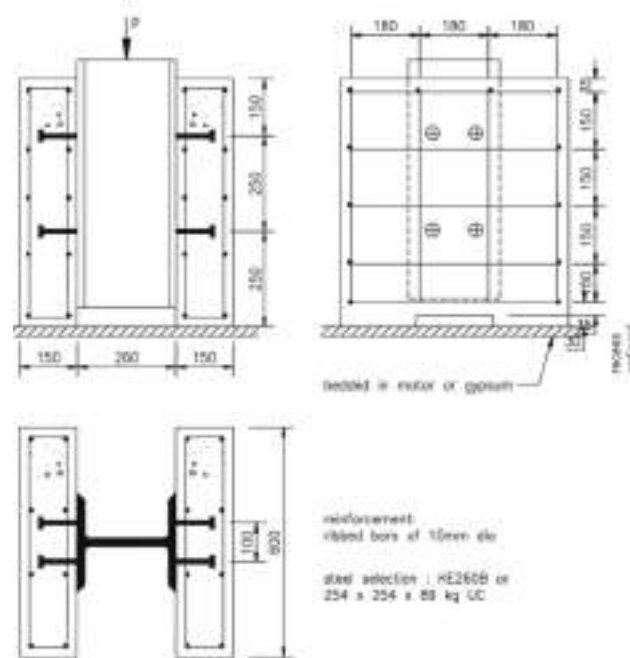


Modificado de Johnson & Buckby. 1994.

La obtención de las curvas Carga-Desplazamiento se da a partir del desarrollo experimental de ensayos de corte directo (Push-Out), protocolizados en Eurocódigo 4 y en IS:11384-1985.

Ensayo de corte directo (Push-Out Test): El perfil metálico es adosado a dos losas de concreto reforzado, garantizando la transferencia de esfuerzos por medio de la inclusión de los conectores de cortante. La configuración del ensayo se presenta en la **Figura 1-22**.

Figura 1-22: Esquema general de ensayo de corte directo (Push-Out test) para caracterización de capacidad de conectores.



Tomado de Eurocódigo 4

Los principales requisitos constructivos para la preparación de probetas son:

- Cada una de las placas deben ser fundidas en posición horizontal, como se realiza en la práctica constructiva para secciones compuestas.
- La fricción natural entre acero y concreto debe ser eliminada por medio de aplicación de algún tipo de lubricante, o cualquier otro medio que contribuya para tal fin, sin que afecte el comportamiento mecánico de la sección.
- Las placas de concreto se deben curar al aire libre.
- De cada vaciado de concreto se deben tomar mínimo cuatro muestras (cilindros o cubos), para determinar la resistencia máxima a compresión, las cuales deben ser curadas en las mismas condiciones de las probetas. El valor del esfuerzo de compresión f'_c debe calcularse como el promedio de los resultados de las muestras.

- El esfuerzo a compresión f'_c del concreto de los ensayos debe estar entre $70\% \pm 10\%$ del esfuerzo especificado para las vigas del ensayo f_{ck} . Este requisito se valida con los resultados de resistencia a los 28 días de fundidas las placas.
- El material de los conectores de cortante debe ser caracterizado a partir de ensayos mecánicos que permitan establecer su esfuerzo de fluencia, su esfuerzo de rotura a la tracción y su elongación máxima.
- Si se emplea lámina colaborante en las placas, este material deberá ser caracterizado por medio de ensayos de tensión en muestras tomadas de los especímenes de ensayo.

Una desventaja de los ensayos de corte, particularmente en los perfiles de lámina delgada, es la generación de sobreesfuerzos de compresión que inducen la falla local de la sección, sin que se pueda validar el efecto de comportamiento compuesto del sistema, como se evidenciar en los resultados de los ensayos de Lawan et al. (2015) (**Figura 1-23**).

Figura 1-23: Pandeo local en perfil metálico en ensayo de corte (Push-Out test).



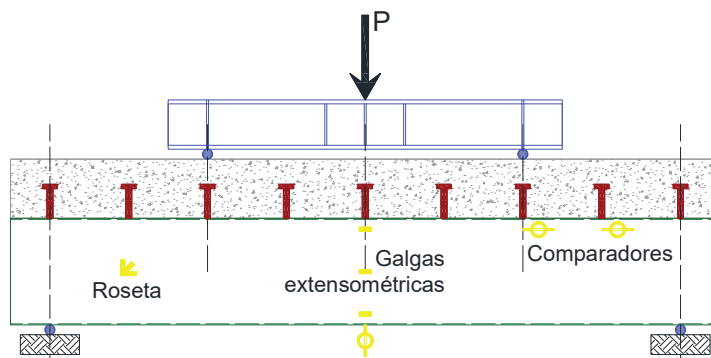
Tomado de Lawan et al., 2015.

Ensayo de corte directo: La prueba de corte propuesta en el código de diseño de secciones compuestas de la India (IS 11384-1985), difiere de la propuesta europea en la configuración del ensayo, donde se plantea la interacción de un elemento de acero y un elemento de concreto en forma de L , con el propósito de concentrar la transferencia de carga en su interfaz, por medio de la instalación de conectores de cortante, y garantizando mayores superficies para aplicación de cargas y apoyo del espécimen experimental, de acuerdo con el planteamiento presentado en la **Figura 1-24**.

- Ensayo de vigas a flexión (Full Scale Beam Test): Aunque, tanto en ensayos de corte como de flexión se llega a establecer los valores de resistencia máxima de los conectores en el sistema compuesto, es en estos últimos, en los que es viable realizar la medición de deflexiones, e identificar las cargas con las que se superan estados límite de servicio por deformaciones, los cuales pueden llegar a ser más críticos para el diseño, antes que se llegue a la falla por resistencia (Hanaor, 2000).

En el ensayo experimental se considera la viga compuesta simplemente apoyada, sobre la cual se aplican cargas puntuales aproximadamente a los tercios de la luz, induciendo el momento máximo uniforme en el tramo central de cortante nulo, y cortante máximo en los extremos con momento de variación lineal. (**Figura 1-26**).

Figura 1-26: Esquema general de ensayo de vigas a flexión en secciones compuestas (Full-Scale Beam test) para caracterización de conectores.



Modificado de Avelar et al. 2010

En el comportamiento de la sección compuesta, el patín superior del elemento de acero está restringido por la losa de concreto, por lo que la resistencia de la viga no está limitada por el pandeo del acero en la zona de trabajo a compresión. Adicionalmente, de acuerdo con la configuración dimensional del sistema, el eje neutro tiende a estar en la losa, principalmente si se emplean perfiles de acero de lámina delgada y/o espesores considerables de la losa de concreto.

El modo de falla esperado en esta prueba depende de la relación entre la longitud L y el espesor efectivo de la losa d_p . De acuerdo con el protocolo establecido en Eurocódigo 4, los resultados se representan en una gráfica de V/bd_p versus A_p/bl .

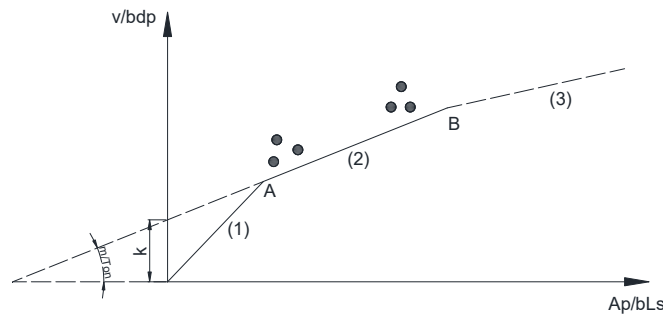
Con una relación L/d_p alta, se produce una falla por flexión. El máximo momento flector se da por $M_u = VL_s$, donde V es el cortante vertical máximo, el cual se supone que es mucho mayor que el peso propio de la losa, modelado por teoría plástica simple con todo el acero alcanzando su esfuerzo de fluencia f_{yp} , y el concreto $0.85f'_c$.

La relación de momento último para esta consideración de L/d también se puede representar por la expresión:

$$\frac{V}{bd_p} = \frac{M_u}{bd_p L_s} \frac{A_p f_{yp}}{b L_s} \quad (1-13)$$

Para bajas relaciones L/d_p , se produce una falla por corte. El esfuerzo cortante vertical medio sobre el concreto es A_p/b_p . Las fallas por cortante vertical se representan con una línea horizontal en la **Figura 1-27**. Sin embargo, los resultados experimentales han demostrado que una curva ascendente representa el comportamiento.

Figura 1-27: Curva de caracterización de sistemas compuestos en ensayos de flexión (Método m-k).



Tomado de Johnson & Buckby. 1994.

Las fallas por corte longitudinal ocurren en valores intermedios de L/d_p y se encuentran cerca de la línea

$$\frac{V}{bd_p} = m \left(\frac{A_p}{bL_s} \right) + k \quad (1-14)$$

como se muestra en AB en la **Figura 1-27**, donde m y k son constantes que se obtienen de los resultados de las pruebas experimentales.

A diferencia de las pruebas de corte, el registro experimental de los ensayos de flexión involucra estados de evolución de la deflexión, y deformaciones unitarias, con el fin de evaluar el potencial desplazamiento del eje neutro en la pérdida de la sección compuesta ante el incremento de cargas.

Comparativamente, entre los ensayos de corte directo (Push-Out test) y de flexión en vigas (Long-scale beam test), se demuestra que pueden generarse correlaciones de parámetros de resistencia de conectores, pero con los ensayos de flexión se evidencian las deflexiones de las vigas, y en que estado de carga llegan a superar estados límite de servicio, los cuales pueden ser más críticos para el diseño, sin que se alcance la falla del sistema por resistencia (Hanaor, 2000).

Con respecto a las condiciones de carga de los ensayos, de acuerdo con las investigaciones donde se involucró el efecto cargas cíclicas, desarrolladas por Shariati et al. (2012), Lawan et al. (2015), Merryfield et al. (2016), se concluyó que la capacidad de los conectores de corte se reduce entre un 10% y un 40% con respecto a los ensayos con cargas monotónicas.

▪ ***Cálculo de capacidad nominal de conectores de cortante***

De acuerdo con las diferentes normativas, los elementos de transferencia de esfuerzos avalados como conectores de cortante de indican en la **Tabla 1-3**, así como las formulaciones para el cálculo de sus resistencias máximas Q_n .

Tabla 1-3: Tipologías de conectores de cortante avalados por la normativa internacional.

Conectores de cortante	AISC 360-10	NSR10 ⁵	Eurocódigo 4	JSCE 2009
Espigos (Studs)		$\varphi Q_n = \varphi 0.5 A_{sc} \sqrt{f'_c E_c} \quad (1-15)$ $\varphi Q_n = \varphi A_{sc} F_{ucon} \quad (1-16)$ $\varphi = 0.90$ $A_{sc} = \frac{\pi}{4} d_{con}^2$ $E_c = 0.043 w_c^{1.5} \sqrt{f'_c}$	$Q_n = \frac{0.29 \alpha d_{con}^2 \sqrt{f'_c E_c}}{\gamma_v} \quad (1-17)$ $Q_n = \frac{0.8 F_{ucon} A_{sc}}{\gamma_v} \quad (1-18)$ $\gamma_v = 1.25$ $\alpha = 0.2 \left(\frac{h_{con}}{d_{con}} + 1 \right)$ $si \ 3 \leq \frac{h_{con}}{d_{con}} \leq 4$ $\alpha = 1 \quad si \ \frac{h_{con}}{d_{con}} > 4$	$Q_n = \frac{31 A_{sc} \sqrt{\frac{h_{con}}{d_{con}} f'_c} + 10000}{\gamma_v} \quad (1-19)$ $\gamma_v = 1.30$
Canales		$Q_n = \varphi 0.3 (t_{fcon} + 0.5 t_{wcon}) l_{con} \sqrt{f'_c E_c} \quad (1-20)$		
Tornillos		$Q_n = \varphi 0.14 A_{sc} \sqrt{f'_c E_c} \left(\frac{S_{con}}{d_{con}} \right)^{0.25} \quad (1-21)$ $Q_n = \varphi A_{sc} F_{ucon} \quad (1-22)$		
Placas perforadas				$Q_n = \frac{\left[3.38 d_{con}^2 \sqrt{\frac{t}{d}} f'_c - 121000 \right]}{\gamma_v} \quad (1-23)$ $35800 < d_{con}^2 \sqrt{\frac{t}{d}} f'_c < 194000$

En los diferentes códigos de diseño se indica que cualquier alternativa diferente a las indicadas previamente, que se pretendan ser usadas como conectores de cortante, debe ser validada por medio de ensayos experimentales que permitan establecer la resistencia de dichos elementos.

Las normas a nivel internacional, tales como AISC 360 (Specification for Structural Steel Buildings - USA), AISI S100 (North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members - USA), CSA-S136 (North American Specification for the Design

⁵ Norma Colombiana de diseño y construcción Sismorresistente.

of Cold-Formed Steel Structural Members - Canadá), Eurocódigo 4 (Design of Composite Steel and Concrete Structures), BS 5950-3-1 (British Standard – Structural Use of Steelwork in Building – Reino Unido), AS/NZS 4600 (Australian/New Zealand Standard – Cold Formed Steel Structures - Australia), NBR 8800 (Norma Brasileira – Projeto de Estruturas de Aço e Concreto de Edifícios – Brasil), KBC 2014 (Korean Building Codes), JSCE 2009 (Japan Society of Civil Engineers); coinciden en que se deben realizar ensayos experimentales de otras tipologías de elementos de conexión diferentes a las allí establecidas, de manera que permitan caracterizar la resistencia de los conectores a emplear.

1.3.3 Secciones parcialmente compuestas

El estudio de la viga actuando en sección totalmente compuesta, con interacción total, se desarrolló en la sección 1.3.1, donde se asumió que no existía deslizamiento relativo entre los materiales. Posteriormente, en la sección 1.3.2, se planteó la existencia de desplazamientos relativos en el sistema, a causa de la rigidez que puedan llegar a aportar los conectores de cortante. En esta sección se estudia cómo se modifica el comportamiento estructural de una viga por la existencia de los desplazamientos relativos entre los componentes.

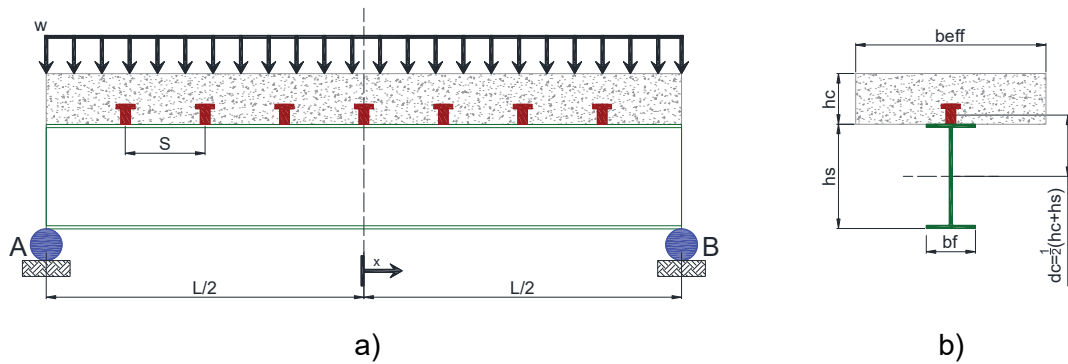
La condición de interacción parcial puede darse debido a que la resistencia de diseño a flexión supere considerablemente la sollicitación sobre el elemento compuesto, volviéndose económico reducir al mínimo la cantidad de conectores de cortante, de manera que se satisfagan las fuerzas cortantes en la interfaz de los materiales, pero conllevando a que el sistema compuesto no desarrolle su máxima capacidad.

Para simplificar el análisis, se propone una viga compuesta simplemente apoyada, de luz L , solicitada por una carga uniformemente distribuida w . La sección transversal consiste en una losa de concreto reforzado de módulo de elasticidad E_c , de espesor h_c , sección transversal A_c , inercia I_c ; y una sección de acero simétrica con las propiedades correspondientes h_s , A_s , I_s , E_s . La distancia entre centroides de las secciones de acero y concreto se denota como d_c .

$$d_c = \frac{h_c + h_s}{2} \quad (1-24)$$

Se incluye un sistema de conectores de cortante de rigidez k (**Figura 1-21 b**)), y separación S a lo largo de toda la viga (**Figura 1-28**).

Figura 1-28: Viga de análisis simplemente apoyada. a). Elevación. b). Sección transversal



Modificado de Johnson & Buckby. 1994.

Esta condición de interacción parcial se ilustra mediante un análisis basado en la teoría elástica, conduciendo a una ecuación diferencial que debe ser resuelta para cada caso particular de carga, de la forma:

$$\frac{d^2 S}{dx^2} - a^2 S = -a^2 \beta w x \quad (1-25)$$

Donde:

$$n = \frac{E_s}{E_c} \quad (1-26)$$

$$I_0 = \frac{k_c \cdot I_c}{n} + I_a \quad (1-27)$$

$$\frac{1}{A'} = d'_c + \frac{I_0}{A_0} \quad (1-28)$$

$$a^2 = \frac{k}{S \cdot E_a \cdot I_0 \cdot A'} \quad (1-29)$$

$$\beta = \frac{A' \cdot S \cdot d_c}{k} \quad (1-30)$$

Siendo su solución:

$$S = \beta_w x - \left(\frac{\beta_w + \varepsilon_c}{a} \right) \cdot \operatorname{sech} \left(\frac{aL}{2} \right) \sinh(ax) \quad (1-31)$$

De acuerdo con las condiciones de frontera:

$$\begin{aligned} S &= 0 && \text{Cuando } x = 0 \\ \frac{dS}{dx} &= -\varepsilon_c && \text{Cuando } x = \pm \frac{L}{2} \end{aligned}$$

Siendo x medida desde el centro de la luz.

A partir de este resultado, es posible calcular la condición de deslizamientos y esfuerzos a lo largo de la viga, dependiendo del tipo y magnitud la carga, las condiciones de contorno y la conexión de cortante para toda la viga.

Por tal motivo, no es práctica la implementación de esta metodología de trabajo en una oficina de diseño. Esta es la razón principal por la cual los métodos de diseño generalmente se basan en la teoría de la interacción total. En la práctica, se encuentra que los efectos del deslizamiento sobre la deflexión también son muy bajos.

▪ **Curva de interacción**

Una alternativa práctica para la evaluación de la capacidad de un sistema compuesto es la interpolación en la curva de interacción, obtenida a partir de la evolución de la condición de máxima capacidad del perfil metálico actuando como elemento independiente, hasta la consideración de su aporte en una sección totalmente compuesta.

De acuerdo con el Eurocódigo 4, para establecer la capacidad máxima de perfiles tipo 1 y 2 (compactos), esta evaluación de capacidad considerar la plastificación de la sección de acero, mientras que en perfiles tipo 3 y 4 se debe considerar la evaluación de la capacidad elástica del sistema.

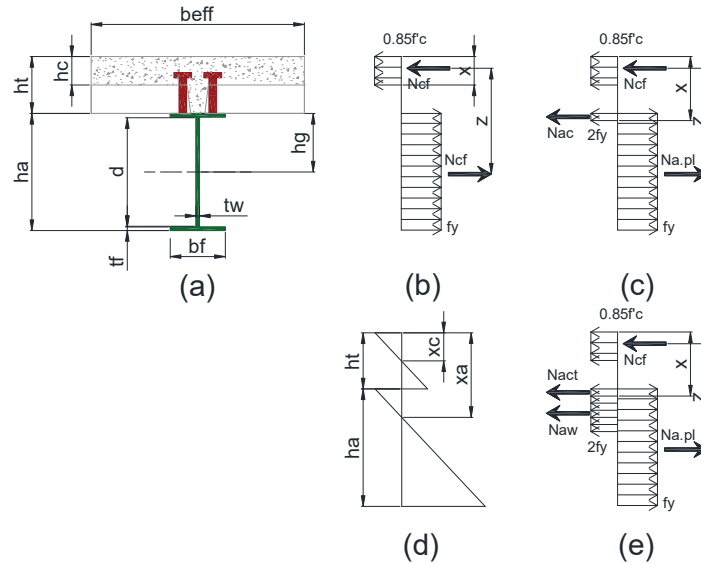
Se supone que la conexión por cortante se diseña para resistir la fuerza F_c , inferior a F_{cf} , la cual representa la capacidad de interacción completa. El grado de interacción de corte

también se puede representar por la relación entre la cantidad de conectores de corte proyectados N versus la cantidad de conectores de corte requeridos para el desarrollo de toda la capacidad de la sección compuesta N_f , considerando una distribución uniforme de carga en estos elementos.

$$\text{Grado de interacción} = \frac{F_c}{F_{cf}} = \frac{N}{N_f} \quad (1-32)$$

El efecto de interacción parcial implica la existencia de dos ejes neutros, uno en la placa de concreto y otro en el perfil de acero (**Figura 1-29**).

Figura 1-29: Planteamiento de análisis de plastificación para la evaluación de capacidad de secciones parcialmente compuestas (Perfiles de acero compactos)



Tomado de Johnson & Buckby. 1994.

De acuerdo con el análisis de plastificación de la sección compuesta, el eje neutro de la placa de concreto, puede calcularse con la expresión:

$$x_c = \frac{F_c}{0.85 \cdot f'_c \cdot b_{ef}} \quad (1-33)$$

La relación entre distancia entre ejes neutros x_a/x_c esta entre 0.8 y 1.0. De este modo, y considerando una sección tipo I , el eje neutro en el perfil de acero puede encontrarse en el patín superior, o en el alma, para lo cual se plantean las siguientes expresiones de cálculo del momento resistente:

$$M_{Rd} = N_a \left(h_s + h_t - \frac{x_c}{2} \right) - F_c \left(\frac{x_a - x_c + h_t}{2} \right) \quad (1-34)$$

$$M_{Rd} = N_a (h_s + h_t) - \frac{F_c \cdot x_c}{2} - N_{act} \left(h_t + \frac{t_f}{2} \right) - N_{aw} \left(\frac{x_a + h + h_t}{2} \right) \quad (1-35)$$

Donde N_a es la fuerza axial de plastificación del perfil metálico. N_{act} y N_{aw} son las fuerzas de sollicitación por compresión, inducidas en la flexión, en el patín y el alma respectivamente.

$$N_{act} = 2b_f \cdot t_f \cdot f_y \quad (1-36)$$

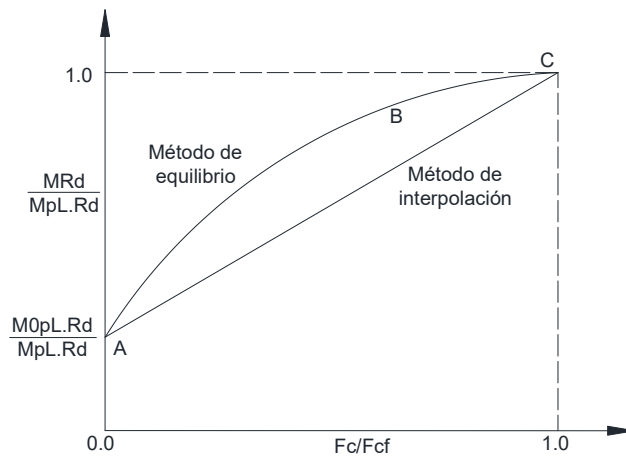
$$N_{aw} = N_a - F_c - N_{act} \quad (1-37)$$

Las expresiones (1-34) y (1-35) representan la curva de interacción teórica, mostrada en la Figura 1-30. Dado que las expresiones de cálculo no son expresiones algebraicas de fácil implementación, se aproxima a la interpolación lineal entre la condición inicial y final, por medio de una línea recta, mediante la expresión:

$$F_c = \left(\frac{M_{sd} - M_{apl}}{M_{pl} - M_{apl}} \right) F_{cf} \quad (1-38)$$

M_{apl} y M_{pl} son los momentos plásticos del perfil de acero solo y actuando en sección compuesta, respectivamente, y M_{sd} es el momento actuante para evaluación de interacción parcial.

Figura 1-30: Curva de interpolación de grado de interacción para secciones compuestas



Tomado de Johnson & Buckby. 1994.

▪ **Formulación de sección efectiva equivalente**

El AISC 360 propone una expresión para el cálculo del módulo de sección efectivo, referido al patín en tensión del elemento de acero. Esta expresión considera la reducción en la resistencia del sistema compuesto, inducida por los deslizamientos relativos de los materiales.

$$S_{ef} = S_s + \sqrt{\frac{\sum Q_n}{C_f}} (S_{tr} - S_s) \quad (1-39)$$

Esta expresión se limita a una relación $\sum Q_n / C_f$ superior al 25%, dado que menores valores inducen a pérdidas relevantes en resistencia y rigidez.

La aplicación de la expresión (1-39), para el cálculo de deformaciones, implica el uso de la inercia efectiva de la sección, expresada como:

$$I_{ef} = I_s + \sqrt{\frac{\sum Q_n}{C_f}} (I_{tr} - I_s) \quad (1-40)$$

Donde: I_{tr} : Inercia de la sección completamente compuesta

I_s : Inercia de la sección de acero

$\sum Q_n$: Resistencia última de los conectores de cortante

C_f : Menor fuerza resultante entre compresión del concreto $0.85f'_c b_{eff} a$ y tensión en el acero $A_s F_y$.

2. Validación del mecanismo alternativo de fijación para conectores de cortante con perfiles formados en frío (CFS) en secciones compuestas.

(Tomado de *Alternative Fastening Mechanism for Shear Connectors with Cold-Formed Steel Shapes Involved in Composite Sections* (Hurtado & Molina 2020))

2.1 Introducción

En las últimas décadas, a nivel mundial se ha incrementado el uso de secciones compuestas de acero y concreto. El propósito fundamental de unir estos dos materiales es el de aprovechar eficientemente sus propiedades mecánicas. En este sentido, las secciones de acero están en capacidad de resistir altas sollicitaciones de compresión, pero su eficiencia se reduce en elementos con espesores delgados debido a la inestabilidad potencial asociada al pandeo lateral, el pandeo torsional y/o el pandeo local, principalmente en secciones abiertas (Valencia, 2010). Por lo tanto, en sistemas de entrepiso, la optimización de las secciones compuestas se orienta a que la losa de concreto resista las cargas de compresión, y los perfiles de acero la tensión del sistema.

La fabricación de secciones compuestas implica la inclusión de elementos de transferencia de esfuerzos entre los componentes, denominados conectores de cortante (Véase 1.3.2). Estos aditamentos permiten controlar posibles separaciones verticales y desplazamientos relativos en la interfaz del sistema, alterando también su condición de deformación global, de manera que se obtiene el trabajo de un solo elemento, con condiciones de capacidad mejoradas.

Este sistema compuesto fue propuesto inicialmente para puentes, no obstante debido a su buen desempeño estructural, sus usos se ampliaron a sistemas de entrepiso en edificios (Lakkavalli & Liu 2006).

Recientemente, dentro de las tecnologías con mayor eficiencia, las secciones de acero conformado en frío (*CFS*) han aumentado sus aplicaciones estructurales en edificios de mediana y pequeña altura (Hossain, 2005), convirtiéndose en una alternativa competitiva en cuanto a las secciones de acero laminado en caliente (*HRS*), que son más pesadas, pero comúnmente utilizadas en infraestructura convencional (Hancock, 2003).

Las principales ventajas de los perfiles *CFS* son la versatilidad en la generación de diferentes secciones transversales, la posibilidad de utilizarlo en amplias luces, la facilidad en la producción industrial, la alta relación resistencia-peso y la velocidad en el embalaje, transporte y montaje (Yu & LaBooube, 2010). Además, estas secciones se consideran como una alternativa para construir estructuras sostenibles en la "construcción verde" (Alhajri, et al., 2016; Irwan y Hanizah, 2009; Lawan et al., 2015).

Actualmente, los códigos de diseño tales como AISC 360, AISI S-100, NBR8800, AS/NZ 4600, S136, Eurocode4, JSCE/09, incluyen la soldadura como metodología convencional de fijación de tornillos, canales o placas perforadas como los conectores de cortante avalados para la construcción. Este proceso térmico genera incertidumbre dentro del comportamiento estructural de los sistemas compuestos, porque induce a esfuerzos residuales localizados en la periferia de los conectores y el perfil de acero, reduciendo tanto su capacidad mecánica como su eficiencia. Además, en los perfiles *CFS*, las platinas de apoyo de los conectores pueden llegar a ser perforadas por los electrodos, debido a la alta temperatura y al limitado espesor de la sección de acero, como se evidencia en la **Figura 2-1** (Erazo & Molina, 2017).

Figura 2-1: Afectaciones ocasionadas por soldadura en perfiles doblados en frío (CFS).



Tomado de Erazo y Molina. 2017.

Por lo tanto, conociendo esta condición perjudicial generada por la soldadura, se consideró conveniente desarrollar metodologías constructivas que incorporen mecanismos alternativos y eficientes para la fijación mecánica de conectores de cortante (Merryfield et al., 2016).

En esta sección se desarrolla el estudio de los tornillos autoperforantes como un sistema mecánico alternativo para sujeción de conectores de cortante. Se llevó a cabo un programa experimental para cuantificar la capacidad máxima del sistema, el cual incluyó ensayos de corte de tornillos, y pruebas prototipo a flexión en vigas a escala real.

2.2 Antecedentes

Se han estudiado diferentes sistemas de fijación mecánica en secciones CFS, para garantizar una unión adecuada de los conectores, alternativos al proceso de soldadura, entre los cuales se destacan:

- Hanaor (2000) evaluó un sistema de tornillos y tuercas, y pernos de expansión para anclaje en el concreto endurecido como conectores de cortante, por medio de ensayos experimentales de corte directo (Push-Out test), y de flexión en vigas a escala real. De acuerdo con los resultados obtenidos, se lograron apreciar desplazamientos y rotaciones en los tornillos debido a los ajustes del sistema y a la holgura de las perforaciones, lo que indujo a deslizamientos iniciales por el ajuste de los componentes del sistema. Además, los tornillos presentaron comportamiento dúctil, permitiendo grandes deflexiones en los sistemas compuestos.

- Utilizando tornillos roscados como elementos de transferencia, Queiroz et al. (2010) evidenciaron deformaciones locales en secciones CFS, inducidas por concentraciones de esfuerzos debido al espesor limitado de las láminas, reduciendo la capacidad de carga en los sistemas compuestos.
- Lawan et al. (2015), Lawan & Tahir (2015) y Tahir et al. (2016) desarrollaron estudios completos de conectores de cortante atornillados, donde se evaluó el efecto del diámetro de los tornillos y su espaciamiento en el comportamiento de los sistemas compuestos de concreto y perfiles CFS. Los programas experimentales incluyeron ensayos de flexión a escala real y de corte directo (Push-Out test).

De acuerdo con los resultados de cortante máximo, el incremento del diámetro de los conectores mejora la capacidad del sistema compuesto, siendo un parámetro diferencial en el modo de falla. De esta forma, los tornillos M12 (1/2") mostraron falla por corte, y mayores diámetros presentaron grietas tanto longitudinales como transversales en el concreto, aunque algunos especímenes fallaron prematuramente por pandeo local en el perfil de acero (**Figura 2-2 .a)**).

En lo concerniente a las pruebas de vigas solicitadas a flexión, también se presentó un comportamiento dúctil, como lo había evidenciado inicialmente Hanaor, permitiendo deflexiones superiores a las condiciones máximas de servicio. El modo de falla predominante fue regido por las grietas transversales en la parte inferior de la losa de concreto, particularmente en los puntos de aplicación de carga, acompañadas del pandeo local en los perfiles metálicos (**Figura 2-2.b)**). De esta manera, se demuestra que el espesor de las platinas de los perfiles de acero se convierte en un factor relevante en el comportamiento de los sistemas compuestos CFS-concreto.

Figura 2-2: Condición de pandeo local en secciones compuestas de concreto y perfiles CFS. a). Ensayo de corte directo (Push-Out test). b). Ensayo de vigas a escala real.

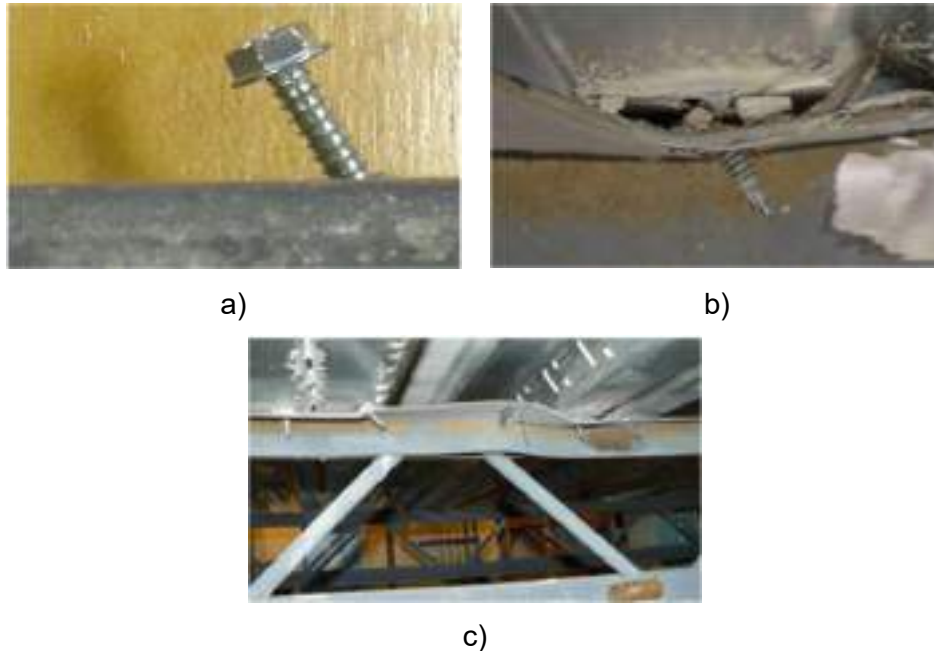


Tomado de Lawan et al. (2015).

- Fontana & Bartschi (2002) implementaron el uso de clavos disparados para fijar conectores de corte fabricados a partir del corte y dobleces de láminas delgadas. Aunque el sistema resultó ser eficiente en pruebas de corte directo (Push-Out test), la falla se generó principalmente por la limitada capacidad de los conectores a causa de su reducido espesor, lo cual genera el desacople de los sistemas compuestos ante bajas solicitaciones.
- Derlatka et al. (2019) también estudiaron la efectividad de los clavos disparados en conectores tipo *Top-Hat*, inicialmente propuestos por Lawson et al. (2001). En general, los resultados de las pruebas de corte evidenciaron un comportamiento dúctil, siendo más efectivo en los conectores de menor dimensión (60 mm). La mayoría de los modos de falla se asociaron a la rotación y corte en los clavos de acero y desgarramiento en los conectores, generando el desacople del sistema compuesto, sin afectaciones visibles en las losas de concreto (**Figura 2-3**).

Actualmente, este mecanismo de conexión se aplica en sistemas comerciales empleados por HILTI® y TECNARIA®. Estas empresas especifican que esos sistemas deben usarse en placas de espesores superiores a 6mm, con el fin de evitar que las láminas sean perforadas a causa de la fuerza sobre los clavos disparados. Sin embargo, esos productos requieren de herramientas especiales para su instalación de manera eficiente.

Figura 2-4: Modos de falla presentados en sistemas compuestos empleando tornillos autoperforantes como conectores de cortante. a). Flexión en los tornillos. b). Corte en los tornillos. c). Pandeo local en perfiles de acero.



Tomado de Lakkavalli et al. (2006), Merryfield et al. (2016).

De este modo, se evidencia la inquietud de investigadores en diversas partes del mundo de contar con alternativas constructivas para la instalación de diferentes tipologías de conectores de cortante, aplicables en perfiles *HRS* y *CFS*, de manera que se reduzca el uso de sistemas de fijación soldados, con sus desventajas, pero con la actual carencia de respaldo normativo para su implementación en la industria.

2.3 Metodología

2.3.1 Materiales

Las pruebas experimentales involucraron concretos de 21MPa y 28MPa de resistencia a la compresión, para la construcción de las placas de 0.10m de espesor.

Se emplearon diferentes aceros de acuerdo con el tipo de elemento del sistema compuesto, como se lista a continuación:

- Conectores de cortante: ASTM A424 - Tipo II, espesor 1,9mm.
- Probetas para ensayos de corte en tornillos autoperforantes: ASTM A424 - Tipo II, 1,5mm y 2,0mm de espesor.
- Vigas de acero (C220x80x2.5): ASTM A1011, longitudes 2m y 4m, y 2,5mm de espesor.
- Tornillos autoperforantes: ASTM A449 - Tipo I, diámetro 6mm.
- Clavos disparados: HRC 57.5 (ASTM A276 440C), diámetro 3mm.

La **Tabla 2-1** resume las principales propiedades mecánicas nominales de los materiales.

Tabla 2-1: Propiedades nominales de los materiales.

<i>Componente estructural</i>	<i>Concreto</i>		<i>Acero</i>		
	<i>Esfuerzo de compresión (f'c) (MPa)</i>	<i>Módulo de elasticidad (Ec) (MPa)</i>	<i>Esfuerzo de fluencia (fy) (MPa)</i>	<i>Esfuerzo último (fu) (MPa)</i>	<i>Módulo de elasticidad (Es) (MPa)</i>
Placa de concreto	21 28	21736 25098			
Viga de acero			340	410	200000
Conectores de cortante			240	345	200000
Tornillos autoperforantes			644	840	200000
Clavos disparados			448	758	200000

Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

2.3.2 Programa experimental

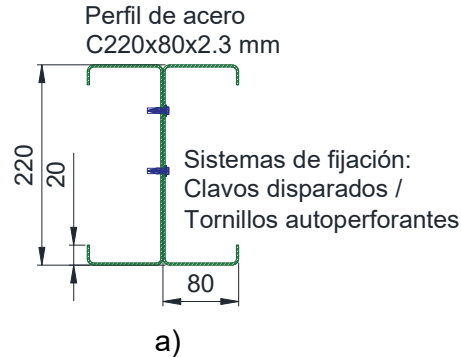
Se programaron tres ensayos experimentales para caracterizar el mecanismo de fijación alternativo con tornillos autoperforantes, de manera que permitieran identificar y calificar el comportamiento de sistemas compuestos en condiciones de servicio, tanto cualitativa como cuantitativamente: (i) Efectividad de sistemas de fijación, (ii) Ensayo a corte en tornillos y (iii) Ensayo a flexión en vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.

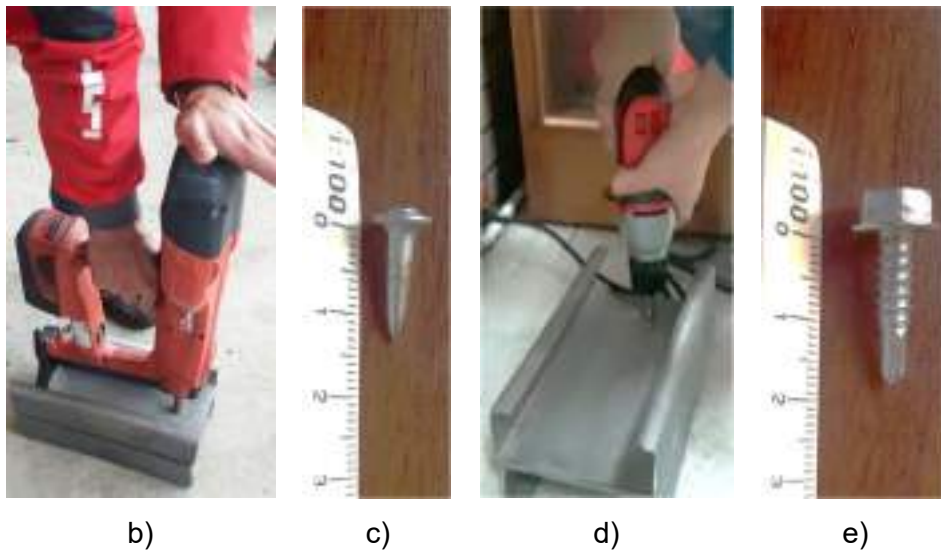
▪ **Efectividad de sistemas de fijación**

Para este estudio, se seleccionaron clavos disparados con pólvora y tornillos autoperforantes, en la evaluación cualitativa preliminar del sistema de fijación, dado que no requieren herramientas especializadas, en comparación con los sistemas con soldadura, lo que aumenta la facilidad de instalación y reduce los costos operativos en el campo de la construcción.

La efectividad de los sistemas se evaluó a través de una prueba experimental de instalación, en dos perfiles C220x80x2,3mm espalda con espalda (**Figura 2-5. a)**). La **Figura 2-5** presenta características geométricas de los sistemas a comparar, así como el procedimiento de instalación requerido en cada caso.

Figura 2-5: Mecanismos de fijación comparados. a) Configuración probeta de ensayo (unidades en mm). b) Instalación de clavos disparados. c) Detalle geométrico de clavos disparados. d) Instalación de tornillos autoperforantes. e) Detalle geométrico de tornillos autoperforantes.



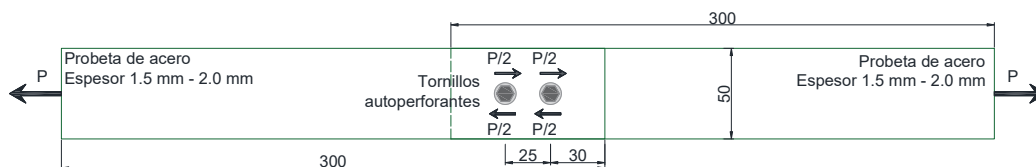


Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

▪ **Ensayo de corte en tornillos**

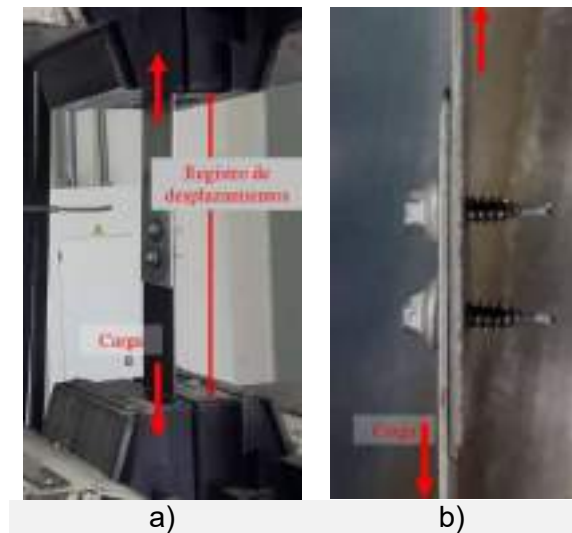
La resistencia mecánica de la conexión se evaluó mediante pruebas experimentales de corte en tornillos. La carga tensión fue aplicada axialmente en la Máquina Universal de ensayos, sobre probetas metálicas conectadas por medio de tornillos autoperforantes. El sistema de aplicación de carga se presenta en la **Figura 2-6**, y las configuraciones de los especímenes se indican en la **Tabla 2-2**, donde se validó el efecto de espesor de las platinas en la capacidad del sistema. El montaje del ensayo se muestra en la **Figura 2-7**.

Figura 2-6: Sistema de aplicación de cargas de ensayo experimental de corte en tornillos (unidades en mm).



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Figura 2-7: Montaje del ensayo experimental de corte en tornillos. a) Vista frontal. b) Vista lateral.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

De acuerdo con el AISI S100, las conexiones atornilladas deben diseñarse para las condiciones de falla dadas por la capacidad máxima a tensión de las platinas metálicas o por corte en los tornillos. Por lo tanto, se revisaron los estados límite, obteniendo preliminarmente las cargas nominales señaladas en la **Tabla 2-2**.

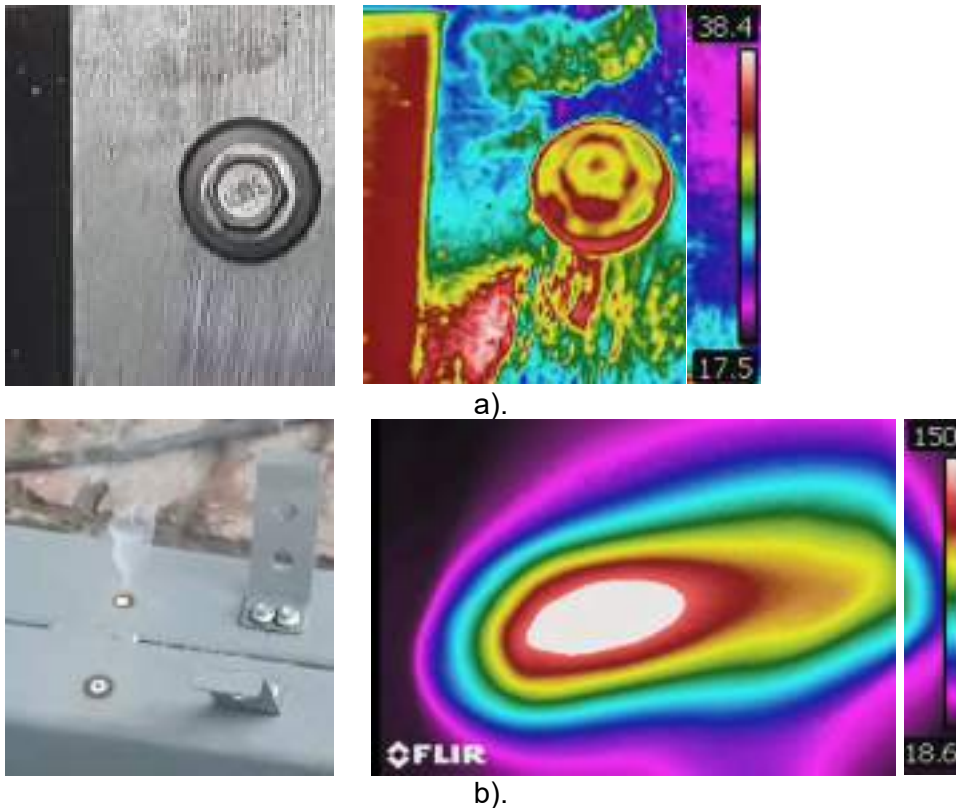
Tabla 2-2: Configuración de especímenes en ensayo experimental de corte en tornillos.

No.	Platina superior		Platina inferior		Tornillos autoperforantes		Resistencia nominal	
	Espesor	Esfuerzo de fluencia (fy)	Espesor	Esfuerzo de fluencia (fy)	Cantidad y diámetro	Esfuerzo último (fu)	Carga de falla nominal	Tipo de falla nominal
	(mm)	(MPa)	(mm)	(MPa)	(mm)	(MPa)	(kN)	
PR-01	1.5	240	2.0	240	2 x 6	324	13.04	Capacidad de platina
PR-02/04	1.5	240	1.5	240	2 x 6	324	13.04	Capacidad de platina
PR-03/05	2.0	240	2.0	240	2 x 6	324	18.32	Corte en tornillos

Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

Debido a que el trabajo de perforación y moldeo de metal induce concentraciones de esfuerzos y aumento en la temperatura de los componentes, se realizó un escaneo térmico durante el proceso de fabricación de las probetas experimentales, utilizando la cámara termográfica FLIR E40. Como resultado, se evidenció que la temperatura máxima es inferior a la que se genera en los procesos de soldadura, permaneciendo por debajo de 38°C debido a la manipulación manual de piezas. La **Figura 2-8** muestra el contraste entre la imagen térmica tomada de la prueba del escáner y la imagen real, para unión con tornillos y con soldadura.

Figura 2-8: a). Efecto de instalación de tornillos autopercutorantes. Comparación entre la vista real y la imagen térmica. b). Efecto de instalación de platinas con soldadura. Comparación entre la vista real y la imagen térmica.



Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

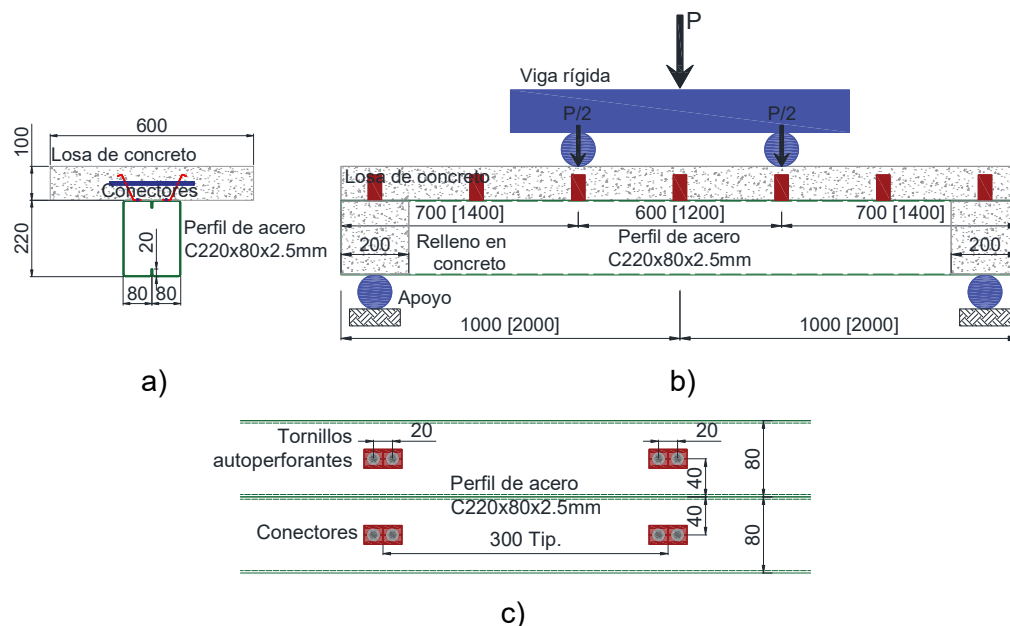
▪ **Ensayos prototipo a flexión en vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores**

Los ensayos prototipo a flexión en vigas compuestas permitieron caracterizar el comportamiento global del sistema de fijación durante las condiciones de servicio, actuando como un vínculo entre los conectores de corte y la sección de acero.

En este estudio, se llevaron a cabo ensayos experimentales en vigas cajón simplemente apoyadas, armadas con perfiles C220x80x2.5mm y una losa de concreto de 0.10m de espesor, a las cuales se les aplicaron cargas puntuales a los tercios de la luz (**Figura 2-9. b)**). Con el fin evitar el pandeo local en la zona de los apoyos los extremos de las vigas se llenaron con concreto.

La configuración del montaje de los ensayos a flexión se presenta en la **Figura 2-9.**

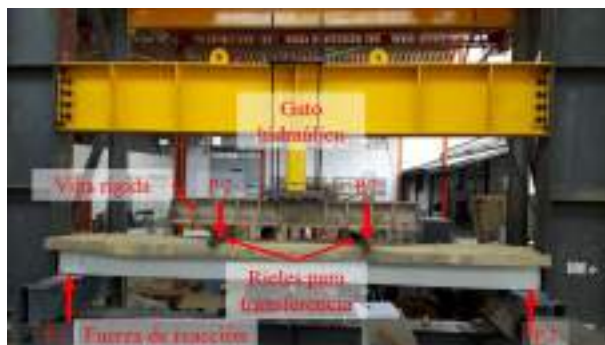
Figura 2-9: Configuración de los ensayos prototipo a flexión de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores. a) Sección transversal. b) Esquema de aplicación de cargas. c) Arreglo general de los conectores de cortante. Vista superior (unidades en mm).



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

La carga fue aplicada monotónicamente por medio de un gato hidráulico, con capacidad de 500kN, y fue transmitida a la probeta por medio de rieles sobre la placa de concreto. El incremento de carga se realizó por control de desplazamientos del sistema (**Figura 2-10**).

Figura 2-10: Montaje del ensayo prototipo a flexión de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Las deflexiones se registraron utilizando comparadores de carátula, ubicados en tercios de la longitud, de manera que se pudiera validar la simetría en el comportamiento del sistema. Adicionalmente, se colocaron galgas extensométricas en la pared lateral de la viga de acero, en el centro de la luz a 20mm de los bordes superior e inferior, para contrastar la condición de deformación fuera del plano durante el ensayo (**Figura 2-11**).

Como parte del análisis también fue revisada la condición de deformación máxima del sistema, así como las cargas últimas y los modos de falla. La configuración de los especímenes ensayados se indica en la **Tabla 2-3**.

Figura 2-11: Instrumentación del ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Tabla 2-3: Configuración de especímenes en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.

No	Placa de concreto		Perfil de acero			Conectores de cortante	
	Esfuerzo de compresión (f'_c)	Espesor	Esfuerzo de fluencia (f_y)	Espesor	Longitud	Espesor	Esfuerzo de fluencia (f_y)
	(MPa)	(mm)	(MPa)	(mm)	(m)	(mm)	(MPa)
21-2	21.0	100	340	2.5	2.0	1.9	240
21-4	21.0	100	340	2.5	4.0	1.9	240
28-2	28.0	100	340	2.5	2.0	1.9	240
28-4	28.0	100	340	2.5	4.0	1.9	240

Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

Se realizó paralelamente un estudio analítico, que permitió estimar las cargas de falla nominales del sistema. De acuerdo con las recomendaciones AISC-10 y Eurocode4, este tipo de secciones de acero no compactas, por su relación ancho/espesor, deben analizarse bajo el método elástico, debido a la susceptibilidad al pandeo local, por el espesor limitado de las platinas metálicas. Esta condición restringe el desarrollo de la capacidad plástica en toda la sección de acero antes de la falla del sistema compuesto.

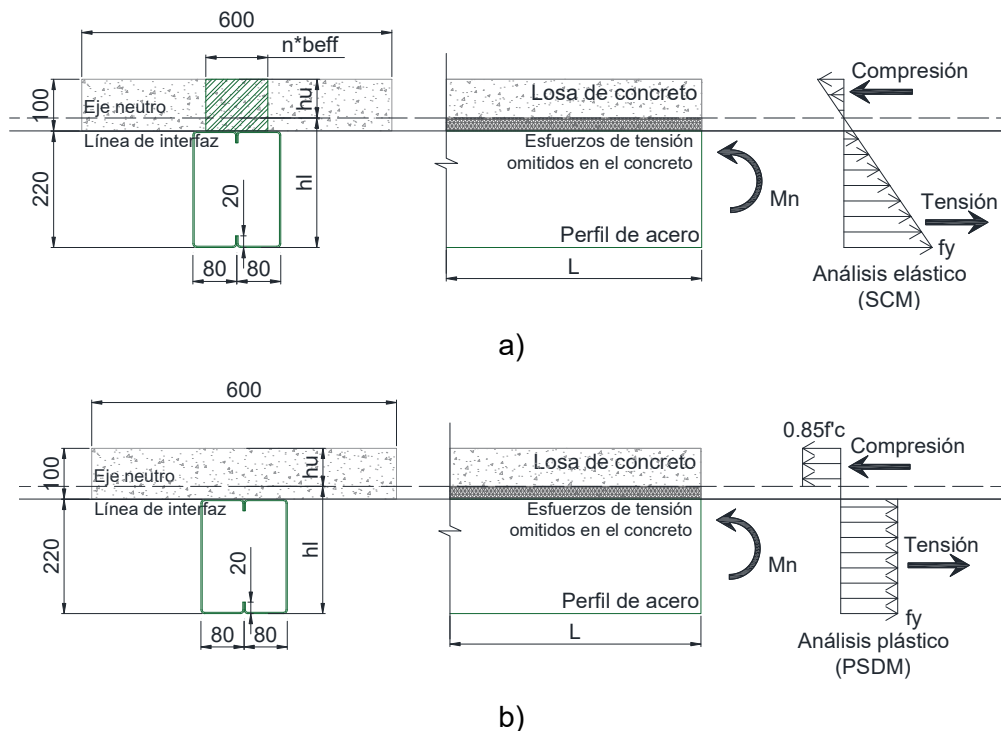
En la **Tabla 2-4** se presentan los valores correspondientes a la estimación de cargas nominales, calculadas aplicando el Método de Compatibilidad de Deformación (SCM),

donde se transforma la sección transversal de concreto en una sección de acero equivalente (Véase ¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.).

Aunque, de acuerdo con la teoría, la capacidad plástica del acero no puede desarrollarse en su totalidad, en la **Tabla 2-4** también se presentan los valores de cargas nominales de plastificación de la sección, aplicando el Método de Distribución Plástica de Esfuerzos (PSDM) (Véase ¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.), con el fin de conocer un posible rango de cargas de trabajo previo a la falla.

La **Figura 2-12. a)** muestra la condición de distribución elástica de esfuerzos por el método SCM, y en la **Figura 2-12. b)** se señala el análisis por el método PSDM.

Figura 2-12: Estado de esfuerzos en secciones compuestas. a) Análisis elástico. b) Análisis de plastificación (unidades en mm).



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Tabla 2-4: Cargas nominales en secciones compuestas en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.

<i>Características del sistema compuesto</i>		<i>Análisis elástico Método de compatibilidad de deformaciones (SCM)</i>		<i>Análisis de plastificación Método de distribución plástica de esfuerzos (PSDM)</i>	
Relación modular	n	0.109	0.125	---	---
Distancia sobre el eje neutro	h_u (mm)	87.50	83.53	63.37	47.53
Distancia bajo el eje neutro	h_l (mm)	232.50	236.47	256.63	272.47
Momento nominal resistente	M_n (kN*m)	65.19	67.12	121.03	126.41
Carga nominal resistente Especimen 2m	P_n (kN)	186.25	191.78	345.8	361.16
Carga nominal resistente Especimen 4m	P_n (kN)	93.12	95.89	172.9	180.58

Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

2.3.3 Discusión de resultados

▪ *Efectividad de sistemas de fijación*

Según los resultados experimentales, tanto los clavos disparados como los tornillos autoperforantes traspasaron completamente las platinas metálicas, logrando conectar los perfiles de acero. El estado final de los elementos de sujeción se muestra en las **Figura 2-13** y **Figura 2-14**.

Figura 2-13: Sistemas de sujeción instalados en probetas experimentales. Vista superior.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Durante el proceso de instalación, se evidenciaron dos desventajas relevantes con los sistemas de clavos disparados:

- Los clavos disparados cuentan con posicionadores plásticos, los cuales permanecen en el sistema después de la instalación. Este elemento es necesario para dirigir el disparo, pero limita la longitud útil metálica durante las condiciones de servicio (Véase **Figura 2-5 c**).
- La condición de unión dada por la fricción y la adherencia del clavo con el perfil de acero no fueron suficientes debido a la superficie lisa de su vástago. Por lo tanto, el vínculo entre los elementos se pierde rápidamente, incluso ante bajas solicitaciones.

Las diferencias físicas del estado final de los sistemas de fijación probados se muestran en la **Figura 2-14**. Por lo tanto, la longitud efectiva de los elementos de fijación se vuelve relevante en la capacidad del sistema.

Figura 2-14: Sistemas de fijación instalados en probetas experimentales. a) Vista inferior. b) Vista frontal.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

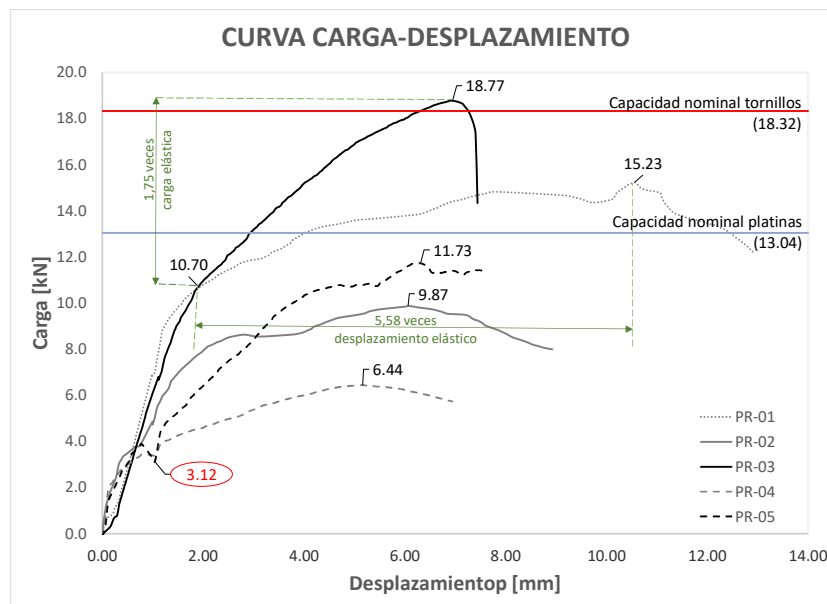
Por el contrario, el sistema de tornillos auto perforantes resultó ser un mecanismo de fijación eficiente, asegurando la integridad de los elementos ensamblados, a pesar de la restricción de espesor. Además, no se requieren herramientas especializadas durante el proceso de instalación, lo que lo convierte en un sistema de fácil implementación en obra, sin generar costos operativos adicionales, que evita los procesos de soldadura.

Por lo tanto, conociendo las ventajas de la instalación, se utilizaron tornillos auto perforantes en las siguientes pruebas de caracterización.

▪ **Ensayo de corte en tornillos**

Se realizaron ensayos experimentales de corte en tornillos según la configuración presentada en la **Tabla 2-2**. Los datos de carga y deslizamiento se registraron durante las pruebas para todas las muestras. Las curvas se observan en la **Figura 2-15**, incluyendo los estados límite nominales representados como líneas horizontales.

Figura 2-15: Curvas Carga-Deslizamiento ensayos experimentales de corte en tornillos.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

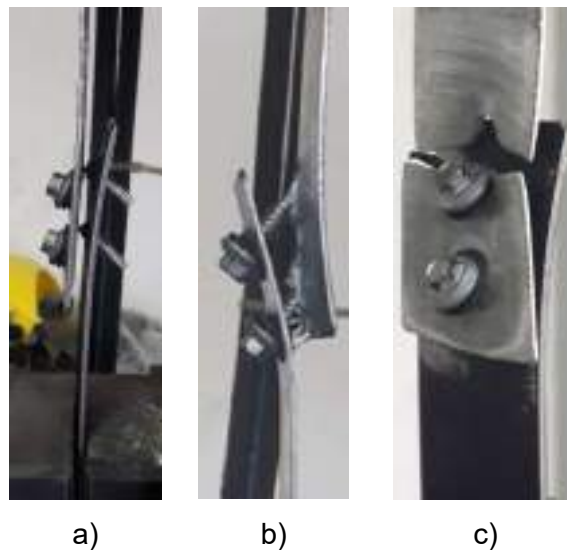
De acuerdo con los resultados, las platinas de 2,0mm de espesor, incluso en muestras con espesor combinado, exhibieron un comportamiento más estable que las de 1,5mm, alcanzando cargas finales superiores a los valores nominales estimados: 1,02 veces en PR-03 y 1,17 veces en PR-01. Ambas probetas presentaron una trayectoria de comportamiento elástico similar previa a los daños iniciales. Posteriormente, dependiendo de los espesores, PR-03 evidenció una carga de falla de 1.75 veces la carga elástica y PR-01 desarrolló mayores desplazamientos en rango inelástico (5.58 veces el desplazamiento elástico) debido a la ductilidad y deformabilidad del sistema.

PR-02 y PR-04 (1,5mm de espesor) no alcanzaron la capacidad nominal estimada para la falla de la platina metálica, obtenida a partir de la formulación de AISI S100 (**Tabla 2-2**).

Por lo tanto, es relevante revisar la aplicabilidad de la formulación de diseño en espesores de placa inferiores a 2.0mm.

Aunque PR-05 contaba con espesor de 2,0mm, presentó una inestabilidad temprana por condiciones de logística de operación de la máquina, afectando la capacidad del sistema. Una situación similar ocurrió en PR-04, por lo que estas muestras no fueron tomadas en cuenta dentro de la información representativa. Los modos de falla obtenidos en los ensayos experimentales se muestran en la **Figura 2-16**.

Figura 2-16: Modos de falla en ensayos experimentales de corte en tornillos. a) Falla por corte en tornillos. b) Falla por rotación de tornillos y separación de platinas. c) Falla por tensión en la sección neta en la platina de acero.



Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

La falla frágil se presentó por corte en los tornillos, principalmente en las muestras PR-03 y PR-05, como se muestra en la **Figura 2-16**. a). Los desplazamientos inelásticos máximos se limitaron a 7,5mm, lo que además indujo al desgarramiento en la periferia del área de perforación.

La falla por rotación de tornillos y separación de platinas se caracterizó por la pérdida de adherencia en el sistema, evidenciada en las muestras PR-02 y PR-04, como se muestra en la **Figura 2-16**. b). La capacidad del sistema fue dada por la trabe de la rosca entre

tornillos y platina metálica. Los desplazamientos totales del sistema fueron mayores, alcanzando hasta 9,0mm.

La probeta PR-01 falló a causa de la fractura en la sección de platina más delgada, a través de una de las perforaciones y desgarramiento en la otra platina (**Figura 2-16. c**)). Al igual que en las muestras PR-02 y PR-04, los tornillos presentaron rotación y desacople del conjunto. Los desplazamientos finales alcanzaron 13,0mm.

Por lo tanto, se concluye que el sistema de fijación con tornillos autoperforantes garantiza la unión estructural de los elementos metálicos. En platinas con espesores superiores a 2,0mm, el modo de falla predominante fue el corte de tornillos. En platinas de menores espesores, la capacidad del sistema se limita por su resistencia a tensión. En configuraciones con espesores combinados, la resistencia final se rige por la tensión máxima resistente de la sección neta de la placa más delgada.

En términos de desplazamientos máximos, según los resultados presentados en la **Figura 2-15**, se concluye que la mayor ductilidad se presenta en sistemas con espesores inferiores a 2,0mm, ya estén combinados o manteniendo el mismo espesor.

▪ ***Ensayo prototipo a flexión en vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores***

Se propusieron diferentes configuraciones de los ensayos a flexión en vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores, en las cuales se consideraron como parámetros de estudio la resistencia a la compresión del concreto y la longitud de la viga (**Tabla 2-3**), para evaluar el mecanismo de fijación en sistemas compuestos bajo condiciones de operación.

El estado final de los especímenes se muestra en la **Figura 2-17**, donde se incluye la línea base para contrastar el grado de deformación, evidenciando grandes desplazamientos, los cuales superan ampliamente el comportamiento elástico de los sistemas (más de 2,5 veces para vigas de 2m y más de 1,7 veces para vigas de 4m).

Figura 2-17: Estado final de las probetas en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores. a) Vigas de 2m de longitud. b) Vigas de 4m de longitud.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Las vigas de 2m presentaron relación entre deflexiones elásticas y máximas de alrededor el 250% y 400% en concreto de 21MPa y 28MPa, respectivamente. En cuanto a las vigas de 4m, estas relaciones se situaron en torno al 174%. De este modo, se concluye que para los elementos de menor longitud hay mayor desarrollo de capacidad inelástica, potenciada adicionalmente por mayores valores de resistencia del concreto.

La **Tabla 2-5** recopila las deflexiones y cargas elásticas y máximas de las pruebas experimentales.

Tabla 2-5: Resumen de las cargas y deflexiones en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.

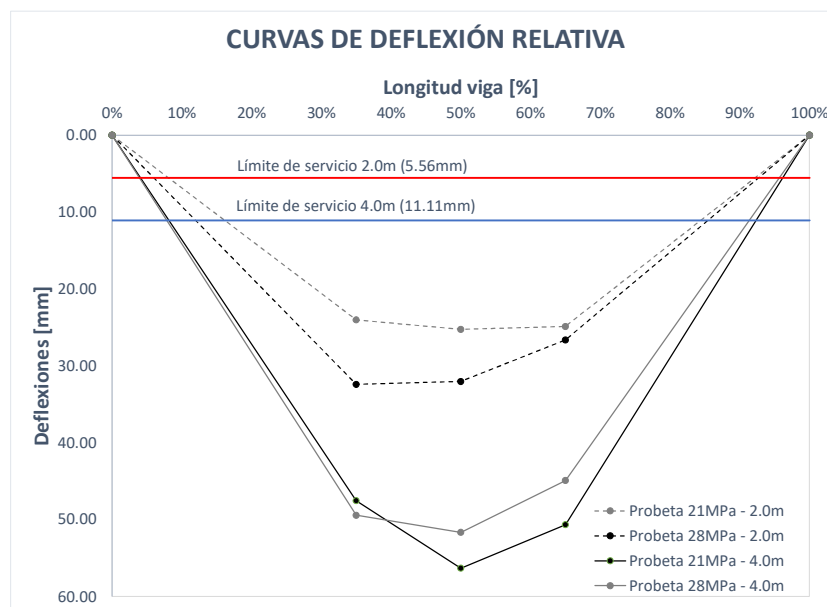
<i>Esfuerzo de compresión del concreto</i>	<i>Longitud viga</i>	<i>Parámetro</i>	<i>Respuesta elástica</i>	<i>Respuesta máxima</i>	<i>Relación Máx./Elás.</i>
21MPa	2m	Carga (kN)	206.01	251.43	1.22
		Deflexión (mm)	10.11	25.26	2.50
	4m	Carga (kN)	127.53	164.32	1.29
		Deflexión (mm)	32.32	56.33	1.74
28MPa	2m	Carga (kN)	166.77	268.40	1.61
		Deflexión (mm)	7.93	32.04	4.04
	4m	Carga (kN)	117.72	150.49	1.28
		Deflexión (mm)	29.94	51.69	1.73

Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

Como se muestra en la **Figura 2-11**, la instrumentación de prueba permitió el registro de desplazamientos verticales y relativos entre materiales. De este modo, las curvas de deflexión se presentan en la **Figura 2-18**. Las longitudes de las vigas fueron normalizadas y se incluyen registros de desplazamientos en la mitad y a los tercios de la longitud. Adicionalmente, se incluyeron líneas base del estado límite de servicio, con el fin de comparar la condición final de las muestras.

Se puede observar que el comportamiento de las secciones compuestas permanece en el rango elástico para las condiciones de servicio, independientemente de la resistencia a la compresión del concreto. No obstante, esta resistencia se convierte en un factor relevante en los niveles de carga superiores, que logran inducir a una respuesta no lineal (**Figura 2-18** y **Figura 2-19**).

Figura 2-18: Curvas de deflexión máxima para ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Según el comportamiento de las curvas (**Figura 2-18**), las deflexiones máximas de las probetas exceden hasta 5 veces los límites para la condición de servicio, para ambas longitudes, como se presenta en la **Tabla 2-6**.

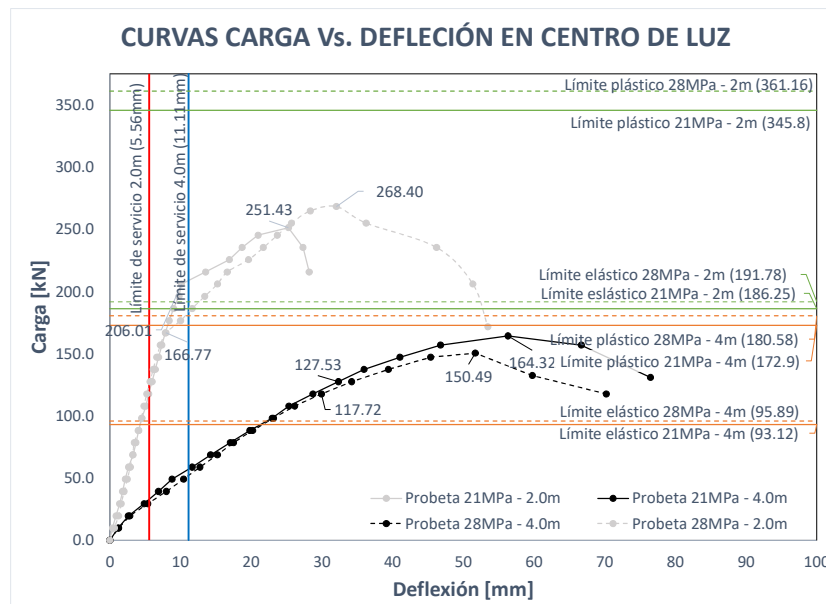
Tabla 2-6: Resultados de deflexión para ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.

No.	Deflexión máxima en ensayo experimental ($\Delta_{m\acute{a}x}$)	Deflexión admisible bajo condiciones de servicio $L/360$ (Δ_{adm})	Relación $(\Delta_{m\acute{a}x})/(\Delta_{adm})$
	(mm)	(mm)	
21-2	25.26	5.56	4.54
21-4	56.33	11.11	5.07
28-2	32.04	5.56	5.76
28-4	51.69	11.11	4.65

Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

La **Figura 2-19** presenta las curvas de carga-deflexión en vigas de 2m y 4m. Los límites de comportamiento elásticos y plásticos nominales se incluyen como el rango esperado de respuesta estructural, así como los límites de servicio.

Figura 2-19: Curvas de carga-deflexión para ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Como se muestra en la **Figura 2-19**, por un lado, las vigas de 4m evidenciaron una capacidad máxima cercana al límite nominal de carga plástica de la sección compuesta,

95% para concreto de 21MPa (línea continua negra) y 83% en concreto de 28MPa (línea punteada negra). Adicionalmente, las cargas elásticas, incluidas en la **Tabla 2-5**, superaron los límites nominales, 1,37 veces y 1,22 veces en 21MPa y 28MPa, respectivamente. Las deflexiones bajo las condiciones de cargas máximas mostraron valores 1.09 veces mayores en concreto de 21MPa que en concreto de 28MPa.

Por otro lado, las cargas máximas registradas para las vigas de 2m presentan valores intermedios entre los valores nominales de cargas elásticas y plásticas (líneas grises), alcanzando alrededor del 74% de la carga nominal de plastificación de la sección. Las cargas elásticas son de alrededor del $\pm 10\%$ de los valores nominales estimados. La deflexión para las condiciones de cargas máximas fue 1,25 mayor en las muestras de 28MPa con respecto a las de 21MPa.

Una vez que se excede el comportamiento elástico, se inicia la fase de agrietamiento y posterior fractura en la placa de concreto, principalmente bajo la zona de aplicación de la carga, como se indica en la **Figura 2-20**. Debido a la asimetría en la condición final de las deflexiones (**Figura 2-18**), las grietas en la placa de concreto presentaron diferentes patrones.

Figura 2-20: Fractura de placa de concreto en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores. a) Vista general. b) Detalle.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Del mismo modo, en la sección de acero, se genera pandeo local debido al incremento continuo en la carga aplicada, conduciendo a deformaciones de las placas de acero fuera del plano de carga, como se muestra en la **Figura 2-21**.

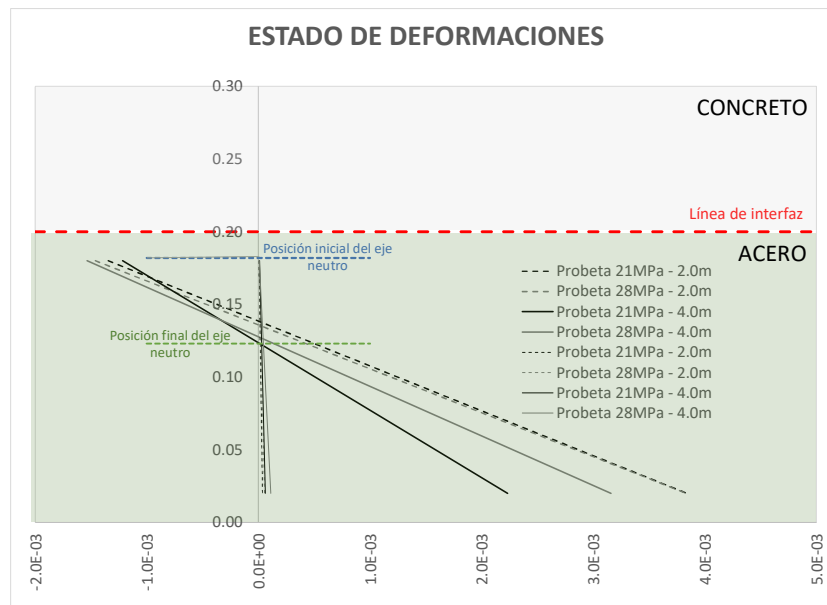
Figura 2-21: Pandeo local en viga de acero en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores. a) Vista general. b) Detalle lateral de la platina.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Además, las deformaciones unitarias del perfil metálico se registraron a través de galgas extensométricas, instaladas en las platinas verticales del elemento, ubicadas a 20 mm de los bordes superiores e inferiores (**Figura 2-11**). Los resultados iniciales y finales se incluyen en la **Figura 2-22**, donde la intersección con el eje vertical indica la ubicación del eje neutro (marcado como líneas punteadas horizontales), equivalente a la deformación unitaria nula. De acuerdo con los resultados, el desplazamiento descendente del eje neutro se percibe, a través de incrementos de carga, predominantemente en vigas de 4m. De este modo se evidencia que el mecanismo induce a la reducción del desempeño del sistema compuesto de forma progresiva, donde el trabajo se transfiere sólo a la capacidad del elemento de acero, en la medida que se va desacoplando de la losa de concreto.

Figura 2-22: Estado de deformación en vigas de sección compuesta en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

Una vez finalizados los ensayos experimentales, la placa de concreto fue retirada, para identificar el estado final del sistema de fijación de los conectores de corte (**Figura 2-23** y **Figura 2-24**).

Figura 2-23: Estado final del sistema de fijación con tornillos autoperforantes en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.



Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

Figura 2-24: Separación de perfiles CFS en la sección cajón ensamblada en ensayo experimental de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores.



Modificado de Hurtado & Molina, 2020.

De acuerdo con lo observado en la **Figura 2-23** y **Figura 2-24**, el sistema de fijación con tornillos autoperforantes mantuvo la integridad por sí mismo. Los conectores de corte permanecieron unidos a los perfiles CFS, sin evidencia de daños por desgarramiento en el área de las perforaciones, ni por corte en los tornillos, a pesar de las altas condiciones de deformación del sistema, que llevara incluso al desacople de la sección cajón de acero.

La deformación del sistema fue gobernada principalmente por el pandeo local en la sección de acero y, en menor medida, por el agrietamiento en la losa de concreto, lo que implica que los perfiles CFS se convierten en elementos restrictivos en la capacidad de los sistemas compuestos, para estados finales de carga. No obstante, para condiciones de servicio, el grado de deformación de los perfiles no es una limitación en la implementación del sistema compuesto, ya que el estado de deflexiones se ubica en el rango linealmente elástico,

Con base en los resultados evidenciados en este estudio, se concluye que el mecanismo de fijación de tornillos autoperforantes de los conectores de corte proporciona una unión eficiente, capaz de desarrollar una alta capacidad de transferencia de esfuerzos en la interfaz entre los componentes, permitiendo grandes deflexiones en la sección compuesta, sin daños locales ni desprendimiento del sistema.

2.4 Conclusiones del estudio

En esta fase de la investigación se caracterizó el comportamiento y se validó la capacidad mecánica de los tornillos autoperforantes como un mecanismo de fijación de conectores de cortante.

Por medio de ensayos experimentales, se demostró su efectividad, así como la conservación de la integridad del sistema conexión ante estados finales de carga, demostrando ser una alternativa a la soldadura, y su aplicabilidad a sistemas que involucren perfiles CFS.

El sistema de tornillos autoperforantes tiene un mejor desempeño estructural como mecanismo de conexión entre platinas con respecto al sistema de clavos disparados, debido a la alta resistencia mecánica inducida por la trabe de la rosca, y la facilidad de implementación en la construcción.

De acuerdo con los resultados experimentales de los ensayos de corte en tornillos, los modos de falla presentaron una buena correlación en comparación con las cargas nominales de falla, principalmente en platinas de 2,0mm de espesor. En elementos más delgados, la capacidad nominal estimada es superada por los datos experimentales.

En probetas con platinas de espesores superiores a 2,0mm se presentaron fallas frágiles por corte en los tornillos. Por el contrario, las láminas con menor espesor fallaron de forma dúctil, ya por fluencia en la sección transversal, o por fractura en el área de la perforación, siempre en el elemento más delgado.

El mecanismo de fijación con tornillos autoperforantes permitió que los componentes de las secciones compuestas incursionaran en trabajo en rango inelástico, antes de presentar daños causados por el pandeo local en las secciones metálicas, sin llegar a ser el componente crítico de la falla del sistema. Además, las deflexiones registradas excedieron ampliamente los límites de servicio, sin evidencia de desprendimiento de tornillos, y mostrando alta ductilidad.

Las resistencias máximas en los ensayos experimentales de vigas compuestas con tornillos como fijación de conectores estaban dentro del rango nominal (elástico-plástico), acercándose al comportamiento plástico en 95% y 74%, en vigas de 4m y vigas de 2m, respectivamente. Esto permite hacer estimaciones analíticas de capacidad en ambos casos, que superaron el rango elástico como se sugiere en códigos de diseño como AISC 360 y EUROCODE4, como principales referencias internacionales.

Las probetas de perfiles *CFS* son particularmente susceptibles a condiciones de inestabilidad local en condiciones de manejo experimental, debido a su reducido espesor. Por lo tanto, los procedimientos deben estar altamente controlados para evitar alteraciones en el registro de datos.

3.Optimización geométrica y mecánica de conectores de cortante para sistemas compuestos de perfiles CFS y losas de concreto.

(Tomado de *Geometrical and Mechanical Optimization of Shear Connectors for CFS-Concrete Composite Systems* (Hurtado & Molina 2020))

3.1 Introducción

En los últimos 20 años, el uso de acero formado en frío (*CFS*) en secciones compuestas con losas de concreto ha aumentado su aplicación, principalmente en estructuras de mediana y pequeña altura (Bamaga, 2012). Las ventajas más relevantes de estos sistemas combinados son el incremento en la resistencia, la alta rigidez y ductilidad, y el aprovechamiento eficiente de la capacidad de los materiales, por lo cual se han considerado como sistemas económicos, siendo de paso, una alternativa para la construcción sostenible (Irwan et al., 2009; Lawan et al., 2015, Alhajri et al., 2016).

Las formulaciones de diseño de conectores de cortante en sistemas compuestos, incluidas en la normatividad vigente, han sido validadas por estudios experimentales para secciones de acero laminado en caliente (*HRS*), las cuales no son eficientes en secciones *CFS* debido a las restricciones generadas por su limitado espesor. Además, cualquier propuesta de diseño de conectores de corte debe estar respaldada por pruebas experimentales y estudios analíticos, con el fin de garantizar el comportamiento adecuado del sistema.

En este estudio, se propone una nueva configuración de conector de cortante para sistemas compuestos de secciones *CFS* y losas de concreto, denominados *CSC* (*Confined Shear Connector*). Se incluye el análisis de modelos computacionales empleando el

método de elementos finitos, el cual permite involucrar propiedades no lineales de los materiales y la interacción entre ellos.

Se planteó un diseño estadístico Rotacional Compuesto, centrado en las caras (CFC)⁶ (Montgomery 2013), a partir del cual se seleccionaron las configuraciones de análisis más representativas, en las cuales se evaluó el efecto de variables geométricas en modelos analíticos. Adicionalmente, la optimización geométrica y mecánica se llevó a cabo con la aplicación de la Metodología de Superficie de Respuesta (RSM)⁷ (Montgomery, 2013), logrando obtener la configuración con el mejor desempeño estructural.

3.2 Antecedentes

Los mecanismos de fijación de los conectores de cortante han sido uno de los aspectos más críticos de los perfiles CFS. En lo que respecta a la soldadura, se ha evidenciado que para perfiles laminados en frío es un proceso ineficiente dado que la platina de acero puede quemarse y/o ser perforada por el calor del electrodo (**Figura 2-1**), reduciendo la capacidad de los perfiles, y por ende, la de los sistemas compuestos. De esta forma, algunos investigadores han estudiado diferentes tipos de conectores con sistemas de fijación alternativos a la soldadura, para perfiles CFS.

3.2.1 Estudios experimentales de conectores de cortante para perfiles CFS

La eficiencia de los conectores de cortante roscados en sistemas compuestos (**Figura 3-1 a**) fue estudiada por Hanaor (2000), Lakkavalli & Liu (2006), Queiroz et al. (2010), Wehbe et al. (2011) y Lawan et al. (2015). Esta tipología de conectores permitió evidenciar ductilidad en su comportamiento, alcanzando hasta el 95% de la carga máxima obtenida por pernos soldados convencionalmente. El aumento en el diámetro de los pernos indujo al incremento en la resistencia de los sistemas compuestos (Lawan et al. 2015). Debido a la holgura de los orificios de los pernos, se presentaron movimientos de ajuste por

⁶ Central Composite Face-Centered Statistical Design

⁷ Response Surface Methodology

acomodación de los componentes. De este modo, con el propósito de reducir la posibilidad de desplazamientos en etapas iniciales de carga, Pathirana et al. (2016) recomendaron la inclusión de collarines y arandelas expansivas. (**Figura 3-1 b**).

Hanaor (2000), Lakkavalli & Liu (2006), Bamaga et al. (2012), Merryfield et al. (2016) y Kyvelou et al. (2018) han desarrollado investigaciones sobre sistemas compuestos empleando tornillos autoperforantes como conectores de cortante (**Figura 3-1 c**). Aunque esta configuración es un sistema eficiente debido al alto grado de fijación por la trabe mecánica, los diámetros comerciales son reducidos, y con ello su limitada capacidad al corte, conllevan a la instalación de una cantidad mayor de elementos, lo que conduce a que esta alternativa sea una solución poco práctica para la construcción de miembros compuestos.

Figura 3-1: a). Conectores de corte tipo perno roscado. b). Propuesta para restringir los desplazamientos por holguras. c). Tornillos autoperforantes como conectores de cortante



a)



b)

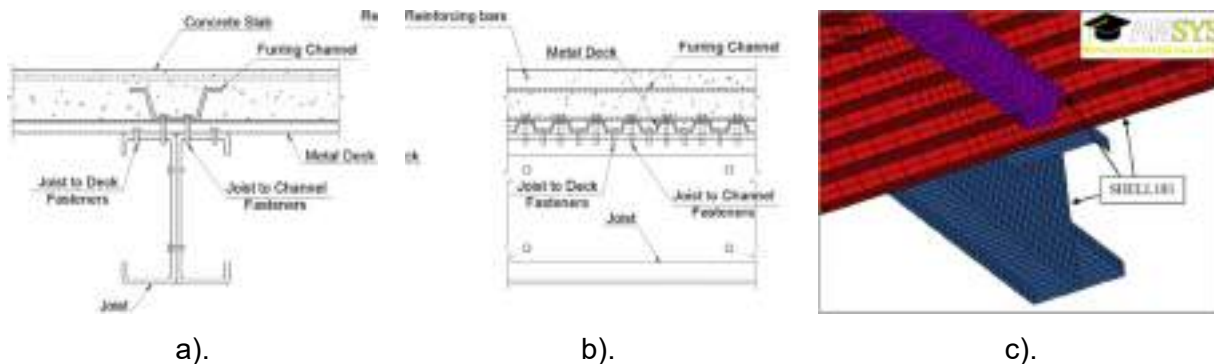


c)

- a). Tomado de Queiroz et al. 2010
- b). Tomado de Pathirana et al. 2016
- c). Tomado de Lakavalli & Liu 2006

Hsu et al. (2012) utilizaron tornillos autoperforantes como mecanismo de fijación del conector de cortante denominado *Furring Channel*, el cual es un elemento longitudinal formado por moldeo de láminas en frío (**Figura 3-2**). Majdi et al. (2014) validaron el comportamiento del sistema mediante análisis numérico, aplicando el método de elementos finitos, donde se evidenció alta ductilidad en ensayos de vigas a flexión, hasta llegar al desacople de los componentes.

Figura 3-2: Conector de cortante continuo tipo *Furring Channel*: a) y b) Disposición general, c) Modelo de elementos finitos.



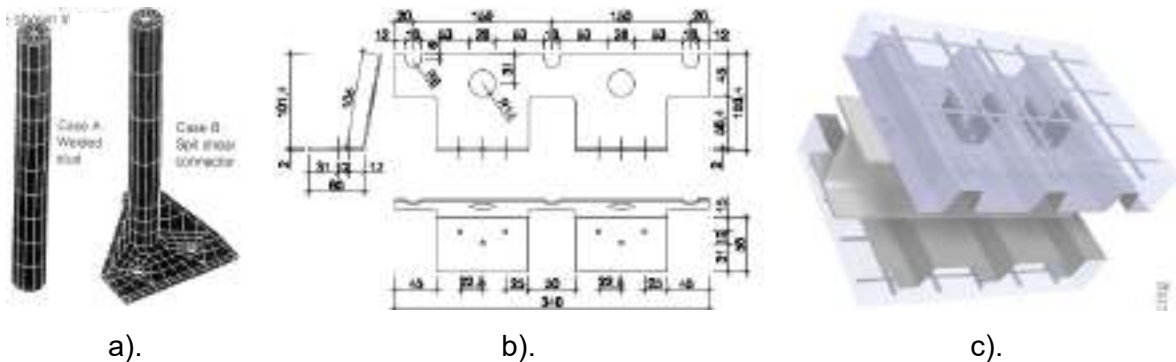
- a). y b). Tomado de Hsu et al., 2012
 c). Tomado de Majdi et al., 2014.

El sistema de fijación de conectores de cortante con clavos disparados con pólvora fue aplicado en diferentes propuestas, entre las cuales se destacan:

- Arroyo & Jullien. (1997) propusieron un conector tipo espigo (stud) alternativo, el cual fue patentado como SPIT (Figura 3-3 a). En este conector, la base de soporte fue extendida, distribuyendo los esfuerzos producidos en la interfaz de materiales de una mejor manera, en comparación con el sistema convencional de espigos soldados. La incorporación de estos elementos permitió el desarrollo del comportamiento dúctil en el sistema compuesto.
- Fontana & Bärtschi (2002) propusieron diferentes configuraciones de conectores de corte, a partir del corte y doblez de láminas de acero en frío, llamados Rib Connectors (Figura 3-3 b), los cuales no aportaron considerablemente en el desempeño de las secciones compuestas, ya que bajas solicitaciones indujeron al desacople de los componentes, por su reducida rigidez.
- Derlatka et al. (2019) analizaron la efectividad de los conectores tipo Top-Hat, propuestas inicialmente por Lawson et al. (2001) (Figura 3-3 c), en pruebas de corte Push-Out. El énfasis de la investigación se orientó a establecer el efecto la longitud del conector en la capacidad del sistema, concluyendo que los conectores más largos inducen resistencias inferiores. En general, la mayoría de los modos de falla fueron asociados a la rotación y corte en los clavos de acero, y desgarramiento en conectores,

generando amplios desplazamientos relativos entre componentes, hasta llegar al desacople del sistema compuesto.

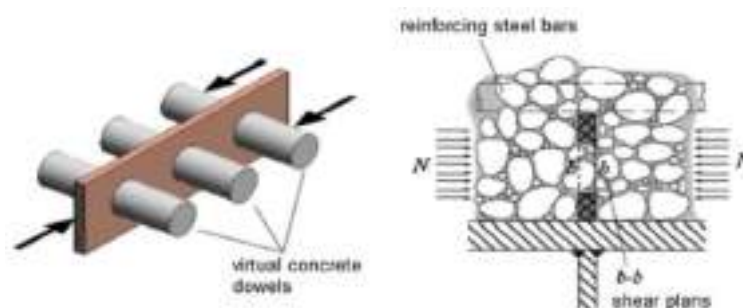
Figura 3-3: a). Conector de corte tipo *SPIT*. b). Conector de cortante tipo *Rib Connector*. c). Conectores de cortante tipo *Top-Hat*.



- c). Tomado de Arroyo & Jullien. 1997
- c). Tomado de Fontana & Bärtschi 2002
- c). Tomado de Derlatka et al. 2019

La contribución de elementos adicionales, tales como barras de refuerzo y dovelas de concreto, fueron evaluados por Costa-Neves et al. (2013) y Liu et al. (2015), respectivamente. Los resultados experimentales demostraron que la incorporación de estos elementos mejora el desempeño de los sistemas compuestos, posibilitando mayores desplazamientos, y la obtención de mayores resistencias. Además, se observó que la configuración de las barras permite la distribución de esfuerzos de tensión, reduciendo la posibilidad de fisuración en el concreto. De la misma manera, el tamaño y la geometría de las dovelas de concreto intervienen en el aumento de resistencia del sistema compuesto.

Figura 3-4: Barras de acero de refuerzo y dovelas de concreto. Principio de funcionamiento

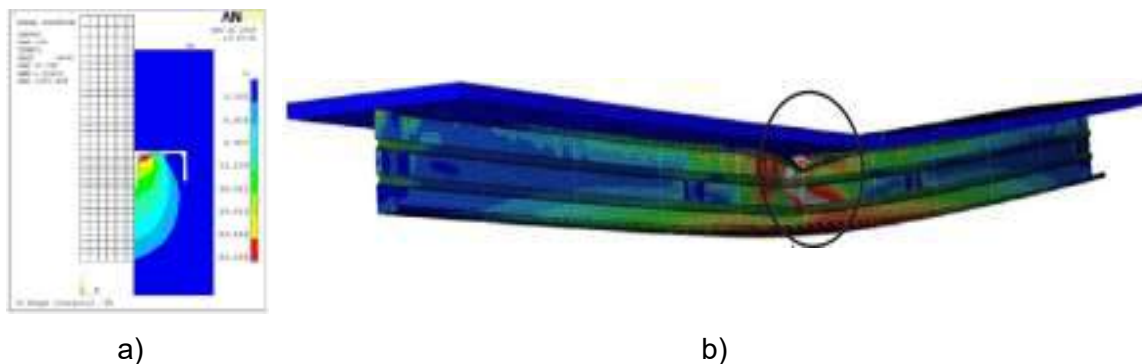


Tomado de Costa-Neves et al. 2013).

3.2.2 Estudios analíticos de conectores de cortante para perfiles CFS

Los modelos numéricos han sido ampliamente utilizados en simulaciones analíticas de secciones compuestas de acero y concreto, aprovechando las ventajas del método de los elementos finitos (MEF). En la **Figura 3-5** se muestran resultados de las pruebas más representativas para la evaluación de la capacidad de sistemas compuestos. En la investigación de Titoum et al. (2016) se simula el ensayo de corte directo convencional Push-Out, permitiendo apreciar la concentración de esfuerzos en la losa de concreto, proveniente de la carga aplicada verticalmente y transferida por el conector tipo canal. (**Figura 3-5 a**)). Por su parte Kyvelou et al. (2018) enfocan su modelamiento en evaluar las condiciones de trabajo del perfil metálico, llegando a percibir condiciones de inestabilidad por pandeo local. (**Figura 3-5 b**)).

Figura 3-5: Simulación numérica de pruebas experimentales: a) Ensayo de corte directo Push-Out. b) Ensayo a flexión de vigas.



- a). Tomada de Titoum et al. 2016
- b). Tomada de Kyvelou et al. 2018

Los procedimientos analíticos pueden simular evolución del comportamiento de los componentes de los sistemas compuestos, tanto en rango lineal como no lineal, así como capacidades de carga última, incluso en condiciones post pico de degradación de rigidez de los sistemas, convirtiéndose en una alternativa complementaria a la experimentación, en la cual se logra profundizar en la interacción entre perfil, conector y concreto.

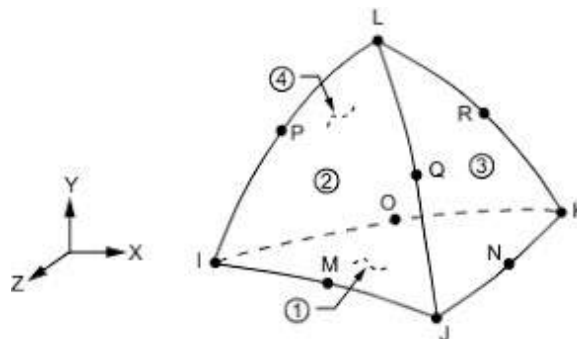
Adicionalmente, estos procedimientos numéricos permiten reducir los costos de la experimentación, y la extrapolación para el análisis de otras configuraciones no ensayadas en laboratorio, siempre y cuando se garantice la calibración de los modelos a partir de los resultados obtenidos en ensayos físicos.

3.3 Descripción de modelos para la definición de la configuración del conector tipo CSC

3.3.1 Descripción de la configuración de los especímenes

ANSYS Workbench fue el software seleccionado para llevar a cabo la simulación del comportamiento mecánico de las diferentes configuraciones estructurales. Todos los componentes fueron modelados empleando elementos tetraédricos tridimensionales Solid 187 (**Figura 3-6**), los cuales cuentan con diez nodos y tres grados de libertad por nodo: translación X , translación Y y translación Z ; y propiedades de material isotrópico en todas las direcciones, y adicionalmente permite trabajar relaciones constitutivas no lineales.

Figura 3-6: Configuración elemento Solid 187 (10-Node tetrahedral structural Solid).



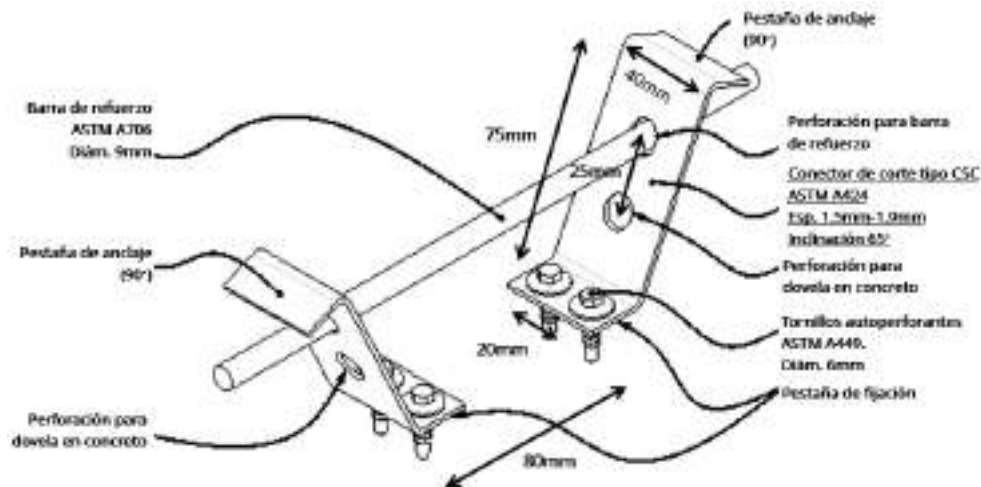
Tomado de Manual de usuario ANSYS Workbench

El conector de cortante tipo CSC^8 (*Confining Shear Connector*), propuesto en esta investigación, y con patente concedida por la Super Intendencia de Industria y Comercio

⁸ Patente N° NC2021/0010852. Sistema mecánico de transferencia de esfuerzos en secciones compuestas por perfiles de acero formados en frío y losa de concreto: Conectores de cortante tipo CSC. Fecha de patente OPI: 18/02/23.

de Colombia (SIC), consiste en una pareja de láminas en forma de S alargada ($\mathcal{J}$), enfrentadas, con dos pliegues y dos perforaciones localizadas a los tercios de su altura (**Figura 3-7**). Dichos aditamentos se fijan directamente a unos perfiles de acero de lámina delgada CFS, por medio de tornillos autoperforantes también de acero estructural. Adicionalmente, el sistema incluye una barra de transferencia que se posiciona en la perforación superior de los conectores.

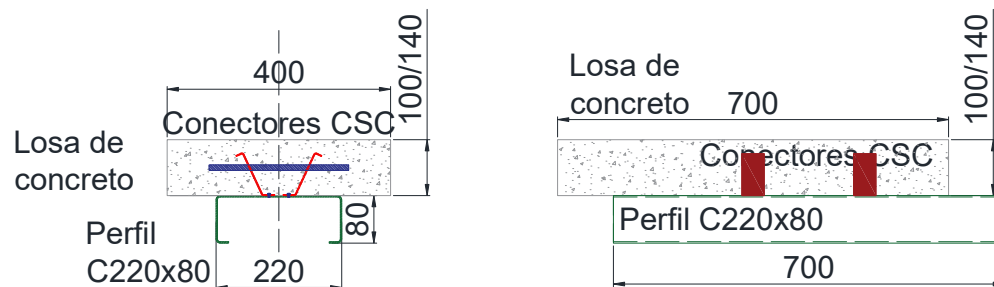
Figura 3-7: Conector de cortante tipo CSC (*Confining Shear Connector*).



Tomado de patente NC2021/0010852. Superintendencia de Industria y Comercio de Colombia (SIC)

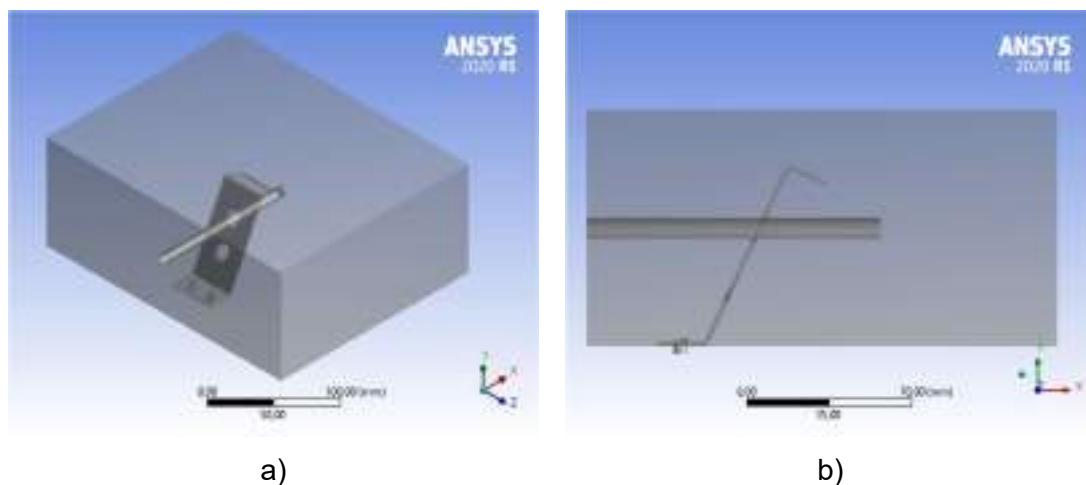
Las probetas de esta fase analítica, en la definición de la configuración geométrica óptima del conector de cortante CSC, incluye la nueva propuesta de conector de cortante y barra de refuerzo, embebidas en una losa de concreto de 400mm x 300mm x 100mm. (**Figura 3-8** y **Figura 3-9**). Los tornillos autoperforantes para la fijación mecánica también fueron incluidos en el modelo estructural.

Figura 3-8: Configuración geométrica de modelo analítico de simulación estructural para definición de la configuración geométrica del conector tipo CSC.



Fuente propia

Figura 3-9: Modelo analítico de simulación estructural para definición de la configuración geométrica del conector tipo CSC. a) Vista 3D. b) Vista frontal.



Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

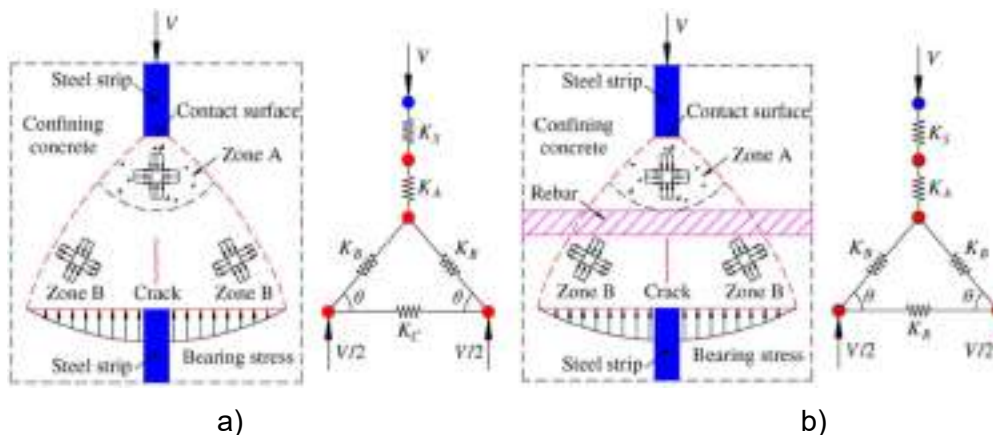
La geometría del conector de corte fue definida con base en los siguientes criterios:

- Tornillos autoperforantes como mecanismo de fijación dado el comportamiento evidenciado en pruebas experimentales previas (Ver capítulo 2).
- Conectores fabricados a partir de láminas de acero formadas en frío, para contar con rigidez similar a la de los perfiles CFS.
- Geometría curva del conector para garantizar el anclaje mecánico a la matriz de concreto, incrementando el trabajo conjunto del sistema.
- Dovelas de concreto inducidas por las perforaciones en el conector, y adición de barras de refuerzo para reducir la fisuración de la placa de concreto.

- Facilidad del proceso de fabricación, lo que implica velocidad y bajo costo para producción en masa.
- Competitividad comercial con respecto a otras alternativas del mercado.

El modelo de comportamiento mecánico de las dovelas de concreto fue inicialmente propuesto por Kraus & Wurzer (1997), y adaptado posteriormente por Liu et al. (2015), el cual se muestra en (Figura 3-10).

Figura 3-10: Mecanismo de transferencia de corte: a) Sin inclusión de barras de refuerzo en la perforación del conector. b) Inclusión de barras de refuerzo en la perforación del conector.



a). y b). Tomada de Liu et al. 2015

Según lo describe Liu et al. (2015), el proceso de transferencia de efectos en el sistema compuesto, para la falla del concreto, se desarrolla de la siguiente manera:

- La fuerza de corte es transferida por contacto directo del conector al concreto
- La carga se extiende por debajo de las superficies de contacto, direccionándose principalmente entre las zonas A y B.
- El concreto en la zona A está bajo condición de compresión triaxial, donde se produce aplastamiento.
- En la zona B, la compresión se presenta a lo largo de la dirección de propagación de la carga, mientras que la tensión actúa transversalmente.
- La fisuración ocurre en la zona B cuando las tensiones transversales exceden la resistencia a la tracción del concreto.

Adicionalmente, el proceso podría complementarse con la falla del conector o del sistema de fijación, así:

- La falla del conector de cortante ocurre cuando su resistencia máxima es lograda antes que se genere el mecanismo de fractura en el concreto por aplastamiento y agrietamiento.
- La falla del sistema de fijación ocurre cuando su resistencia es inferior a la capacidad de los componentes del sistema compuesto, desacoplándolo.

La barra de refuerzo localizada en la perforación incrementa el efecto de confinamiento en la zona A y recibe las fuerzas de tracción en la zona B, lo que conduce a un aumento en la capacidad de corte del conector (Figura 3-10 b)). (Liu et al. 2015).

Por medio de la simulación numérica de diferentes arreglos de sistemas compuestos, donde se varía el espesor del conector tipo CSC y el ángulo de inclinación para su posicionamiento, se buscará encontrar la configuración que garantice la mejor respuesta estructural, representada con la mayor fuerza de reacción, validación de estado de esfuerzos máximos en los componentes y control de los desplazamientos admisibles.

3.3.2 Materiales

Las propiedades de los materiales que componen los elementos de los modelos analíticos fueron representadas por leyes constitutivas, de acuerdo con sus valores nominales.

▪ **Concreto**

El comportamiento del concreto fue caracterizado a partir de la curva esfuerzo-deformación uniaxial multilínea, con endurecimiento isotrópico, incluyendo condiciones de no linealidad (**Figura 3-11 .a**), empleando el criterio de falla de Von Mises.

El modelo constitutivo que describe la relación de esfuerzo de compresión y deformación está dado por las ecuaciones (3-1) y (3-2), asumiendo que la condición de elasticidad lineal llega hasta $0.40f'_c$. Dadas las condiciones de convergencia del modelo, no se tuvo en cuenta el gradiente negativo de ablandamiento en la etapa post pico, considerando que en

esta fase de simulaciones se pretende analizar la resistencia máxima del sistema para definir la configuración más eficiente.

$$\sigma_c = \frac{f'_c \cdot \gamma \cdot (\epsilon_c / \epsilon_{cu})}{\left[\gamma - 1 + (\epsilon_c / \epsilon_{cu})^\gamma \right]} \quad (3-1)$$

$$\gamma = \left(\frac{f'_c}{32.4} \right) + 1.55 \quad (3-2)$$

▪ Acero

Para todos los elementos, el acero fue caracterizado con un modelo constitutivo elastoplástico, empleando la curva bilineal mostrada en la **Figura 3-11 b)**, donde se consideró la pendiente de endurecimiento en la zona de plasticidad, para facilitar la convergencia en el rango no lineal de los modelos analizados.

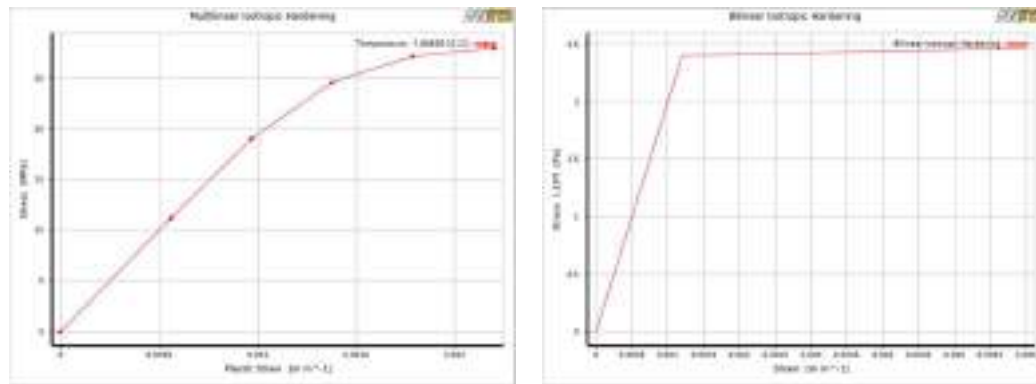
Las propiedades nominales de los materiales se resumen en la **Tabla 3-1**.

Tabla 3-1: Propiedades mecánicas nominales de los componentes de acero.

	<i>Conectores de cortante (ASTM A424 - Type II)</i>	<i>Tornillos autoperforantes (ASTM A449)</i>	<i>Acero de refuerzo (ASTM A706)</i>
	<i>[MPa]</i>	<i>[MPa]</i>	<i>[MPa]</i>
Módulo de elasticidad (Es)	200.000	200.000	200.000
Esfuerzo de fluencia (fy)	240	644	420
Esfuerzo último (fu)	350	840	560

Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

Figura 3-11: Modelos constitutivos de comportamiento de los materiales: a) Concreto. b) Acero.



a)

b)

Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

3.3.3 Interacción y condiciones de borde

Dada la simetría tanto geométrica como en la aplicación de cargas de la probeta tipo, el modelo de análisis se simplificó, considerando solamente la mitad del espécimen, reduciendo así el costo computacional.

Los modelos numéricos tienen las siguientes condiciones de frontera (**Figura 3-12.a**):

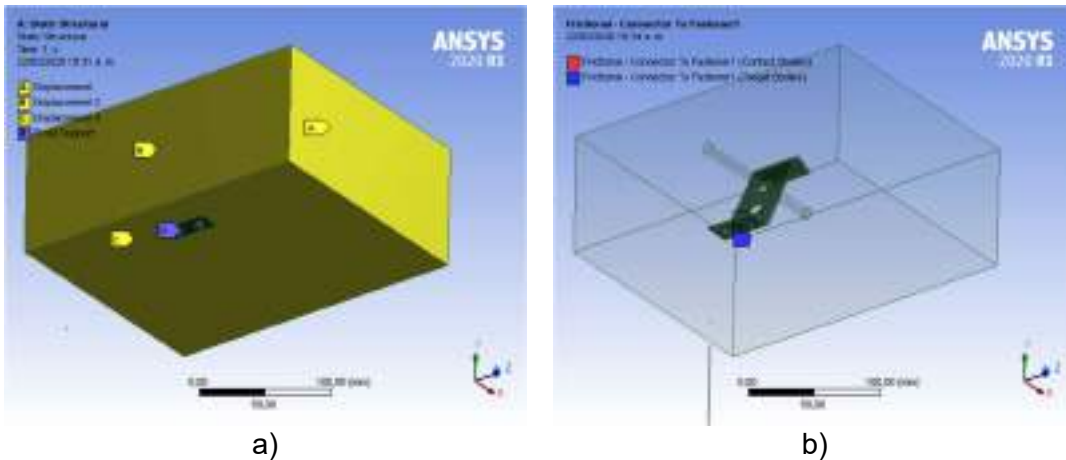
- (A) Aplicación de carga lateral monótonica con control de desplazamiento sobre el perfil metálico en la dirección Z .
- (B) Restricción al desplazamiento de todos los nodos en sentido X , a lo largo del plano de simetría del sistema.
- (C) Desplazamiento restringido en dirección Y de todos los nodos en la base de la placa de concreto, con el fin de evitar posibles rotaciones del sistema, por excentricidad de a carga.
- (D) Restricción de todos los grados de libertad (DOF⁹) en los tornillos autoperforantes, como aditamentos de fijación del sistema.

⁹ Degrees Of Freedom

Teniendo en cuenta la magnitud esperada de desplazamientos del conjunto de elementos, no se consideró efectuar análisis no lineal por grandes desplazamientos.

La interfaz entre los componentes fue modelada por medio de elementos de contacto tipo fricción, representando la interacción entre las diferentes superficies generadas entre el concreto, los conectores, las barras y los tornillos. Se asumió 0,20 como valor del coeficiente de fricción entre los elementos de acero y la superficie de la placa de concreto, y de 0,80 entre los tornillos y el conector de cortante, debido al alto grado de interacción, evidenciado en las pruebas de sistema de fijación (Ver capítulo 2). (**Figura 3-12.b**).

Figura 3-12: a) Condiciones de contorno del espécimen. b) Interacción de contacto entre diferentes elementos.



Tomado de Hurtado & Molina, 2020

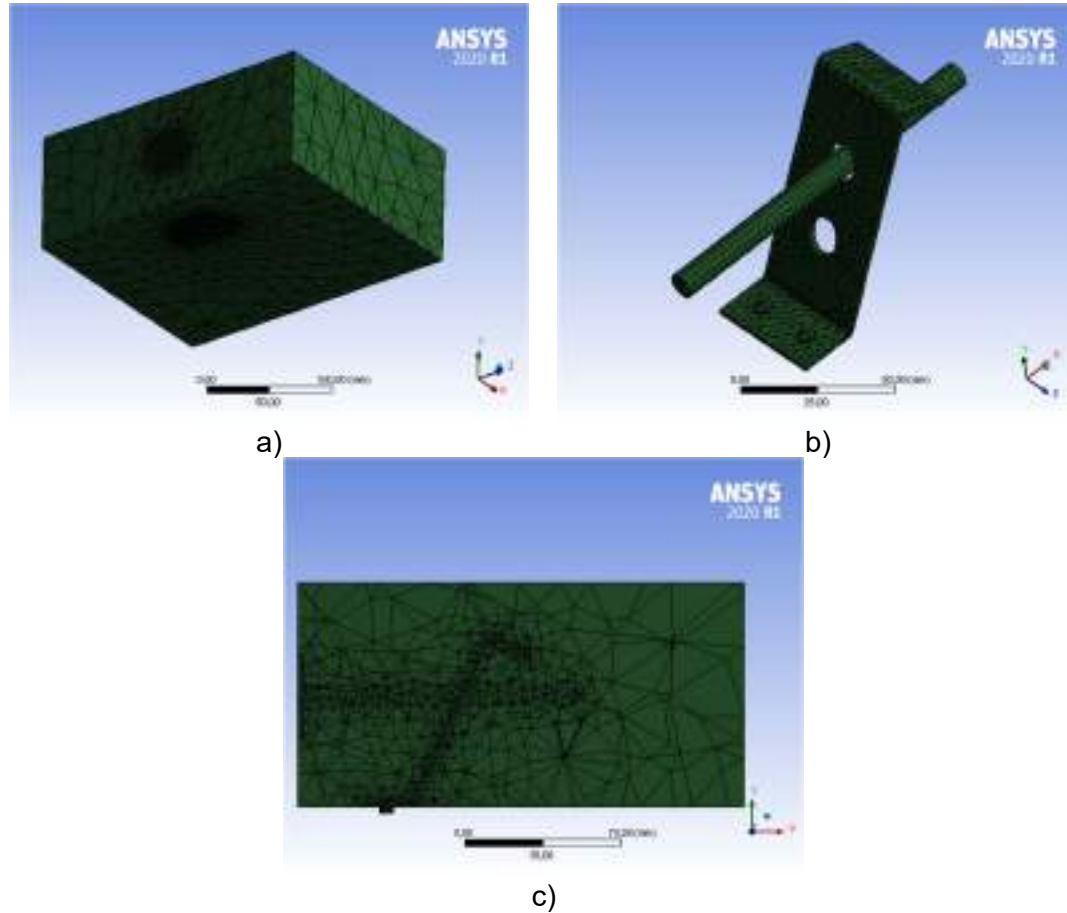
De acuerdo con la guía de usuario del manual de *ANSYS*, para resolver el sistema de ecuaciones no lineales se aplicó el método asimétrico de Newton Raphson, en el cual el software realiza una aproximación iterativa para obtener equilibrio con cada incremento de desplazamiento.

3.3.4 Discretización

La discretización de cada componente de los modelos se realizó por medio de la aplicación de una malla adaptativa poco densa, la cual se refinó en las áreas de conector, barra de refuerzo y tornillos autoperforantes, con el fin de capturar de forma adecuada la variación

en los espesores y las curvaturas, y optimizar la precisión de los resultados del análisis. De este modo, la dimensión de los elementos osciló los 20mm, llegando a reducirse hasta 2mm en las superficies de contacto (**Figura 3-13**).

Figura 3-13: Discretización genérica del prototipo de los especímenes de análisis. a) Losa de concreto. b) Elementos de acero del conector CSC. c) Sección transversal.



Tomado de Hurtado & Molina, 2020

3.4 Diseño estadístico de experimentos para definición de la configuración del conector tipo CSC

Se seleccionó el diseño rotacional compuesto, centrado en las caras, para evaluar estadísticamente la contribución de las variables de estudio en la respuesta mecánica del sistema, el cual permite correlacionar variables hasta de segundo orden. En este caso, el

ángulo de inclinación del conector de cortante y su espesor se definieron como las variables geométricas relevantes. Los niveles de estudio de dichas variables se listan en la **Tabla 3-2**.

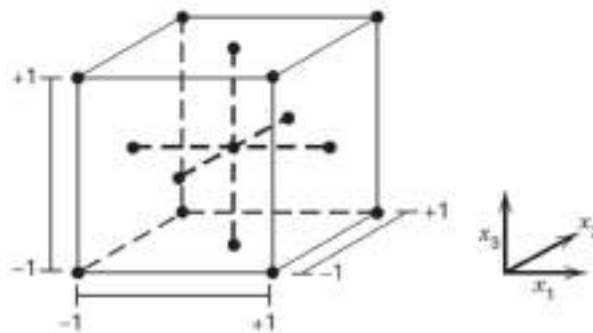
Tabla 3-2: Descripción de las variables y niveles de estudio

Variable 1	Nivel	Variable 2	Nivel
Ángulo de inclinación del conector	40°	Espesor del conector	1.5mm
	50°		1.6mm
	60°		1.7mm
	70°		1.8mm
	80°		1.9mm
	90° (Posición vertical)		

Tomado de Hurtado & Molina, 2020

Se seleccionó un rango de desplazamientos admisible para el conector entre 1mm y 9mm, garantizando el comportamiento del material bajo el límite de esfuerzo nominal de fluencia. Con base en la metodología estadística, en la **Tabla 3-3** se incluyen las configuraciones que corresponden a los puntos de diseño específicos de la matriz experimental. La **Figura 3-14** presenta gráficamente la selección de los puntos de diseño estadístico. Los valores +1 y -1 indican variables codificadas entre valores máximos y mínimos en las variables naturales (x_1 , x_2 y x_3), respectivamente.

Figura 3-14: Diseño estadístico rotacional compuesto centrado en las caras: Identificación de los puntos de diseño.



Tomado de Montgomery 2013

Tabla 3-3: Matriz experimental de simulación para definición de la configuración del conector tipo CSC. Descripción de las variables y niveles de estudio.

Punto del diseño estadístico	Nomenclatura de especímenes	Esesor del conector (x1)	Ángulo de inclinación (x2)	Desplazamiento (x3)	Máxima carga de reacción	Esfuerzo máximo en placa de concreto	Esfuerzo máximo en conector de cortante
		[mm]	[°]	$\times 10^{-2}$ [mm]	[kN]	[MPa]	[MPa]
1	M65-17-5	1.7	65°	5	-6.42	27.72	251.62
2	M65-15-5	1.5	65°	5	-6.22	27.48	245.79
3	M65-19-5	1.9	65°	5	-6.82	27.74	250.89
4	M65-17-9	1.7	65°	9	-9.26	27.80	273.13
5	M65-17-1	1.7	65°	1	-1.68	17.90	174.03
6	M90-17-5	1.7	90°	5	-6.46	27.87	246.33
7	M90-17-5	1.7	40°	5	-6.27	27.89	255.92
8	M90-15-9	1.5	90°	9	-8.25	27.89	281.80
9	M90-19-9	1.9	90°	9	-9.86	27.74	266.29
10	M90-15-1	1.5	90°	1	-1.41	26.22	85.17
11	M90-19-1	1.9	90°	1	-1.63	18.50	149.44
12	M40-15-9	1.5	40°	9	-8.85	27.73	298.35
13	M40-19-9	1.9	40°	9	-9.67	27.85	287.76
14	M40-15-1	1.5	40°	1	-1.74	26.76	221.61
15	M40-19-1	1.9	40°	1	-1.62	19.74	142.58

Tomado de Hurtado & Molina, 2020

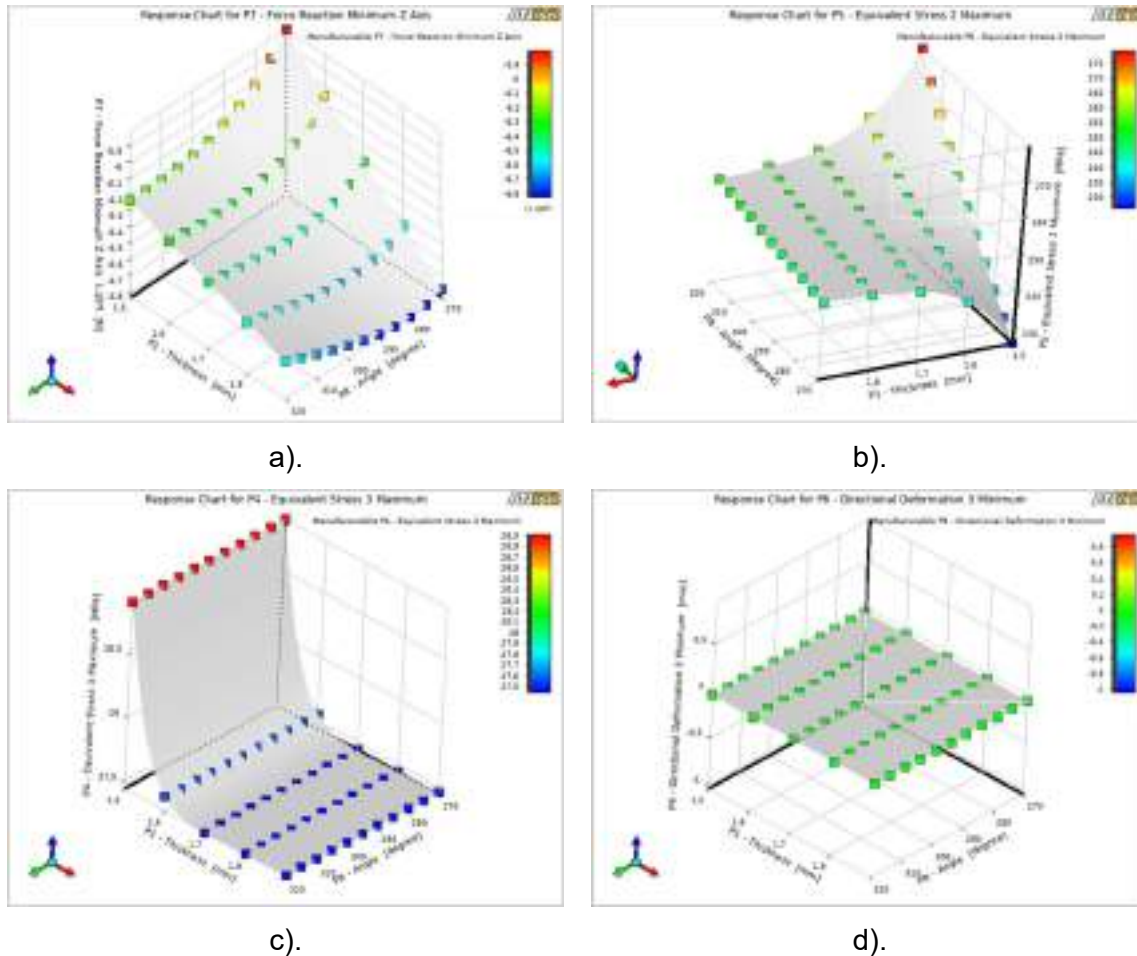
La metodología de superficie de respuesta permite desarrollar un modelo matemático y estadístico para correlacionar las variables con los efectos de interés, en este caso la fuerza de reacción máxima, los esfuerzos máximos en los materiales y los desplazamientos. Por medio de esta metodología, también se puede seleccionar la respuesta óptima, garantizando los resultados más eficientes dentro de los límites del estudio.

3.5 Presentación y discusión de resultados

Las superficies de respuesta evaluadas se muestran en la **Figura 3-15**, para fuerza de reacción, esfuerzos máximos en los conectores, esfuerzos máximos en la losa de concreto,

y los desplazamientos máximos del conector, respectivamente. Los resultados resumidos de los efectos de la respuesta se presentan en la **Tabla 3-3**.

Figura 3-15: Superficie de respuesta para variación de ángulo de inclinación del conector y su espesor: a) Fuerza de reacción. b) Esfuerzos en el conector. c) Esfuerzos en la placa de concreto. d) Desplazamientos.



Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

3.5.1 Estudios paramétricos

▪ Efecto del espesor del conector de cortante

Se evaluó un rango de espesores de lámina entre 1,5mm y 1,9mm, según información comercial de las placas de acero ASTM A424 (**Tabla 3-2**). En la **Figura 3-15 a)** es posible

apreciar que las fuerzas de reacción incrementan a medida que aumenta el espesor, mientras que los esfuerzos en los componentes disminuyen. Este comportamiento ocurre en todos los modelos analizados, principalmente donde se incluyen conectores con mayores inclinaciones.

▪ ***Efecto del ángulo de inclinación del conector de cortante***

Se seleccionó un rango de inclinaciones entre 40° y 90°, buscando garantizar las condiciones de fabricación e instalación de los conectores de cortante, y además permitir que el concreto en estado fresco fluya en toda la zona circundante al conector, evitando la formación de hormigueros. (**Tabla 3-2**).

Los resultados de la variación del ángulo de inclinación permiten concluir que cuanto más vertical se posiciona el tramo inclinado del conector, mayor es la fuerza de reacción del sistema, principalmente evidenciable con en conectores de 1.9mm de espesor, y los esfuerzos se estabilizan sin cambios representativos en su comportamiento. Por otra parte, para probetas con conectores con espesor de 1.5mm, los modelos presentan incremento considerable de esfuerzos.

3.5.2 Optimización

El método de optimización seleccionado fue el algoritmo genético multiobjetivo (*MOGA*)¹⁰, incluido en ANSYS Workbench, en el cual se hace un barrido de las respuestas de todas las configuraciones analizadas, identificando un valor óptimo dentro de los intervalos de parámetros introducidos, pudiendo establecerse múltiples objetivos y restricciones.

En este caso, el valor óptimo debería darlo la configuración que respondiera con la mayor fuerza de reacción, manteniendo los estados de esfuerzos de los componentes del sistema dentro de los límites de falla y fractura, y con limitación de desplazamientos máximos. Por lo tanto, de acuerdo con los límites establecidos en el estudio, el reporte del proceso iterativo indica que el comportamiento óptimo se produce en sistemas compuestos con conectores de corte de 1,9mm y de 65° de inclinación. En consecuencia, los resultados

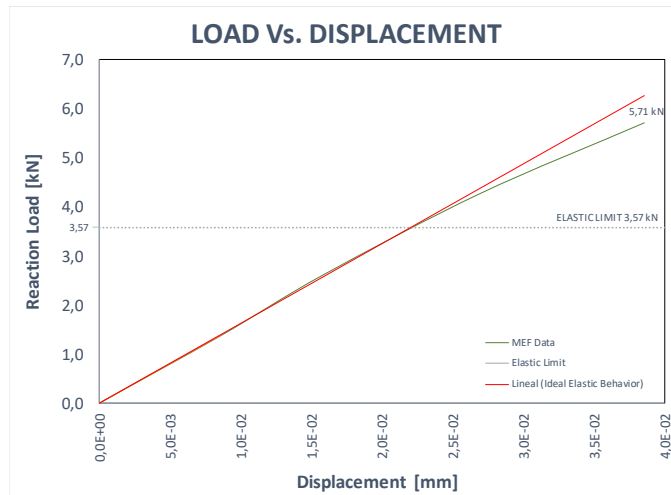
¹⁰ Multi-Objective Genetic Algorithm

que se presentan en los siguientes apartados se enfocan en la caracterización del comportamiento de esta configuración (M65-19-4).

3.5.3 Comportamiento Carga-Desplazamiento

La curva de carga Vs. desplazamiento se obtiene mediante un procedimiento iterativo en cada incremento de desplazamiento (**Figura 3-16**).

Figura 3-16: Curva Carga Vs. Desplazamiento para el espécimen M65-19-4.



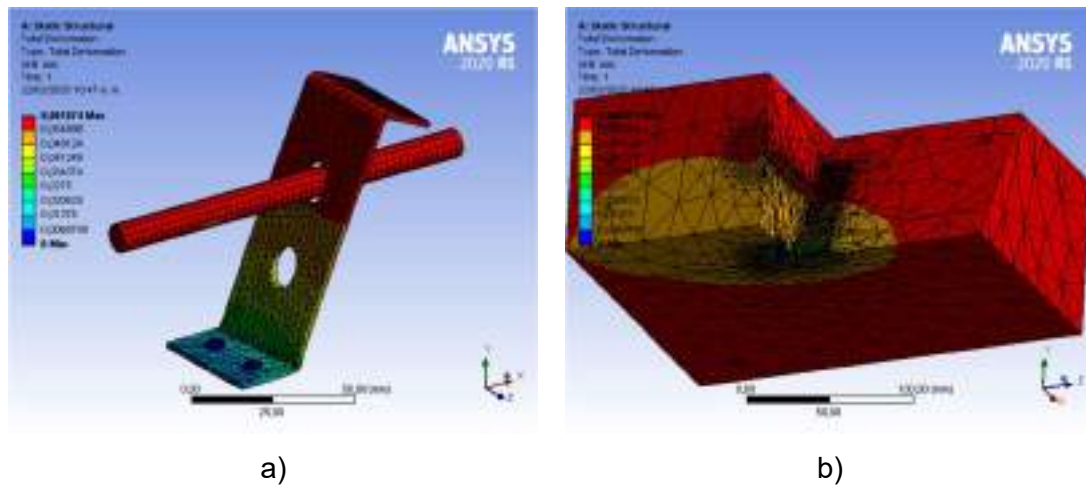
Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

El registro de datos se llevó a cabo hasta la carga de falla. La tendencia de la curva muestra que el límite elástico se superó sobre el 60%, dando paso al desarrollo de la capacidad inelástica del sistema compuesto, aportada principalmente por el modelo constitutivo seleccionado para representar el comportamiento del concreto (3.3.2).

De acuerdo con el límite establecido en el Eurocódigo 4, esta nueva propuesta de conector de cortante tipo CSC se considera como un conector rígido, dado que los máximos desplazamientos alcanzados son inferiores a 6mm.

El estado de los desplazamientos finales se presenta en la **Figura 3-17**. Se evidencia su incremento a medida que las fibras del elemento se alejan del punto de fijación del conector, particularmente en la base del sistema compuesto.

Figura 3-17: Estado final de desplazamientos del espécimen M65-19-4: a) Elementos de acero. b) Placa de concreto.



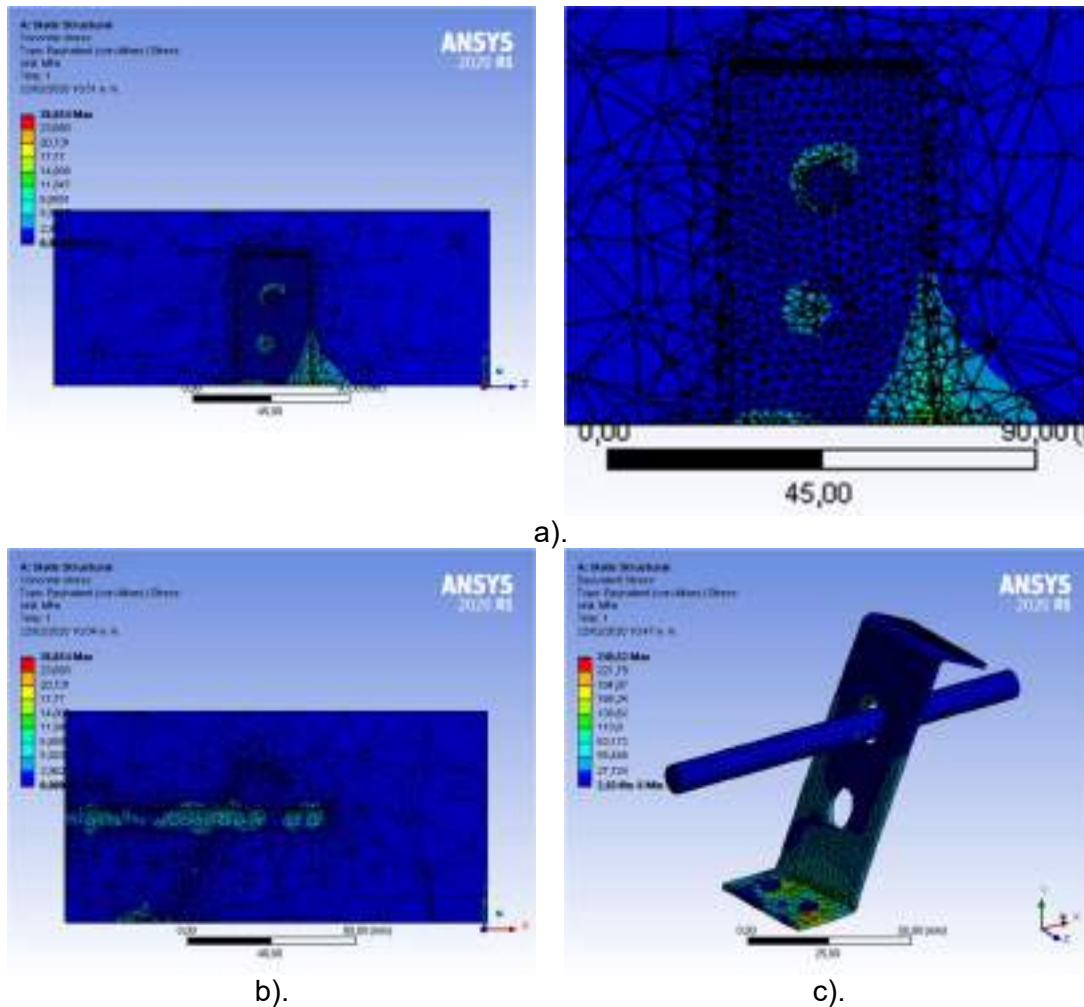
Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

3.5.4 Esfuerzos

En la **Figura 3-18** se observa el estado de esfuerzos de los componentes del sistema compuesto. La **Figura 3-18.a)** y **Figura 3-18.b)** muestran la condición final de la losa de concreto. En ambas imágenes es posible identificar las zonas de trabajo a compresión. El conector de corte induce concentraciones de esfuerzos en la base, cerca del sistema de fijación, causando aplastamiento y deslizamiento. En el área de refuerzo, la zona de transferencia de esfuerzos es evidente, garantizando la eficiencia de incluir una barra de acero en el sistema.

La **Figura 3-18.c)** permite apreciar el estado final de esfuerzos en los elementos de acero, donde es posible evidenciar concentraciones de tensiones en las áreas de fijación, siendo valores inferiores a la capacidad de resistencia nominal del material.

Figura 3-18: Estado de esfuerzos en espécimen M65-19-4: a) Placa de concreto. b) Sección transversal. c) Elementos de acero.



Tomado de Hurtado & Molina, 2020.

3.6 Conclusiones del estudio

En este estudio, se realizó la modelación de diferentes configuraciones de sistemas compuestos, empleando elementos finitos para definir y caracterizar el comportamiento de la propuesta óptima de conectores de cortante denominados *CSC (Confined Shear Connectors)*, donde se consideraron las propiedades mecánicas no lineales de los materiales. La configuración geométrica y estructural del sistema tuvo en cuenta la viabilidad de la fabricación e instalación de piezas de acero, así como los procedimientos constructivos durante el vaciado del concreto.

De acuerdo con los resultados del modelo analítico por el método de los elementos finitos, fue posible evidenciar el comportamiento inelástico del sistema compuesto, antes de llegar a la condición de falla, así como la interacción entre todos los componentes: conector de cortante, tornillos autoperforantes, barra de refuerzo y placa de concreto.

El espesor y el ángulo de inclinación del conector de cortante propuesto, fueron seleccionados como las variables más representativas en el análisis del comportamiento del sistema compuesto para la definición de la configuración óptima. Los estudios paramétricos permitieron concluir que la capacidad del sistema aumenta tanto con el incremento del espesor como del ángulo; pero las restricciones de optimización también validan condiciones de esfuerzos y desplazamientos máximos.

Mediante el uso de la metodología de superficie de respuesta, se llevó a cabo el estudio de optimización del sistema estructural de la sección compuesta con el conector CSC. Como resultado, se propuso una nueva configuración para conectores de cortantes fabricados con placa de acero ASTM A424, de espesor 1.90mm e inclinación de 65° con respecto al plano horizontal, siendo esta la geometría óptima para el conector de cortante propuesto, tipo CSC.

4. Comportamiento de conectores de cortante tipo CSC bajo ensayo de corte Pry-Out: Estudio analítico.

(Tomado de Behavior of CSC-Type Shear Connectors Under Pry-Out Shear Test: Analytical Study (Hurtado & Molina 2021))

4.1 Introducción

La implementación de secciones formadas en frío (*CFS*) en sistemas de entrepisos compuestos con losas de concreto, ha surgido como una alternativa para la mejorar la eficiencia del uso de los materiales de acuerdo con su capacidad: acero a tensión y concreto a compresión, donde los elementos trabajan en forma conjunta siempre y cuando la sección compuesta cuente con un adecuado sistema de conexión. En este sentido, se hace necesario validar la capacidad del mecanismo de conexión entre los dos materiales, y de esta manera garantizar la transferencia de efectos entre ellos.

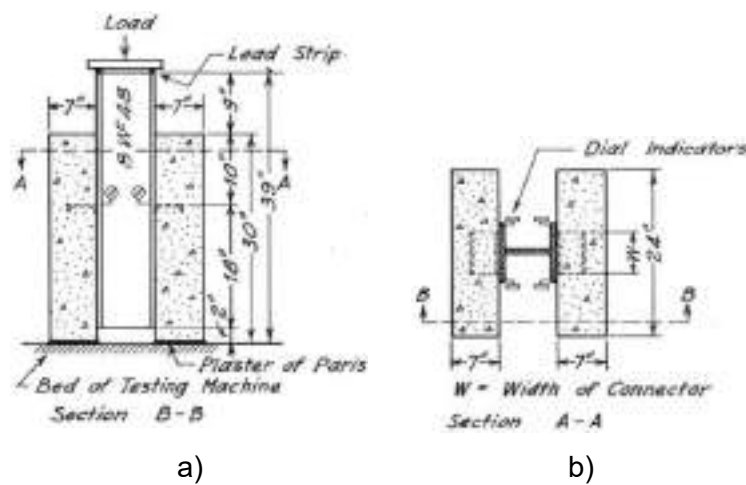
Actualmente, los códigos internacionales de diseño admiten cuatro tipos de conectores de cortante como elementos de transferencia de esfuerzos: espigos (*studs*), canales, placas perforadas y tornillos. Este tipo de conectores fueron avalados por pruebas experimentales de corte tipo Push-Out para secciones de acero laminado en caliente (*HRS*), que cuentan con propiedades mecánicas diferentes en relación con las secciones *CFS*, principalmente en lo que respecta a las relaciones de esbeltez de las secciones de los perfiles y su correspondiente susceptibilidad al pandeo local.

La metodología tradicional para evaluar la capacidad de los conectores de corte fue propuesta desde principios de la década de 1950 por Viest et al. (1952), Chinn (1965), Slutter & Driscoll (1963), Ollgard et al.(1971), entre otros, quienes configuraron la prueba

experimental Push-Out. El protocolo experimental vigente para esta prueba se describe en el Eurocódigo 4.

Los especímenes experimentales se componen de dos losas de concreto adosadas a un perfil de acero. La carga axial de compresión se aplica en forma monotónica, directamente sobre el elemento metálico, y esta se transfiere a las losas a través de los conectores de cortante (**Figura 4-1**). El ensayo Push-Out está planteado principalmente para secciones compuestas con perfiles *HRS*, donde el mecanismo de fijación de los conectores usualmente empleado es la soldadura.

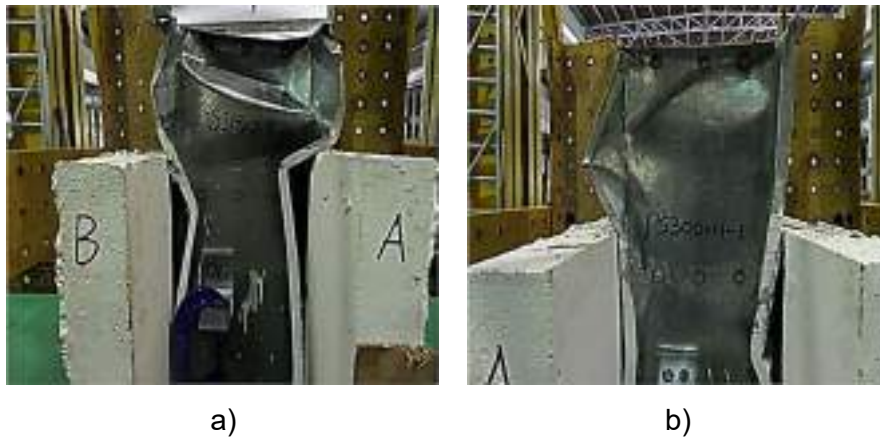
Figura 4-1: Detalles de los especímenes en pruebas experimentales de corte Push-Out:
a) Vista frontal. B) Sección transversal.



a). y b). Tomados de Viest et al. 1952.

Dado que las secciones *CFS* son esbeltas, esta prueba experimental ha demostrado ser ineficiente para evaluar la capacidad de los conectores de cortante en sistemas compuestos con este tipo de perfiles, debido a que son susceptibles a que se presenten fallas de estabilidad por pandeo al estar sometidos a compresión, antes de lograr evaluar la capacidad de los conectores. Por lo tanto, los datos experimentales en este tipo de configuraciones muestran baja fiabilidad. En las investigaciones de Lawan et al. (2015) y Lawan et al. (2016) se han evidenciado fallas locales de los sistemas compuestos, como se aprecia en la **Figura 4-2**.

Figura 4-2: Falla por pandeo local de especímenes en sección compuesta en ensayo Push-Out: a) Conectores tipo perno M16. b) Conectores tipo perno M14.



a). y b). Tomados de Lawan et al. 2016.

Como alternativa a este procedimiento experimental, Anderson & Meinheit (2000, 2005) propusieron otra tipología de ensayo para evaluar la capacidad a cortante de los conectores como elementos de transferencia de esfuerzos en los sistemas compuestos, denominada Pry-Out test.

A diferencia del ensayo tradicional Push-Out, en el ensayo Pry-Out, se requiere de una losa de concreto, en la que se restringe el desplazamiento, donde el perfil es solicitado axialmente a tracción. Por lo tanto, permite evaluar el mecanismo de falla por cortante de la sección compuesta y el aporte del conector al sistema, evitando la potencial inestabilidad generada por el pandeo local, evidenciada en los perfiles requeridos a solicitaciones de compresión (**Figura 1-25**).

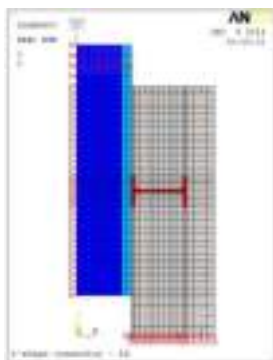
Según los códigos de diseño actuales, cualquier tipo de conector de cortante, diferente a los avalados, debe ser validado mediante un programa de pruebas experimentales.

En este estudio, se realiza un análisis de los resultados de la simulación numérica del ensayo Pry-Out, para secciones compuestas con perfiles *CFS* y con la nueva propuesta de conectores de cortante tipo *CSC* (*Confined Shear Connectors*) (Ver capítulo 3).

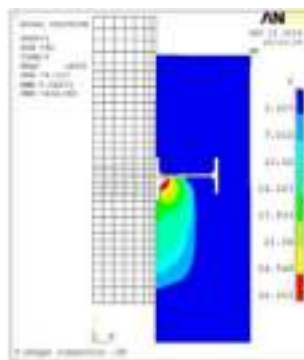
Análogo a la experimentación, la simulación computacional, empleando el método de los elementos finitos (*MEF*), se ha convertido en una herramienta, que junto con los principios

de la mecánica del medio continuo, logra la representación de sistemas estructurales con una muy buena aproximación a los resultados experimentales, como lo reportan Crisinel (1990), Jeong et al. (2005), Hurtado (2007), Derlatka et al. (2019), Titoum et al. (2016), entre otros (**Figura 4-3**), siempre y cuando exista una adecuada calibración de los modelos, donde se involucre tipo de análisis, geometría, condiciones de frontera, contactos y los modelos constitutivos a implementar de acuerdo con la caracterización mecánica de los materiales. Adicionalmente, con los modelos numéricos se puede acceder a los resultados del análisis para las diferentes etapas de la aplicación de las cargas, así como permite detallar los sectores en los que se desarrollan los mecanismos de falla.

Figura 4-3: Modelo computacional bidimensional de ensayo de corte directo. a). Geometría de modelamiento conector tipo I. b). Resultado de análisis conector tipo I. c). Comparación de deformaciones del conector en ensayo experimental y simulación conector tipo I. d). Estado final de desplazamientos conector tipo tornillo en modelo numérico. Modelo tridimensional. e). Estado final de desplazamientos conector tipo tornillo en probeta experimental. Modelo tridimensional.



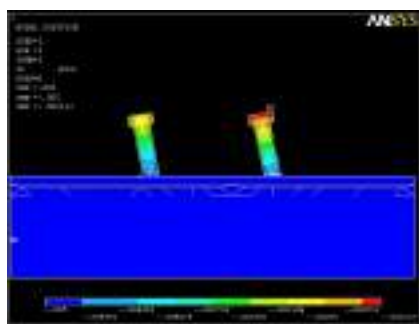
a).



b).



c).



d).



e).

a), b) y c) Tomado de Titoum et al. 2016.

d) y e) Tomado de Hurtado 2007.

Por medio de esta metodología tradicional de ensayos de corte directo (Push-Out), tanto por experimentación como por simulación numérica, ha sido posible correlacionar estadísticamente diferentes parámetros que afectan de manera directa la capacidad a cortante del sistema compuesto, llegando a ser la base para la formulación de diferentes expresiones de diseño que estiman la capacidad a cortante de los conectores.

Los modelos numéricos se desarrollaron utilizando el método de elementos finitos (*MEF*), en el software *ANSYS Workbench*. Posteriormente, se evaluó la incidencia del espesor de la losa de concreto, el espesor de la sección de acero, el espaciamiento entre conectores y la resistencia a la compresión del concreto en la capacidad máxima del sistema compuesto, por medio de simulaciones de pruebas Pry-Out.

Se logró evidenciar que los procedimientos analíticos pueden predecir respuestas no lineales de los sistemas, como alternativa complementaria una vez la metodología de simulación haya sido previamente calibrada y validada con pruebas experimentales, permitiendo analizar diferentes configuraciones, y así reducir el número de ensayos de laboratorio, y por ende sus costos y logística (Titoum et al., 2016, Raj & Sathiva, 2017).

Se propuso un diseño estadístico rotacional compuesto, centrado en las caras (3.4), para evaluar las configuraciones de análisis más representativas de variables geométricas en modelos analíticos.

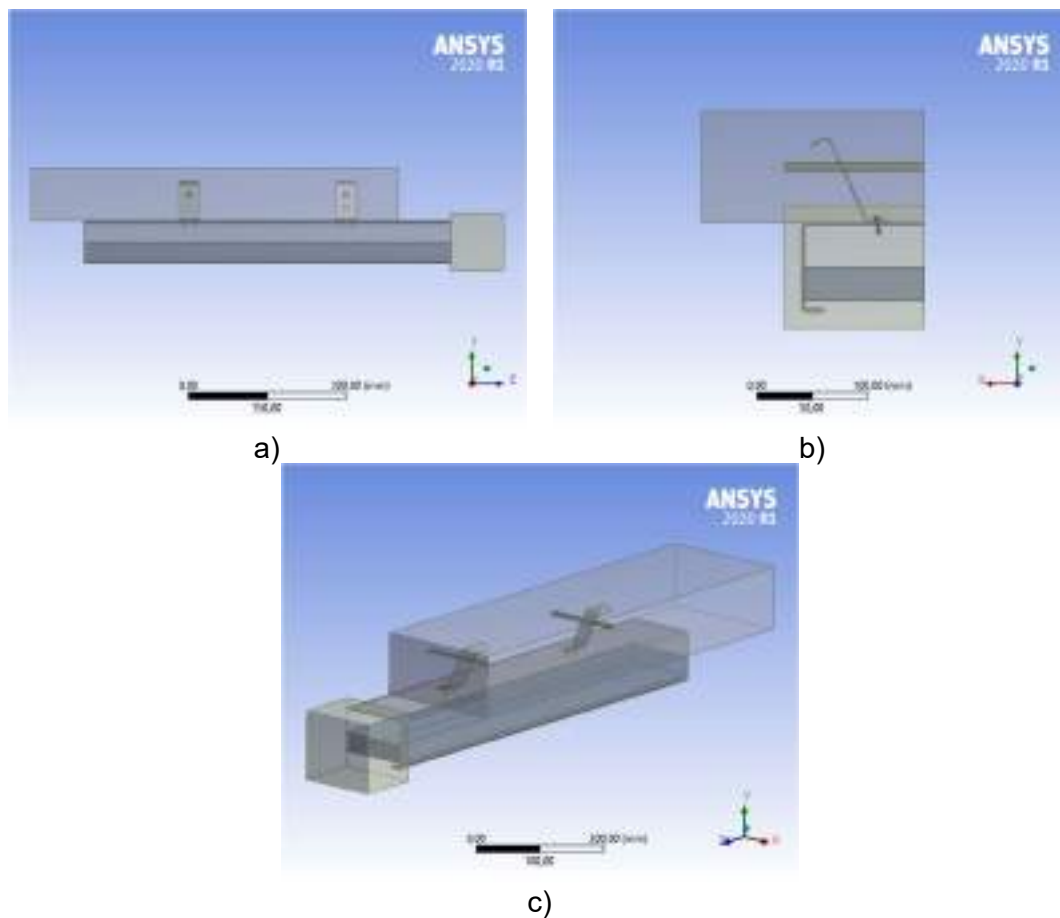
4.2 Descripción de modelos para análisis del comportamiento del conector tipo CSC en sección compuesta en ensayos Pry-Out

4.2.1 Descripción de la configuración de los especímenes

ANSYS Workbench fue el software seleccionado para llevar a cabo la simulación del comportamiento mecánico de las diferentes configuraciones estructurales. Todos los componentes fueron modelados empleando elementos tetraédricos tridimensionales Solid 187 para optimizar la precisión de los resultados (Ver 3.3.1).

Los modelos analíticos se componen por conectores de cortante tipo CSC y barras de refuerzo embebidas en una losa de concreto de 700mm x 200mm x 100/140mm (**Figura 3-8** y **Figura 4-4**). En la configuración estructural se incluyeron los tornillos autoperforantes de 6mm de diámetro y perfiles de acero de 700mm de longitud.

Figura 4-4: Modelo de simulación estructural para análisis del comportamiento del conector tipo CSC en sección compuesta en ensayos Pry-Out. a) Vista lateral. b) Vista frontal. c) Vista 3D



Tomado de Hurtado & Molina, 2021

La matriz experimental se presenta en la **Tabla 4-1**. Las variables consideradas en este estudio fueron el espesor de la losa de concreto, el espesor del perfil de acero, la resistencia nominal a la compresión del concreto y el espaciamiento entre conectores. Se incluyeron los conectores de cortante tipo CSC, como alternativa optimizada de elementos de transferencia de esfuerzos en este tipo de sistemas compuestos, de acuerdo con lo descrito en el capítulo 3.

Tabla 4-1: Matriz experimental de simulación. Descripción de las variables y niveles de estudio.

N°	Especimen (Punto de diseño estadístico)	Resistencia nominal a la compresión del concreto (A)	Espesor del perfil de acero (B)	Espesor de la placa de concreto (Bloque)	Espaciamiento entre conectores (C)
		[MPa]	[mm]	[mm]	[mm]
1	PO 2-21-100@200	21	2	100	200
2	PO 2-21-100@400	21	2	100	400
3	PO 2-35-100@200	35	2	100	200
4	PO 2-35-100@400	35	2	100	400
5	PO 2.5-28-100@300	28	2.5	100	300
6	PO 3-21-100@200	21	3	100	200
7	PO 3-21-100@400	21	3	100	400
8	PO 3-35-100@200	35	3	100	200
9	PO 3-35-100@400	35	3	100	400
10	PO 2-28-140@300	28	2	140	300
11	PO 2.5-21-140@300	21	2.5	140	300
12	PO 2.5-28-140@200	28	2.5	140	200
13	PO 2.5-28-140@300	28	2.5	140	300
14	PO 2.5-28-140@400	28	2.5	140	400
15	PO 2.5-35-140@300	35	2.5	140	300
16	PO 3-28-140@300	28	3	140	300

Tomado de Hurtado & Molina, 2021

La nomenclatura empleada en la identificación de especímenes corresponde en su orden con el espesor del perfil de acero, la resistencia nominal del concreto, el espesor de la losa de concreto y la separación entre conectores. De este modo, la probeta número 1, identificada como *PO 2-21-100@200*, cuenta con una losa de concreto de 21MPa y 100mm de espesor, adosada a un perfil de 2mm por medio de conectores de cortante tipo CSC espaciados cada 200mm.

4.2.2 Materiales

Las propiedades de los materiales que componen los elementos de los modelos analíticos fueron representadas por leyes constitutivas, de acuerdo con sus valores nominales, de la misma forma que se describió en el apartado 3.3.2.

En el caso particular de este estudio, se emplearon 3 diferentes resistencias a la compresión del concreto: 21MPa, 28MPa y 35MPa (**Tabla 4-1**).

Adicionalmente a la caracterización mecánica de los elementos de acero presentada en 3.3.2, se incluyen los valores de resistencia nominal de la sección del perfil estructural, dado que la metodología del ensayo Pry-Out puede inducir al trabajo de los componentes en rango no lineal.

Las propiedades nominales de los elementos de acero se indican en la **Tabla 4-2**.

Tabla 4-2: Propiedades mecánicas nominales de los componentes de acero.

	<i>Conectores de cortante (ASTM A424 - Type II)</i>	<i>Tornillos autoperforantes (ASTM A449)</i>	<i>Acero de refuerzo (ASTM A706)</i>	<i>Perfil estructural (ASTM A1011)</i>
	<i>[MPa]</i>	<i>[MPa]</i>	<i>[MPa]</i>	<i>[MPa]</i>
Módulo de elasticidad (Es)	200.000	200.000	200.000	200.000
Esfuerzo de fluencia (fy)	240	644	420	350
Esfuerzo último (fu)	350	840	560	420

Tomado de Hurtado & Molina, 2021

Los modelos constitutivos de los materiales empleados en la simulación se presentan en la **Figura 3-11**.

4.2.3 Interacción y condiciones de borde

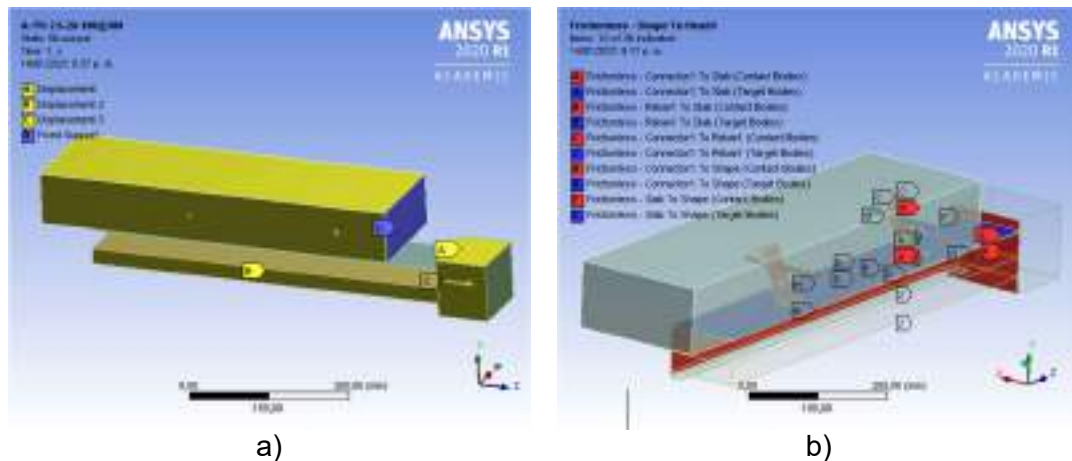
Dada la simetría tanto geométrica como en la aplicación de cargas del espécimen, el modelo de análisis fue simplificado, considerando solamente la mitad de la probeta, reduciendo así el costo computacional. De este modo, las condiciones de borde del prototipo modelado fueron incluidas, idealizando las restricciones del ensayo experimental, como se indica en la **Figura 4-5 a)**:

- (A) Aplicación de carga lateral monotónica con control de desplazamiento sobre el perfil metálico en la dirección *Z*.
- (B) Restricción al desplazamiento de todos los nodos en sentido *X*, a lo largo del plano de simetría del sistema, incluyendo la losa de concreto, el perfil de acero y la barra de refuerzo.
- (C) Restricción al desplazamiento en dirección *Y* en la cara superior de la losa de concreto, evitando posibles levantamientos y rotaciones en la probeta, debido a la excentricidad en la carga.

- (D) Restricción de todos los grados de libertad (DOF) en la cara superior de la losa de concreto, simulando la condición de apoyo.
- Se incluyó un elemento adicional, a lo largo del perfil de acero, que restringe las posibles distorsiones de la sección transversal por deformación de las láminas.

Dada la baja capacidad aportada por la fricción entre los elementos de acero y concreto, evidenciada experimentalmente por Hurtado & Molina (2007), en esta modelación se consideró que la transferencia de esfuerzos entre losa de concreto y perfil de acero únicamente se diera por el anclaje mecánico que pudiera generar el conector tipo CSC. De este modo, salvo en la interfaz tornillo auto perforante-perfil metálico, se empleó contacto tipo *frictionless*, el cual permite deslizamiento y separación de superficies inicialmente juntas. Para el sistema de fijación, se consideraron contactos no lineales tipo *frictional*, con coeficiente de fricción de 0.8, permitiendo generar desacople del sistema, ante la posibilidad de altas solicitaciones. (Figura 4-5. b).

Figura 4-5: a) Condiciones de contorno del espécimen. b) Interacción de contacto entre diferentes elementos.



Tomado de Hurtado & Molina, 2021.

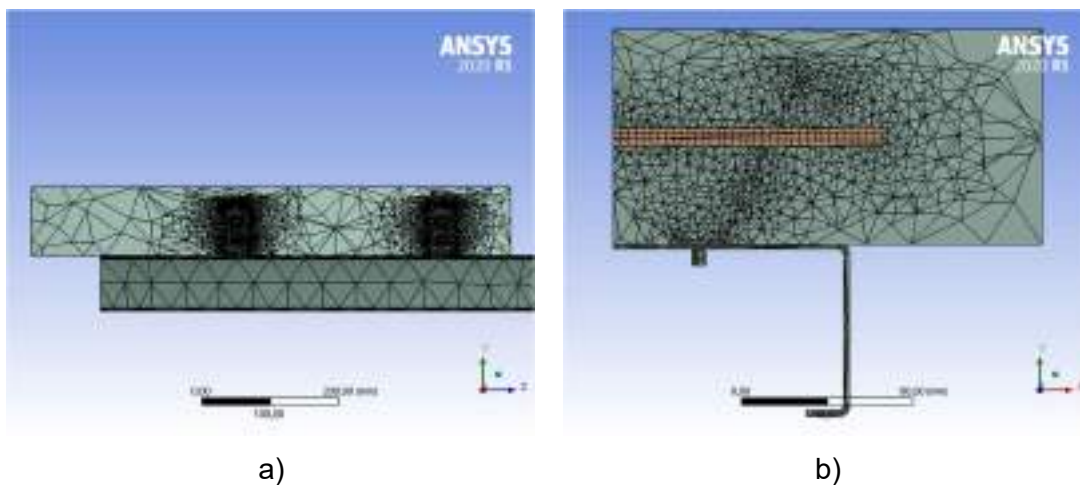
Debido la magnitud de desplazamientos de los componentes del sistema antes de la falla, obtenida en la simulación, no se consideró el análisis de grandes desplazamientos.

La metodología de análisis se mantuvo de acuerdo con las premisas indicadas en el apartado 3.3.4, donde se especifica el algoritmo de Newton Raphson para la solución del sistema no lineal de ecuaciones

4.2.4 Discretización

La discretización de cada elemento se realizó por medio de la aplicación de una malla adaptativa poco densa, principalmente en la placa de concreto y el perfil metálico, la cual se refinó en las áreas de conector, la barra de refuerzo y los tornillos auto perforantes, con el fin de modelar detalladamente la variación en los espesores y las curvaturas, y optimizar la precisión de los resultados del análisis. De este modo, la dimensión de los elementos osciló entre 20mm, llegando a reducirse a 2mm en las superficies de contacto (**Figura 4-6**).

Figura 4-6: Discretización genérica del espécimen de análisis. a) Corte longitudinal. b) Sección transversal



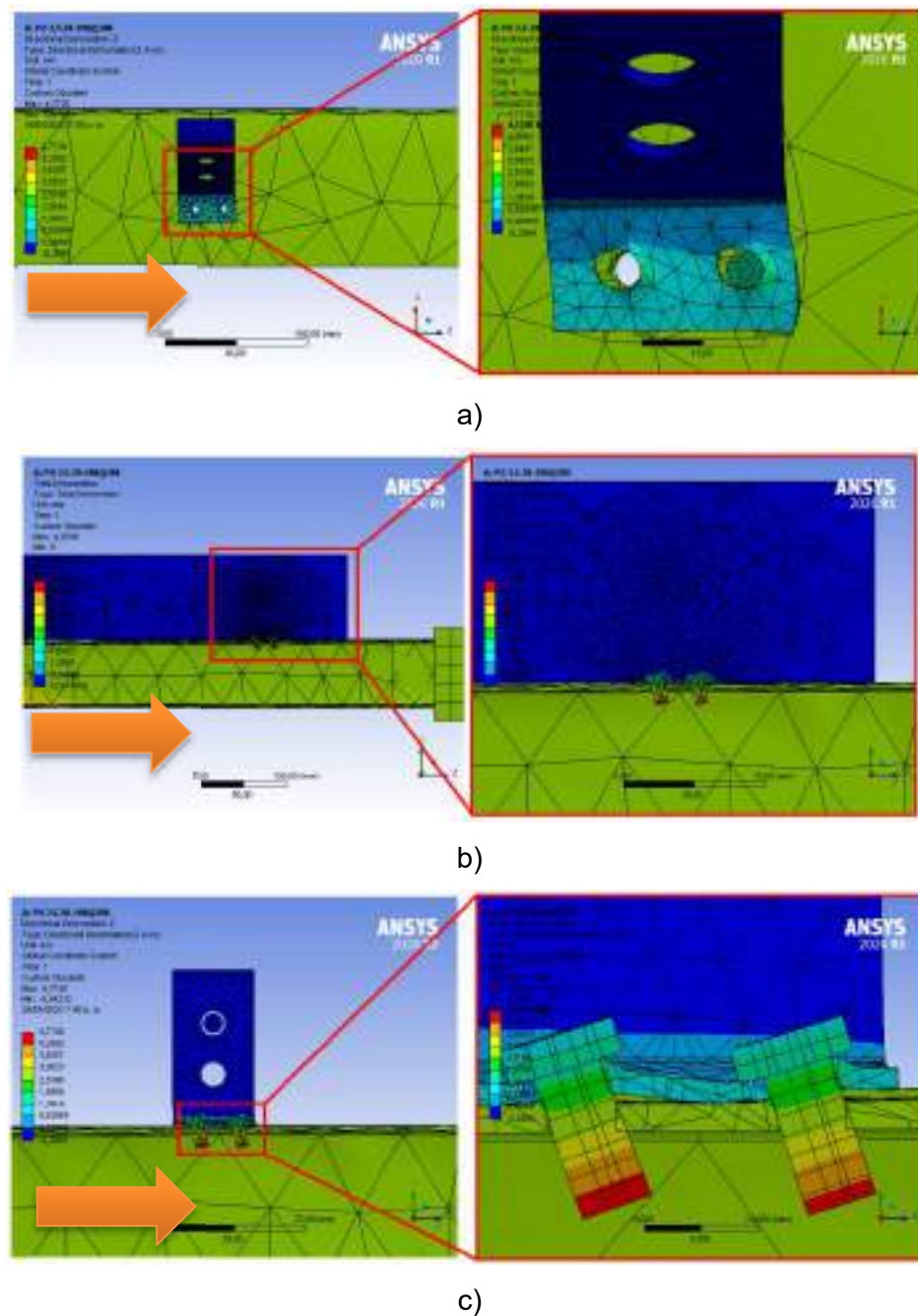
Tomado de Hurtado & Molina, 2021.

4.3 Presentación de resultados

4.3.1 Desplazamientos

Al inducir el movimiento del elemento de acero del sistema compuesto, se inicia el proceso de transferencia de efectos a la losa de concreto, por medio de los conectores de cortante, hasta llegar al estado final de desplazamientos mostrado en la **Figura 4-7**.

Figura 4-7: Desplazamientos en dirección de aplicación de la carga (Z): Detalles de a) Elementos de acero b) Placa de concreto c) Sistema de fijación.



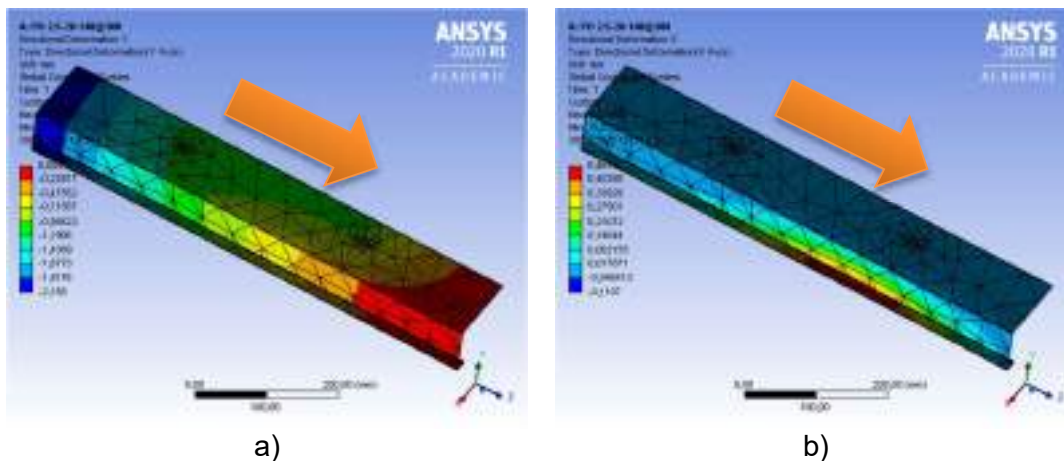
Tomado de Hurtado & Molina, 2021.

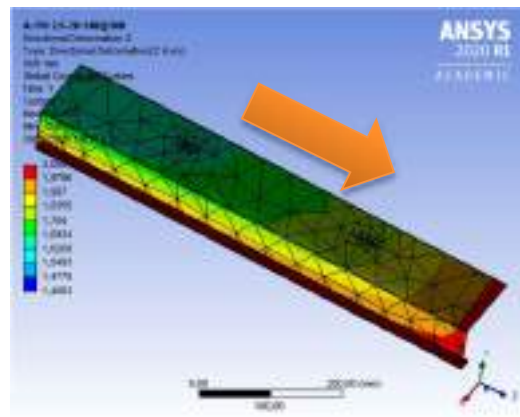
Debido a la diferencia de rigidez entre tornillo auto perforantes, pared del perfil metálico y lámina de los conectores, estas últimas son las que presentan mayores deformaciones en la zona de contacto (**Figura 4-7. a**), mientras que en la losa de concreto los

desplazamientos son de muy bajo orden (**Figura 4-7. b**). De este modo, donde el concreto actúa como un cuerpo rígido y en su trayectoria encuentra la restricción de los tornillos autoperforantes ligados puntualmente al perfil de acero, le inducen rotaciones, apreciables en el estado final de los modelos numéricos (**Figura 4-7. c**), pudiendo evolucionar en falla por corte de los tornillos o desgarramiento de las láminas (**Figura 2-16**).

El estado final de desplazamientos en los perfiles de acero se muestra en la **Figura 4-8**. De acuerdo con la variación de desplazamientos a lo largo del elemento, se concluye que las secciones *CFS* no se comportan como cuerpo rígido, dadas sus condiciones de esbeltez (**Figura 4-8 a**). La **Figura 4-8 b** muestra el incremento de los desplazamientos en la sección media de la probeta, en sentido transversal a la dirección de aplicación de carga, condicionados por la inclusión de un elemento adicional, a tener en cuenta en la ejecución de ensayos experimentales. Además, durante la prueba experimental, es necesario controlar posibles levantamientos por la excentricidad de carga. (**Figura 4-8 c**).

Figura 4-8: Desplazamientos en perfil metálico: a) Sentido longitudinal (Z). b) Sentido transversal (X). c). Dirección vertical (Y).





c)

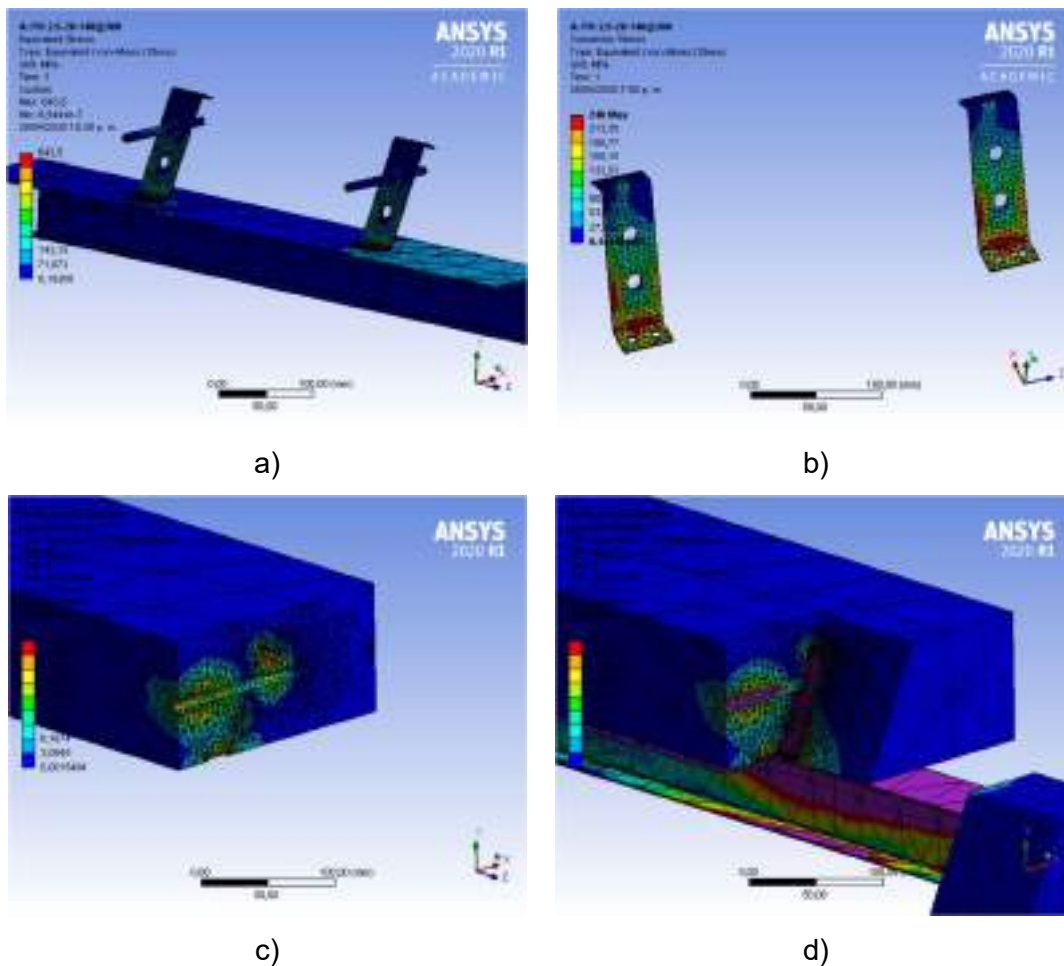
Tomado de Hurtado & Molina, 2021

4.3.2 Esfuerzos

De acuerdo con el proceso de evolución de carga, se logra evidenciar la participación de todos los elementos de conexión del sistema, lo que permite la transferencia efectiva de esfuerzos de la sección de acero a la losa de concreto, y de esta manera, se consigue el trabajo de la sección compuesta.

El mecanismo de falla da inicio en los tornillos autoperforantes, solicitados a cortante puro, transfiriendo el efecto a los conectores tipo CSC, con potencial de fallo por corte de acuerdo con las características del material y la cantidad de tornillos (**Figura 4-9 a**)). Posteriormente, se produce el incremento de esfuerzos en los conectores, hasta llegar al estado de plastificación, comenzando en el doblé inferior del elemento (**Figura 4-9 b**)). Finalmente, los conectores transfieren mecánicamente las fuerzas a la losa de concreto, gracias a su configuración geométrica, y la dovela generada en la perforación inferior. Asimismo, la barra de refuerzo recibe las fuerzas de los conectores y las distribuye en una mayor área de concreto, evitando concentraciones de esfuerzos y dispersando la fisuración, que inicia en el área de afectación por compresión (**Figura 4-9 c**)). En la **Figura 4-9 d**) se puede apreciar el aporte de todos los componentes en la zona de transferencia de esfuerzos, enfatizando en la zona de concreto, confinada por el conector de cortante, evidenciando actividad del conjunto al interior del elemento.

Figura 4-9: Estado de final de esfuerzos en los especímenes: a) Componentes de acero, b) Conectores de cortante c) Detalle de la placa de concreto d) Vista local de interacción de todos los componentes.



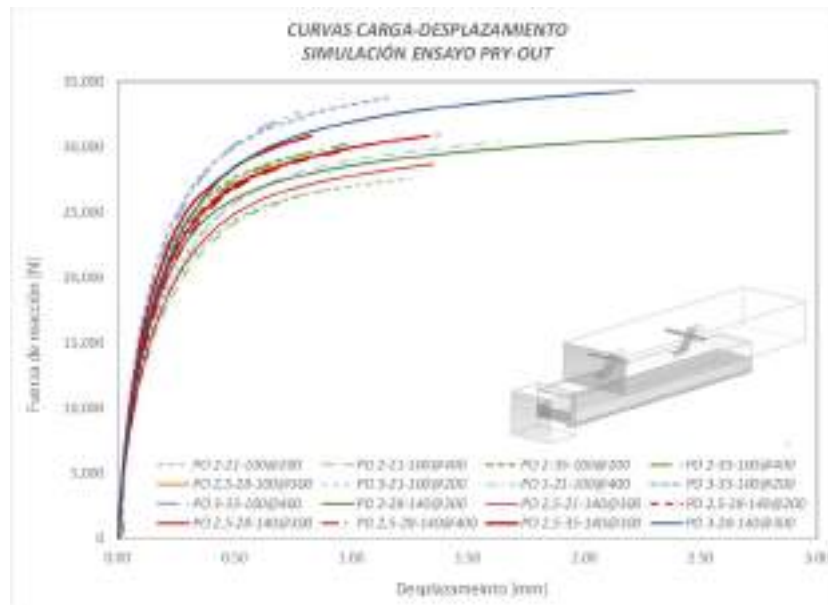
Tomado de Hurtado & Molina, 2021

4.4 Discusión de resultados

4.4.1 Curvas Carga-Desplazamiento

De acuerdo con la metodología experimental incluida en el Eurocódigo 4 y otras investigaciones de referencia tales como Viest et al. (1952), Chinn et al. (1965), Slutter & Driscoll (1963) y Ollgaard et al. (1971), entre otros, se realizó el registro completo de los datos de carga y desplazamiento (**Figura 4-10**).

Figura 4-10: Curva Carga de reacción Vs. Desplazamiento simulación de ensayos Pry-Out.



Modificado de Hurtado & Molina, 2021

La tendencia de las curvas permite evidenciar el comportamiento no lineal del sistema, con la degradación progresiva de la rigidez una vez se alcanza la máxima resistencia a la compresión del concreto. Aunque los conectores presentan plastificación en todas las muestras, estas dos condiciones de falla no ocurren de forma simultánea.

De acuerdo con los rangos de las variables evaluadas en este estudio, los valores de carga máxima están entre 27000N y 34000N, y los desplazamientos máximos son cercanos a 3mm en losas de concreto de 140mm de espesor. En general, los desplazamientos máximos estuvieron en el rango de 1,0mm a 1,5mm.

La **Tabla 4-3** muestra el resumen del registro de datos obtenidos en la simulación. El comportamiento elástico se encuentra alrededor del 20% del estado máximo de desplazamiento, y entre el 60% y 70% de la carga máxima.

Tabla 4-3: Registro de datos de simulación de ensayos Pry-Out.

N°	Especimen	Fuerza de reacción elástica	Desplazamiento elástico	Fuerza de reacción máxima	Desplazamiento máximo	Relación de fuerzas	Relación de desplazamientos
		[N]	[mm]	[N]	[mm]	[%]	[%]
1	PO 2-21-100@200	19389	0,24	27562	1,25	70,3	19,1
2	PO 2-21-100@400	16323	0,17	26865	0,94	60,8	18,6
3	PO 2-35-100@200	18727	0,15	29710	0,85	63,0	17,2
4	PO 2-35-100@400	19537	0,18	30173	0,98	64,7	18,3
5	PO 2,5-28-100@300	17268	0,15	28973	0,77	59,6	19,0
6	PO 3-21-100@200	18591	0,20	28799	1,08	64,6	18,5
7	PO 3-21-100@400	22542	0,33	30355	1,64	74,3	20,3
8	PO 3-35-100@200	23322	0,21	33771	1,16	69,1	18,4
9	PO 3-35-100@400	18974	0,15	32607	0,77	58,2	18,9
10	PO 2-28-140@300	26701	0,58	31152	2,87	85,7	20,3
11	PO 2,5-21-140@300	20829	0,28	28693	1,36	72,6	20,7
12	PO 2,5-28-140@200	22896	0,27	30930	1,38	74,0	19,8
13	PO 2,5-28-140@300	22439	0,26	30797	1,31	72,9	20,1
14	PO 2,5-28-140@400	19059	0,19	29820	1,00	63,9	19,3
15	PO 2,5-35-140@300	18717	0,15	30855	0,83	60,7	17,8
16	PO 3-28-140@300	27164	0,42	34252	2,21	79,3	19,0

Tomado de Hurtado & Molina, 2021

4.4.2 Análisis estadístico

El análisis estadístico tuvo como objetivo evaluar la incidencia de las variables involucradas en el estudio sobre el comportamiento y la capacidad máxima a corte del sistema: (A) resistencia a la compresión del concreto, (B) espesor del perfil de acero, (C) espaciamiento entre conectores y espesor de la losa de concreto (bloque estadístico) (**Tabla 4-1**).

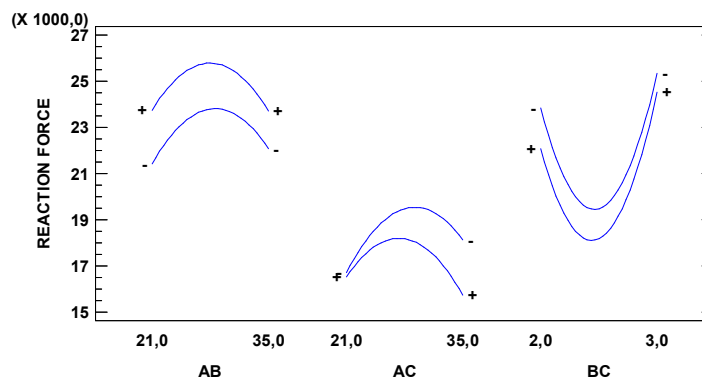
En el Diseño por Bloques Aleatorizados (*RBD*¹¹), el bloque representa una variable que necesita ser analizada independientemente en cada nivel de estudio, debido a la particularidad de su configuración (Montgomery, 2013). En este caso, el bloque se configura por la diferencia de espesores propuestos para de las losas de concreto, 100mm

¹¹ Randomized Block Design.

y 140mm, lo cual implica modificaciones geométricas del conector y la disposición de los elementos del sistema.

En la **Figura 4-11** se muestra la gráfica de interacción entre las variables, de acuerdo con la notación indicada anteriormente. Dado que no hay punto de intersección en las curvas, se puede concluir que no hay interacción de variables dentro del rango de valores en estudio. Por lo tanto, el efecto de cada factor se puede estudiar de forma independiente en el comportamiento general del sistema compuesto.

Figura 4-11: Gráfica de interacción de variables.

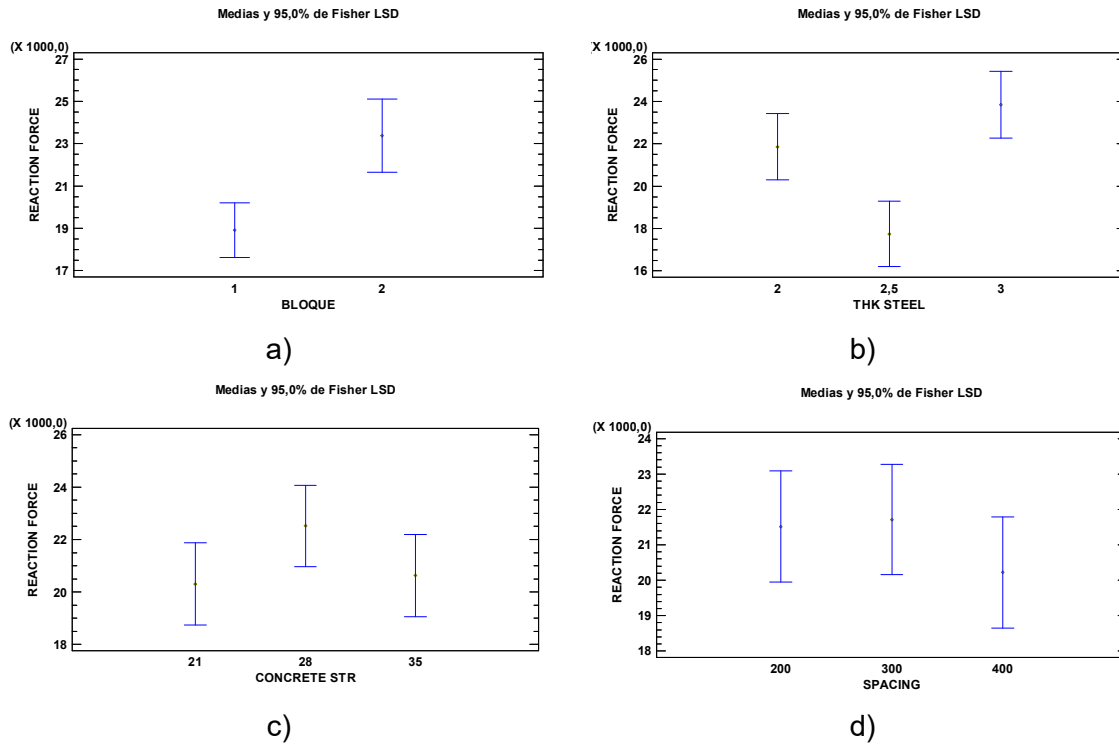


Tomado de Hurtado & Molina, 2021.

El análisis de varianza unidireccional ($ANOVA^{12}$) permitió llevar a cabo la validación estadística, mediante la comparación de medias de respuesta en múltiples rangos. En este caso, se utilizó el procedimiento *LSD* de Fisher, en el que se examinan las posibles superposiciones en los intervalos de confianza (**Figura 4-12**).

¹² Analysis Of Variance

Figura 4-12: Gráfica de medias: a) Espesor de la losa de concreto. b) Espesor del perfil de acero. c) Resistencia a la compresión del concreto. d) Espaciamiento entre conectores.



Tomado de Hurtado & Molina, 2021.

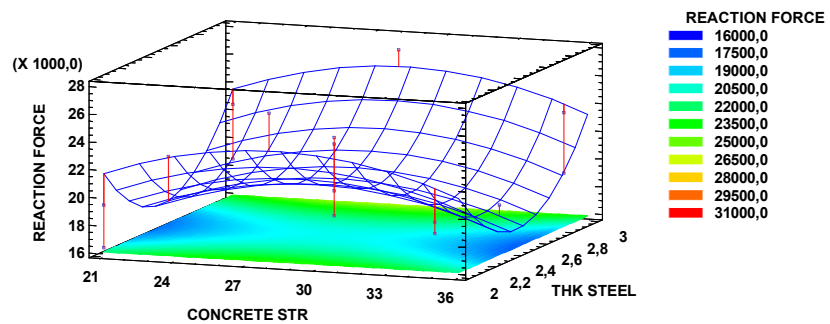
Como se mencionó previamente, el bloque estadístico asignado por la diferencia de espesor en las losas de concreto muestra comportamientos comparativamente diferentes a 100mm y 140mm (**Figura 4-12 a**). Asimismo, la respuesta del sistema varía con respecto al espesor del perfil de acero, en el que se reducen las cargas máximas en muestras con espesor 2,5mm, mientras que, para los otros espesores, los valores máximos permanecen dentro del mismo rango de magnitudes (**Figura 4-12.b**).

Aunque existen ligeras variaciones dentro del rango de respuestas, se concluye que la contribución de la resistencia nominal a la compresión del concreto en la capacidad del sistema es baja, con respecto a las variables indicadas anteriormente, incluso se puede considerar la igualdad estadística (**Figura 4-12.c**), en línea con el mecanismo de falla presentado, donde predomina la plastificación del conector y los desplazamientos del sistema de fijación.

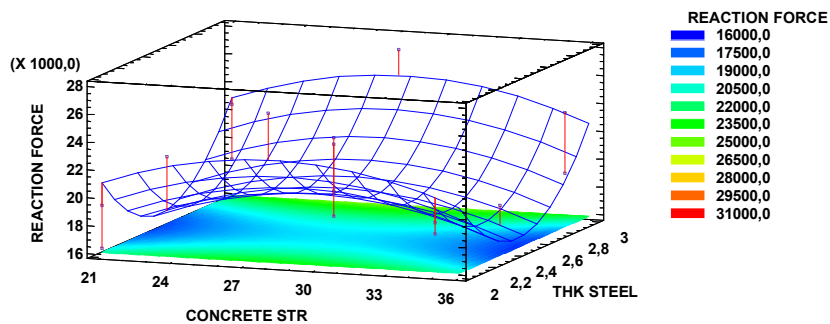
En cuanto al espaciamiento, la respuesta evidenciada permite concluir que su variación no representa un cambio estadísticamente significativo en la capacidad máxima del sistema, y puede llegar a no ser considerada en el análisis estadístico (**Figura 4-12.d**).

De acuerdo con los resultados, se generan las superficies de respuesta mostradas en la **Figura 4-13**, donde se muestra la variación de los estados de carga elástica, respecto a la evolución de los diferentes niveles de las variables en estudio, permitiendo ver las tendencias de comportamiento, e incluso interpolar magnitudes nominales de cargas para configuraciones no simuladas.

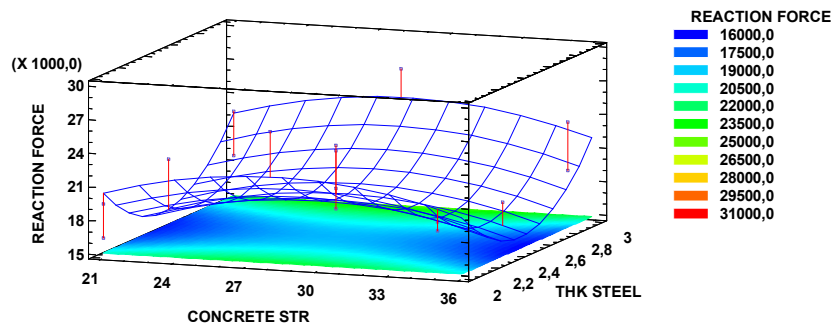
Figura 4-13: Superficies de respuesta para los espaciamientos en estudio: a) 200mm. b) 300mm. c) 400mm.



a).



b).



c).

Tomado de Hurtado & Molina, 2021

4.4.3 Estudios paramétricos

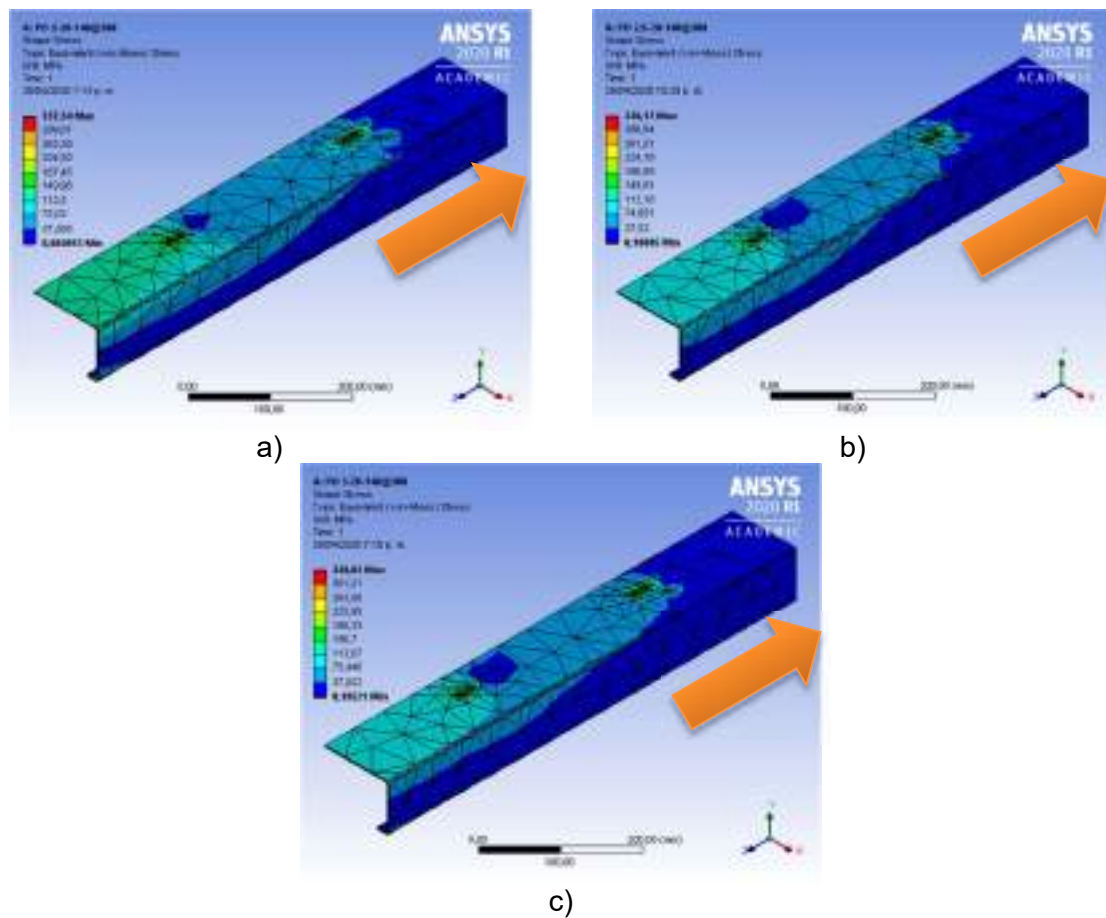
En el análisis paramétrico realizado, fue posible comparar los estados finales de esfuerzos en los diferentes componentes del sistema, en función de sus variables geométricas y mecánicas.

▪ **Efecto del espesor del perfil de acero**

A diferencia de los conectores de cortante, donde la zona de plastificación se extiende de las perforaciones al pliegue inferior, en los perfiles de acero solamente se presentan concentraciones de esfuerzos locales en el área de conexión con los tornillos autoperforantes.

De acuerdo con el rango de espesores bajo estudio, en secciones de 2 mm la distribución de esfuerzos se extiende en una mayor área. A mayores espesores (2,5 mm y 3 mm), la zona de concentración de esfuerzos se reduce, teniendo mayor uniformidad en los valores máximos de esfuerzos registrados (**Figura 4-14**).

Figura 4-14: Estado final de esfuerzos en el perfil de acero. a) Espesor 2mm. b) Espesor 2,5mm. c) Espesor 3mm.

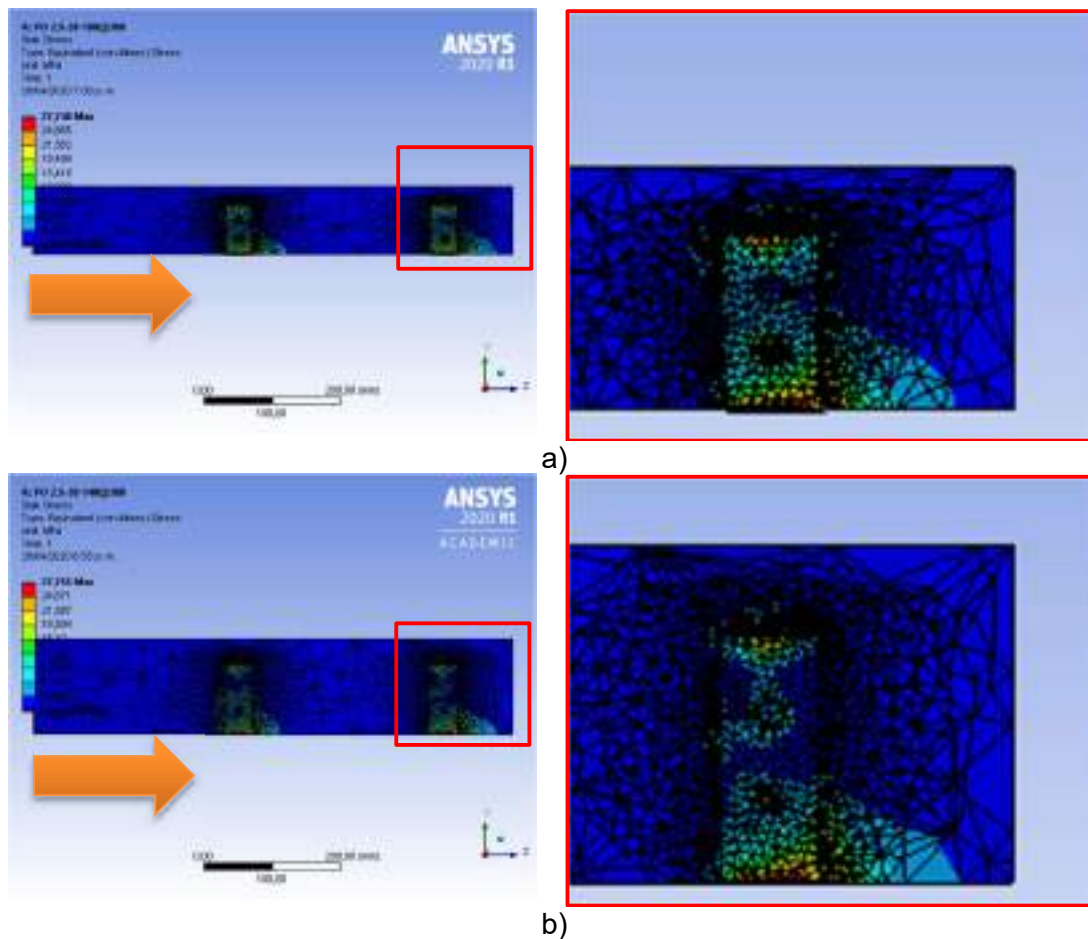


Tomado de Hurtado & Molina, 2021

▪ **Efecto del espesor de la losa de concreto**

En este estudio, se evaluaron losas de concreto de 100mm y 140mm de espesor. Como se muestra en la **Figura 4-15**, en ambos casos la máxima resistencia a la compresión del concreto se alcanzó localmente, alrededor de los conectores y las barras de refuerzo, ocasionado por el aplastamiento inducido en la periferia del conector CSC, durante la transferencia de carga (4.3.2). La capacidad de carga máxima fue mayor en la placa de mayor espesor.

Figura 4-15: Estado final de esfuerzos en losa de concreto. a) Espécimen espesor 100mm. b) Espécimen espesor 140mm.

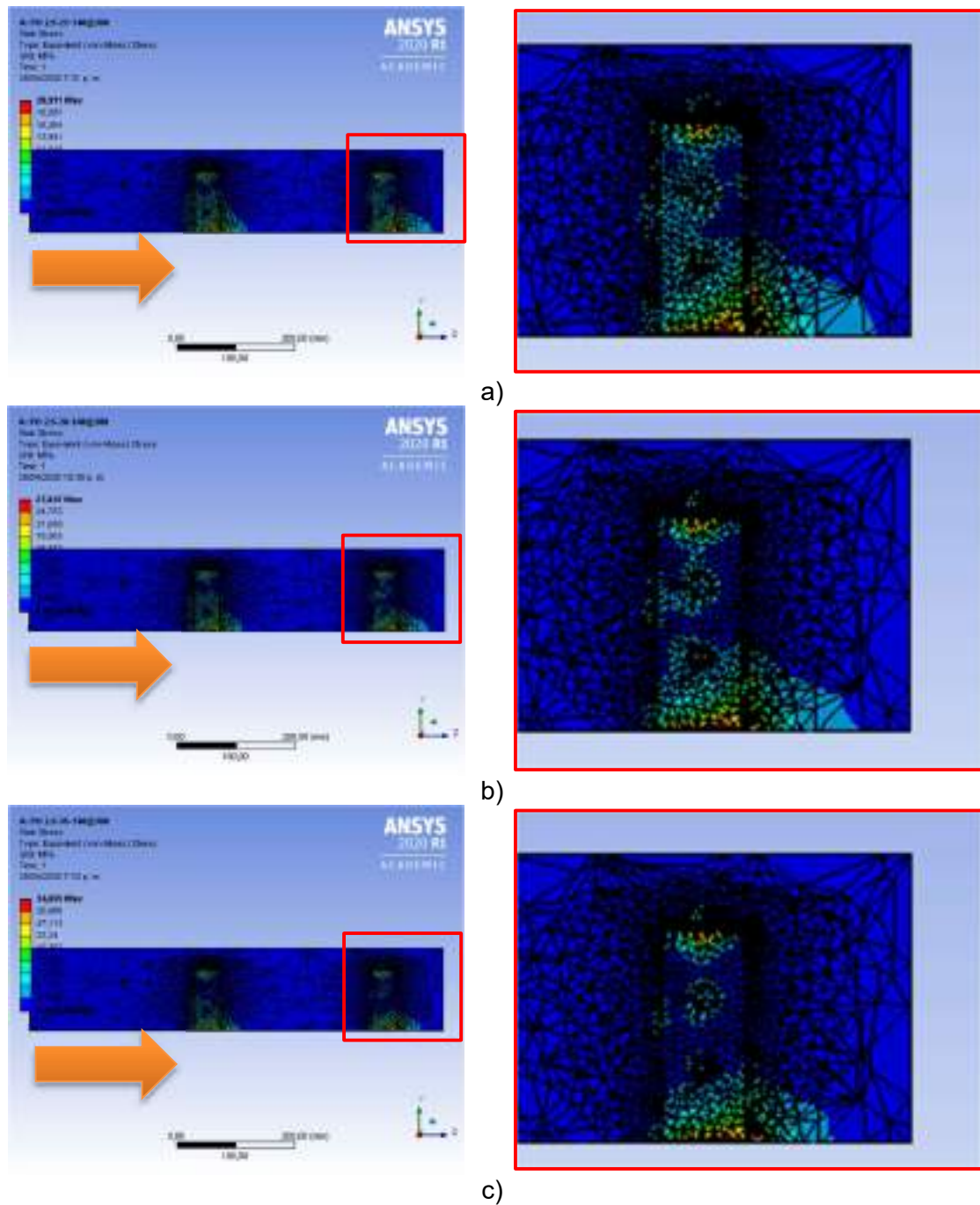


Tomado de Hurtado & Molina, 2021

▪ **Efecto de la resistencia a la compresión del concreto**

El proceso de degradación del concreto es causado por el aplastamiento local en la periferia del conector y de la barra de refuerzo, durante el proceso de transferencia de esfuerzos del sistema. La zona de afectación presenta mayor extensión en concretos de menores resistencias (**Figura 4-16**). Aunque la variación en la resistencia del concreto induce ligeras diferencias en la respuesta máxima del sistema, este efecto no es tan representativo como otras variables.

Figura 4-16: Estado final de esfuerzos en losa de concreto. a) Resistencia 21MPa. b) Resistencia 28MPa. c) Resistencia 35MPa.



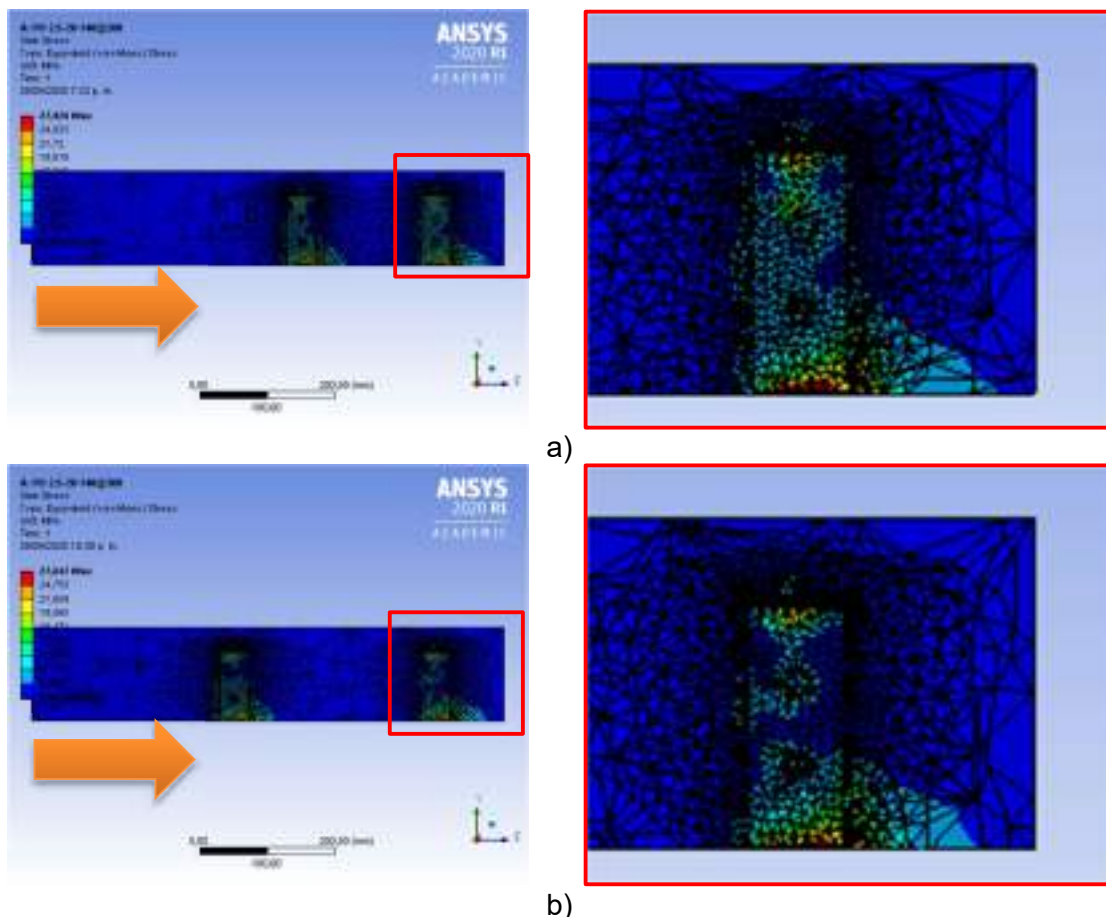
Tomado de Hurtado & Molina, 2021

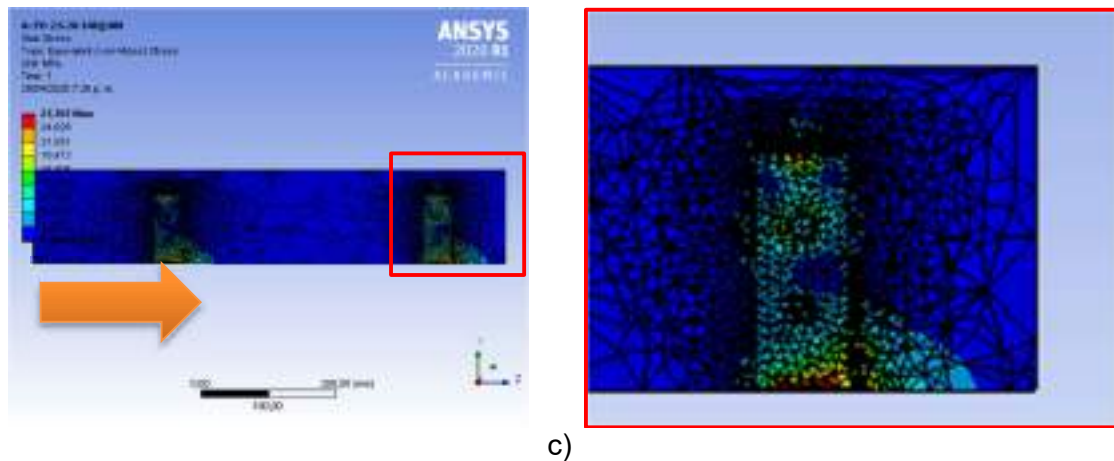
▪ Efecto del espaciamiento entre conectores

Como se discutió previamente en el análisis estadístico (4.4.2), el espaciamiento entre conectores no representa una variación estadísticamente significativa en la respuesta estructural para los sistemas compuestos con conectores CSC, bajo las solicitaciones dadas por el ensayo Pry-Out.

La **Figura 4-17** muestra los diferentes estados de esfuerzos del sistema, para separaciones de 200mm, 300mm y 400mm. De acuerdo con el detalle de la zona aferente del conector, se observa que tanto los conectores de cortante como la placa de concreto presentan un comportamiento similar en las tres configuraciones. Es evidente que la distribución de carga no es uniforme en los conectores, debido a la proximidad de uno de ellos al punto de aplicación de carga

Figura 4-17: Estado final de esfuerzos en especímenes con diferentes separaciones. a) 200mm. b) 300mm. c) 400mm.





Tomado de Hurtado & Molina, 2021

4.5 Conclusiones del estudio

Este estudio presenta los resultados de las simulaciones de modelos numéricos, bajo la representación del ensayo Pry-Out. Esta prueba alternativa se propone para evaluar la capacidad a cortante de las secciones compuestas, utilizando secciones de acero formado en frío (CFS) y conectores de corte tipo CSC, dado que al aplicar cargas de tensión en el perfil se elimina la posibilidad de fallas locales por pandeo, las cuales se han registrado durante la prueba experimental tradicional Push-Out, ante cargas de compresión.

De acuerdo con el estado de desplazamientos finales, se perciben diferencias en el gradiente de desplazamiento a lo largo de los perfiles de acero, deduciendo que no se comporta como cuerpo rígido, debido a su esbeltez y rigidez

Los resultados de la simulación permiten identificar el inicio del mecanismo de falla, desde la transferencia de efectos del perfil metálico a la losa de concreto, a través de los conectores de cortante, fijados con tornillos autoperforantes. El incremento de cargas conlleva a rotaciones en los tornillos, concentraciones de esfuerzos en el conector de cortante CSC, induciendo su plastificación en el pliegue inferior, y aplastamiento del concreto, alrededor de los conectores y las barras de refuerzo.

Bajo este tipo de prueba, la resistencia a la compresión del concreto, y principalmente el espaciamiento entre conectores, demostraron tener un bajo impacto en la capacidad a

cortante del sistema, desde un punto de vista estadístico. En este sentido, la separación podría excluirse como variable de análisis.

5. Análisis experimental de comportamiento de conectores de cortante tipo CSC solicitados a corte directo: Ensayo Pry-Out

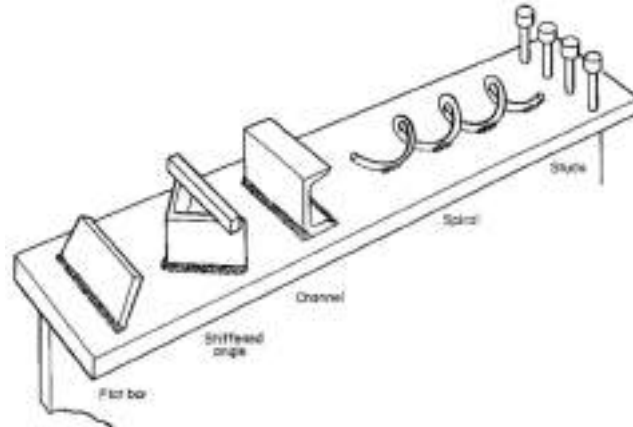
(Tomado de Experimental Analysis of CSC-type shear connectors behavior under direct shear: Pry-Out Test (Hurtado & Molina 2023))

5.1 Introducción

Desde finales de los años 50's, hay evidencia del uso de secciones compuestas en la construcción de edificaciones, siendo Suiza el país pionero en Europa, con la construcción del edificio de Nestlé, en Vevey en 1959 (Crisinel, 1990). Posteriormente, este sistema se popularizó, dadas las ventajas de combinar eficientemente las propiedades mecánicas del acero y del concreto en elementos estructurales. Las investigaciones en el área de las secciones compuestas inicialmente fueron lideradas tanto en Europa como en los Estados Unidos, siendo las principales potencias industriales de producción de acero.

Dada la necesidad el trabajo conjunto del perfil de acero y la losa de concreto, inicialmente se contó con espigos (studs) como elementos de transferencia de esfuerzos del conjunto, con facilidades constructivas de instalación y fabricación para la época. Con el tiempo, la investigación acerca de diferentes tipologías de conectores de cortante fue expandiéndose, con diversas propuestas tales como canales, ángulos, placas perforadas, tornillos, ganchos, entre otros (véase apartado 1.3.2), donde se revisaron aspectos geométricos y mecánicos relevantes en la capacidad de transmisión de esfuerzos en los sistemas compuestos.

Figura 5-1: Tipologías de conectores de cortante en secciones compuestas.



Tomado de Majdi et al. 2014.

El sistema de fijación de los conectores también ha sido una variable relevante en la eficiencia del proceso constructivo y el comportamiento de las secciones compuestas, dada la especificidad que exige la aplicación de la soldadura, y las restricciones de uso bajo condiciones climáticas desfavorables (Crisinel, 1990), así como también las limitaciones para ser aplicada eficientemente en elementos de lámina delgada (**Figura 2-1**) (Hurtado & Molina, 2020) (Véase apartado 2.1).

Actualmente, los conectores de cortante avalados en diferentes normativas son los espigos, canales, placas perforadas y tornillos, siendo imprescindible realizar ensayos experimentales para validar la capacidad de cualquier otra tipología de dispositivos. No obstante, en lo que respecta a perfiles formados en frío (CFS), a la fecha no hay alguna propuesta de conector de cortante que haya sido reglamentada en alguna de las normas de diseño internacionales.

Dentro de los ensayos experimentales propuestos, para estas validaciones de capacidad, se encuentran los ensayos de corte directo tipo Push-Out (**Figura 4-1**) y los ensayos de vigas a escala real (**Figura 2-9**), los cuales están protocolizados en el Eurocódigo 4.

Los ensayos de corte Push-Out están estandarizados y son más fáciles de desarrollar dada su configuración y posibilidad de maniobra, ofreciendo resultados conservadores con respecto a los ensayos a flexión (Crisinel, 1990). Además, esta es la metodología comúnmente empleada para obtener formulaciones de diseño de los conectores, sin

embargo, este tipo de ensayos ha demostrado tener limitaciones al ser empleados para el estudio de secciones compuestas con perfiles *CFS*, dada su susceptibilidad al pandeo local ante solicitaciones de compresión.

En este estudio se propone el ensayo experimental alternativo Pry-Out, presentado por Anderson & Menheit (2005), en el cual se plantea la aplicación de cargas de tensión en vez de compresión, eliminando los potenciales problemas de pandeo (**Figura 1-25**), y siendo una opción más económica, dada la geometría de las probetas.

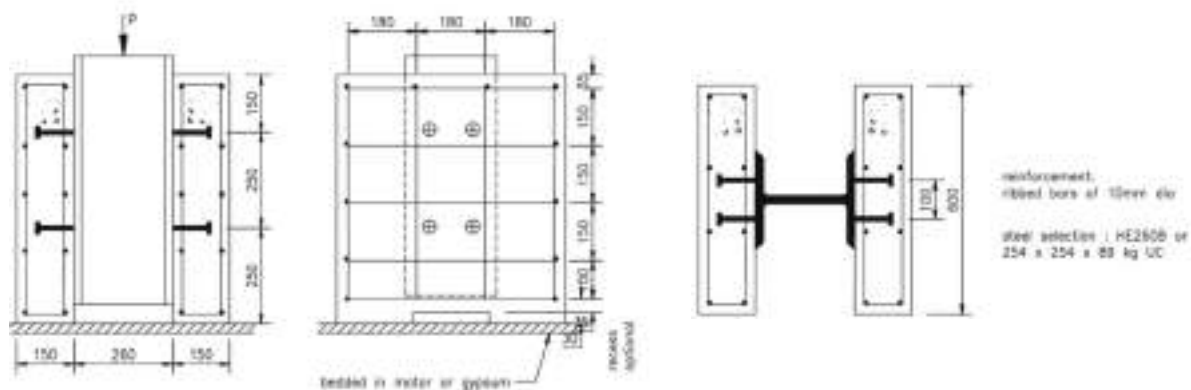
En las configuraciones experimentales ensayadas, se consideró evaluar la capacidad de conectores de cortante tipo CSC, propuestos por Hurtado y Molina (2020), donde se valida la influencia de la resistencia del concreto, del espesor de los perfiles de acero y de la separación de conectores en el comportamiento del sistema, comparando los resultados experimentales con los obtenidos en las simulaciones analizadas (Ver capítulo 4).

Como resultado del estudio, se obtienen las curvas de comportamiento Carga-Desplazamiento del sistema, con las cuales se evalúa la incidencia estadística de cada una de las variables mencionadas, y su pertinencia en una formulación de diseño para sistemas compuestos que involucren conectores de cortante tipo CSC.

5.2 Antecedentes

Tradicionalmente, las pruebas experimentales para evaluar el comportamiento y la máxima resistencia de corte en sistemas compuestos son los ensayos de corte directo, tipo Push-Out, y los ensayos de vigas a escala real. Dadas las dimensiones de los especímenes de cada tipo de ensayo y la complejidad de los montajes, se facilita el desarrollo de los ensayos de corte directo, donde las probetas experimentales se componen de dos losas de concreto adosadas a un perfil de acero. En el ensayo Push-Out la carga axial de compresión se aplica en forma monotónica, directamente sobre el elemento metálico, y esta carga se transfiere a las losas a través de los conectores de cortante, como se esquematiza en la **Figura 5-2**.

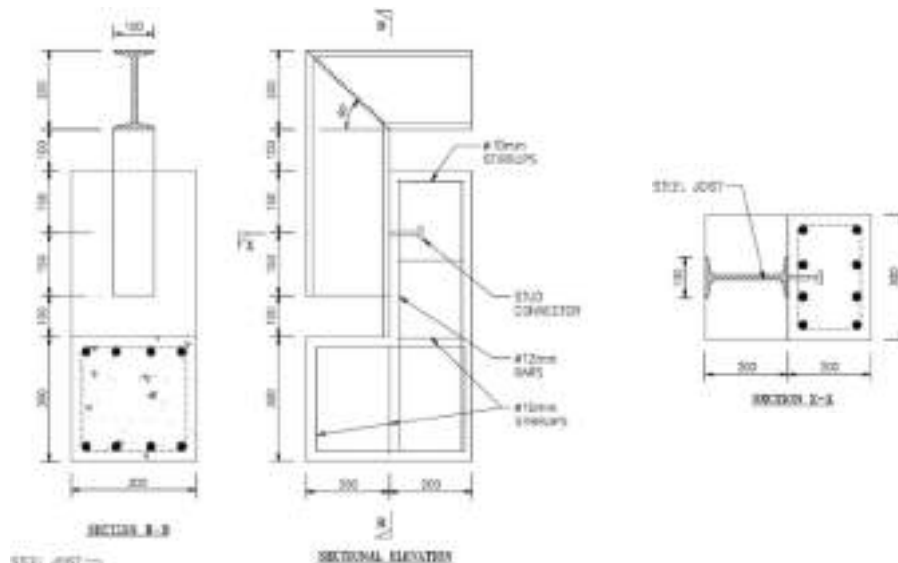
Figura 5-2: Esquema general de ensayo de corte directo (Push-Out test), para evaluación de capacidad de conectores.



Tomado de Eurocódigo 4

Análogamente, el código de diseño de secciones compuestas de la India (IS 11384-1985), propone un ensayo a corte con una configuración diferente, planteando la interacción de un elemento de acero y un elemento de concreto en forma de L , con el propósito de concentrar la transferencia de carga en su interfaz, por medio de los conectores de cortante, de acuerdo con el planteamiento presentado en la **Figura 5-3**.

Figura 5-3: Esquema general de ensayo de corte propuesto en código de diseño de la India, para evaluación de capacidad de conectores.



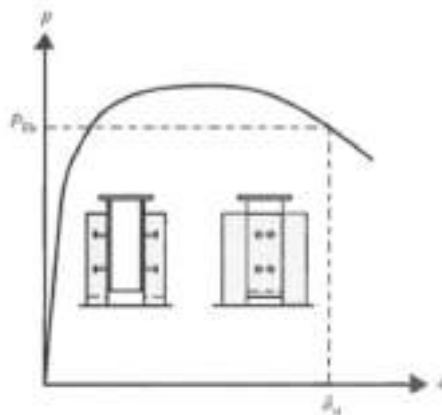
Tomado de IS 11384-1985

En las investigaciones de Lawan (2016), entre otros, se han evidenciado fallas prematuras por pandeo local en el perfil de acero, por el efecto de la compresión inducida en los ensayos convencionales de corte directo Push-Out, sin que llegue a lograrse evaluar de forma efectiva la capacidad de los conectores como elementos de transferencia (**Figura 4-2**).

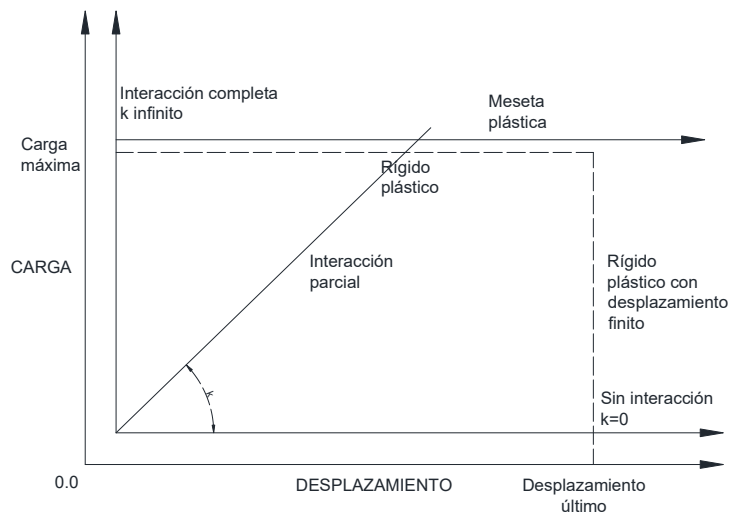
Esta susceptibilidad de potencial pandeo local en los perfiles, en los ensayos de corte busca ser eliminada con los ensayos de corte tipo Pry-Out, donde la configuración de los especímenes experimentales requiere una sola placa, y la carga monotónica es aplicada como tracción sobre el perfil de acero, como se muestra en la **Figura 1-25**. **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia..**

Como resultado de caracterización experimental del comportamiento y capacidad de los sistemas compuestos, a través de los diferentes tipos de ensayos de corte, se obtienen las curvas de Carga Vs. Desplazamiento, las cuales permiten comparar el desempeño de las diversas configuraciones, donde se estudia el efecto de distintas variables tales como el tipo de conector, la resistencia del concreto, la separación entre conectores, la resistencia del acero, entre otros. (**Figura 5-4**):

Figura 5-4: Curva Carga Vs. Desplazamiento. a). Esquema típico de comportamiento. b) Idealización de comportamiento analítico.



a)



b)

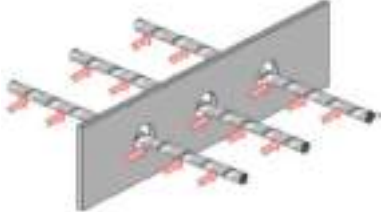
a). Tomada de Eurocódigo 4

b). Modificado de Johnson & Buckby. 1994.

Por medio de esta metodología tradicional de ensayos de corte directo (Push-Out), tanto por experimentación como por simulación numérica, ha sido posible correlacionar estadísticamente los parámetros que afectan de manera directa la capacidad a cortante del sistema compuesto, llegando a ser la base para la formulación de las expresiones de diseño que estiman la capacidad a cortante de los conectores.

En la **Tabla 5-1** se relacionan diferentes expresiones de cálculo de capacidad de diversas tipologías de conectores de cortante, reportadas en investigaciones de referencia. Sin embargo, estas formulaciones no han sido incluidas en alguna normativa de diseño de secciones compuestas.

Tabla 5-1: Formulaciones de diseño para diferentes tipos de conectores registradas en investigación.

Autor	Ecuación de diseño
<u>Placas perforadas</u> 	
Oguejiofor & Hosain (1994)	$Q_{rib} = 0.59A_{cc}\sqrt{f'_c} + 1.23A_{tr}F_y + 2.87n_{rib}\pi d_{rib}^2\sqrt{f'_c} \quad (5-1)$ Aporte de concreto, dovelas (3.3.1) y refuerzo de acuerdo con análisis experimental
Oguejiofor & Hosain (1997)	$Q_{rib} = 4.50h_{rib}t_{rib}f'_c + 0.91A_{tr}F_y + 3.31n_{rib}\pi d_{rib}^2\sqrt{f'_c} \quad (5-2)$ Aporte de concreto, dovelas (3.3.1) y refuerzo de acuerdo con análisis numérico MEF
Hosaka et al. (2000)	$Q_{hole} = 3.38 \sqrt{\frac{t_{rib}}{d_{rib}}} d_{rib}^2 f'_c - 39 \times 10^3$ $22 \times 10^3 < \sqrt{\frac{t_{rib}}{d_{rib}}} d_{rib}^2 f'_c < 194 \times 10^3 \quad (5-3)$ Formulación para aporte de dovela sin refuerzo. Aporte de concreto y dovelas (3.3.1).
Hosaka et al. (2000)	$Q_{hole} = 1.45[(d_{rib}^2 - d_{tr}^2)f'_c + d_{tr}^2 F_u] - 26.1 \times 10^3$ $51 \times 10^3 < (d_{rib}^2 - d_{tr}^2)f'_c + d_{tr}^2 F_u < 488 \times 10^3 \quad (5-4)$ Formulación para aporte de dovela con refuerzo. Aporte de concreto y dovelas (3.3.1).
Sara & Bahram (2002)	$Q_{rib} = 0.747b_{ecs}h_{ecs}\sqrt{f'_c} + 0.413b_fL_c + 1.66n_{rib}\pi\left(\frac{d_{rib}}{2}\right)^2\sqrt{f'_c} + 0.91A_{tr}F_y \quad (5-5)$ Aporte de concreto, dovelas (3.3.1), refuerzo y fricción natural entre acero y concreto
Medberry & Shahrooz (2002)	$Q_{slab} = 0.90A_{tr}F_y + 0.747b_{ecs}h_{ecs}\sqrt{f'_c} + 0.413b_fL_c + 1.304n_{rib}d_{rib}^2\sqrt{f'_c} \quad (5-6)$ Formulación para placa de concreto. Aporte de concreto, dovelas (3.3.1) y refuerzo

Verissimo et al. (2007)	$Q_{rib} = 0.404 \frac{h_{rib}}{b_{rib}} h_{rib} t_{rib} f'_c + 2.37 n_{rib} d_{rib}^2 \sqrt{f'_c} + 0.16 A_{cc} \sqrt{f'_c} + 31.85 \times 10^6 \left(\frac{A_{tr}}{A_{cc}} \right) \quad (5-7)$ Aporte de concreto, dovelas (3.3.1) y refuerzo
Al-Darzi et al. (2007)	$Q_{rib} = 0.762 h_{rib} t_{rib} f'_c - 7.59 \times 10^{-4} A_{tr} F_y + 3.97 n_{rib} d_{rib}^2 f'_c + 255310 \quad (5-8)$ Aporte de concreto, dovelas (3.3.1) y refuerzo
Ahn et al. (2010) 1 conector	$Q_{rib} = 3.14 h_{rib} t_{rib} f'_c + 1.21 A_{tr} F_y + 3.79 n_{rib} \pi \left(\frac{d_{rib}}{2} \right)^2 \sqrt{f'_c} \quad (5-9)$ Aporte de concreto, dovelas (3.3.1) y refuerzo
Ahn et al. (2010) 2 conectores	$Q_{rib} = 2.76 h_{rib} t_{rib} f'_c + 1.06 A_{tr} F_y + 3.32 n_{rib} \pi \left(\frac{d_{rib}}{2} \right)^2 \sqrt{f'_c} \quad (5-10)$ Aporte de concreto, dovelas (3.3.1) y refuerzo
Zhao & Liu. (2012)	$Q_{hole} = 1.38 (d_{rib}^2 - d_{tr}^2) f'_c + 1.24 d_{tr}^2 F_y \quad (5-11)$ Formulación para aporte de dovela con refuerzo. Aporte de concreto, dovelas (3.3.1).
Liu et al. (2016)	$Q_{hole} = 1.85 [(A_{rib} - A_{tr}) f'_c + A_{tr} F_u] - 26.1 \times 10^3 \quad (5-12)$ Formulación para aporte de dovela con refuerzo. Aporte de concreto y dovelas (3.3.1).
Liu et al. (2016)	$Q_{hole} = 1.76 (A_{rib} - A_{tr}) f'_c + 1.58 A_{tr} F_y \quad (5-13)$ Formulación para aporte de dovela con refuerzo. Aporte de concreto, dovelas (3.3.1).
<u>Placa perforada tipo</u> 	
Jung et al. (2013)	$Q_{Y.rib} = 3.428 \left(\frac{d_{rib}}{2} + 2h_{rib} \right) t_{rib} f'_c + 1.213 A_{tr} F_y + 1.9 n_{rib} \pi \left(\frac{d_{rib}}{2} \right)^2 \sqrt{f'_c} + 0.438 m_{rib} h_{rib} s_{rib} \sqrt{f'_c} \quad (5-14)$ Aporte del conector, refuerzo, dovelas por concreto (3.3.1) y dovelas por forma del conector.

5.3 Descripción de probetas para ensayos experimentales Pry-Out

5.3.1 Caracterización de materiales

La resistencia de los materiales tenidos en cuenta en los especímenes experimentales fue tomada a partir de sus propiedades nominales para los elementos de acero (**Tabla 5-2**), y validación experimental para el concreto. En el caso particular de este estudio, se emplearon 3 diferentes resistencias a la compresión del concreto: 14.8MPa, 22.9MPa y 33.5MPa (**Tabla 5-3**).

Las propiedades nominales de los elementos de acero se presentan en la **Tabla 5-2**.

Tabla 5-2: Propiedades mecánicas nominales de los componentes de acero en probetas experimentales de corte directo.

	<i>Conectores de cortante (ASTM A424 - Type II)</i>	<i>Tornillos autoperforantes (SAE 1022)</i>	<i>Acero de refuerzo (ASTM A706)</i>	<i>Perfil estructural (ASTM A1011)</i>
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
Módulo de elasticidad (Es)	200.000	200.000	200.000	200.000
Esfuerzo de fluencia (fy)	240	205	420	350
Esfuerzo último (fu)	350	380	560	420

Tomado de Hurtado & Molina, 2023

5.3.2 Proceso constructivo de las probetas

En este estudio, se configuraron probetas experimentales compuestas por conectores de cortante tipo CSC y barras de refuerzo, embebidas en una losa de concreto de 450mm x 300mm x 100mm (Figura 5-5). En la configuración estructural se incluyeron los tornillos autoperforantes N°10 (4.83mm de diámetro) como mecanismo de fijación de los conectores de cortante para todas las configuraciones, y perfiles de acero CFS C220x80, de 600mm de longitud, en diferentes espesores (**Tabla 5-3**).

Figura 5-5: Proceso de elaboración de las probetas experimentales de corte para el ensayo Pry-Out. a) Detalle de instalación de conectores de cortante. b) Vaciado del concreto. c) Ensamble del sistema compuesto.



a)

b)

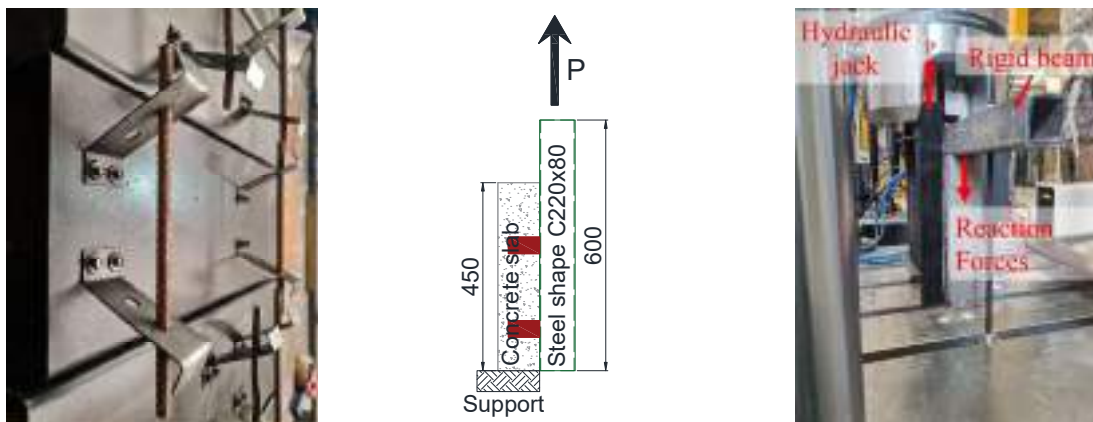
c)

Tomado de Hurtado & Molina, 2023.

5.3.3 Descripción del ensayo

La carga en el sistema fue aplicada monotónicamente, con un cilindro hidráulico, aplicando tensión axial sobre el perfil de acero, con control de desplazamientos. La losa de concreto fue fijada a la base de la máquina universal por medio de un sistema de elementos rígidos, con el fin de garantizar la transferencia de esfuerzos a través de los conectores de cortante, como se muestra en la **Figura 5-6**.

Figura 5-6: Configuración de ensayo experimental de corte directo tipo Pry-Out. a) Esquema de aplicación de cargas. b) Sección transversal. (unidades en mm). c) Montaje del ensayo.



a)

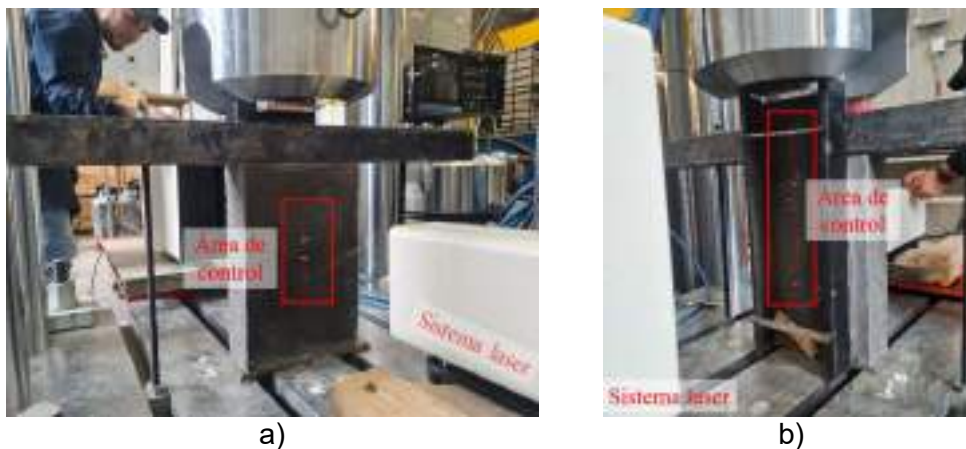
b)

c)

Tomado de Hurtado & Molina, 2023.

El registro de carga y desplazamiento fue generado directamente por el sistema de adquisición de datos del equipo. Adicionalmente, se instalaron medidores laser de desplazamientos, con el fin de revisar posibles movimientos diferenciales en la placa de concreto y el perfil de acero, y evaluar el nivel de deformación en los materiales. La instrumentación se indica en la Figura 5-7.

Figura 5-7: Instrumentación de ensayo experimental de corte directo tipo Pry-Out. a) Medición de desplazamientos por sistema laser en placa de concreto. b) Medición de desplazamientos por sistema laser en perfil de acero.



Modificado de Hurtado & Molina, 2023.

Así mismo, fue revisada la condición de desplazamientos máximos del sistema, así como las cargas últimas y los modos de falla. La configuración de los especímenes se define en la **Tabla 5-3**.

5.3.4 Diseño experimental

Se planteó un diseño estadístico rotacional compuesto, centrado en las caras (3.4), para evaluar las configuraciones experimentales más representativas en el comportamiento del sistema compuesto. En este caso, la resistencia a la compresión del concreto, el espesor del perfil de acero y el espaciamiento entre conectores se definieron como los parámetros de estudio.

La nomenclatura utilizada en la identificación de especímenes corresponde en su orden con el espesor del perfil de acero (2.0mm/2.5mm/3.0mm), la resistencia del concreto

(C1/C2/C3 corresponden a 14.8MPa/22.9MPa/33.5MPa respectivamente) y la separación entre conectores (100mm/200mm/300mm). Para todas las probetas se emplearon losas de 100mm de espesor, por lo cual no se incluyó esa anotación en la codificación. De este modo, la probeta número 1, identificada como *PO 2-C1@100*, cuenta con una losa de concreto de 14.8MPa, adosada a un perfil de 2mm por medio de conectores de cortante tipo CSC, espaciados cada 100mm.

La configuración de los especímenes se indica en la **Tabla 5-3**.

5.4 Discusión de resultados

El reporte sintetizado de datos de los ensayos experimentales se presenta en la **Tabla 5-3**, y el compendio de las curvas Carga-Desplazamiento en la Figura 5-8.

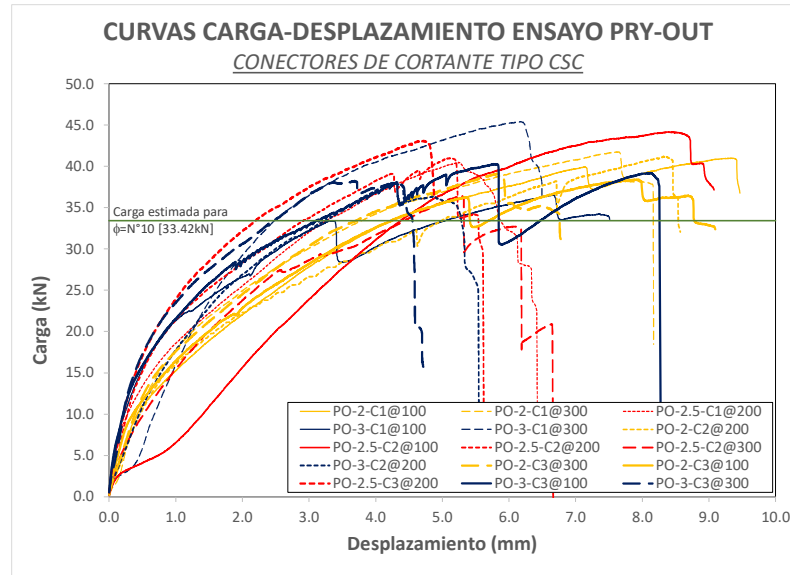
Tabla 5-3: Registro de datos ensayos experimentales Pry-out.

N°	Nomenclatura de especímenes	Resistencia a la compresión del concreto (A)	Espesor del perfil de acero (B)	Espaciamiento entre conectores (C)	Fuerza de reacción máxima	Desplazamiento máximo	Modo de falla
		[MPa]	[mm]	[mm]	[N]	[mm]	
1	<i>PO-2-C1@100</i>	14.8	2.0	100	20413.99	9.07	Corte en tornillos
2	<i>PO-2-C1@300</i>	14.8	2.0	300	20880.09	7.64	Corte en tornillos
3	<i>PO-2.5-C1@200</i>	14.8	2.5	200	20241.20	5.25	Corte en tornillos
4	<i>PO-3-C1@100</i>	14.8	3.0	100	18249.52	6.65	Corte en tornillos
5	<i>PO-3-C1@300</i>	14.8	3.0	300	22705.08	6.16	Corte en tornillos
6	<i>PO-2-C2@200</i>	22.9	2.0	200	20600.25	8.34	Corte en tornillos
7	<i>PO-2.5-C2@100</i>	22.9	2.5	100	22082.57	8.39	Corte en tornillos
8	<i>PO-2.5-C2@200</i>	22.9	2.5	200	20500.16	5.13	Corte en tornillos
9	<i>PO-2.5-C2@300</i>	22.9	2.5	300	18193.47	5.28	Corte en tornillos
10	<i>PO-3-C2@200</i>	22.9	3.0	200	19023.60	4.30	Corte en tornillos
11	<i>PO-2-C3@100</i>	33.5	2.0	100	19195.98	7.93	Corte en tornillos
12	<i>PO-2-C3@300</i>	33.5	2.0	300	19563.39	5.82	Corte en tornillos
13	<i>PO-2.5-C3@200</i>	33.5	2.5	200	21536.84	4.72	Corte en tornillos
14	<i>PO-3-C3@100</i>	33.5	3.0	100	20134.27	5.79	Corte en tornillos

15	PO-3-C3@300	33.5	3.0	300	19110.85	3.69	Corte en tornillos
----	-------------	------	-----	-----	----------	------	--------------------

Tomado de Hurtado & Molina, 2023

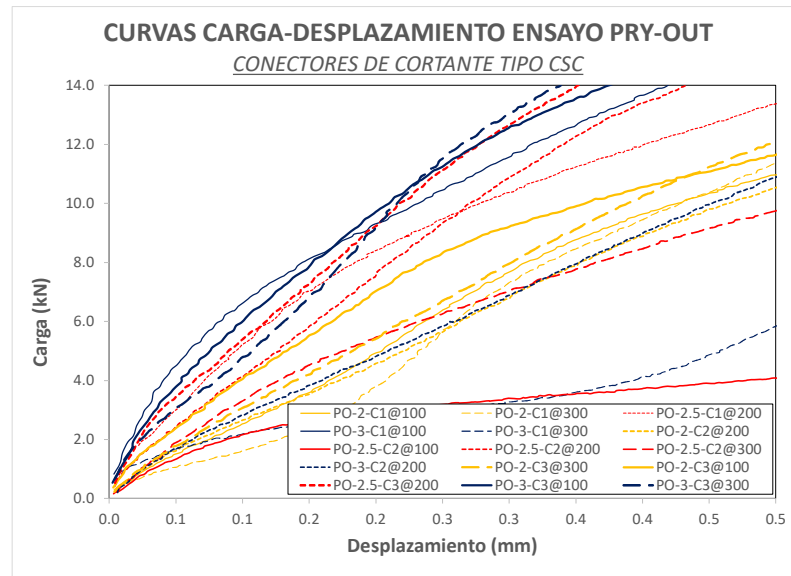
Figura 5-8: Curva de respuesta experimental Carga de reacción Vs. Desplazamiento.



Modificado de Hurtado & Molina, 2023

En la **Figura 5-9**, se observa en detalle el trayecto inicial de carga de los ensayos realizados, evaluando rango de trabajo elástico del conjunto de especímenes.

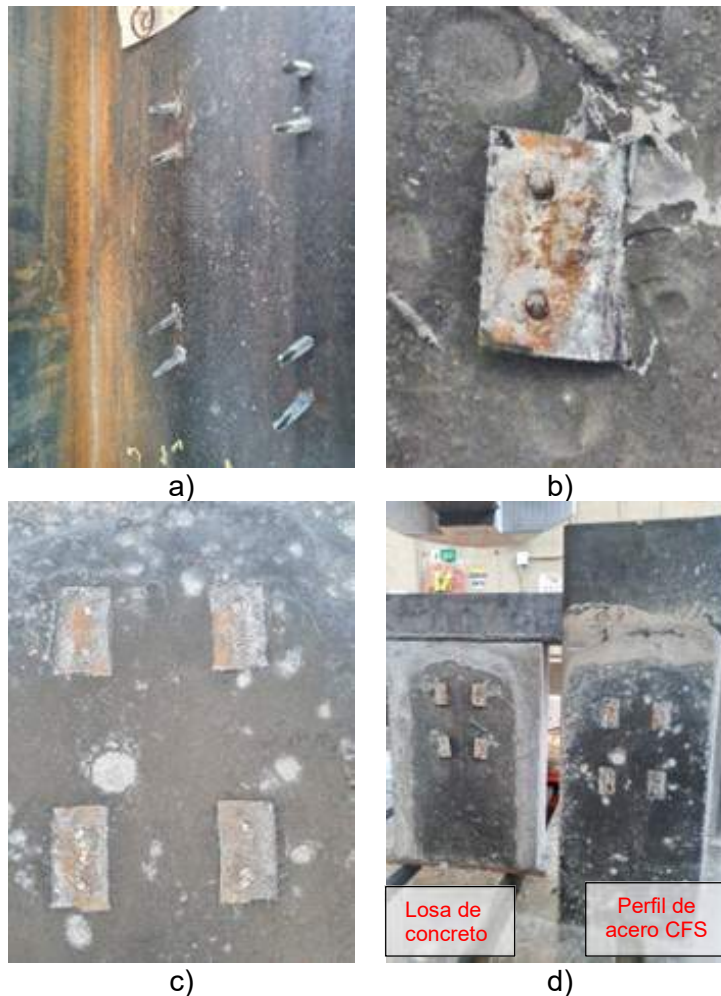
Figura 5-9: Curva de respuesta experimental Carga de reacción Vs. Desplazamiento. Detalle rango elástico.



Modificado de Hurtado & Molina, 2023

De acuerdo con los resultados y los comportamientos particulares presentados durante los ensayos experimentales, el mecanismo de falla se inicia con la rotación de los tornillos de fijación de los conectores, comenzando a más bajas cargas en las probetas de menor espesor de perfil de acero (**Figura 5-10**).

Figura 5-10: Mecanismo de falla del sistema compuesto en ensayos Pry-Out. a). Estado final de tornillos rotados tras el proceso de carga y falla por corte. b). Detalle de desgarramiento alrededor de las perforaciones de la fijación de los conectores de cortante. c). Estado final del mecanismo de fijación incrustado en los perfiles de acero CFS. d). Estado final de los componentes desacoplados.

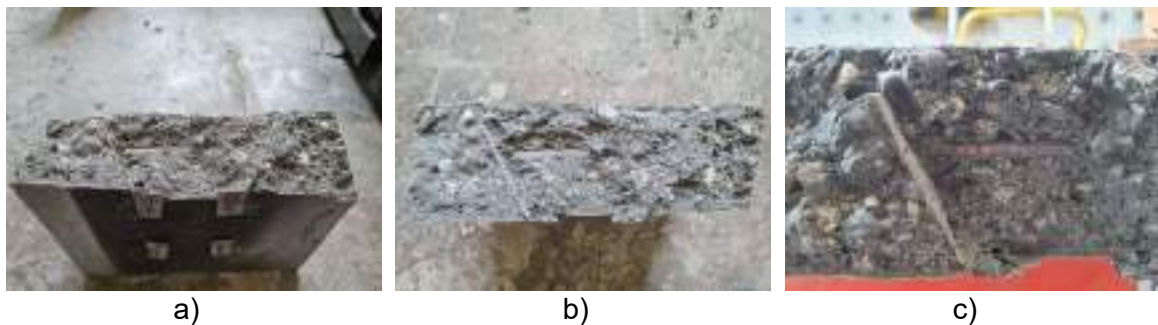


Tomado de Hurtado & Molina, 2023

Una ventaja del mecanismo de falla evidenciado es que no se induce a la inestabilidad del sistema. Es decir, si una losa de entrepiso llega a la condición de falla, el desacople del conjunto implicaría una transformación del comportamiento estructural de un sistema compuesto a un sistema de losa y vigas, el cual debe ser garantizado para resistir las cargas gravitacionales de operación.

En la Figura 5-11 se muestra el estado final de los conectores en la losa de concreto, donde se puede visualizar su integridad dentro de la matriz. Las condiciones de construcción permitieron el flujo del concreto, de manera que se confinara totalmente tanto el conector como la barra de refuerzo, y de esta manera se lograra el trabajo efectivo de todos los elementos del sistema de transferencia.

Figura 5-11: Estado final de los conectores de cortante embebidos en la placa de concreto. a). Vista general. b). Vista frontal. c). Detalle de conector y barra de refuerzo.

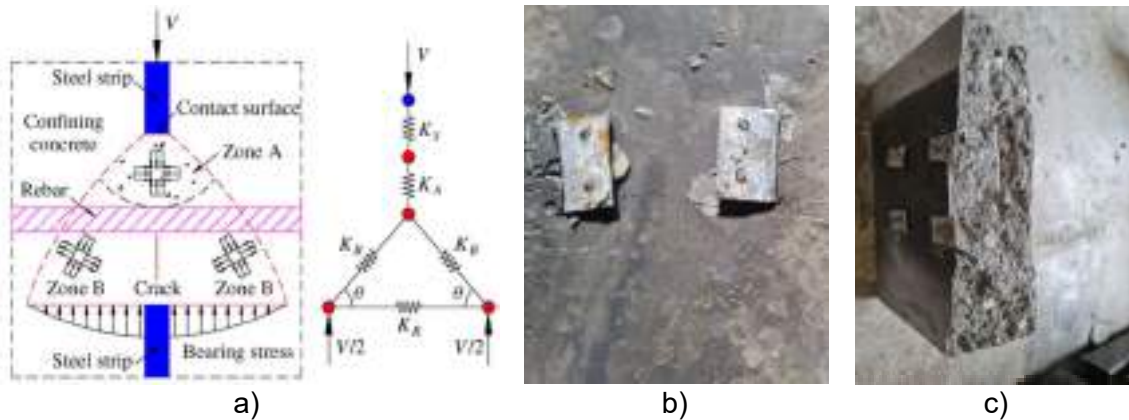


Tomado de Hurtado & Molina, 2023

Estos resultados concuerdan con la respuesta experimental de Hurtado & Molina (2020), donde se encontró que para elementos estructurales con espesores superiores a 2mm el mecanismo de falla era por corte en tornillos, y en espesores inferiores la falla predominante se daba por aplastamiento de las láminas de acero, como se muestra en la **Figura 2-16**.

Como se aprecia en la **Figura 5-12**, en las probetas con concreto de menor resistencia se logró evidenciar, adicionalmente, la presencia de fisuras transversales al sentido de aplicación de la carga (**Figura 5-12 b**) y **Figura 5-12 c**), validando la eficiencia de la configuración geométrica y mecánica del conector, particularmente con la inclusión de la barra transversal de refuerzo, que permite la dispersión de las fisuras inducidas por la carga axial (**Figura 5-12 a**)).

Figura 5-12: Mecanismo de transferencia de corte con inclusión de barras de refuerzo. a) Idealización teórica del mecanismo. b) Vista general inducción de fisuras transversales en placa de concreto. c). Detalle inducción de fisuras transversales en placa de concreto



a). Tomada de Liu et al. 2015
b). y c). Tomado de Hurtado & Molina, 2023

Esta condición de falla conjunta para las configuraciones analizadas implica que el perfil de acero y la losa de concreto aportan al sistema, sin alcanzar su estado límite de resistencia antes que los tornillos logren su estado de máxima capacidad, induciendo a su falla frágil por corte, acompañada por ligeros desgarramientos de los conectores, en la zona de fijación.

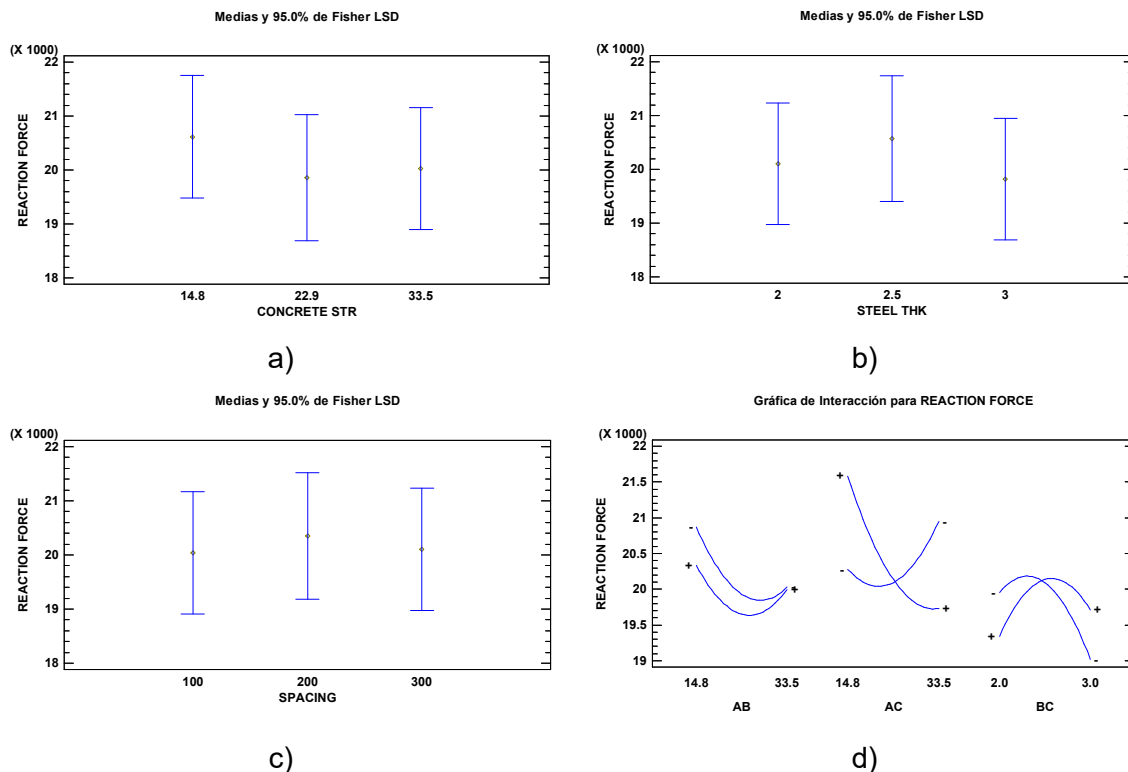
5.4.1 Respuesta estadística de ensayos experimentales

La respuesta estadística, obtenida del análisis de los datos experimentales, es abordada desde el comportamiento de la fuerza máxima del sistema, y desde los valores de máximo desplazamiento alcanzados, evaluando la incidencia de las variables involucradas en el estudio sobre el desempeño y la capacidad máxima del sistema: (A) resistencia a la compresión del concreto, (B) espesor del perfil de acero y (C) espaciamiento entre conectores (**Tabla 5-3**).

Dado que la falla en todos los especímenes fue gobernada por el corte en los tornillos de fijación, no se evidenció diferencia estadísticamente significativa en las configuraciones experimentales probadas. En la **Figura 5-13** se muestran los intervalos de confianza de respuesta de la carga de falla al 95% de probabilidad, tanto para el concreto (**Figura 5-13**

a.), el espesor del perfil de acero (**Figura 5-13 b).**) y el espaciamiento (**Figura 5-13 c).**), donde se presenta la superposición en los valores de respuesta, dando soporte a la igualdad estadística.

Figura 5-13: Intervalo de confianza de respuesta experimental de carga máxima con 95% de probabilidad. a) Resistencia del concreto a compresión. b) Perfil de acero. c) Espaciamiento entre conectores. d) Gráfica de interacción de variables para respuesta de fuerza máxima.

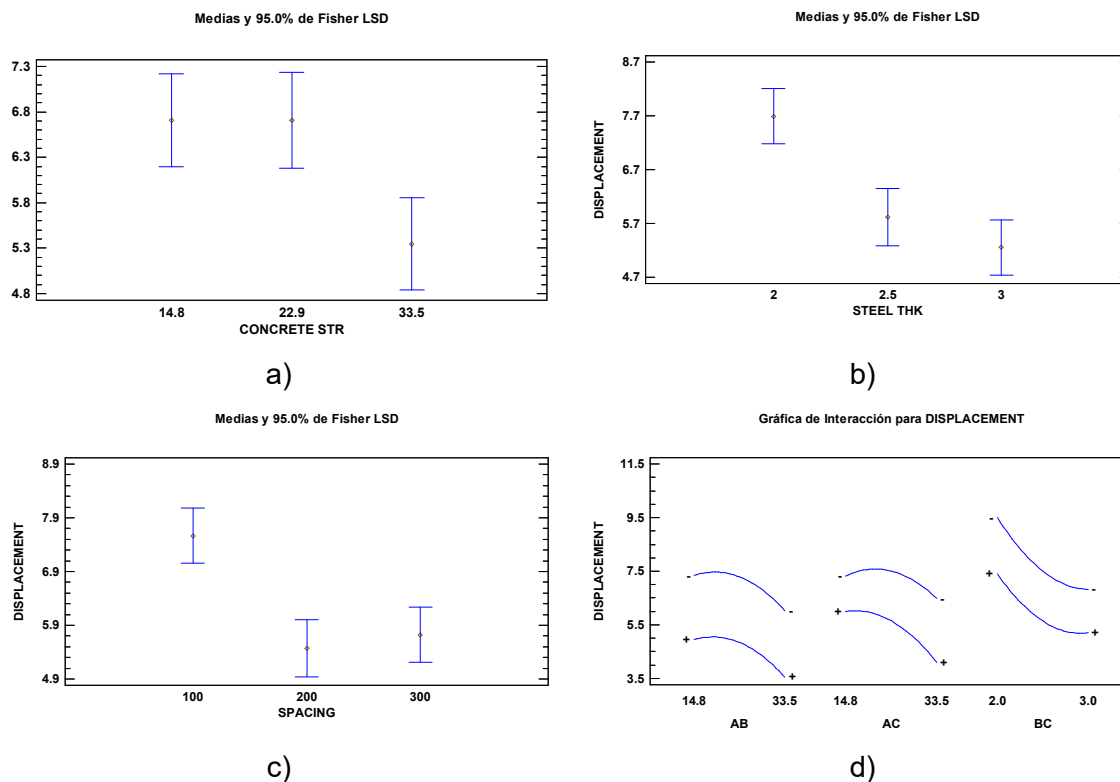


Tomado de Hurtado & Molina, 2023.

En la **Figura 5-13 d)** se incluye la gráfica de interacción de parámetros, cuya intersección conduce a la interpretación de respuesta conjunta de las variables del sistema, bajo las configuraciones propuestas. En este caso, se observa que las combinaciones de resistencias del concreto y espaciamientos, o de espesores de perfiles de acero y espaciamientos, pueden afectar la respuesta del sistema, diferente a si se evaluara su aporte de forma independiente.

Por otra parte, al evaluar los desplazamientos máximos, los intervalos de confianza de respuesta permiten apreciar diferencias significativas para todas las variables en estudio, concluyendo que la condición de falla presenta deformaciones susceptibles de acuerdo con las configuraciones del sistema compuesto, con valores que superan los 6mm. (**Figura 5-14**)

Figura 5-14: Intervalo de confianza de respuesta experimental de desplazamiento máximo con 95% de probabilidad. a) Resistencia del concreto a compresión. b) Perfil de acero. c) Espaciamiento entre conectores. d) Gráfica de interacción de variables para respuesta de desplazamiento máximo.



Tomado de Hurtado & Molina, 2023.

A diferencia de la respuesta de la reacción máxima, la condición de desplazamiento no evidencia interacción de variables, indicando que la modificación de los valores de cada una de ellas afecta de forma separada la condición de desplazamientos. (**Figura 5-14 d**).).

5.4.2 Análisis paramétrico

El análisis paramétrico permitió concluir acerca de la incidencia de las variables en estudio en el comportamiento del sistema compuesto, particularmente las cargas de falla y los desplazamientos máximos.

▪ ***Efecto de la resistencia a la compresión del concreto***

La fisuración en las placas de concreto se presentó como parte del mecanismo conjunto de falla del sistema compuesto en algunos especímenes, sin que se llegara a la fractura de la losa. De acuerdo con lo que se aprecia en la **Figura 5-13 a)** y **Figura 5-14 a)**, esta variable no se considera estadísticamente significativa en la capacidad de carga máxima del sistema, pero si marca diferencia en la condición de desplazamientos máximos. Menores resistencias evidencian mayores desplazamientos de acuerdo con la rigidez del material.

▪ ***Efecto del espesor del perfil de acero***

De forma análoga como se presentó con el concreto, el espesor del perfil de acero sólo afecta la condición de rigidez del sistema, implicando mayores desplazamientos en elementos con menores espesores, como se puede inferir de las **Figura 5-13 b)** y **Figura 5-14 b)**. Los perfiles de acero no evidenciaron daño, ni pandeo local en las configuraciones ensayadas.

▪ ***Efecto del espaciamiento entre conectores***

El espaciamiento entre conectores marcó fuerte diferencia en los máximos desplazamientos relativos entre los componentes, siendo mayores en especímenes con menores separaciones (**Figura 5-14 c)**). Esta situación indica que menores separaciones dan mayor ductilidad al sistema, previo a la falla, dado que en cuanto a las cargas máximas no se presenta una diferencia estadísticamente significativa (**Figura 5-13 c)**).

5.5 Formulación de diseño de capacidad de conectores tipo CSC

De acuerdo con el comportamiento de los sistemas compuestos estudiados, se propone la expresión de diseño de conectores de cortante tipo CSC (5-19), para falla del sistema de fijación por corte en los tornillos, sin mayor afectación en los demás componentes del sistema:

$$Q_n = 13000 \cdot \alpha \cdot f_c'^{0.20} \cdot t_{st}^{0.20} \leq 4 \cdot A_{sc} \cdot F_u \quad (5-19)$$

- Donde:
- Q_n : Resistencia nominal del conector tipo CSC [N].
 - f_c' : Resistencia nominal especificada del concreto a compresión [MPa].
 - t_{st} : Espesor del perfil de acero CFS [mm]
 - A_{sc} : Área nominal del tornillo autoperforante [mm²]
 - F_u : Esfuerzo último nominal del acero del tornillo autoperforante [MPa].
 - α : Parámetro de validación experimental, asociado a reducción por dispersión de datos. 1.0 para la **Figura 5-15**.

La primera parte de la ecuación se asocia a la falla por fractura del concreto. Los coeficientes presentados se obtuvieron a partir de un análisis de regresión no lineal, con base en los resultados de simulación de Hurtado & Molina (2021). Así mismo, se tomaron como referencia las expresiones de diseño propuestas por Oguejiofor & Hosain (1994, 1997), para placas perforadas con barras de refuerzo y dovelas.

En la **Tabla 5-4** se muestran varios casos de estimación de las cargas máximas del sistema, a partir de la ecuación de diseño sugerida. Allí también se incluye la relación de carga máxima experimental Vs. Carga estimada, haciendo particular énfasis en la propuesta para tornillos N°10, diámetro de los tornillos probados, donde se aprecia que la carga experimental es del orden del 20% superior de la carga estimada, posiblemente asociado a la sobre resistencia del material lograda durante los procesos de fabricación.

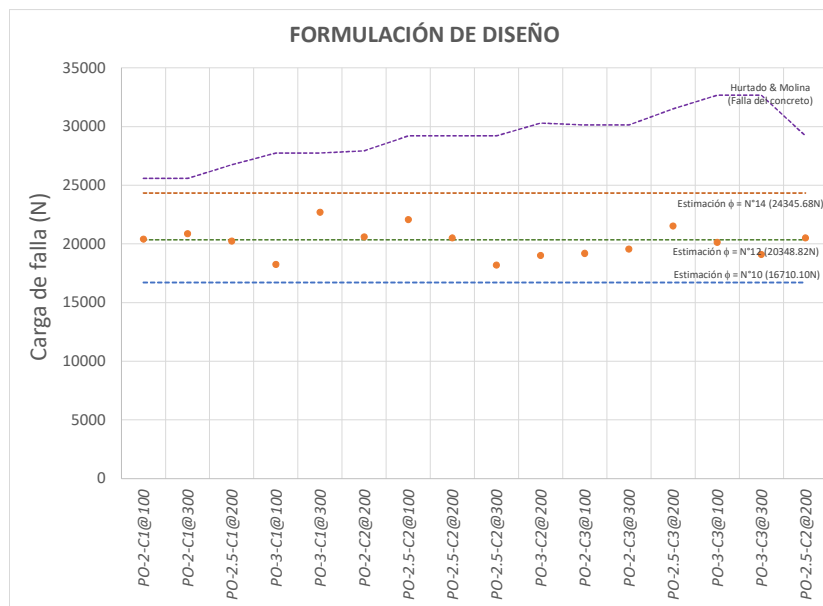
Tabla 5-4: Cargas de falla estimadas para corte en los tornillos a partir de la ecuación de diseño propuesta.

N°	Especimen	Fuerza máxima experimental	Carga de falla nominal para tornillos N°10		Carga de falla nominal para tornillos N°12		Carga de falla nominal para tornillos N°14	
		[N]	[N]		[N]		[N]	
1	PO-2-C1@100	20413.99	16710.10	1.22	20348.82	1.00	24345.68	0.84
2	PO-2-C1@300	20880.09	16710.10	1.25	20348.82	1.03	24345.68	0.86
3	PO-2.5-C1@200	20241.20	16710.10	1.21	20348.82	0.99	24345.68	0.83
4	PO-3-C1@100	18249.52	16710.10	1.09	20348.82	0.90	24345.68	0.75
5	PO-3-C1@300	22705.08	16710.10	1.36	20348.82	1.12	24345.68	0.93
6	PO-2-C2@200	20600.25	16710.10	1.23	20348.82	1.01	24345.68	0.85
7	PO-2.5-C2@100	22082.57	16710.10	1.32	20348.82	1.09	24345.68	0.91
8	PO-2.5-C2@200	20500.16	16710.10	1.23	20348.82	1.01	24345.68	0.84
9	PO-2.5-C2@300	18193.47	16710.10	1.09	20348.82	0.89	24345.68	0.75
10	PO-3-C2@200	19023.60	16710.10	1.14	20348.82	0.93	24345.68	0.78
11	PO-2-C3@100	19195.98	16710.10	1.15	20348.82	0.94	24345.68	0.79
12	PO-2-C3@300	19563.39	16710.10	1.17	20348.82	0.96	24345.68	0.80
13	PO-2.5-C3@200	21536.84	16710.10	1.29	20348.82	1.06	24345.68	0.88
14	PO-3-C3@100	20134.27	16710.10	1.20	20348.82	0.99	24345.68	0.83
15	PO-3-C3@300	19110.85	16710.10	1.14	20348.82	0.94	24345.68	0.78

Tomado de Hurtado & Molina, 2023.

De igual forma, en la **Figura 5-15** se ilustra el comportamiento de la respuesta experimental frente a las capacidades estimadas para diferentes diámetros de tornillos autoperforantes empleados como sistema de fijación de conectores de cortante tipo CSC. En amarillo se presentan los datos experimentales de falla. La línea morada representa la parte izquierda de la expresión (5-19), para falla del concreto. Las líneas punteadas horizontales representan la estimación para falla de los tornillos autoperforantes, en tres diámetros diferentes.

Figura 5-15: Grafica de cargas obtenidas por la expresión de diseño para diferentes diámetros de tornillo autoperforante Vs cargas de falla experimental.



Modificado de Hurtado & Molina, 2023.

5.6 Conclusiones del estudio

La metodología de ensayo Pry-Out, para la evaluación de la capacidad de sistemas compuestos con perfiles de acero de lámina delgada (*CFS*) y conectores *CSC*, resultó ser una alternativa experimental viable, ya que se mitiga la posibilidad de pandeo local en los perfiles, siendo incluso extrapolable a configuraciones de secciones compuestas que emplean perfiles laminados en caliente (*HRS*), de mayores espesores de lámina.

La validación experimental de sistema compuesto por losa de concreto y perfiles formados en frío *CFS*, empleando conectores de cortante tipo *CSC*, ante cargas de corte directo, permitió evaluar las condiciones de trabajo del sistema y su mecanismo de falla, iniciándose como rotación en los tornillos autoperforantes como elementos de fijación, presentando un leve desgarramiento en la platina de los conectores, paralelamente con fisuración en las placas de concreto, en especímenes con menores resistencias. Es oportuno resaltar que se produjo el corte en los tornillos para todas las configuraciones ensayadas, sin afectación en el perfil de acero, desacoplando el sistema compuesto, pero sin pérdida de integridad en los elementos.

Aunque los parámetros experimentales validados en esta investigación no presentaron diferencias estadísticas para las cargas de falla, sus configuraciones lograron evidenciar las condiciones de ductilidad del sistema, permitiendo mayores desplazamientos relativos en las probetas con más bajas resistencias del concreto, menores espesores de perfil de acero y separaciones menos distantes, logrando valores superiores a 6mm, como límite del Eurocódigo4 para conectores de cortante dúctiles.

Finalmente, se propone la expresión de diseño de conectores de cortante tipo CSC, para ser empleada en el diseño de sistemas de entrepiso compuestos por perfiles de lámina delgada *CFS* y losas de concreto, donde se proyecta la falla por corte en los tornillos en el sistema de fijación, con desacople del conjunto, sin que se presente riesgo por falta de integridad del sistema. Cabe señalar que, para lograr los potenciales estados de falla proyectados, se deben superar ampliamente las deformaciones por condiciones de servicio recomendadas en la normatividad.