



UNIVERSIDAD DE CHILE
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL

MODELAMIENTO NUMÉRICO DE ARRIOSTRAMIENTOS DE ACERO CON PANDEO RESTRINGIDO MEDIANTE EL USO DE ELASTÓMEROS

MEMORIA PARA OPTAR AL TITULO DE INGENIERO CIVIL

MATÍAS JOSÉ MORRAL FAÚNDEZ

PROFESOR GUÍA:

RICARDO HERRERA MARDONES

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:

MARÍA OFELIA MORONI YADLIN
JUAN FELIPE BELTRAN MORALES

SANTIAGO DE CHILE

2015

**RESUMEN DE LA MEMORIA PARA OPTAR
AL TÍTULO DE:** Ingeniero Civil.
POR: Matías José Morral Faúndez
FECHA: 27-Noviembre-2015
PROFESOR GUÍA: Ricardo Herrera Mardones

“MODELAMIENTO NUMÉRICO DE ARRIOSTRAMIENTOS DE ACERO CON PANDEO RESTRINGIDO MEDIANTE EL USO DE ELASTÓMEROS”

Los arriostramientos de pandeo restringido son disipadores metálicos incorporados en la misma riostra que se componen de un núcleo de acero dúctil, diseñado para que resista esfuerzos de tracción y compresión, evitando el pandeo global y local, mediante el confinamiento del núcleo, generando ciclos de histéresis estables.

La presente investigación corresponde a un estudio analítico y numérico de arriostramientos de acero con pandeo restringido mediante el uso de elastómeros sometidos a cargas cíclicas, con el objetivo principal de determinar las propiedades del material confinante y predecir el comportamiento de la riostra.

Se utilizó el modelo analítico propuesto por Black et al,(2002) y la Ley Generalizada de Lamé-Hooke para determinar la carga crítica de pandeo de Euler y obtener valores del módulo de corte G del elastómero capaces de restringir el pandeo del núcleo de acero de diferentes pletinas comerciales, comportamientos similares se obtienen a partir de un modelo de elementos finitos, salvo el valor de la carga crítica de pandeo que se puede atribuir a las simplificaciones en las propiedades de la goma al considerarla como un material elástico y lineal al determinar el módulo de corte en el elastómero.

El modelo numérico de elementos finitos se desarrolló con el software ANSYS 15.0 y corresponde a un modelo 3D, que considera las no linealidades geométricas, de los materiales y de los contactos. Se analizó el comportamiento cíclico y la capacidad de inhibir el pandeo del material confinante, concluyendo que la ley de endurecimiento isotrópico incluida en el modelo no es capaz de predecir completamente el comportamiento del BRB, debido a un aumento significativo de los esfuerzos máximos resistidos, de la rigidez axial y del endurecimiento asimétrico en compresión. El estudio paramétrico permite identificar que tanto el módulo corte G como el módulo volumétrico κ afectan directamente en la rigidez de la goma y con ello en el confinamiento del núcleo central del BRB mientras que el coeficiente de fricción μ controla la compatibilidad del desplazamiento entre el núcleo de acero y el elastómero confinante acentuando la asimetría del ciclo de histéresis en tracción y compresión.

Finalmente se presentan recomendaciones para futuras investigaciones a partir de los aportes y limitaciones del presente trabajo.

Agradecimientos

En primer lugar quiero expresar mis más sinceros agradecimientos a mi profesor guía, Ricardo Herrera por haberme dado la oportunidad de realizar este trabajo, por su buena disposición y por la ayuda y consejos que me entregó durante todo este proceso.

Quiero agradecer también a la profesora María Ofelia Moroni y al Profesor Juan Felipe Beltrán, por su excelente disposición, por sus consejos y orientación proporcionada durante el desarrollo de este trabajo.

A todos los amigos y amigas que conocí durante mis años universitarios, a mis compañeros por su apoyo y momentos de conversación que ayudaron a alivianar las horas de trabajo.

Por ultimo quiero agradecer a los integrantes de mi familia, en especial a mis padres que con su cariño y apoyo incondicional me han acompañado y guiado en todas las decisiones que he tomado en la vida. A mi hermano y hermanas que siempre han estado ahí para ayudarme y guiarme frente a cada dificultad o problema y finalmente a mi polola por aguantarme durante todo este proceso entregándome compañía, ayuda, amor y cariño.

Tabla de contenido

Índice de Tablas	vii
Índice de Figuras	viii
1 Introducción	1
1.1 Antecedentes Generales	1
1.2 Arriostramientos convencionales de acero	3
1.2.1 Comportamiento estructural de riostras convencionales	3
1.2.2 Ventajas y desventajas del uso de BRB	7
1.3 Objetivos	8
1.4 Alcance de cada capítulo	8
2 Antecedentes	10
2.1 Técnicas de control de respuesta sísmica	10
2.2 Arriostramientos de pandeo restringido	10
2.2.1 Secciones transversales de confinamiento de los BRB	13
2.3 Ensayos de BRB	15
2.4 Modelo numérico propuesto en la literatura	27
2.5 Elastómeros	29
2.5.1 Características generales de la goma	29
2.5.2 Elasticidad de la goma	31
2.5.3 Mecanismo de amortiguamiento de la goma	31
3 Modelo analítico BRB	33
3.1 Solución Analítica	33
3.1.1 Análisis estabilidad global del BRB bajo carga axial de compresión	34
3.1.2 Pandeo del núcleo de acero en los modos más altos	36

3.1.3	Rigidez del material confinante.....	40
4	Modelo numérico de elementos finitos.....	43
4.1	Geometría modelo 3D	43
4.2	Leyes constitutivas de los materiales	45
4.2.1	Acero	45
4.2.2	Elastómero.....	46
4.3	Contactos	48
4.3.1	Bonded	49
4.3.2	Frictional	50
4.4	Malla de elementos finitos	51
4.5	Condiciones de borde	52
4.6	Protocolo de desplazamientos	52
4.7	Validación del modelo numérico.....	53
5	Análisis y resultados del BRB con elastómero confinante	58
5.1	Efecto del confinamiento en la riostra de acero.....	58
5.2	Variables consideradas en el análisis	61
5.3	Análisis y resultados variables consideradas	63
5.3.1	Efecto del módulo de corte G y módulo volumétrico κ	63
5.3.2	Efecto del coeficiente de fricción μ	68
5.3.3	Efecto del largo de confinamiento L_c	68
5.3.4	Propiedades del elastómero y de las variables del modelo numérico.	69
5.4	Análisis del comportamiento cíclico del modelo M6 del BRB	72
5.5	Solución teórica vs solución numérica	78
6	Conclusiones	80
6.1	Contribuciones de este trabajo.....	81
6.2	Limitaciones y recomendaciones	82

Bibliografía	83
ANEXO A	86
ANEXO B	90

Índice de Tablas

Tabla 2.2.1: Descripción de secciones típicas de BRB (Figura 2.2.5).....	14
Tabla 2.3.1: Ensayo BRB (Watanabe et al. (1988), Wada et al. (1989) y Watanabe et al. (1992)) .	17
Tabla 2.3.2: Parámetros geométricos prototipos 1G, 2G, 3G y 4G (Newell et al, 2006)	20
Tabla 2.3.3: Valores peak de respuesta especímenes 1G y 2G (Newell et al, 2006)	23
Tabla 2.3.4: Parámetros geométricos prototipos D1, D2, D3 y D4 (Palazzo et al, 2009)	24
Tabla 3.1.1: Rigidez del resorte β para evitar el pandeo del núcleo en compresión.....	41
Tabla 3.1.2: Rango de propiedades del elastómero para evitar el pandeo del núcleo de acero.....	42
Tabla 4.1.1: Propiedades geométricas de la riostra con pandeo restringido.....	44
Tabla 4.2.1: Propiedades acero ASTM A36.....	46
Tabla 4.7.1: Rigidez axial	56
Tabla 5.1.1: Carga crítica de pandeo P_{cr} de los modelos numéricos	59
Tabla 5.1.2: Cuantificación del endurecimiento de los modelos numéricos	60
Tabla 5.2.1: Resumen modelos monotónico creciente.....	62
Tabla 5.2.2: Resumen modelos cíclicos.	63
Tabla 5.3.1: Propiedades elastómero y variables del modelo para evitar el pandeo del núcleo.	69

Índice de Figuras

Figura 1.2.1: Riostra simplemente apoyada sometida a compresión (Crisafulli, 2012).	3
Figura 1.2.2: Diagrama P - δ de una riostra sometida a carga axial cíclica (Crisafulli, 2012).	4
Figura 1.2.3: Diagrama P - Δ de una riostra sometida a carga axial cíclica. (Crisafulli, 2012)	4
Figura 1.2.4: Influencia de la esbeltez sobre la energía de disipación (Tremblay, 2001).	4
Figura 1.2.5: Factor de reducción α_c (Crisafulli, 2012)	5
Figura 1.2.6: Influencia esbeltez sobre la fractura de perfiles rectangulares (Tremblay, 2001)	6
Figura 2.2.1: Ejemplo de marco arriostrado excéntricamente (Crisafulli, 2012).	11
Figura 2.2.2: Comportamiento riostra convencional y riostra restringida al pandeo (Xie, 2005).	12
Figura 2.2.3: Descripción general de una riostra de pandeo restringido, BRB. (Cancelado, 2013).	12
Figura 2.2.4: Sección longitudinal núcleo del BRB. (Clark et al, 1999)	13
Figura 2.2.5: Sección típicas de BRB (Xie, 2005).	14
Figura 2.3.1: Configuraciones de ensayo (Black et al, 2002)	16
Figura 2.3.2: BRB ensayados en Japón y en la Univ. de California Berkeley (Black et al, 2002).	16
Figura 2.3.3: Comparación de BRB con distinto confinamiento (Xie, 2005).	17
Figura 2.3.4: Ciclo de histéresis riostra con pandeo restringido (Black et al, 2002)	18
Figura 2.3.5: BRB ensayados Universidad de California, San Diego (Newell et al, 2006)	19
Figura 2.3.6: Instalación de pruebas mesa vibratoria (SRMD) (Newell et al, 2006)	20
Figura 2.3.7: Espécimen 1G, 2G, 3G y 4G: Protocolo de carga (Newell et al, 2006)	21
Figura 2.3.8: Localización transductores de desplazamiento (Newell et al, 2006)	22
Figura 2.3.9: Ciclos de histéresis espécimen 1G y 2G (Newell et al 2006)	22
Figura 2.3.10: Ciclos de histéresis espécimen 3G y 4G (Newell et al, 2006)	23
Figura 2.3.11: Diseño BRB (Palazzo et al, 2009)	24

Figura 2.3.12: Configuración ensayo uniaxial (Palazzo et al, 2009).....	25
Figura 2.3.13: Protocolo de carga especímenes D1 y D2 (Palazzo et al, 2009)	26
Figura 2.3.14: Histéresis espécimen D2 (sensor 7 vs sensor 6), (Palazzo et al, 2009)	27
Figura 2.4.1: Ensayo Newell et al (2006) v/s modelo numérico López-Almansa et al (2012).....	28
Figura 2.4.2: Ensayo Palazzo et al, (2009) v/s modelo numérico López-Almansa et al, (2012).	28
Figura 2.5.1: Estructura molecular isopreno y caucho natural (Escandar, 2003)	30
Figura 3.1.1: Columna en un medio elástico.	33
Figura 3.1.2: Modelo de barras y resortes de arriostamientos con pandeo restringido	33
Figura 3.1.3: Diagrama de cuerpo libre del BRB (Black et al, 2002).....	35
Figura 4.1.1: Descripción general de una riostra de pandeo restringido, BRB. (Cancelado, 2013). 43	
Figura 4.1.2: Análisis modal del núcleo de acero en Ansys 15.....	44
Figura 4.1.3: BRB con imperfección inicial Ansys 15.....	45
Figura 4.2.1: Curva tensión-deformación acero ASTM A36 Ansys 15.....	46
Figura 4.2.2: Ensayo de chloroprene rubber v/s “Neo-Hookean model” (Kim et al, 2011).....	47
Figura 4.2.3: Curva tensión-deformación “Neoprene Rubber”	48
Figura 4.3.1: Comportamiento de contactos (ANSYS.Inc, 2015).....	48
Figura 4.3.2: Contacto bonded entre la camisa de acero y el material confinante.	50
Figura 4.3.3: Contacto friccional entre el núcleo de acero y el material confinante	50
Figura 4.4.1: Malla de elementos finitos en el BRB.....	51
Figura 4.4.2: Elemento 3D Solid186 (ANSYS.Inc, 2015).....	51
Figura 4.5.1: Condiciones de borde del BRB.	52
Figura 4.6.1: Protocolo de desplazamientos.	53
Figura 4.7.1: Protocolo de desplazamientos aplicados al modelo, según Figura 2.3.7.	54
Figura 4.7.2: Curva P vs Δ , Modelo numérico v/s ensayo experimental de Newell et al (2006).....	54
Figura 4.7.3: Fricción inducida al confinamiento por pandeo del núcleo (Zsamóczy et al, 2013). .	55

Figura 4.7.4: Esfuerzo normal en la dirección longitudinal del BRB.....	56
Figura 4.7.5: Comportamiento histerético del modelo experimental y del modelo numérico.....	57
Figura 5.3.1: Análisis monotónico en compresión variando el módulo volumétrico κ	64
Figura 5.3.2: Análisis monotónico en compresión variando el módulo de corte.....	65
Figura 5.3.3: Comparación ciclos de histéresis para diferentes módulos de corte G	66
Figura 5.3.4: Comparación de histéresis para diferentes módulo volumétrico κ	67
Figura 5.3.5: Análisis monotónico en compresión variando el coeficiente de fricción μ	69
Figura 5.3.6: Ciclos de histéresis para diferentes coeficiente de fricción μ	70
Figura 5.3.7: Ciclos de histéresis para diferentes Largo de confinamiento L_c	71
Figura 5.4.1: Ciclo de histéresis BRB modelo M6 $G = 50$ [MPa].....	72
Figura 5.4.2: Distribución esfuerzos longitudinales en compresión modelo M6 $G = 50$ [MPa].....	74
Figura 5.4.3: Distribución deformación longitudinal en compresión modelo M6 $G = 50$ [MPa].....	75
Figura 5.4.4: Distribución esfuerzos longitudinales en tracción modelo M6 $G = 50$ [MPa].....	76
Figura 5.4.5: Distribución deformación longitudinal en tracción modelo M6 $G = 50$ [MPa].....	77
Figura 5.4.6: Desplazamiento transversal y esfuerzos normales de la pletina en la falla.....	78

1 Introducción

1.1 Antecedentes Generales

Los fuertes eventos sísmicos ocurridos en Chile, como en el resto del mundo, han incentivado el desarrollo de nuevas tecnologías en el área de la ingeniería sísmica, siendo ahora importante no tan sólo el desempeño de la estructura frente a las vibraciones, sino también la protección de la vida humana, la estructura y sus contenidos durante un sismo.

En Chile, la construcción de edificios habitacionales ha estado tradicionalmente dominada por la construcción en hormigón, a diferencia del sector industrial en donde la estructuración en acero es predominante debido a su facilidad y velocidad de montaje, disminuyendo los tiempos de construcción en obra. Sin embargo, en los últimos años se ha producido un aumento en la demanda de edificios habitacionales estructurados de acero. Lo anterior hace indispensable el estudio de nuevas tecnologías de protección estructural con el fin de aumentar la resistencia y rigidez de los diferentes tipos de construcción ante eventos sísmicos, disminuyendo los desplazamientos, velocidades y aceleraciones en la estructura, para así reducir los daños que se producen al interior de las construcciones, principalmente aquellos asociados a las aceleraciones, que se traducen en pérdidas con costos mayores al de la estructura misma.

Entre estas nuevas tecnologías se puede destacar el uso de disipadores de energía, cuya función, como su nombre lo indica, es disipar energía asegurándose que otros elementos en la estructura no sean sobre exigidos, disminuyendo así el riesgo de daño en la estructura. Dentro de los disipadores más usados se puede destacar los viscosos (donde la disipación de energía la produce un fluido pasando a través de orificios), viscoelásticos (disipación por deformación cortante en materiales elastoméricos), friccionales (disipación debida a fricción seca entre dos superficies) y metálicos (disipación de energía gracias a la fluencia y comportamiento plástico de materiales metálicos). La gran ventaja de estos últimos es su comportamiento histerético estable tanto en compresión como en tracción, ya que son dispositivos especialmente

diseñados para asegurar una respuesta dúctil. Sin embargo, una vez terminado el evento sísmico, el dispositivo queda con deformación remanente, la cual puede traducirse en desalineamiento en la estructura. Es por esto que deben ser puestos en lugares de fácil acceso para que una vez que hayan trabajado puedan ser reemplazados.

La motivación de este trabajo radica en estudiar riostras de pandeo restringido (BRB, buckling restrained braces), que son disipadores metálicos incorporados en la misma riostra. Estas riostras se componen básicamente de un núcleo de acero dúctil diseñado para que resista esfuerzos de tracción y compresión, evitando el pandeo global y local, mediante el confinamiento del núcleo, a través de diferentes materiales confinantes, donde el más común es el hormigón.

Entre los usos de arriostramientos con pandeo restringido están los marcos arriostrados (BRBF, buckling restrained braced frames), es decir marcos que incorporan elementos diagonales restringidos al pandeo, lo que permite reducir la sección de los elementos estructurales y con ello el peso de la estructura, además de otorgar una buena disipación de energía en combinación con una elevada rigidez lateral. Sin embargo, a pesar de que el sistema de marcos arriostrados es uno de los más utilizados para resistir las acciones sísmicas, los BRBF aún no se han masificado, ya que presentan problemas debido a su alto costo y compleja fabricación. Es por esto que este trabajo pretende determinar un arriostramiento de pandeo restringido que use un material confinante que permita resolver los problemas de fabricación y costos, garantizando la capacidad y ductilidad de la riostra.

Los materiales confinantes que se estudian en esta investigación son aquellos pertenecientes a la familia de las gomas o elastómeros vulcanizados, los cuales son utilizados en numerosas aplicaciones en la ingeniería y permiten introducir flexibilidad adicional en las estructuras de manera controlada y segura. En nuestro país existe un número no menor de estructuras que incorporan técnicas de aislamiento sísmico y disipación de energía a partir de elastómeros, los cuales permiten un buen desempeño en un rango amplio de condiciones. Existe una tendencia a nivel mundial de promover

la investigación en esta área ya que además de ser sistemas económicos y confiables, proveen una mayor seguridad sísmica a las estructuras. Una de las características de estos materiales es su habilidad de absorber grandes deformaciones elásticamente y volver a su forma original casi por completo, sin presentar daño ni deformaciones remanentes.

1.2 Arriostramientos convencionales de acero

1.2.1 Comportamiento estructural de riostras convencionales

Las riostras son componentes estructurales seleccionados para disipar energía, mediante el desarrollo de deformaciones inelásticas. Este comportamiento inelástico se puede evaluar analizando una riostra simplemente apoyada sometida a la acción de una carga axial cíclica, mediante el estudio de la respuesta en términos de carga axial, P , desplazamiento axial, δ , y el desplazamiento transversal en el centro de la riostra, Δ (que se produce como consecuencia del pandeo flexional), como se muestra en la Figura 1.2.1.

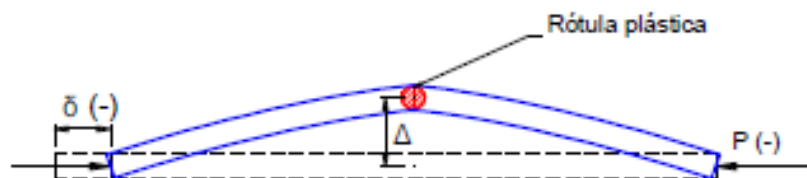


Figura 1.2.1: Riostra simplemente apoyada sometida a compresión (Crisafulli, 2012).

Cuando la riostra es sometida por primera vez a una carga axial de compresión, se comporta como un elemento lineal y elástico, experimentando un acortamiento δ , a medida que se aumenta la carga. Cuando la carga alcanza el valor P_{cr} , el cual depende de las propiedades geométricas del elemento y de la condición de apoyo de éste, el arriostramiento se pandea globalmente, produciendo además del acortamiento axial una deflexión lateral, que se traduce en esfuerzos internos de flexión en la barra. Este momento flector se incrementa proporcionalmente con la deformación axial, δ , y el desplazamiento transversal, Δ , produciendo una disminución de su capacidad a compresión a la vez que se forma una rotula plástica en la zona central de la riostra (ver Figura 1.2.1, Figura 1.2.2 y Figura 1.2.3).

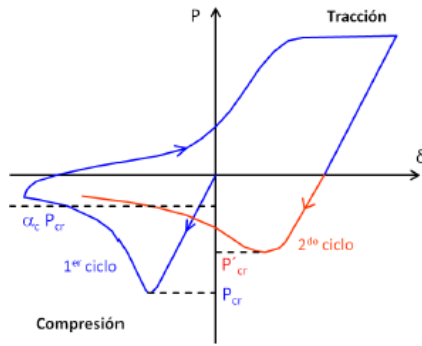


Figura 1.2.2: Diagrama $P - \delta$ de una riostra sometida a carga axial ciclica (Crisafulli, 2012).

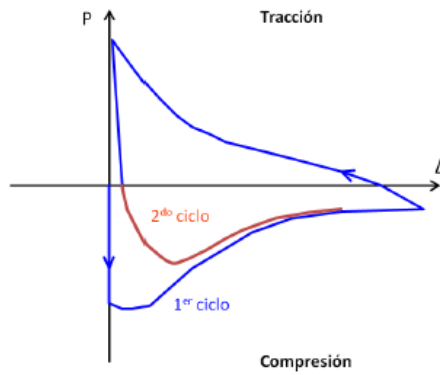


Figura 1.2.3: Diagrama $P - \Delta$ de una riostra sometida a carga axial ciclica. (Crisafulli, 2012)

Por otro lado, si el arriostramiento es lo suficientemente esbelto, el pandeo se produce en el rango elástico, por lo que una eventual descarga del elemento se realiza por la misma rama de carga, sin deformaciones plásticas. Según Tremblay (2001), los ensayos muestran que la disipación de energía disminuye cuando la esbeltez del elemento aumenta, como se muestra en la Figura 1.2.4.

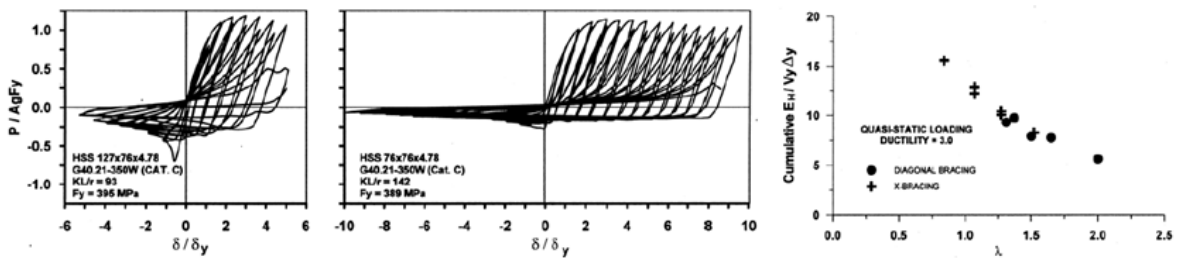


Figura 1.2.4: Influencia de la esbeltez sobre la energía de disipación (Tremblay, 2001).

De esta misma forma según Crisafulli (2012) mientras mayor es la esbeltez más significativa es la caída de resistencia pospandeo, la cual se puede cuantificar mediante un factor de reducción de carga crítica α_c , que según los resultados experimentales puede llegar a ser de hasta un 80%, en el caso de barras esbeltas, como se muestra en la Figura 1.2.5.

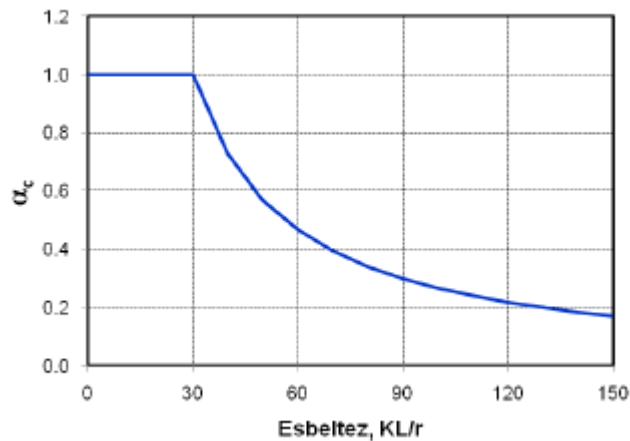


Figura 1.2.5: Factor de reducción α_c (Crisafulli, 2012)

Cuando se remueve completamente la carga axial de compresión, la deformación axial y lateral del arriostramiento es considerable. Al invertir la acción de la carga axial ahora en tracción, el comportamiento elástico se recupera, reduciéndose la deflexión lateral Δ y forzando a la rótula plástica a rotar inelásticamente en la dirección inversa. Sin embargo, producto del pandeo experimentado anteriormente la rigidez axial del elemento disminuye. Posteriormente al aumentar la carga se alcanza la fluencia en tracción y el arriostramiento experimenta deformación plástica bajo la carga de fluencia. El primer ciclo termina cuando la carga axial es completamente removida produciendo una pequeña deflexión lateral y una apreciable deformación axial (ver Figura 1.2.2 y Figura 1.2.3).

Durante los ciclos posteriores la resistencia a compresión decrece considerablemente y las deformaciones tanto axial como lateral aumentan producto del pandeo de la sección transversal, de las deformaciones residuales de los ciclos anteriores y del aumento de la amplitud de rotación de la rótula plástica.

Por otro lado hay que tener en cuenta la influencia de la esbeltez del elemento sobre la ductilidad a la fractura, ya que a menor esbeltez más propensa es la riostra a experimentar fracturas prematuras como se muestra en la Figura 1.2.6.

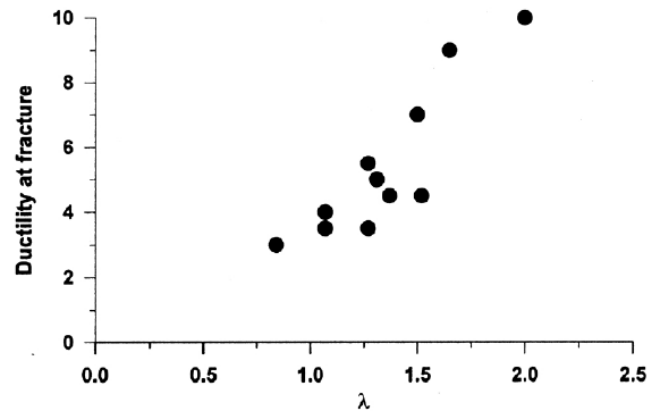


Figura 1.2.6: Influencia esbeltez sobre la fractura de perfiles rectangulares (Tremblay, 2001)

Por lo tanto cuando se utilizan arriostramientos es importante considerar la variable de la esbeltez, ya que los elementos esbeltos poseen una menor resistencia a la compresión y una vez ocurrido el pandeo global dicha resistencia se vuelve insignificante. Como no son capaces de deformarse plásticamente disipando energía bajo un evento cíclico como un sismo, deben diseñarse para trabajar en el rango elástico en compresión. Esto implica una mayor rigidez lateral al ser incorporado en un marco concéntrico y como la riostra posee una mayor resistencia a tracción que a compresión se esperan grandes fuerzas en el arriostramiento a tracción las cuales tienden a ser resistidas por las conexiones y los demás componentes que resisten las cargas laterales en la estructura. Contrariamente los arriostramientos más compactos muestran ciclos de histéresis más estables, con una mayor disipación de energía, permitiendo la deformación plástica a compresión bajo cargas cíclicas, pero son más propensos a experimentar fracturas prematuras.

1.2.2 Ventajas y desventajas del uso de BRB

1.2.2.1 Ventajas del uso de BRB.

- Los arriostramientos de pandeo restringido poseen ciclos de histéresis estables, tanto en tracción como en compresión, permitiendo una mayor disipación de energía por deformaciones plásticas en la riostra, y asegurando una respuesta dúctil de la estructura.
- Los BRB funcionan como un fusible estructural, minimizando el daño y los esfuerzos en los demás componentes estructurales, permitiendo reducir las secciones de estos elementos y con ello el peso de la estructura, lo que se traduce en un diseño más económico.
- Los arriostramientos con pandeo restringido ofrecen medidas de rehabilitación o reforzamiento estructural sin comprometer de manera significativa la arquitectura y brindando un mayor nivel de seguridad a la edificación.
- Los BRB se caracterizan por su facilidad de ser reemplazados, en el caso que terminado el evento sísmico, la riostra presente deformaciones remanentes que puedan traducirse en desalineamiento en la estructura.

1.2.2.2 Desventajas del uso de BRB.

- Se requieren consideraciones especiales de diseño, especialmente en el material aislante, el cual debe permitir el deslizamiento de la riostra en tracción y el aumento de volumen producto del efecto Poisson en compresión.
- Se debe tener un control exhaustivo del grado de acero utilizado en la fabricación del núcleo de la riostra y un correcto diseño y proporción del dispositivo. Para ello es necesario ensayar previamente los arriostramientos, para determinar su correcto funcionamiento.
- No existe un criterio para detectar el daño en los BRB, debido a que es muy difícil en algunas configuraciones la inspección del núcleo de acero del arriostramiento.

1.3 Objetivos

El principal objetivo de este trabajo de título es analizar arriostramientos que inhiben el pandeo mediante un material confinante cuyas propiedades se determinan a partir de un modelo numérico de elementos finitos. Específicamente se pretende determinar las propiedades de un material elastoplástico, configuraciones específicas y dimensiones que permitan restringir el pandeo en arriostramientos.

A partir de la comparación de modelos de elementos finitos con diferentes tipos de elastómeros se determina el más idóneo para restringir el pandeo en arriostramientos.

1.4 Alcance de cada capítulo

Capítulo 1: Introducción

Se presenta una breve introducción y objetivos que conlleva este trabajo de título. Además se da a conocer las principales diferencias entre arriostramientos convencionales y de pandeo restringido.

Capítulo 2: Antecedentes

En este capítulo se presentan los antecedentes necesarios para una mejor comprensión de esta investigación. En particular se presenta el estado del arte, principalmente resultados experimentales de ensayos de riostras con pandeo restringido y algunos modelos numéricos de elementos finitos.

Capítulo 3: Modelo analítico BRB

Para determinar la rigidez necesaria del material confinante capaz de inhibir el pandeo del arriostramiento, se estudió la solución analítica al problema de inestabilidad de una columna en un medio elástico considerando la rigidez del confinamiento como una cama de resortes distribuida por unidad de área Black et al, (2002). A partir de ésta solución se obtuvo la rigidez a la cual el núcleo de acero del BRB no presenta pandeo

en los modos altos de compresión, la cual debe ser menor que la rigidez aportada por el elastómero confinante.

Capítulo 4: Modelo numérico de elementos finitos

En este capítulo se presentan las características del modelo numérico de elementos finitos desarrollado en el software Ansys 15, en específico se da a conocer la geometría del arriostramiento con pandeo restringido, las leyes constitutivas de los materiales utilizados, los tipos de contactos, la malla de elementos finitos, las condiciones de borde y el protocolo de desplazamientos al cual es sometido el BRB. Finalmente se valida el modelo numérico a partir de ensayos experimentales para poder ser utilizado en el estudio de arriostramientos restringidos al pandeo con materiales elastoplástico.

Capítulo 5: Resultados y análisis

En este capítulo se dan a conocer los diferentes casos estudiados y se presentan las variables consideradas en el desarrollo del modelo numérico de elementos finitos, donde se analiza en detalle la estabilidad del BRB y el contacto friccional entre el arriostramiento y el material confinante, analizando el caso en que se tiene una adherencia alta y el caso en que la adherencia es pequeña, lo que permite determinar las propiedades friccionales del contacto. Todo lo anterior a partir de los resultados de los análisis a los que se somete el arriostramiento, los cuales consisten en aplicar desplazamientos, monotónico creciente y cíclico, en el extremo libre del elemento.

Capítulo 6: Conclusiones

Se presentan las conclusiones y limitaciones del trabajo realizado junto con las recomendaciones posibles para su posterior análisis empírico.

2 Antecedentes

2.1 Técnicas de control de respuesta sísmica

Las técnicas de control de respuesta sísmica se han desarrollado con el propósito de reducir y controlar el daño estructural asociado principalmente a sismos. Estas técnicas complementan a aquellas tradicionales de diseño al introducir elementos estructurales adicionales que deben disipar la mayor parte de la energía de vibración introducida por los sismos. Estos elementos adicionales se colocan estratégicamente en la estructura principal para que se dé el mayor aprovechamiento de su capacidad de disipación de energía y para que localice el daño estructural. De esta manera, después de un evento sísmico fuerte, estos elementos son fácilmente reemplazables sin poner en riesgo la estabilidad y la funcionalidad de la edificación (Oviedo y Duque, 2009)

Un tipo de control pasivo de respuesta sísmica son los disipadores histeréticos metálicos como los arriostramientos con pandeo restringido. Esta técnica utiliza las riostras como componentes adicionales a la estructura estratégicamente colocados, interviniendo en la respuesta de la edificación, controlando el daño de la estructura y concentrándolos en los arriostramientos.

2.2 Arriostramientos de pandeo restringido

En lo que respecta a la historia y al desarrollo de los arriostramientos de pandeo restringido o BRB por sus siglas en inglés (Buckling Restrained Braces), desde su concepción, en la década de 1970, se destacan las investigaciones y compilaciones elaboradas por Black et al, (2002), Uang y Nakashima, (2004) y Xie, (2005), entre otros.

Los disipadores de energía por fluencia de acero como el caso de los arriostramientos con pandeo restringido, son dispositivos especialmente diseñados para asegurar una respuesta dúctil de la estructura. Además estos dispositivos se caracterizan por su facilidad de ser reemplazados, en el caso que terminado el evento sísmico, la riostra presente deformaciones remanentes que puedan traducirse en desalineamiento en la estructura. Algunos de los primeros dispositivos surgieron como una mejora de los

pórticos arriostrados excéntricamente, con el objetivo de disponer el componente dúctil, o disipador fuera de la viga (ver Figura 2.2.1), logrando una buena disipación de energía en combinación de una elevada rigidez lateral.

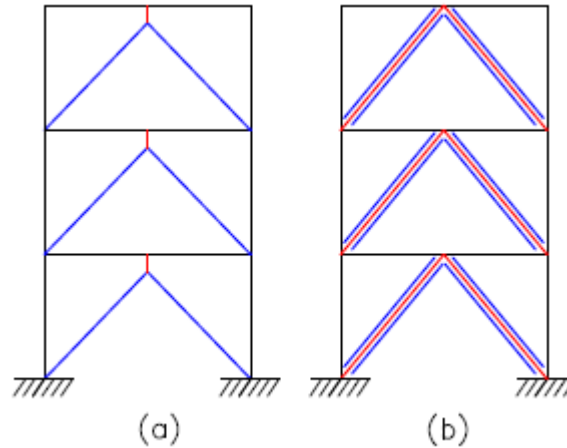


Figura 2.2.1: Ejemplo de marco arriostrado excéntricamente (Crisafulli, 2012).

(a) marco con riostras restringidas al pandeo, (b) con componente dúctil fuera de la viga.

Los arriostros con pandeo restringido ofrecen medidas de rehabilitación o reforzamiento estructural sin comprometer de manera significativa la arquitectura y brindando un mayor nivel de seguridad a la edificación, permitiendo controlar los desplazamientos laterales, proporcionar rigidez adicional al sistema y mejorar el desempeño estructural.

La principal ventaja de las riostras con pandeo restringido, como lo indica su nombre, es que se evita el pandeo elástico en los modos bajos de compresión, permitiendo que la riostra fluya tanto en tracción como en compresión (modos altos). Lo anterior gracias al confinamiento del núcleo de acero (tubo exterior más material confinante) evitando el pandeo global y local de la riostra, produciendo un comportamiento histerético estable prácticamente igual en tracción y compresión, mientras que las riostras convencionales presentan una degradación de rigidez y resistencia por efectos del pandeo, reduciendo significativamente su capacidad de disipar energía (ver Figura 2.2.2).

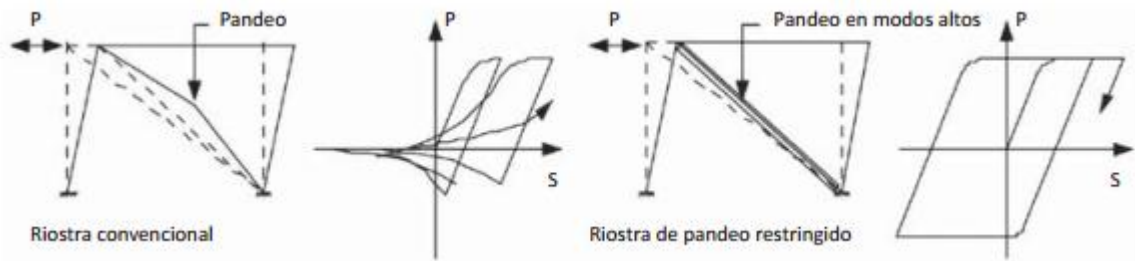


Figura 2.2.2: Comportamiento riostra convencional y riostra restringida al pandeo (Xie, 2005).

Los BRB son elementos que se componen básicamente de tres partes fundamentales:

- **Núcleo de acero** dúctil, diseñado para que resista esfuerzos de tracción y compresión.
- **Material aislante**, su función es permitir que el núcleo pueda deslizarse libremente en tracción dentro del confinamiento y que la expansión lateral del núcleo (efecto Poisson) se pueda llevar a cabo cuando se esté bajo el efecto de la compresión.
- **Material confinante**, diseñado para evitar el pandeo elástico global y local del núcleo otorgándole estabilidad lateral. El núcleo se coloca dentro de una camisa de acero para su confinamiento. La camisa puede estar vacía o contener algún material confinante típicamente hormigón, sin embargo, en esta investigación se considera un elastómero.



Figura 2.2.3: Descripción general de una riostra de pandeo restringido, BRB. (Cancelado, 2013)

Clark et al, (1999), distinguen el comportamiento de la sección longitudinal de los arriostramientos con pandeo restringido en tres zonas principales (ver Figura 2.2.4).

- **Zona de fluencia (L_i):** En esta zona se concentra la deformación plástica de fluencia, para ello el acero utilizado debe poseer alta ductilidad y presentar pequeñas variaciones entre la fluencia real y su valor nominal, además el área transversal debe ser menor que las demás zonas permitiendo la fluencia tanto en tracción como en compresión.
- **Zona de Transición (L_{tr}):** Esta zona es una extensión de la zona de fluencia, sin embargo, el perfil debe poseer un área transversal mayor con el fin de asegurar la respuesta elástica.
- **Zona de conexión (L_{con}):** Representa la conexión de la riostra, la cual puede ser apernada, con pivote o soldada. Es de vital importancia que el diseño de la conexión se haga con criterios de capacidad con el fin de asegurar la deformación plástica de fluencia en la zona de fluencia y evitar una falla frágil en la conexión.

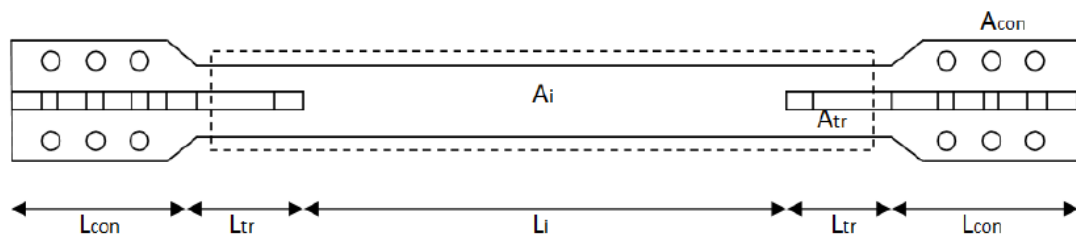


Figura 2.2.4: Sección longitudinal núcleo del BRB. (Clark et al, 1999)

2.2.1 Secciones transversales de confinamiento de los BRB

Existen diversas secciones transversales que otorgan el confinamiento necesario al núcleo de acero, impidiendo el pandeo de la riostra. A continuación se presentan las diferentes secciones estudiadas anteriormente por los autores descritos en la Tabla 2.2.1

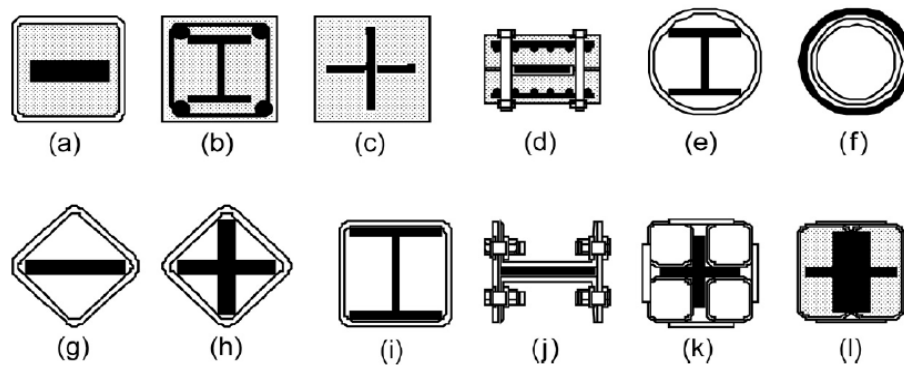


Figura 2.2.5: Sección típicas de BRB (Xie, 2005).

Tabla 2.2.1: Descripción de secciones típicas de BRB (Figura 2.2.5)

Tipo de Arriostramiento	Autor	Año	Núcleo	Material Confinante
a	Fujimoto	1988	Rectangular	Tubo de acero relleno de hormigón
b	Nagao	1992	Doble T	Hormigón armado
c	Horie	1993	Cruciforme	Hormigón reforzado con fibras de acero
d	Inoue	1993	Rectangular	Paneles de hormigón prefabricado conectados con pasadores
e	Suzuki	1994	Doble T	Tubo circular
f	Tada	1993	Tubo circular	Tubo circular de mayor diámetro
g	Kamiya	1997	Rectangular	Tubo cuadrado
h	Shimizu	1997	Cruciforme	Tubo cuadrado
i	Usumi	2001	Doble T	Tubo cuadrado
j	Isoda	2001	Rectangular	Dos canales y placas apernadas
k	Narihara	2000	Doble T cruz	Cuatro tubos cuadrados soldados
l	Tsai	2002	Doble T cruz	Dos tubos rectangulares soldados y rellenos de hormigón

2.3 Ensayos de BRB

Con el fin de verificar el comportamiento de las riostras con pandeo restringido, en particular su capacidad de disipar energía, se han realizado diferentes tipos de ensayo bajo cargas cíclicas como se muestra en la Figura 2.3.1 y Figura 2.3.2.

Watanabe et al. (1988) y, posteriormente, Wada et al. (1989) y Watanabe et al. (1992) describen el ensayo de cinco BRB realizados en Japón a finales de 1980. Todas las riostras ensayadas tenían el mismo tamaño de núcleo de acero, pero cada una tenía una configuración de tubo exterior diferente. La Figura 2.3.2(a) presenta la sección transversal de las diferentes configuraciones ensayadas utilizando riostras inclinadas como se muestra en la Figura 2.3.1(a). La motivación de este estudio fue determinar el efecto de las diferentes configuraciones de tubo exterior y la capacidad de flexión del arriostramiento sometido a su máxima resistencia. La Tabla 2.3.1 resume las propiedades de la sección, las cargas críticas y las cargas de fluencia ($P_y = \sigma_y A_i$, donde σ_y es la tensión de fluencia del núcleo de acero interior y A_i es el área de la sección transversal del núcleo) de los arriostramientos probados por Watanabe et al. (1988). Las diversas configuraciones de tubo exterior presentadas en la Tabla 2.3.1 proporcionan niveles de resistencia que van desde la mitad de la carga de fluencia del núcleo de acero a más de tres veces la carga de fluencia $0,55 < P_e / P_y < 3,53$, donde P_e es la carga de pandeo de Euler del tubo exterior. Los resultados de las pruebas mostraron que se puede desarrollar la carga axial completa en el núcleo de acero independientemente de la configuración del tubo exterior mientras el tubo proporcione suficiente resistencia al pandeo $P_e / P_y > 1$. Para los casos en que la carga de fluencia del núcleo de acero excede la carga de pandeo del tubo exterior, el arriostramiento falla por pandeo global (ver Figura 2.3.3)

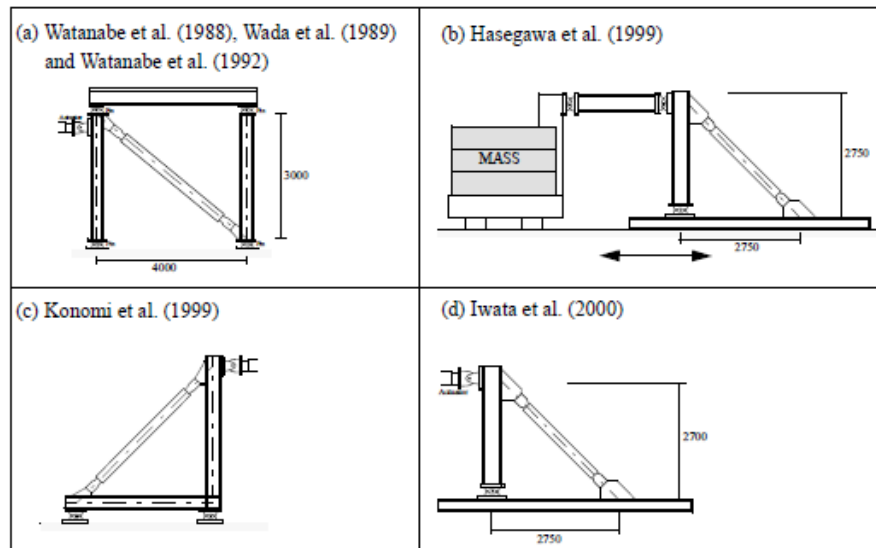


Figura 2.3.1: Configuraciones de ensayo (Black et al, 2002)

<p>(a) Watanabe et al (1988), Wada et. al (1989) and Watanabe et. al (1992)</p> <p>Core: 19 x 90 mm, SS41 Tube: 150 x 150 x 4.5 mm Overall Length: 3820 mm Yielding Length: ~3190 mm</p> <p>Core: 19 x 90 mm, SS41 Tube: 150 x 100 x 4.5 mm Overall Length: 3820 mm Yielding Length: ~3190 mm</p> <p>Core: 19 x 90 mm, SS41 Tube: 150 x 75 x 4.5 mm Buckling Length: 3820 mm Yielding Length: ~3190 mm</p> <p>Core: 19 x 90 mm, SS41 Tube: 150 x 75 x 3.2 mm Buckling Length: 3820 mm Yielding Length: ~3190 mm</p>	<p>(c) Iwata et. al (2000)</p> <p>Core: 16 x 176 mm, SN400B Tube: 210 x 150 x 3.2 mm Overall Length: 2351 mm Yielding Length: 1296 mm</p>
<p>(b) Hasegawa et. al (1999)</p> <p>Core: 22 x 130 mm, SS400 Tube: 250 x 250 x 6 mm Overall Length: 2351 mm Yielding Length: 1291 mm</p> <p>Core: 22 x 130 mm, SS400 Tube: 250 x 250 x 6 mm Overall Length: 2351 mm Yielding Length: 1291 mm</p>	<p>(d) Tests for Building Center of Japan</p> <p>Core: 36 x 250 mm, SS400 Tube: 300 x 300 x 6 mm Overall Length: 4250 mm Yielding Length: 3560 mm</p> <p>Core: 28 x 250 mm, SS400 Tube: 300 x 300 x 6 mm Overall Length: 4050 mm Yielding Length: 3160 mm</p>
<p>(e) Tests at UC Berkeley - Spring 1999</p> <p>Core: 19 x 153 mm, SM490A Tube: 250 x 250 x 6 mm Buckling Length: 4500 mm Yielding Length: 3090 mm</p> <p>Core: 19 x 204 mm, SM490A Tube: 250 x 250 x 6 mm Buckling Length: 4500 mm Yielding Length: 2990 mm</p> <p>Core: 19 x 145 mm, SM490A Tube: 300 x 300 x 6 mm Buckling Length: 4500 mm Yielding Length: 3450 mm</p>	<p>(f) Tests at UC Berkeley - Fall 2000</p> <p>Core: 19 x 197 mm, SN400B Tube: 300 x 300 x 6 mm Overall Length: 4500 mm Yielding Length: 3410 mm</p> <p>Core: 19 x 197 mm, SN400B Tube: 300 x 300 x 6 mm Overall Length: 4500 mm Yielding Length: 3410 mm</p>

Figura 2.3.2: BRB ensayados en Japón y en la Univ. de California Berkeley (Black et al, 2002).

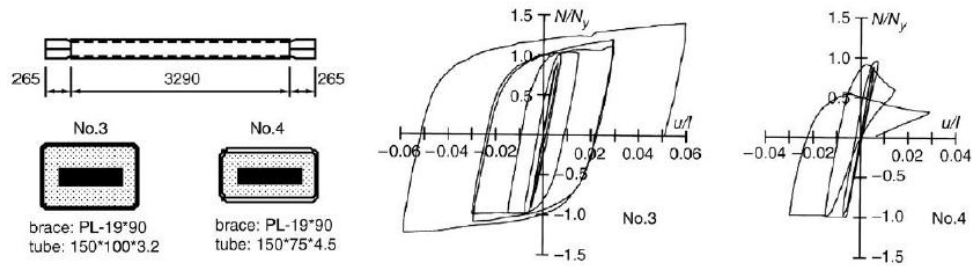


Figura 2.3.3: Comparación de BRB con distinto confinamiento (Xie, 2005).

Tabla 2.3.1: Ensayo BRB (Watanabe et al. (1988), Wada et al. (1989) y Watanabe et al. (1992))

Specimen No.	Core Member				Outer Tube		
	b x t (mm)	Cross – sectional Area A (mm ²)	Yield Load P_y (KN)	Local Buckling $P_m = 2\sqrt{\beta EI_o}$ ($\beta=4500$ ksi) (KN)	Tube Dimension B x D x T (mm)	Buckling Load P_e (KN)	$\frac{P_e}{P_y}$
1	90 x 19	1684	476	1625	150 x 150 x 4.5	1677	3.53
2	90 x 19	1684	476	1625	151 x 150 x 4.5	661	1.39
3	90 x 19	1684	477	1625	152 x 150 x 3.2	492	1.03
4	90 x 19	1684	476	1625	153 x 75 x 4.5	343	0.72
5	90 x 19	1682	469	1625	154 x 75 x 3.2	257	0.55

Hasegawa et al. (1999) ensayaron dos riostras en una mesa vibratoria en la década de 1990 (Figura 2.3.2(b)). Para estas pruebas, se consideró la riostra inclinada con un extremo unido a la mesa vibratoria y el otro unido a la parte superior de una columna vertical fija a la mesa vibratoria (Figura 2.3.1(b)). La fuerza dinámica aplicada a la riostra ensayada se genera por la aceleración de una gran masa que descansaba sobre aisladores conectada a la columna vertical a través de un enlace rígido horizontal. Las aceleraciones utilizadas fueron las registradas en los terremotos de Kobe 1995 y de El Centro 1940. Los autores confirman que los arriostramientos exhiben ciclos de histéresis estables durante toda la prueba.

Konami et al. (1999) realizaron pruebas a 12 BRB. La motivación del estudio fue investigar el efecto de la adición de elementos que fuesen capaces de disipar energía a través de la deformación plástica en marcos resistentes a momento. Para ello se ensayaron dos marcos resistentes a momento, uno con y el otro sin arriostramiento restringido al pandeo. Con el fin de hacer comparaciones significativas, los tamaños de

vigas y columnas de los marcos resistentes a momento se eligieron de modo que la carga de fluencia en ambos fuese la misma. Además de las pruebas realizadas en el marco (Figura 2.3.1(c)), se ensayaron las riostras bajo carga axial pura. Al comparar la respuesta de la estructura con la riostra restringida al pandeo y sin esta, se obtuvo que para cargas a niveles equivalentes de desplazamiento, la energía disipada por el marco con el BRB fue mucho mayor que la del marco sin el BRB, concluyendo que los BRB proporcionan casi toda la disipación de energía en el sistema.

Iwata et al, (2000), ensayaron cuatro tipos de arriostramientos con pandeo restringido disponibles en el mercado. La prueba se llevó a cabo con riostras en una configuración inclinada, tal como se muestra en la Figura 2.3.1(d). Todas las riostras ensayadas tienen la misma área de núcleo de acero (fuerza de fluencia) y aproximadamente la misma capacidad de pandeo. De las cuatro configuraciones probadas uno era un BRB como el de la Figura 2.3.2(c). Todas las riostras se comportaron bien hasta 1% de deformación axial, pero a niveles de deformación más grandes, los arriostramientos de pandeo restringido tuvieron un comportamiento más favorable, tanto en su resistencia como en la disipación de energía.

Finalmente, una serie de pruebas de BRB se realizaron en el Centro de Construcción de Japón. (Ver Figura 2.3.2 (d)) y en la Universidad de California, Berkeley (ver Figura 2.3.2 (e) y Figura 2.3.2 (f)) concluyéndose que los arriostramientos exhiben ciclos de histéresis estables tanto en compresión como en tracción (ver Figura 2.3.4).

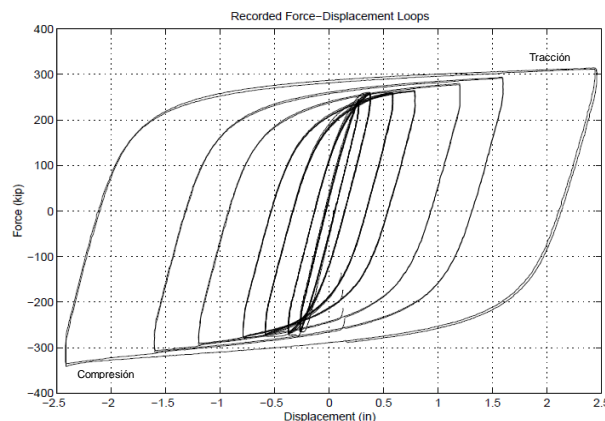


Figura 2.3.4: Ciclo de histéresis riostra con pandeo restringido (Black et al, 2002)

Posteriormente Newell et al 2006, ensayaron dos pares de arriostramientos con pandeo restringido, en una instalación experimental de la Universidad de California, San Diego. El primer par (1G, 2G) corresponde a un BRB, cuyo núcleo de acero se compone por una placa plana, mientras que el segundo par (3G, 4G) tienen una sección transversal cruciforme, se consideraron dos especímenes de cada geometría, con el fin de validar los resultados experimentales. En ambos pares el núcleo de acero es confinado por un perfil tubular de acero cuadrado lleno de mortero de hormigón, como se muestra en la Figura 2.3.5. La Tabla 2.3.2 muestra los principales parámetros geométricos de los especímenes.

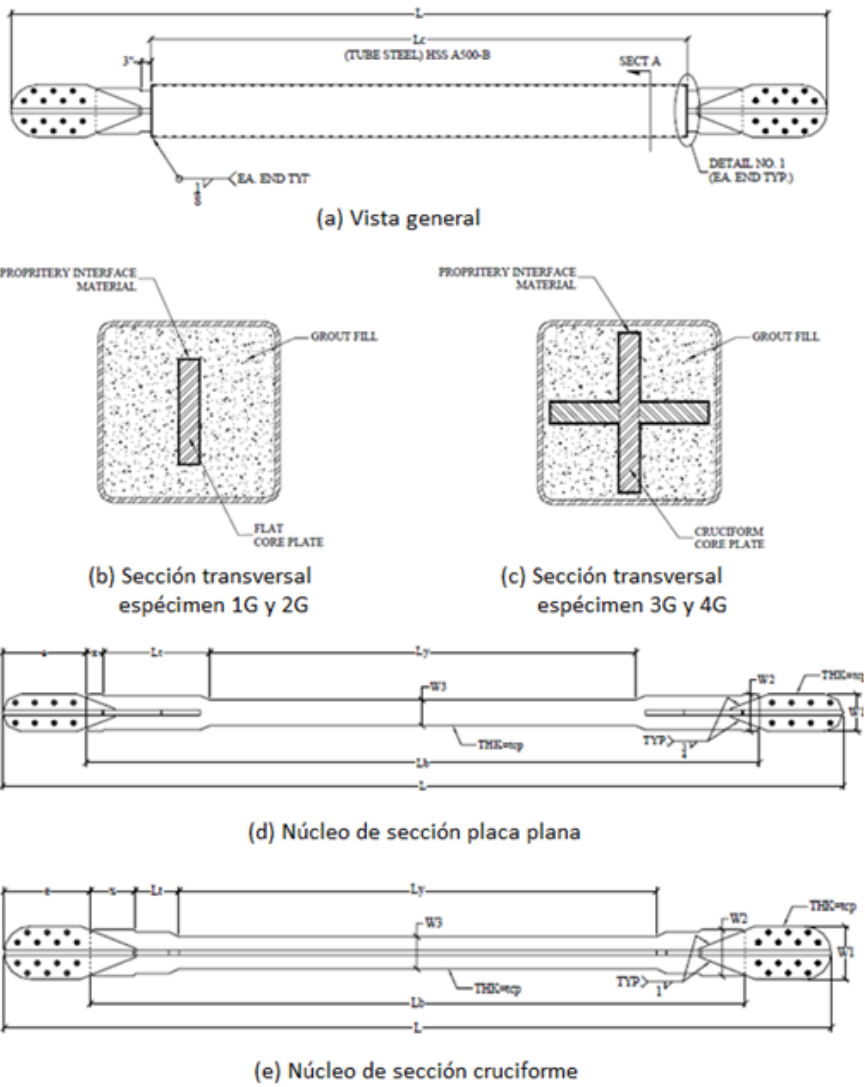


Figura 2.3.5: BRB ensayados Universidad de California, San Diego (Newell et al, 2006)

Tabla 2.3.2: Parámetros geométricos prototipos 1G, 2G, 3G y 4G (Newell et al, 2006)

Espécimen	L (mm)	Lc (mm)	Ly (mm)	Lt (mm)	e (mm)	x (mm)	Tubo (mm)	Núcleo (mm)
1G y 2G	6.607	4.683	3.366	824	657	140	356x356X8	203X38
3G y 4G	6.355	4.177	3.669	330	657	356	406x406x8	248X248X38

El objetivo de este estudio fue evaluar la respuesta cíclica de los arriostramientos de pandeo restringido, siguiendo los criterios dispuestos en las disposiciones sísmicas AISC y FEMA 450; las cuales para aprobar el diseño de un prototipo, requieren que se incluyan en los ensayos las demandas rotacionales en la conexión del arriostramiento, además de un ensayo uniaxial o en una subestructura. En este estudio todos los ensayos fueron realizados uniaxialmente.

Se utilizó el Dispositivo de Modificación de Respuesta Sísmica (SRMD) de la Universidad de California, para aplicar los desplazamientos longitudinales en los ensayos uniaxiales de los diferentes especímenes.

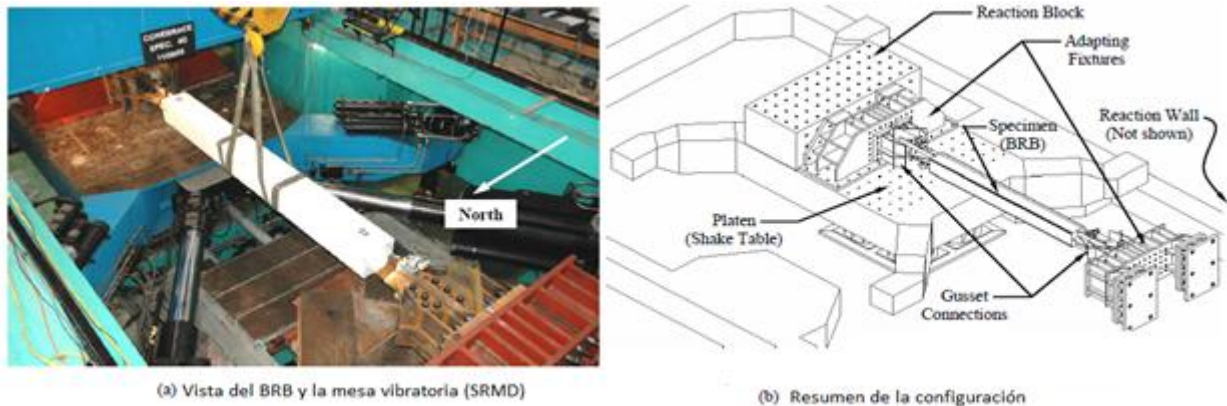


Figura 2.3.6: Instalación de pruebas mesa vibratoria (SRMD) (Newell et al, 2006)

El protocolo estándar de carga utilizado para estos ensayos fue una combinación de las secuencias de cargas de las disposiciones sísmicas AISC y FEMA 450, las cuales se establecen en términos de Δ_{by} y Δ_{bm} , donde Δ_{by} es definido como la deformación axial de fluencia del espécimen, considerando el largo completo del BRB L_b y Δ_{bm}

corresponde a la deformación de diseño de piso. Para efecto de este estudio $\Delta_{bm} = 5\Delta_{by}$ (ver Figura 2.3.7).

- (1) 6 ciclos de carga a una deformación correspondiente a $\Delta_b = 1,0 \Delta_{by}$
- (2) 4 ciclos de carga a una deformación correspondiente a $\Delta_b = 0,5 \Delta_{bm}$
- (3) 4 ciclos de carga a una deformación correspondiente a $\Delta_b = 1,0 \Delta_{bm}$
- (4) 2 ciclos de carga a una deformación correspondiente a $\Delta_b = 1,5 \Delta_{bm}$
- (5) 2 ciclos de carga a una deformación correspondiente a $\Delta_b = 2,0 \Delta_{bm}$

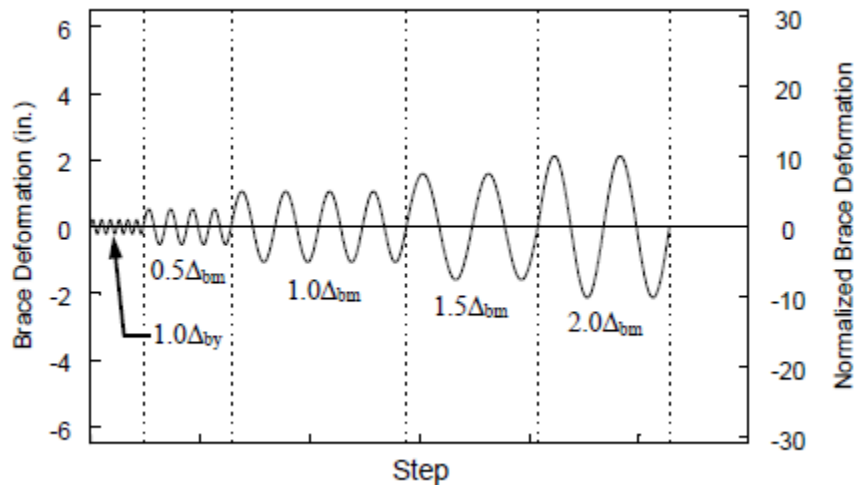


Figura 2.3.7: Especimen 1G, 2G, 3G y 4G: Protocolo de carga (Newell et al, 2006)

El tipo de acero utilizado en el núcleo del BRB es ASTM A36, cuyo límite de fluencia F_y y rotura F_u , son de 255 y 483 MPa respectivamente, obtenido a partir de ensayo de resistencia a la tracción. El tubo exterior de acero es del tipo ASTM A500 Grado B (ASTM-A500, 2010). La resistencia a la compresión del mortero de hormigón a los 28 días fue de 61 MPa, el módulo de elasticidad de 17,5 GPa, la resistencia a la tracción de 6 MPa y el coeficiente de Poisson de 0,2.

El desplazamiento axial Δ corresponde al promedio del desplazamiento medido por los transductores L1 y L2, sobre la longitud L_b que se muestran en la Figura 2.3.8. Los valores de deformación axial se calcularon como:

$$\epsilon = \frac{\Delta}{L_b}$$

Donde L_y es igual a la longitud de la placa de acero que entra en la zona de fluencia. Con lo cual se desprecia la deformación elástica en la placa fuera de la sección transversal reducida, en la fracción entre L_b/L_y .

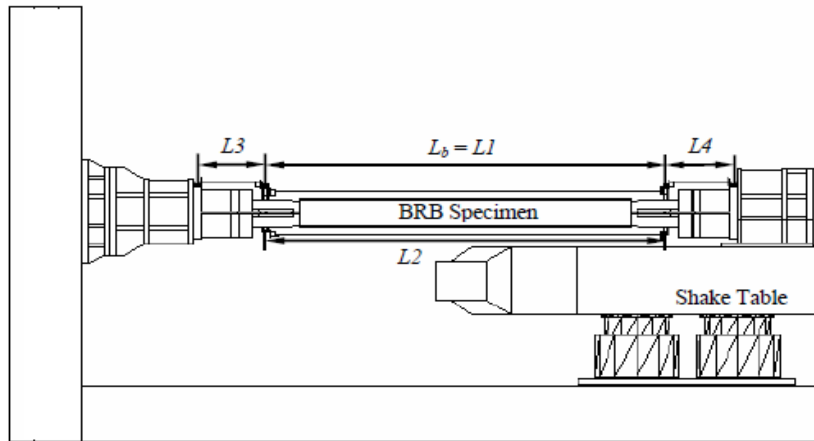


Figura 2.3.8: Localización transductores de desplazamiento (Newell et al, 2006)

Para cada una de las muestras ensayadas bajo el protocolo estándar de carga, se obtuvieron los siguientes resultados:

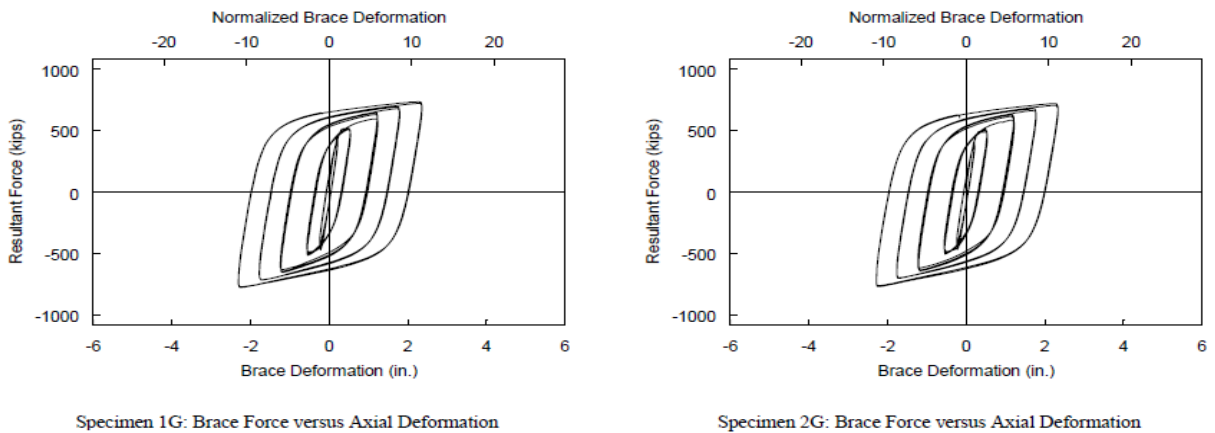
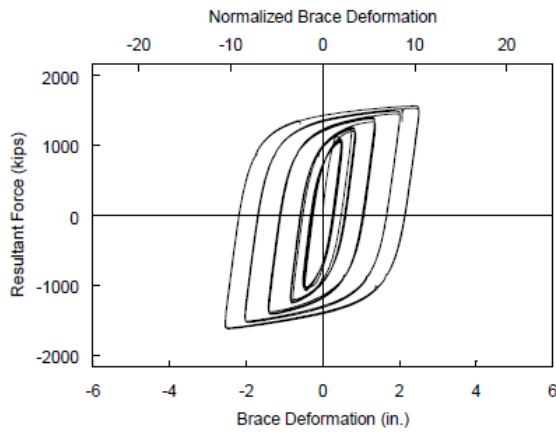
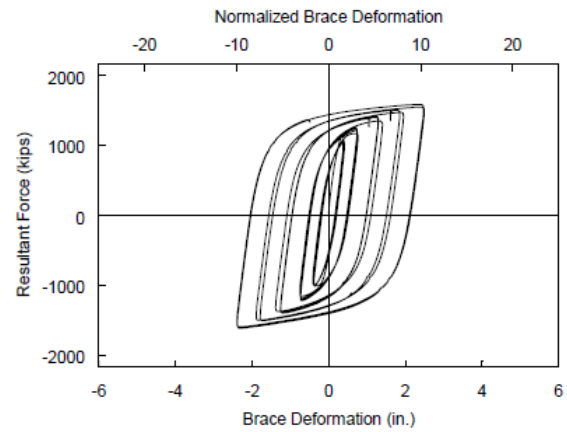


Figura 2.3.9: Ciclos de histéresis espécimen 1G y 2G (Newell et al 2006)



Specimen 3G: Brace Force versus Axial Deformation



Specimen 4G: Brace Force versus Axial Deformation

Figura 2.3.10: Ciclos de histéresis espécimen 3G y 4G (Newell et al, 2006)

En la Tabla 2.3.3 se presentan las fuerzas y desplazamientos máximos obtenidos en los ensayos 1G y 2G. Cabe destacar que los desplazamientos axiales en la riostra, provienen del desplazamiento promedio medido por los transductores L1 y L2 que se muestran en Figura 2.3.8.

Tabla 2.3.3: Valores peak de respuesta especímenes 1G y 2G (Newell et al, 2006)

Test	Cycle No.	T_{max} (kips)	P_{max} (kips)	Brace Deformations			
				Longitudinal			
				Tension		Compression	
		(in.)	ϵ (%)	(in.)	ϵ (%)		
Standard Loading Protocol	1	436	-471	0.22	0.17	-0.24	-0.18
	2	426	-437	0.21	0.16	-0.24	-0.18
	3	411	-433	0.21	0.16	-0.23	-0.17
	4	415	-426	0.21	0.16	-0.23	-0.17
	5	414	-423	0.22	0.17	-0.23	-0.17
	6	421	-418	0.22	0.17	-0.23	-0.17
	7	515	-486	0.54	0.41	-0.56	-0.42
	8	507	-498	0.54	0.41	-0.56	-0.42
	9	511	-507	0.54	0.41	-0.56	-0.42
	10	520	-515	0.53	0.40	-0.55	-0.42
	11	595	-631	1.24	0.94	-1.24	-0.94
	12	630	-646	1.23	0.93	-1.23	-0.93
	13	643	-650	1.23	0.93	-1.23	-0.93
	14	646	-654	1.22	0.92	-1.23	-0.93
	15	678	-714	1.80	1.36	-1.78	-1.34
	16	692	-717	1.79	1.35	-1.77	-1.34
	17	720	-770	2.36	1.78	-2.30	-1.74
	18	733	-774	2.35	1.77	-2.30	-1.74

a) Specimen 1G Peak Response Quantities

Test	Cycle No.	T_{max} (kips)	P_{max} (kips)	Brace Deformations			
				Longitudinal			
				Tension		Compression	
		(in.)	ϵ (%)	(in.)	ϵ (%)		
Standard Loading Protocol	1	416	-469	0.21	0.16	-0.24	-0.18
	2	395	-435	0.21	0.16	-0.23	-0.17
	3	405	-417	0.21	0.16	-0.23	-0.17
	4	390	-417	0.21	0.16	-0.23	-0.17
	5	400	-423	0.21	0.16	-0.23	-0.17
	6	394	-417	0.22	0.17	-0.23	-0.17
	7	492	-483	0.54	0.41	-0.56	-0.42
	8	504	-493	0.53	0.40	-0.55	-0.42
	9	506	-497	0.53	0.40	-0.54	-0.41
	10	514	-506	0.53	0.40	-0.54	-0.41
	11	569	-617	1.23	0.93	-1.23	-0.93
	12	614	-635	1.21	0.91	-1.21	-0.91
	13	627	-641	1.21	0.91	-1.21	-0.91
	14	631	-642	1.21	0.91	-1.21	-0.91
	15	661	-698	1.78	1.34	-1.77	-1.34
	16	676	-701	1.77	1.34	-1.76	-1.33
	17	704	-762	2.33	1.76	-2.28	-1.72
	18	718	-769	2.33	1.76	-2.28	-1.72

b) Specimen 2G Peak Response Quantities

Palazzo et al (2009) propuso y ensayo uniaxialmente un nuevo BRB, cuyo núcleo de acero se compone por una barra sólida circular, confinada por mortero de hormigón de alta resistencia y una camisa de acero de perfil tubular circular, como se muestra en la Figura 2.3.11. La Tabla 2.3.4 muestra los principales parámetros geométricos de los especímenes.

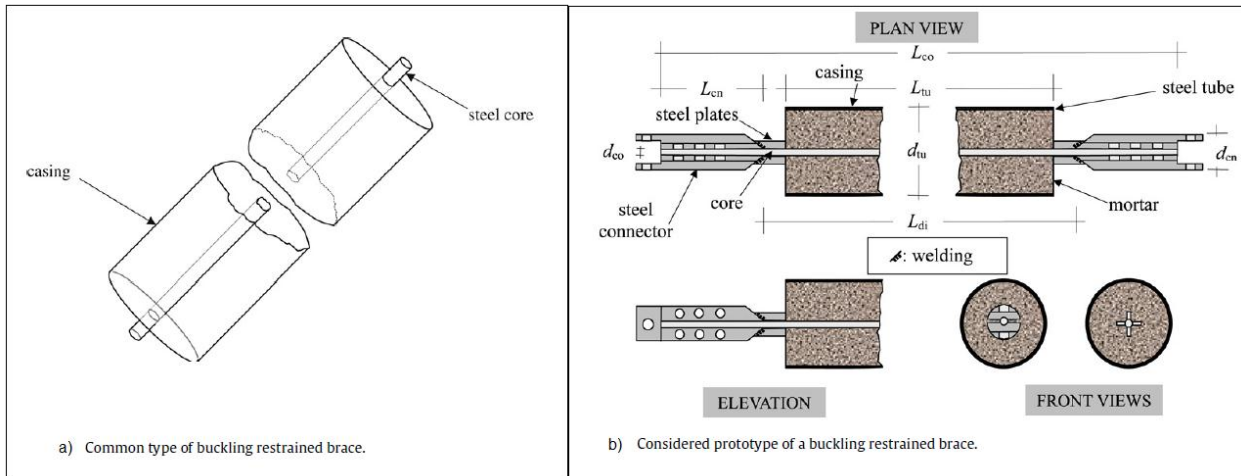


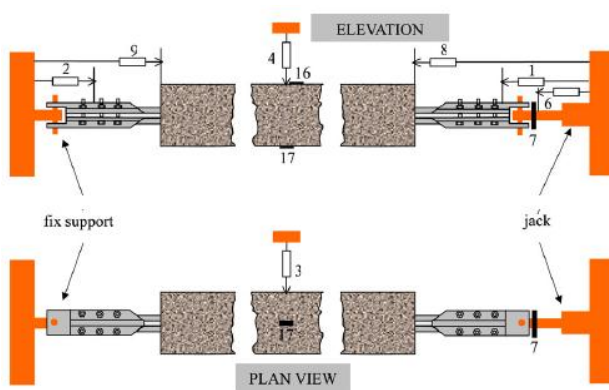
Figura 2.3.11: Diseño BRB (Palazzo et al, 2009)

Tabla 2.3.4: Parámetros geométricos prototipos D1, D2, D3 y D4 (Palazzo et al, 2009)

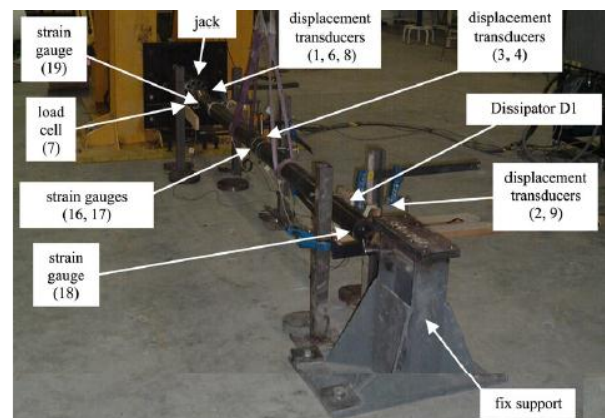
Especímen	L_{co} (mm)	L_{cn} (mm)	L_{tu} (mm)	L_{di} (mm)	d_{co} (mm)	d_{tu} (mm)	t_{tu} (mm)	d_{cn} (mm)
D1 y D2	2.808	200	2422	2466	10	90	3	80
D3 y D4	2.808	270	2152	2196	22	115	3	85

Los especímenes se colocaron horizontalmente, fijos en uno de sus extremos y conectados por el otro a un actuador servo controlado. Ambas conexiones restringen el desplazamiento con respecto a un eje vertical, permitiendo al dispositivo girar libremente en un plano horizontal, solución que se adopta por simplicidad y para evitar la influencia de momentos de flexión en el extremo del dispositivo. Un aspecto clave del diseño de estos dispositivos es asegurar un adecuado deslizamiento entre el núcleo y el mortero confinante, con el fin de evitar la transferencia excesiva de esfuerzo de corte al mortero. En el dispositivo propuesto, el deslizamiento está asegurado por una interfaz de tres capas, donde el núcleo de acero está recubierto con teflón, lubricado con grasa

y envuelto con goma. La goma proporciona flexibilidad al cizallamiento, garantiza una superficie lisa de deslizamiento y permite la expansión transversal del núcleo cuando éste comprime (efecto Poisson). De acuerdo a lo anterior, el espesor de la capa de caucho juega un papel importante en el diseño; si la capa es demasiado delgada se inhibe la expansión lateral del núcleo, por el contrario, si es demasiado gruesa permitirá un excesivo pandeo local. En los dispositivos ensayados se usó 1,7 mm de espesor de caucho, tanto por razones de disponibilidad como por ser un valor común en dispositivos similares. El teflón se seleccionó, debido a su alta resistencia y bajo coeficiente de fricción, para proporcionar capacidad adicional de deslizamiento.



a) Testing rig for dissipators D1, D2, D3 and D4.



b) Testing rig for dissipator D1.

Figura 2.3.12: Configuración ensayo uniaxial (Palazzo et al, 2009)

El protocolo de carga utilizado para estos ensayos constó de dos fases consecutivas, una primera donde se consideraron ciclos de amplitud creciente y luego ciclos de amplitud constante hasta la falla. En esta última, la amplitud tanto en tracción como en compresión fue de $5\Delta_y$, con Δ_y definido como la deformación axial de fluencia del espécimen. En el caso de los especímenes D1 y D2 corresponde a 3,88 mm y para los especímenes D3 y D4 a 3,37 mm.

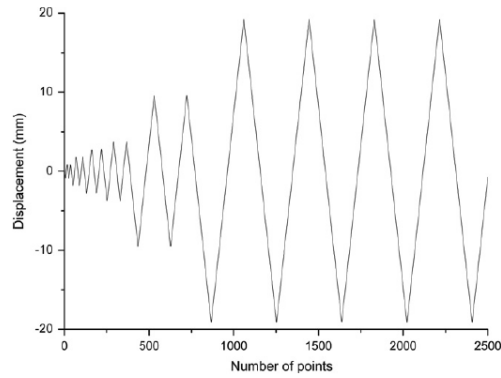


Figura 2.3.13: Protocolo de carga especímenes D1 y D2 (Palazzo et al, 2009)

Las propiedades mecánicas del núcleo de acero se obtuvieron a partir de ensayos de resistencia a la tracción, obteniendo los valores promedio del límite de fluencia $F_y = 303,75 [MPa]$, esfuerzo último $F_u = 425,31 [MPa]$ y módulo de Young $E_{co} = 210,91 [GPa]$. En cuanto a las propiedades mecánicas del mortero de hormigón, éstas se obtuvieron mediante ensayos de compresión, obteniendo los valores promedio de resistencia $F_m = 39,92 [MPa]$ y módulo elástico $E_m = 17,52 [GPa]$.

El desplazamiento axial Δ medido en los ensayos corresponde al desplazamiento medido por el sensor 6 y la fuerza axial a la medida en el actuador, por el sensor 7, los que se muestran en la Figura 2.3.12.

Los resultados de las pruebas se resumen a continuación en la Figura 2.3.14, donde los valores positivos corresponden a la fuerza de tracción y de desplazamiento al alargamiento, y los valores negativos a fuerzas de compresión y de desplazamiento de acortamiento. Los primeros ciclos han sido eliminados ya que son en su mayoría irregulares, considerando solamente ciclos de amplitud 20 [mm].

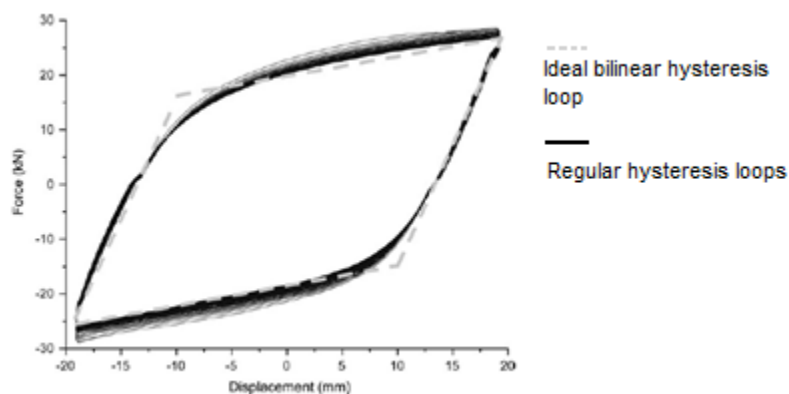


Figura 2.3.14: Histéresis espécimen D2 (sensor 7 vs sensor 6), (Palazzo et al, 2009)

El comportamiento del ciclo de histéresis es estable. La amplitud de la fuerza disminuye después de los primeros ciclos, pero tiende a estabilizarse bastante rápido. Esto es debido al desprendimiento progresivo entre el núcleo y el mortero confinante. Las ramas en tracción en el rango plástico son curvas, pero tienden a ser horizontales cerca de la esquina, mientras que las ramas de carga en el rango plástico en compresión presentan un aumento repentino, con un peak más agudo e incluso una inversión de la curvatura de la rama. Este hecho es común en la mayoría de los arriostramientos con pandeo restringido y se debe a la contribución del mortero durante el pandeo del núcleo, producto de la transferencia de fuerzas de corte debidas a la fricción. Este efecto indeseado, no aumenta el área abarcada por los ciclos de histéresis, pero el aumento de la fuerza es relevante, Palazzo et al, (2009).

2.4 Modelo numérico propuesto en la literatura

López-Almansa et al, (2012) propone un modelo numérico para representar el comportamiento de arriostramientos con pandeo restringido. Este modelo considera el comportamiento conjunto de los materiales involucrados (acero interior y exterior, mortero y la interfaz de deslizamiento) y representa el deslizamiento parcial entre el núcleo y el mortero envolvente. Además describe el comportamiento de pandeo del núcleo de acero mediante un modelo de plasticidad acoplado a uno de daño, formulado para grandes deformaciones; el comportamiento del mortero confinante mediante un modelo de daño isotrópico y luego cinemático; y el comportamiento del contacto deslizante por medio de un modelo “Contact Penalty”. Estos tres modelos se

implementan de forma conjunta en el software Abaqus, permitiendo describir el comportamiento estructural del BRB, el cual se compara con resultados de modelos experimentales de Newell et al (2006) y Palazzo et al (2009), obteniendo los siguientes resultados.

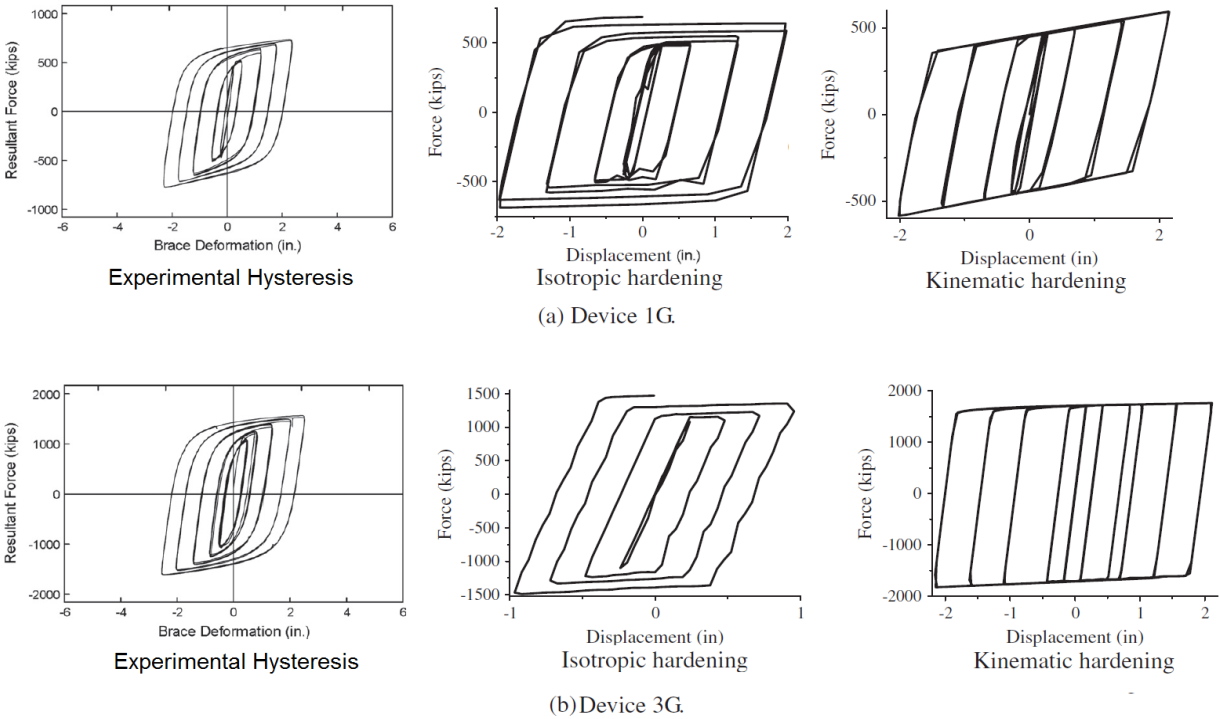


Figura 2.4.1: Ensayo Newell et al (2006) v/s modelo numérico López-Almansa et al (2012).

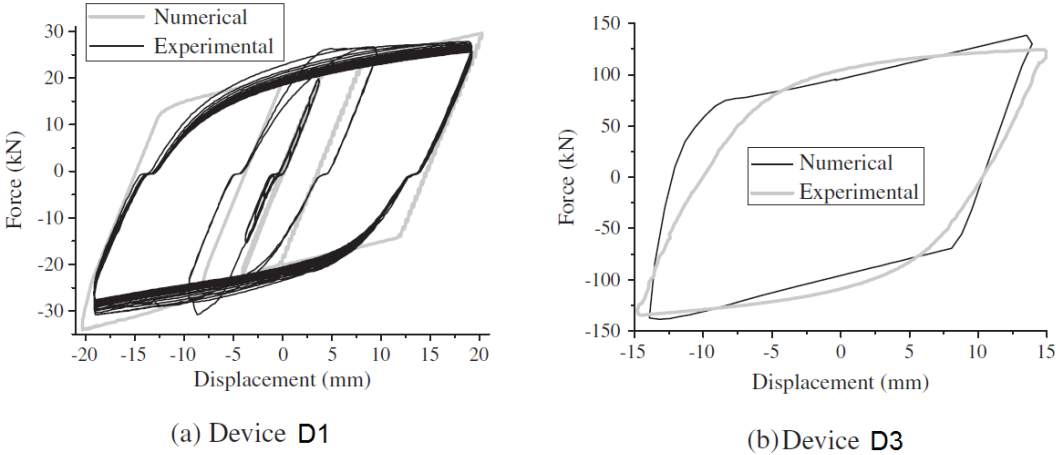


Figura 2.4.2: Ensayo Palazzo et al, (2009) v/s modelo numérico López-Almansa et al, (2012).

El modelo numérico consideró un modelo plástico con endurecimiento isotrópico para representar los ensayos de Palazzo, et al, (2009), mientras que para representar los ensayos de Newell et al, (2006), se consideró un modelo plástico con endurecimiento isotrópico y otro cinemático. Ninguno de los modelos consideró daños en el núcleo de acero, mientras que para el material confinante se consideró daño isotrópico. La interfaz de contacto se modeló como un espacio de aire, que al entrar en contacto impone un coeficiente de fricción $\kappa = 0,1$, sin limitar la transferencia de tensiones de corte.

Los resultados obtenidos al comparar el modelo numérico con los ensayos de Newell et al, (2006), (ver Figura 2.4.1), el espécimen 3G presenta valores de fluencia y cargas máximas similares tanto en tracción como en compresión, mientras que en el dispositivo 1G las fuerzas de compresión son más altas. Esto se puede explicar por la gran esbeltez del núcleo del espécimen 1G en su dirección débil.

Con respecto a los resultados obtenidos al comparar el modelo numérico con los ensayos de Palazzo et al (2009), (ver Figura 2.4.2), el efecto de “deslizamiento” observado en los resultados experimentales se genera por holguras en la conexión. Tanto los resultados numéricos como experimentales muestran que la fluencia y las cargas máximas a compresión son un poco más altas que las de tracción, diferencia que se debe a la transferencia del esfuerzo cortante al mortero confinante durante el pandeo del núcleo. Las observaciones después de la prueba muestran que el material confinante no experimentó ningún daño (López-Almansa et al, 2012).

2.5 Elastómeros

2.5.1 Características generales de la goma

Las gomas son materiales que presentan un amplio rango de deformación elástica, en el cual el material puede ser sometido a una gran deformación mediante una carga y volver a su estado original al retirarla sin presentar daños ni deformaciones remanentes. Desde el punto de vista ingenieril, una de las propiedades más importantes de la goma es su habilidad para absorber deformaciones elásticamente.

Existen dos categorías principales en las que se pueden clasificar los diferentes tipos de gomas, naturales y sintéticas. La forma molecular de la goma natural es $(C_5H_8)_{20000}$. La forma molecular de la goma natural monómero o isopreno es (C_5H_8) , y tiene la estructura molecular indicada en la Figura 2.5.1

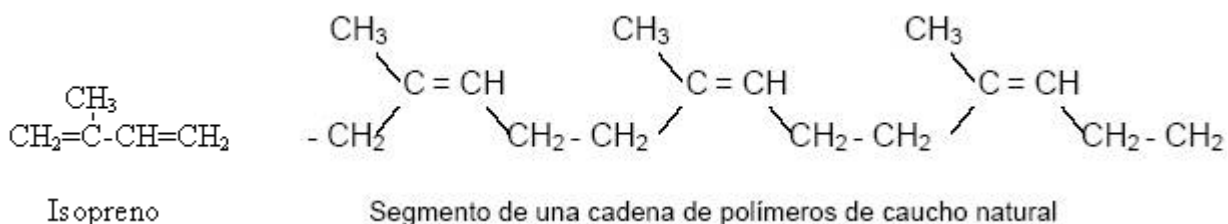


Figura 2.5.1: Estructura molecular isopreno y caucho natural (Escandar, 2003)

Esta molécula se repite miles de veces formando una cadena polimérica macromolecular, como el caucho natural. Dichas macromoléculas se entrelazan dando origen a un material suficientemente viscoso para comportarse como un sólido elástico. Debido a que la goma cruda posee pocos enlaces intermoleculares, lo que la hace bastante inestable dimensionalmente, es necesaria su vulcanización, el cual es un proceso en donde se crean nuevos enlaces intermoleculares de modo que la goma cruda esencialmente plástica, se convierte en un material dimensionalmente estable y elástico. Gracias a la vulcanización, las largas macromoléculas poliméricas adquieren la capacidad de mantener su forma original, formando una gran red intermolecular, previniendo el desplazamiento de las cadenas que lo componen. De esta forma la goma se comporta como un material viscoelástico, el cual al ser sometido a esfuerzos dinámicos, mantiene parte de la energía en el medio y puede ser liberada mediante la descarga del material o el rompimiento de algunos enlaces intermoleculares. La energía remanente se disipa en forma de calor.

Durante el proceso de vulcanización se pueden mejorar las propiedades de las gomas, mediante la incorporación de diferentes aditivos como reforzantes, plastificantes, agentes protectores, entre otros. Como reforzante comúnmente se utiliza el Negro de Humo y Sílice, los cuales deben ser incorporados en forma de partículas muy pequeñas y de gran área específica. Un exceso de este aditivo se traduce en un aumento de la

densidad de enlaces intermoleculares en la goma, generando una red intermolecular más firme, que dificulta el movimiento entre las moléculas, obteniendo como resultado una goma dura, poco elongable y fácilmente fracturable. Es por esto que existe una densidad óptima de enlaces con el fin de producir gomas de uso práctico, controlada por la incorporación de este aditivo reforzante durante la vulcanización.

2.5.2 Elasticidad de la goma

Las propiedades elásticas de la goma se pueden explicar cuantitativamente por la primera ley de la termodinámica, ya que los átomos que conforman las cadenas moleculares están en constante movimiento debido a las vibraciones térmicas, provocando un movimiento sinusoidal irregular. Cuando la goma es sometida a deformaciones, las cadenas moleculares se alinean en la dirección de la deformación. Las leyes de la termodinámica predicen que este estado de entropía es menos probable, por lo que es necesario aplicar un trabajo si se quiere mantenerlo. Es por esto, que la goma se opone a la deformación y vuelve a su estado no deformado.

Para que la goma presente deformaciones es necesario que la energía vibratoria de los átomos supere la atracción intermolecular, por lo que dichas deformaciones no ocurren instantáneamente. Al disminuir la temperatura las vibraciones de los átomos también disminuyen por lo que vencer la atracción entre moléculas se dificulta y el comportamiento de la goma se acerca a un sólido. En el caso que la temperatura se reduzca hasta que el movimiento intermolecular sea casi nulo (punto de cristalización), la goma se torna dura y rígida como el vidrio. Por el contrario al aumentar la temperatura, las vibraciones de los átomos también aumentan superando fácilmente la atracción intermolecular, lo que se traduce en una goma menos rígida, fácilmente deformable.

2.5.3 Mecanismo de amortiguamiento de la goma

Durante la vulcanización de la goma, se producen dos tipos de enlaces intermoleculares, químicos y físicos, los cuales son responsables de la capacidad de

amortiguamiento de la goma. Los enlaces físicos se producen en mayor número produciendo una débil interacción entre moléculas. Cuando la goma es sometida a un esfuerzo en una determinada dirección, las moléculas enlazadas mediante enlaces químicos se mueven en conjunto en dicha dirección, quedando siempre firmemente enlazadas, mientras que las moléculas enlazadas con enlaces físicos, se deslizan una respecto a la otra en la dirección del esfuerzo, produciendo nuevos enlaces físicos. Este deslizamiento y reordenamiento de las moléculas libera energía que se disipa en forma de calor.

Las gomas de bajo amortiguamiento poseen una menor cantidad de enlaces físicos entre las moléculas, lo que produce fuerzas de enlace mucho menores, que se traducen en una menor fricción interna, disipando menos energía en forma de calor (menor amortiguamiento), y produciendo un ciclo de histéresis más pequeño. Por el contrario las gomas de alto amortiguamiento son vulcanizadas garantizando una gran cantidad de enlaces físicos. De esta manera al aplicar una carga a la goma, las moléculas deben extenderse y reordenarse formando nuevos enlaces físicos. Este reordenamiento produce una gran fricción interna y por ende una mayor disipación de energía. A temperaturas bajas, las vibraciones intermoleculares disminuyen, siendo incapaces de romper los enlaces físicos rápidamente, produciendo una deformación pesada y lenta, que se traduce en un aumento de la fricción interna y en un aumento del amortiguamiento. Por el contrario al aumentar la temperatura, las vibraciones moleculares aumentan rompiendo fácilmente los enlaces físicos, disminuyendo la fricción interna y la disipación de energía.

3 Modelo analítico BRB

En este capítulo se presenta la solución analítica que describe el comportamiento de un arriostramiento con pandeo restringido y con ello la rigidez necesaria del material confinante para evitar el pandeo global y local del arriostramiento. Esta solución permite hacer una primera evaluación de la factibilidad de conseguir un material elastoplástico que cumpla con la rigidez requerida para evitar el pandeo del elemento.

3.1 Solución Analítica

En una primera etapa, el problema de restricción al pandeo se asimiló a un problema de inestabilidad de una columna en un medio elástico perfecto (Timoshenko & Gere, 2009), (ver Figura 3.1.1). Esta solución debe modificarse pues la columna o arriostramiento presenta una restricción de borde adicional producto de la rigidez del confinamiento (ver Figura 3.1.2). Black et al, (2002), determinaron una solución analítica que permite describir su comportamiento y con ello la rigidez necesaria del material confinante para evitar el pandeo global del arriostramiento. Sin embargo, en esta primera evaluación se considera la goma como un material elástico, lineal e isotrópico, que cumple la relación entre las constantes elásticas módulo de elasticidad (E), coeficiente de Poisson (ν) y el módulo de corte (G), siendo solo dos de ellas variables independientes. El módulo de corte encontrado permite identificar el rango de elastómeros a utilizar en el modelo numérico descrito en el Capítulo 4.

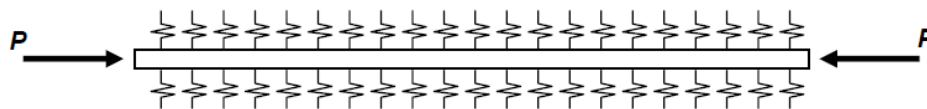


Figura 3.1.1: Columna en un medio elástico.

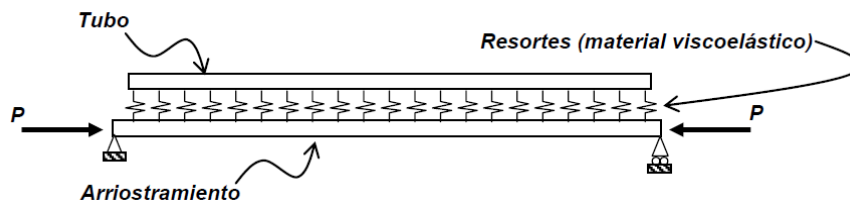


Figura 3.1.2: Modelo de barras y resortes de arriostramientos con pandeo restringido

3.1.1 Análisis estabilidad global del BRB bajo carga axial de compresión

La estabilidad global de los BRB puede estimarse directamente de la teoría de pandeo de Euler considerando una viga a compresión inmersa en un medio elástico, siguiendo el desarrollo propuesto por Black et al (2002).

En ese análisis se considera una barra de material homogéneo e isótropo con comportamiento elástico. Se supone la acción de una carga axial de compresión P en el núcleo de acero del BRB (ver Figura 3.1.3-a), y una carga distribuida desconocida $q(x)$ sobre el núcleo en su configuración deformada (ver Figura 3.1.3-b), que corresponde a la reacción transversal del material confinante y el tubo exterior a lo largo del núcleo de acero interior.

Usando el sistema de ejes que se muestra en la Figura 3.1.3, el equilibrio del núcleo interior en su configuración deformada está dada por:

$$E_i I_i \frac{d^4 y(x)}{dx^4} + P \frac{d^2 y(x)}{dx^2} = -q(x) \quad (3.1)$$

Donde $y(x)$ es la deflexión transversal, P es la carga axial, y E_i e I_i son el módulo de elasticidad y el momento de inercia del núcleo de acero interior, respectivamente. El signo menos en la derecha de la ecuación resulta del hecho de que $q(x)$ actúa en la dirección opuesta a la deflexión $y(x)$. Una carga distribuida $q(x)$ igual y opuesta está aplicada en el tubo exterior que encierra al material confinante como se muestra en la Figura 3.1.3(b). El equilibrio de un segmento de viga está dado por:

$$E_0 I_0 \frac{d^4 y(x)}{dx^4} = q(x) \quad (3.2)$$

Donde $y(x)$ es la misma deflexión transversal que aparece en la ecuación (3.1) y $E_0 I_0$ es la rigidez a flexión del material confinante y el tubo exterior que lo encierra.

Eliminando la carga distribuida desconocida $q(x)$, (3.1) + (3.2), se tiene:

$$E_i I_i \frac{d^4 y(x)}{dx^4} + P \frac{d^2 y(x)}{dx^2} = -E_0 I_0 \frac{d^4 y(x)}{dx^4} \quad (3.3)$$

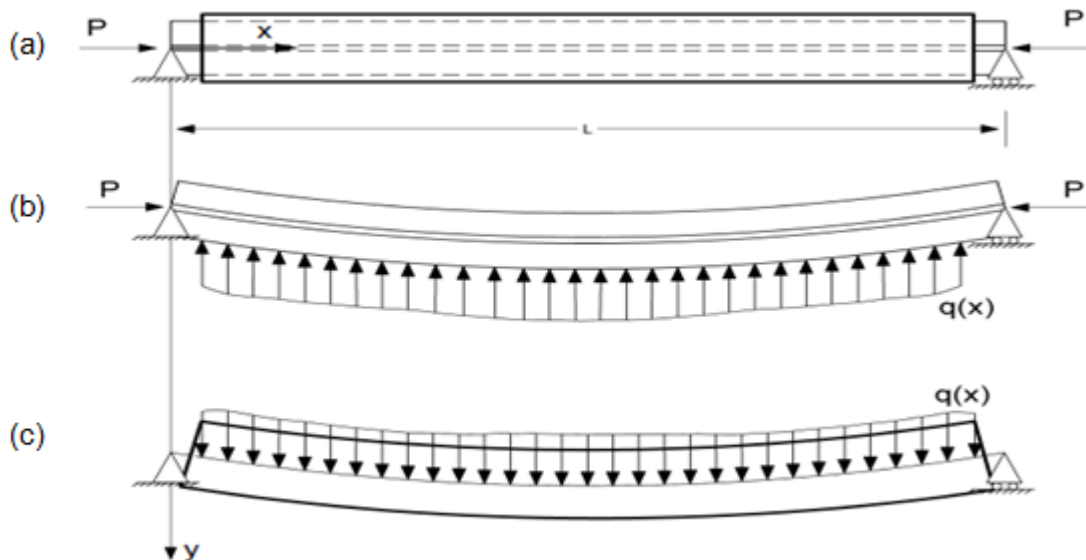
Luego reordenando los términos se obtiene la ecuación de Euler homogénea

$$\frac{d^4 y(x)}{dx^4} + \frac{P}{E_i I_i + E_0 I_0} \frac{d^2 y(x)}{dx^2} = 0 \quad (3.4)$$

Para una riostra con longitud de pandeo L , a partir de la ecuación (3.4) se obtiene la carga crítica de pandeo elástico.

$$P_{cr} = P_e = \frac{\pi^2}{(KL)^2} (E_i I_i + E_0 I_0) \quad (3.5)$$

Donde K es el factor que tiene en cuenta el tipo de vínculo.



(a) BRB bajo carga axial, (b) carga distribuida a lo largo del núcleo de acero en la configuración deformada, (c) carga distribuida a lo largo del tubo exterior que encierra al material confinante.

Figura 3.1.3: Diagrama de cuerpo libre del BRB (Black et al, 2002).

La ecuación (3.5) indica que la carga crítica del arriostamiento con pandeo restringido es simplemente la carga crítica del conjunto material confinante-tubo exterior. Por consiguiente la estabilidad global de los BRB se garantiza cuando la carga de pandeo de Euler, P_{cr} , supera la carga última del núcleo $P_u = \sigma_u A_{nucleo}$.

3.1.2 Pandeo del núcleo de acero en los modos más altos

La eficacia de los BRB se incrementa cuando no se produce el pandeo local del núcleo de acero a lo largo de la longitud restringida. Suponiendo que la reacción del material de confinamiento puede ser aproximada por una proporción de la elástica, la carga $q(x)$ ejercida a lo largo del núcleo de acero puede ser expresada por $q(x) = \beta y(x)$, donde β es la rigidez del resorte distribuido por unidad de área [F]/[L²] e $y(x)$ es la deflexión transversal del núcleo de acero según lo propuesto en Black et al (2002). Con este supuesto la ecuación (3.1) queda.

$$E_i I_i \frac{d^4 y(x)}{dx^4} + P \frac{d^2 y(x)}{dx^2} + \beta y(x) = 0 \quad (3.6)$$

La solución de la ecuación diferencial homogénea (3.6) se puede obtener ya sea siguiendo un método de energía (Timoshenko & Gere, 2009) o por integración directa. La solución para la carga crítica por integración directa implica un análisis más directo y compacto.

Dividiendo la ecuación (3.6) por $E_i I_i$ se tiene:

$$\frac{d^4 y(x)}{dx^4} + 2k^2 \frac{d^2 y(x)}{dx^2} + \zeta^4 y(x) = 0 \quad (3.7)$$

Dónde: $k^2 = \frac{1}{2}(P/E_i I_i)$ y $\zeta^4 = \beta/E_i I_i$. La solución de la ecuación (3.7) es la siguiente:

$$y(x) = Ae^{\lambda x} \quad (3.8)$$

Sustituyendo la ecuación (3.8) en la (3.7) se obtiene la ecuación de cuarto orden:

$$\lambda^4 + 2k^2\lambda^2 + \zeta^4 = 0 \quad (3.9)$$

Al establecer $z = \lambda^2$, la ecuación (3.9) se reduce a la ecuación cuadrática

$$z^2 + 2k^2z + \zeta^4 = 0 \quad (3.10)$$

Cuyo determinante $\Delta = 2\sqrt{k^4 - \zeta^4}$

Para un arriostamiento dado, $\zeta = (\beta/E_i I_i)^{1/4}$ es conocido, mientras que $k = \sqrt{P/(2E_i I_i)}$ aumenta con la carga P. Para el caso en que $k^4 \leq \zeta^4$, que corresponde a la situación en la que $P \leq 2\sqrt{\beta E_i I_i}$, el discriminante es imaginario.

$$\sqrt{\Delta} = 2ik^2 \sqrt{\frac{\zeta^4}{k^4} - 1} \quad (3.11)$$

Y la solución de la ecuación (3.10) es

$$z_1 = -k^2(1 - i\delta) \quad (3.12)$$

$$z_2 = -k^2(1 + i\delta) \quad (3.13)$$

Donde $\delta = \sqrt{\zeta^4/k^4 - 1}$. Recordando que $z = \lambda^2$, las cuatro soluciones de la ecuación (3.9) son:

$$\lambda_1 = ik(1 - i\delta)^{1/2} \quad (3.14)$$

$$\lambda_2 = -ik(1 - i\delta)^{1/2} \quad (3.15)$$

$$\lambda_3 = ik(1 + i\delta)^{1/2} \quad (3.16)$$

$$\lambda_4 = -ik(1 + i\delta)^{1/2} \quad (3.17)$$

Con las cuatro soluciones admisibles de λ dadas por las ecuaciones (3.14) a (3.17) la solución general de la ecuación (3.7) es:

$$y(x) = A_1 e^{ik(1-i\delta)^{1/2}x} + A_2 e^{-ik(1-i\delta)^{1/2}x} + A_3 e^{ik(1+i\delta)^{1/2}x} + A_4 e^{-ik(1+i\delta)^{1/2}x} \quad (3.18)$$

Las constantes A_1 hasta A_4 se obtienen de las condiciones de borde. Para una riostra con apoyo fijo en ambos extremos $x = 0$ y $x = L$.

$$y(0) = 0 \quad y \quad \frac{d^2y(0)}{dx^2} = 0 \quad (3.19)$$

$$y(L) = 0 \quad y \quad \frac{d^2y(L)}{dx^2} = 0 \quad (3.20)$$

Remplazando en la ecuación (3.18) se obtiene el siguiente sistema homogéneo

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ -k^2(1-i\delta) & -k^2(1-i\delta) & -k^2(1+i\delta) & -k^2(1+i\delta) \\ e^{ik(1-i\delta)^{1/2}L} & e^{-ik(1-i\delta)^{1/2}L} & e^{ik(1+i\delta)^{1/2}L} & e^{-ik(1+i\delta)^{1/2}L} \\ -k^2(1-i\delta)e^{ik(1-i\delta)^{1/2}L} & -k^2(1-i\delta)e^{-ik(1-i\delta)^{1/2}L} & -k^2(1+i\delta)e^{ik(1+i\delta)^{1/2}L} & -k^2(1+i\delta)e^{-ik(1+i\delta)^{1/2}L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \\ A_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.21)$$

Para una solución no trivial de la ecuación (3.21), el determinante del sistema tiene que ser igual a cero. Esto se puede lograr mediante el establecimiento de $\delta = 0$, lo que hace que las dos primeras y dos últimas filas sean linealmente dependientes y por lo tanto desaparece el determinante. Del requisito para que el determinante sea igual a cero ($k^4 = \zeta^4$) se obtiene un valor para la carga crítica, P_{cr} de:

$$P_{cr} = 2\sqrt{\beta E_i I_i} \quad (3.22)$$

La ecuación (3.18) también se puede utilizar para obtener la carga crítica de pandeo de un BRB con apoyos empotrados en $x = 0$ y $x = L$,

$$y(0) = 0 \quad \frac{dy(0)}{dx} = 0 \quad (3.23)$$

$$y(L) = 0 \quad \frac{dy(L)}{dx} = 0 \quad (3.24)$$

Cuando se aplican las condiciones (3.23) y (3.24) en la ecuación (3.18) se obtiene el siguiente sistema homogéneo

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ ik(1-i\delta)^{1/2} & -ik(1-i\delta) & ik(1+i\delta) & -ik(1+i\delta)^{1/2} \\ e^{ik(1-i\delta)^{1/2}L} & e^{-ik(1-i\delta)^{1/2}L} & e^{ik(1+i\delta)^{1/2}L} & e^{-ik(1+i\delta)^{1/2}L} \\ ik(1-i\delta)^{1/2}e^{ik(1-i\delta)^{1/2}L} & -ik(1-i\delta)^{1/2}e^{-ik(1-i\delta)^{1/2}L} & ik(1+i\delta)^{1/2}e^{ik(1+i\delta)^{1/2}L} & -ik(1+i\delta)^{1/2}e^{-ik(1+i\delta)^{1/2}L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \\ A_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.25)$$

Al igual que antes, para una solución no trivial de la ecuación (3.25), el determinante del sistema debe ser cero. Esto se logra sí $\delta = 0$, lo que hace que la primera y la tercera, y la segunda y la cuarta columnas sean linealmente dependientes. El requisito de $\delta = 0$ produce un valor para la carga crítica dada por la ecuación (3.22). El análisis anterior demuestra que la carga crítica de pandeo del núcleo interno en los modos más altos es independiente de las condiciones de borde en los extremos y del material confinante del núcleo.

Con el fin de evitar el pandeo del núcleo interno en los modos más altos, la carga crítica de pandeo de Euler P_{cr} debe ser mayor o igual que la carga última del núcleo de acero, $P_{cr} = 2\sqrt{\beta E_i I_i} \geq \sigma_u A_i$, lo que requiere que:

$$\beta \geq \frac{\sigma_u^2 A_i^2}{4E_i I_i} \quad (3.26)$$

Donde E_i es el módulo de elasticidad del cual se obtiene la rigidez necesaria para evitar el pandeo del núcleo de acero en los modos más altos, el cual ocurre en el rango plástico, por lo que se debe utilizar el módulo elástico tangente E_t .

Cuando el núcleo interno tiene una sección transversal rectangular, $t \times b$, la ecuación (3.26) se reduce a:

$$\beta \geq 3 \frac{\sigma_u^2 b}{E_t t} \quad (3.27)$$

3.1.3 Rigidez del material confinante

Utilizando la Ley Generalizada de Lamé-Hooke que se expresa matricialmente a continuación se puede obtener la rigidez elástica β_e que relaciona los esfuerzos aplicados con la deformación unitaria en el elastómero.

$$\begin{pmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{yz} \end{pmatrix} = \frac{E}{1+\nu} \underbrace{\begin{pmatrix} \frac{1-\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & & & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & & & \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & & & \\ & & & 1 & 0 & 0 \\ & & & 0 & 1 & 0 \\ & & & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}}_{\beta_e} \begin{pmatrix} \epsilon_{xx} \\ \epsilon_{yy} \\ \epsilon_{zz} \\ \epsilon_{xy} \\ \epsilon_{xz} \\ \epsilon_{yz} \end{pmatrix} \quad (3.28)$$

Luego considerando las condiciones de borde en la goma que está limitada lateralmente por la presencia del tubo de acero ($\epsilon_{xx} = \epsilon_{zz} = 0$) y longitudinalmente por ella misma ($\epsilon_{xy} = \epsilon_{xz} = \epsilon_{yz} = 0$), se tiene que la constante elástica del elastómero en la dirección de la deflexión transversal del núcleo de acero, depende del módulo de elasticidad E_c y del coeficiente de Poisson ν de la goma.

$$\beta_e = E_c \frac{1-\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (3.29)$$

Luego utilizando la relación entre las constantes de elasticidad de un material elástico, lineal e isotrópico, ecuación (3.30), se obtiene el módulo de corte G de la goma, el cual permite hacer una primera evaluación de la factibilidad de conseguir un material elastoplástico que cumpla con la rigidez requerida para evitar el pandeo del elemento.

$$G = \frac{E_c}{2(1 + \nu)} \quad (3.30)$$

Para determinar el rango de propiedades del elastómero para incluirlas en el modelo numérico de elementos finitos, se calculó la rigidez necesaria de confinamiento para diferentes pletinas comerciales de acero ASTM A36 (de límite último $\sigma_u = 400$ [MPa] y módulo elástico tangente $E_t = 1450$ [MPa]), según la ecuación (3.27) (ver Tabla 3.1.1).

Tabla 3.1.1: Rigidez del resorte β para evitar el pandeo del núcleo en compresión.

PLETINAS CONFIRMADAS EN FRIO HASTA 6mm						
GEOMETRÍA DE LA SECCIÓN Y RIGIDEZ β_e NECESARIA PARA EVITAR EL PANDEO EN LA PLETINA						
B	t	Peso	A	I	Pcr	β
mm	mm	kgf/m	cm ²	cm ⁴	KN	Gpa
50	6	2,36	3,0	0,1	1	3,6
	8	3,14	4,0	0,2	5	2,7
	10	3,93	5,0	0,4	24	2,2
	11	4,32	5,5	0,6	46	2,0
	12	4,71	6,0	0,7	85	1,8
63	6	2,97	3,8	0,1	1	4,6
	8	3,96	5,0	0,3	10	3,4
	10	4,95	6,3	0,5	48	2,8
	11	5,44	6,9	0,7	93	2,5
	12	5,93	7,6	0,9	170	2,3
75	6	3,53	4,5	0,1	2	5,5
	8	4,71	6,0	0,3	17	4,1
	10	5,89	7,5	0,6	80	3,3
	11	6,48	8,3	0,8	156	3,0
	12	7,07	9,0	1,1	287	2,7
90	6	4,24	5,4	0,2	4	6,6
	8	5,65	7,2	0,4	29	4,9
	10	7,07	9,0	0,8	139	3,9
	11	7,77	9,9	1,0	270	3,6
	12	8,48	10,8	1,3	497	3,3
100	6	4,71	6,0	0,2	5	7,3
	8	6,28	8,0	0,4	40	5,5
	10	7,85	10,0	0,8	190	4,4
	11	8,64	11,0	1,1	370	4,0
	12	9,42	12,0	1,4	681	3,6

* Se consideraron espesores de al menos 6 mm en las pretinas utilizadas

Por lo tanto las propiedades de los elastómeros calculadas mediante las ecuaciones (3.29) y (3.30), deben encontrarse en el siguiente rango.

Tabla 3.1.2: Rango de propiedades del elastómero para evitar el pandeo del núcleo de acero.

Propiedades Elastómero		
E	107 – 429	MPa
ν	0,49	–
G	36 – 144	MPa
β_e	1,8 – 7,3	GPa

Es importante considerar que la ecuación (3.29), es muy sensible al valor del coeficiente de Poisson, por lo que es necesario verificar estos resultados con el modelo numérico de elementos finitos.

4 Modelo numérico de elementos finitos

Para determinar el comportamiento real del elastómero confinante considerándolo como un material no lineal, es necesario recurrir a modelos numéricos de variada complejidad. En este trabajo se implementó un modelo no lineal de elementos finitos en el programa Ansys 15, con el fin de estudiar en detalle la estabilidad del BRB, en específico el efecto de la rigidez del material confinante y del contacto friccional entre el núcleo de acero y el material confinante, analizando el caso en que hay una alta adherencia y el caso en que la adherencia es pequeña.

4.1 Geometría modelo 3D

El modelo está construido mediante elementos sólidos tridimensionales, en tres cuerpos principales, que corresponden a las diferentes partes que componen el BRB, como se muestra en la Figura 4.1.



Figura 4.1.1: Descripción general de una riostra de pandeo restringido, BRB. (Cancelado, 2013)

El núcleo de acero del BRB consiste en una pletina comercial rectangular, confinada mediante un material elastoplástico, el cual es contenido por una camisa de acero, compuesta por un perfil cajón comercial. Todas las secciones transversales se mantuvieron constantes para los diferentes modelos realizados y se presentan en la Tabla 4.1.1.

Tabla 4.1.1: Propiedades geométricas de la riostra con pandeo restringido

Elemento	Geometría	Sección Transversal [mm]
Núcleo de acero	Pletina rectangular	100X10
Material confinante	Relleno	190X190X90X45
Camisa de confinamiento	Perfil cajón	200X200X5

Para efectos del modelo y con el fin de estudiar el comportamiento del arriostramiento en la zona confinada, no se modelaron las conexiones, ni la sección de la pletina que no está restringida.

Mediante el Design Modeler de Ansys, se modeló la pletina de acero de 2 [m] de largo, como un elemento sólido, con las dimensiones de la Tabla 4.1.1. Esta pletina se sometió a un análisis de pandeo lineal para determinar los modos de pandeo, con los cuales se generó una imperfección inicial de 3 [mm] de amplitud, con el fin de inducir el pandeo en la pletina cuando el BRB sea sometido a una carga axial de compresión.

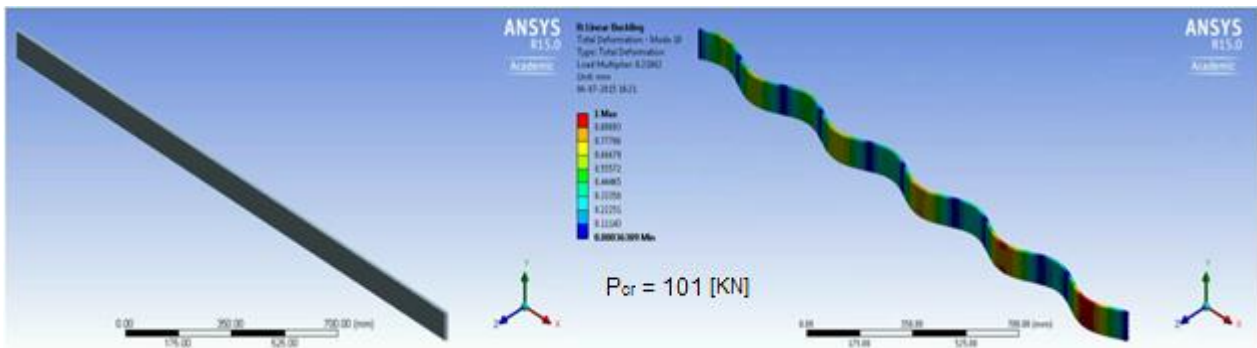


Figura 4.1.2: Análisis modal del núcleo de acero en Ansys 15.

Una vez conocida la imperfección inicial en la pletina, utilizando el Design Modeler se agrega un elemento sólido que representa el material confinante y otro que representa la camisa de confinamiento.

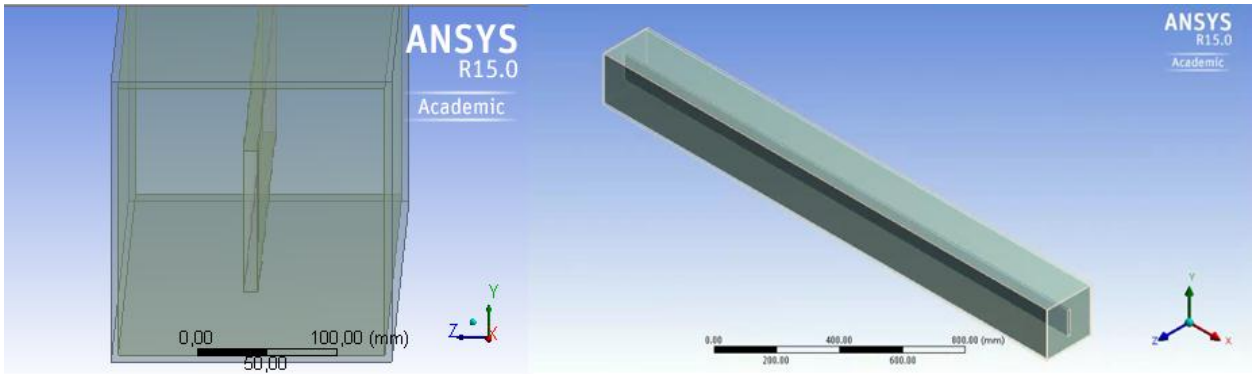


Figura 4.1.3: BRB con imperfección inicial Ansys 15.

Posteriormente, el modelo del BRB con la imperfección inicial en su núcleo es sometido a un análisis monotónico creciente y luego cíclico, usando diferentes propiedades del material confinante, diferentes amplitudes de imperfección inicial y diferentes largos de núcleo de acero.

4.2 Leyes constitutivas de los materiales

4.2.1 Acero

El comportamiento no lineal del acero es modelado como una curva no lineal con endurecimiento isotrópico. Se escogió la bilinealidad con el fin de acelerar el procesamiento de datos y el comportamiento de endurecimiento isotrópico por ser recomendado para problemas con grandes tensiones (ANSYS, Inc 2015).

El acero utilizado es ASTM A36, de tensión de fluencia F_y , tensión última F_u , deformación última ϵ_u y módulo de elasticidad E . La deformación de fluencia ϵ_y y el modulo tangente E_t viene dado por las ecuaciones (4.1) y (4.2) y sus valores se presentan en la Tabla 4.2.1.

$$\epsilon_y = \frac{F_y}{E} \quad (4.1)$$

$$E_t = \frac{F_u - F_y}{\epsilon_u - \epsilon_y} \quad (4.2)$$

Tabla 4.2.1: Propiedades acero ASTM A36

	ASTM A36	Unidad
E	200	GPa
F_y	250	MPa
ϵ_y	0,125	%
F_u	460	MPa
ϵ_u	14,6	%
E_t	1450	MPa

En la Figura 4.2.1 se muestra la curva de tensión v/s deformación unitaria bilineal que representa el comportamiento del acero tanto en tracción como en compresión utilizado en este modelo.

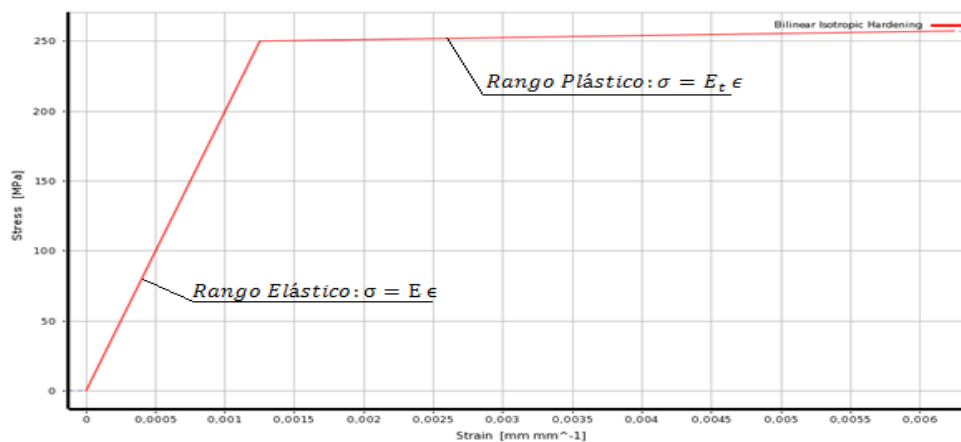
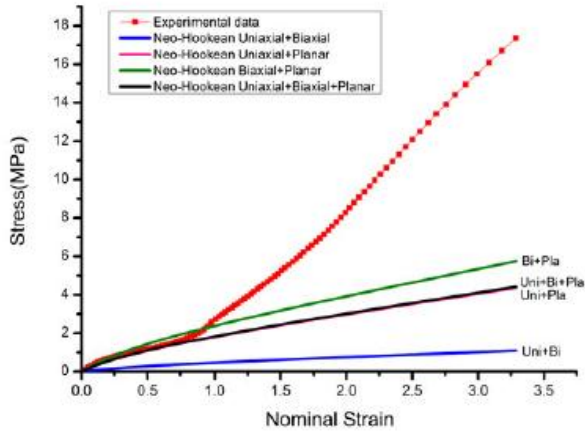


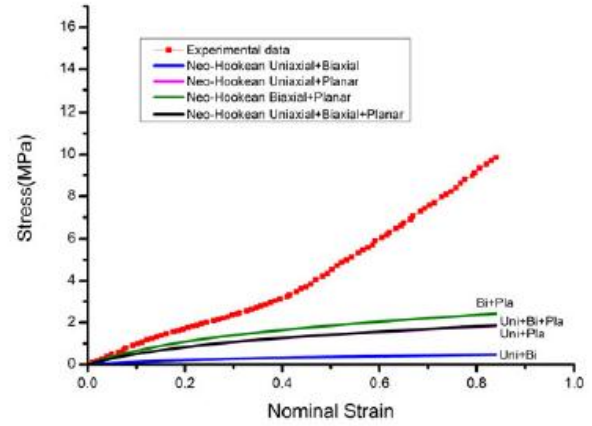
Figura 4.2.1: Curva tensión-deformación acero ASTM A36 Ansys 15.

4.2.2 Elastómero

Se utilizó el material hiperelástico “Neoprene Rubber” de la biblioteca de ANSYS 15, el cual mediante el modelo “Neo-Hookean” supone el comportamiento no lineal tensión-deformación de materiales sometidos a grandes deformaciones, se basa en estadísticas del comportamiento termodinámico de las cadenas de polímeros reticulados, en materiales similares al caucho. El modelo no predice el aumento del módulo de elasticidad a grandes deformaciones ni la disipación de energía en forma de calor, pero es razonablemente exacto para deformaciones menores al 10%, como se puede apreciar en la Figura 4.2.2.



a) Uniaxial tension test results for Neo-Hookean model



b) Biaxial tension test results for Neo-Hookean model

Figura 4.2.2: Ensayo de chloroprene rubber v/s “Neo-Hookean model” (Kim et al, 2011)

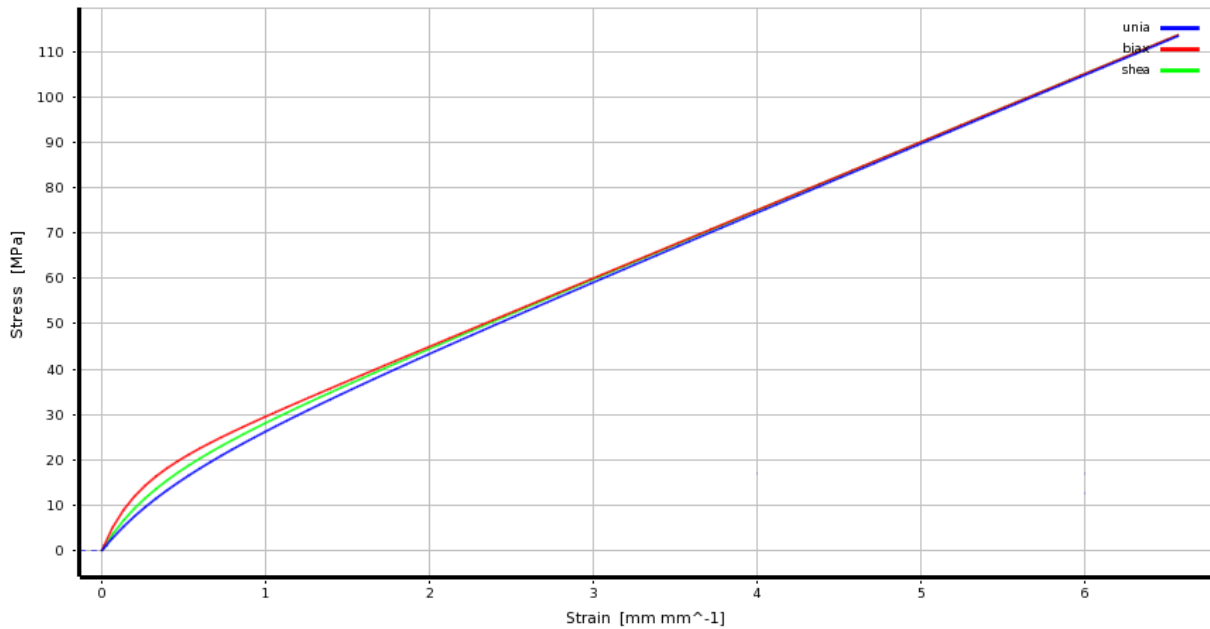
El modelo Neo-Hookean determina la curva tensión-deformaciones del elastómero mediante la densidad energía de deformación W en función del módulo de corte inicial G_0 , el parámetro de incompresibilidad de la goma d , el primer invariante del tensor deviatorico \bar{I}_1 y el determinante del gradiente de deformación elástica J como se muestra en la ecuación (4.3)

$$W = \frac{G_0}{2} (\bar{I}_1 - 3) + \frac{1}{d} (J - 1)^2 \quad (4.3)$$

Los parámetros necesarios para definir la curva tensión-deformación del elastómero son el módulo de corte inicial G_0 y el parámetro de incompresibilidad d , el cual se relaciona con el módulo volumétrico κ como se muestra en la ecuación (4.4).

$$\kappa = \frac{2}{d} \quad (4.4)$$

Luego como se pretende estudiar el efecto de la rigidez del material confinante, se consideraron diferentes valores de los parámetros G_0 y κ , lo que implica diferentes curvas tensión-deformación para cada análisis.



Ansys 15, $G_0 = 15 [MPa]$, $\kappa = 2000 [MPa]$

Figura 4.2.3: Curva tensión-deformación “Neoprene Rubber”

4.3 Contactos

Todos los contactos se modelan a través de pares de elementos CONTA174-TARGET170. Cuando la rigidez relativa de ambas superficies en contacto es similar se asume un contacto simétrico, es decir que ambas caras del contacto son Contact y Target, y ninguna penetra sobre la otra. Sin embargo, cuando la rigidez de una superficie es mayor que la otra se asume un contacto asimétrico, en donde la cara Target (de mayor rigidez) penetra en la cara Contact (de menor rigidez), pero no inversamente, por lo que se debe tener especial cuidado en determinar qué superficie es la de mayor rigidez. En el caso del modelo numérico la cara Contact es el elastómero y la cara Target el acero.

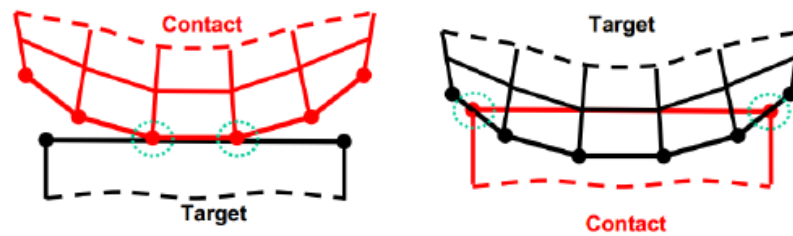


Figura 4.3.1: Comportamiento de contactos (ANSYS.Inc, 2015)

El modelo de compatibilidad de desplazamientos utilizado fue el de *Augmented Lagrange* (4.5), el cual se basa en el algoritmo de *Pure Penalty* (4.6), pero en el primero existe un control de la penetración.

$$F = k \cdot \Delta + \mu \quad (4.5)$$

$$F = k \cdot \Delta \quad (4.6)$$

En la formulación *Pure Penalty*, la rigidez del resorte o la rigidez del contacto se denomina parámetro de penalización k , y entre más alto sea, menor será la penetración en la superficie del contacto Δ . Mientras que en la formulación *Augmented Lagrange*, en las primeras iteraciones, el contacto es determinado en base a la rigidez de la penalización k , pero si la penetración Δ en una iteración excede la máxima permitida, es decir, si la penetración es mayor que la fuerza permitida, la rigidez de contacto para cada elemento se aumenta con los multiplicadores de Lagrange μ . Se realizan tantas iteraciones hasta que la penetración sea menor que la máxima permitida. Por basarse en la formulación *Pure Penalty*, suele haber un tiempo de convergencia mayor, pero asegura la compatibilidad del contacto cuando se tiene grandes desplazamientos entre las superficies.

Además, en el modelo se utilizaron dos tipos de interfaz:

4.3.1 Bonded

Contacto que simula dos superficies completamente pegadas, donde no se permite desplazamiento relativo alguno entre ambas caras del contacto. Se utiliza en la unión entre la camisa exterior y el material confinante, como un contacto asimétrico en donde la camisa de acero representa la cara Target de mayor rigidez y el elastómero confinante representa la cara Contact (ver Figura 4.3.2).

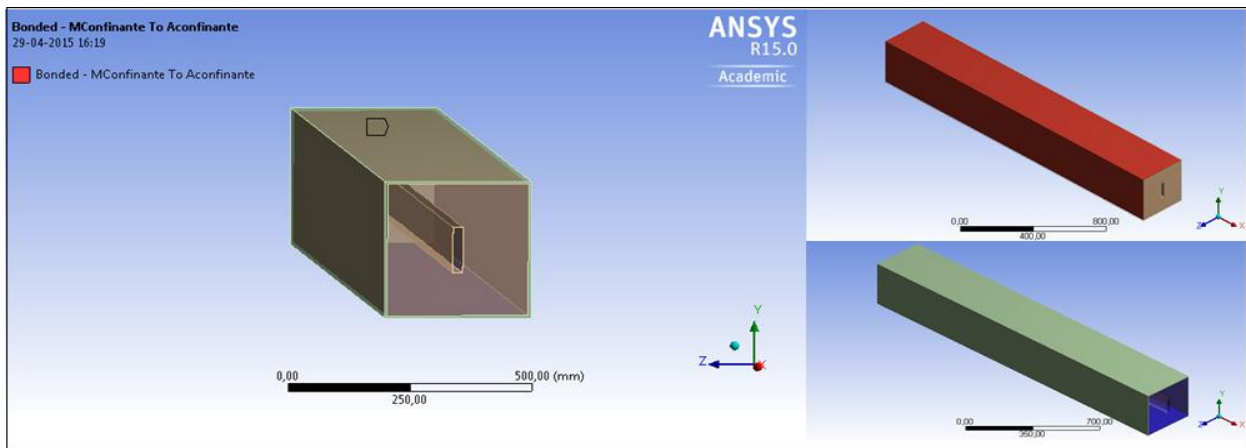


Figura 4.3.2: Contacto bonded entre la camisa de acero y el material confinante.

4.3.2 Frictional

Contacto no lineal que simula la fricción entre dos superficies, permitiendo un desplazamiento relativo controlado por el coeficiente de fricción μ . Se utilizó en el contacto entre el núcleo de acero y el elastómero confinante, con un coeficiente friccional de $\mu = 0,1$, para el caso donde la adherencia es pequeña y luego $\mu = 0,5$, cuando la adherencia es grande. Debido a que la pletina de acero es de mayor rigidez se considera un contacto asimétrico donde el elastómero confinante representa la cara Contact y la pletina la Target (ver Figura 4.3.3).

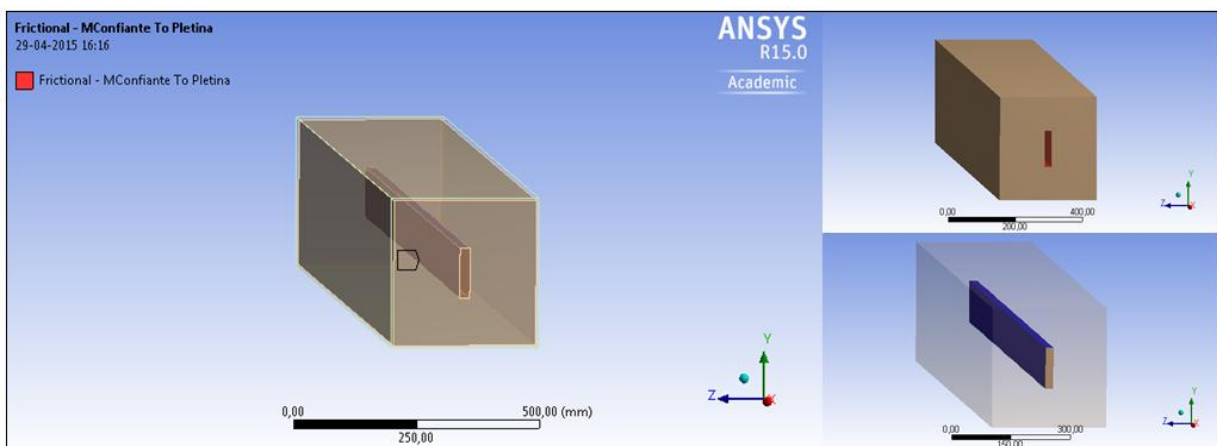


Figura 4.3.3: Contacto friccional entre el núcleo de acero y el material confinante

4.4 Malla de elementos finitos

Los elementos finitos usados para el mallado de la geometría son elementos volumétricos de tipo SOLID186 (ver Figura 4.4.1), el cual es un elemento tridimensional con tres grados de libertad por nodo (traslación según X, Y y Z). Está compuesto por 20 nodos distribuidos según el esquema presentado en la Figura 4.4.2. Además de su configuración base hexaédrica puede tener una configuración piramidal, prismática o tetraédrica lo que le permite adaptarse a diferentes geometrías. Estos elementos son adecuados para representar materiales con plasticidad, endurecimiento, fluencia y capacidad de grandes desplazamientos y deformaciones en materiales elastoplásticos prácticamente incompresibles, utilizando la interpolación de Lagrange entre sus nodos. Los elementos de contacto asociados a ellos son del tipo CONTA174 y TARGE170. La convergencia del elemento finito se garantiza cuando el ángulo de la arista se aproxima a los 90°, siendo el hexaedro el elemento más estable.

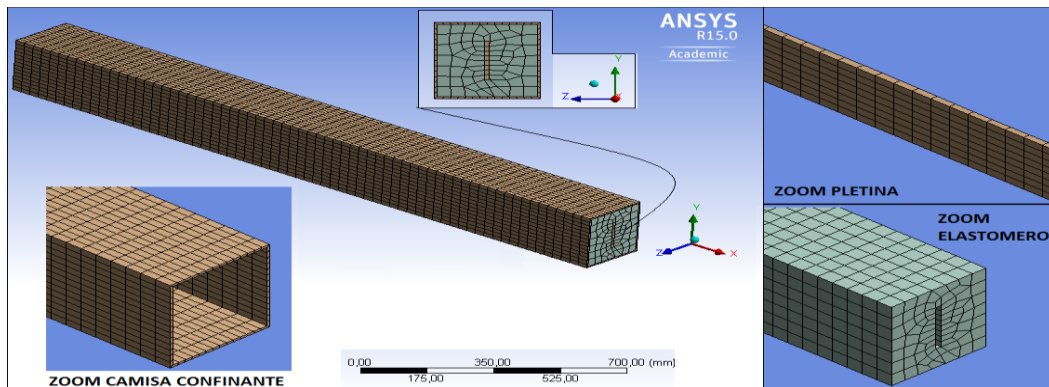


Figura 4.4.1: Malla de elementos finitos en el BRB.

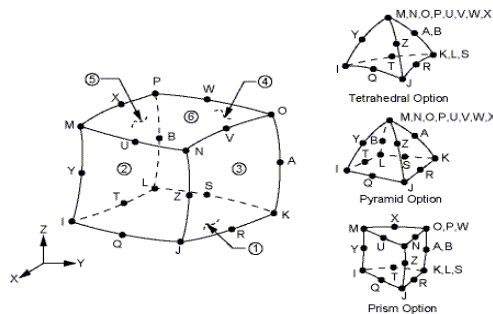


Figura 4.4.2: Elemento 3D Solid186 (ANSYS.Inc, 2015)

4.5 Condiciones de borde

Con el fin de reproducir las condiciones reales en que se encuentra el arriostramiento y evitar los desplazamientos y giros fuera del plano de carga, es necesario empotrar la pletina en uno de sus extremos y en el otro restringirla en todas las direcciones salvo en el eje longitudinal donde se aplican los desplazamientos monotónico creciente y/o cíclico. De esta forma el núcleo de acero del BRB, está sometido solo a solicitaciones axiales de tracción y compresión, mientras que el elastómero confinante está restringido únicamente por el contacto con la pletina, al igual que el tubo de acero confinante que se encuentra restringido por el contacto con la goma.

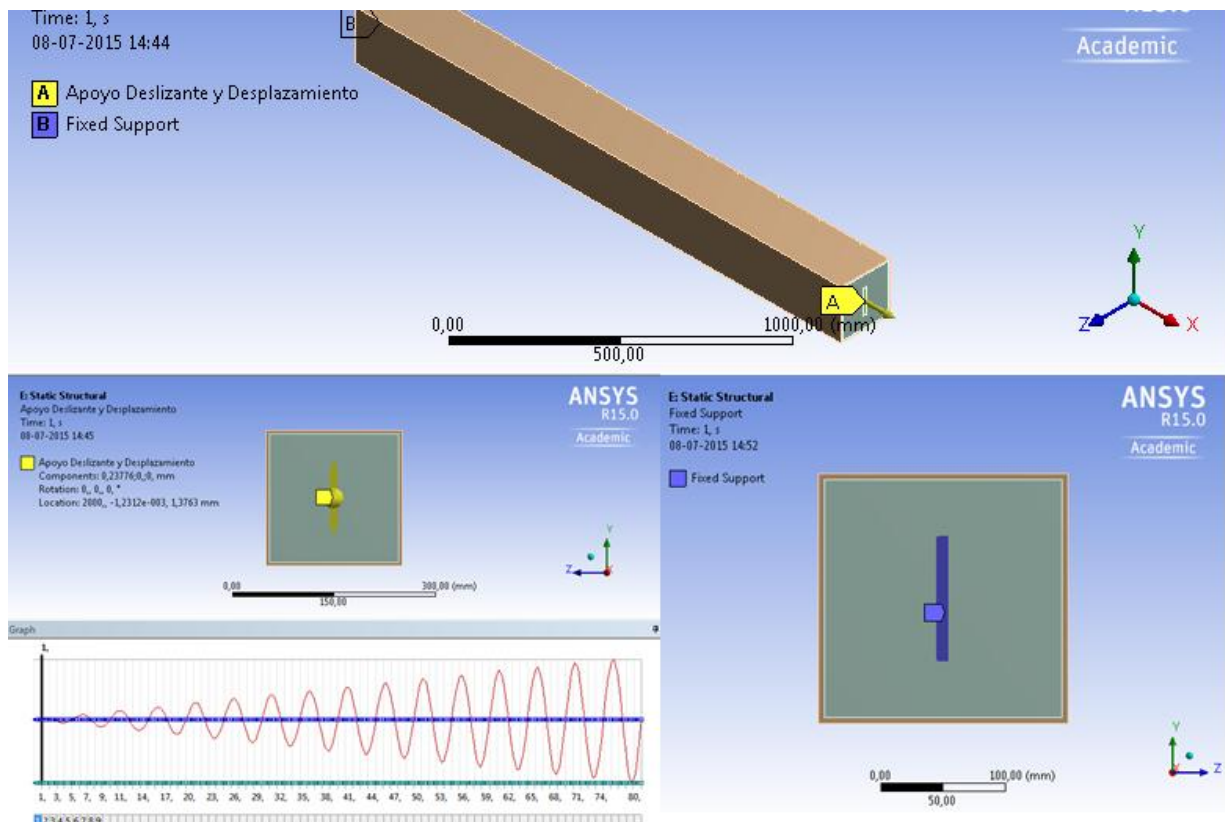


Figura 4.5.1: Condiciones de borde del BRB.

4.6 Protocolo de desplazamientos

El sistema de desplazamientos utilizados para determinar el comportamiento cíclico del arriostramiento con pandeo restringido, fue una función sinusoidal creciente de la forma

$A(x) \cdot \sin(b(x))$, como se muestra en la Figura 4.6.1. Este se aplica sobre todos los modelos, en la cara libre de la pletina como se muestra en la Figura 4.5.1.

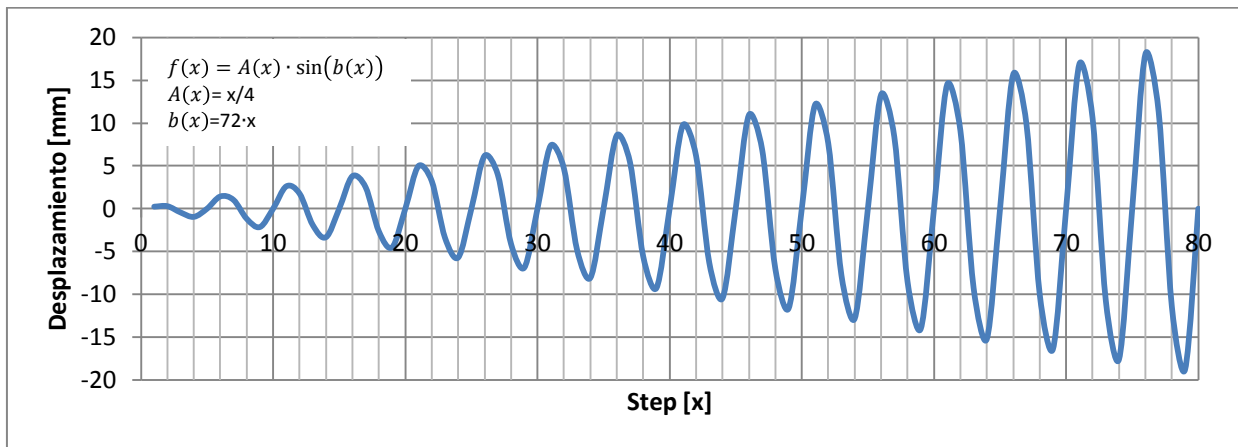


Figura 4.6.1: Protocolo de desplazamientos.

4.7 Validación del modelo numérico

Para validar el modelo numérico de elementos finitos, se analizó el elemento 1G de Newell, Uang, & Benzoni (2006), y se comparó con los resultados del ensayo experimental.

Se utilizó la misma geometría y propiedades de los materiales propuestos por Newell et al, (2006), asumiendo una imperfección inicial a partir del primer modo de pandeo con una amplitud máxima de 3 mm. La malla de elementos finitos, las condiciones de borde y los contactos considerados corresponden a lo especificado en los puntos anteriores de este capítulo, utilizando un coeficiente de fricción $\mu = 0,1$, entre el núcleo de acero y el mortero confinante (López-Almansa et al, 2012).

El BRB fue sometido al mismo protocolo de desplazamientos con $\Delta b_y = 5,33 [mm]$, sin embargo, con el fin de disminuir los costos computacionales, se redujo el primer tramo a sólo un ciclo, ya que corresponde al rango elástico y se consideraron solo 4 tramos de desplazamientos (Figura 4.7.1).

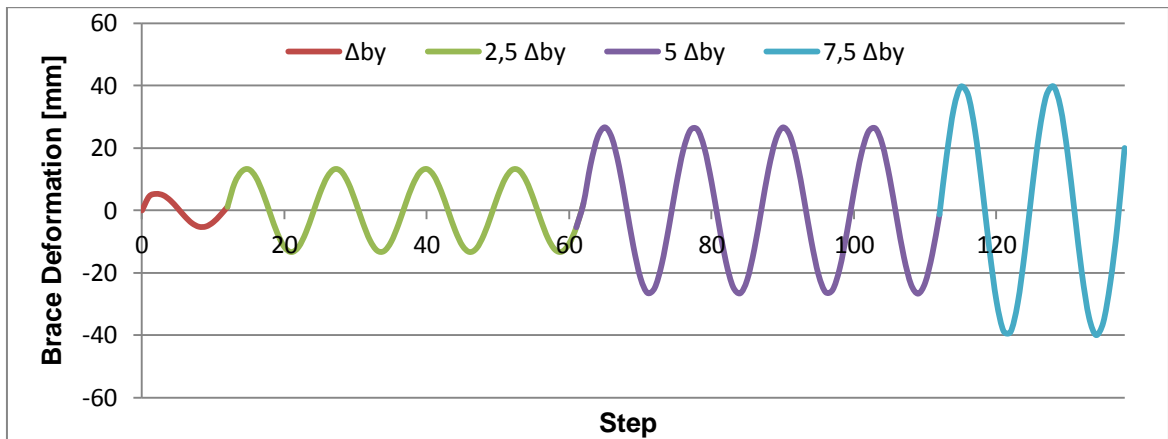


Figura 4.7.1: Protocolo de desplazamientos aplicados al modelo, según Figura 2.3.7.

Al comparar los resultados experimentales con los obtenidos del modelo numérico se puede apreciar que los esfuerzos máximos numéricos tanto en tracción como en compresión son mayores que los obtenidos experimentalmente mientras que los desplazamientos son menores, lo que implica que el modelo numérico es más rígido que el experimental (ver Figura 4.7.2).

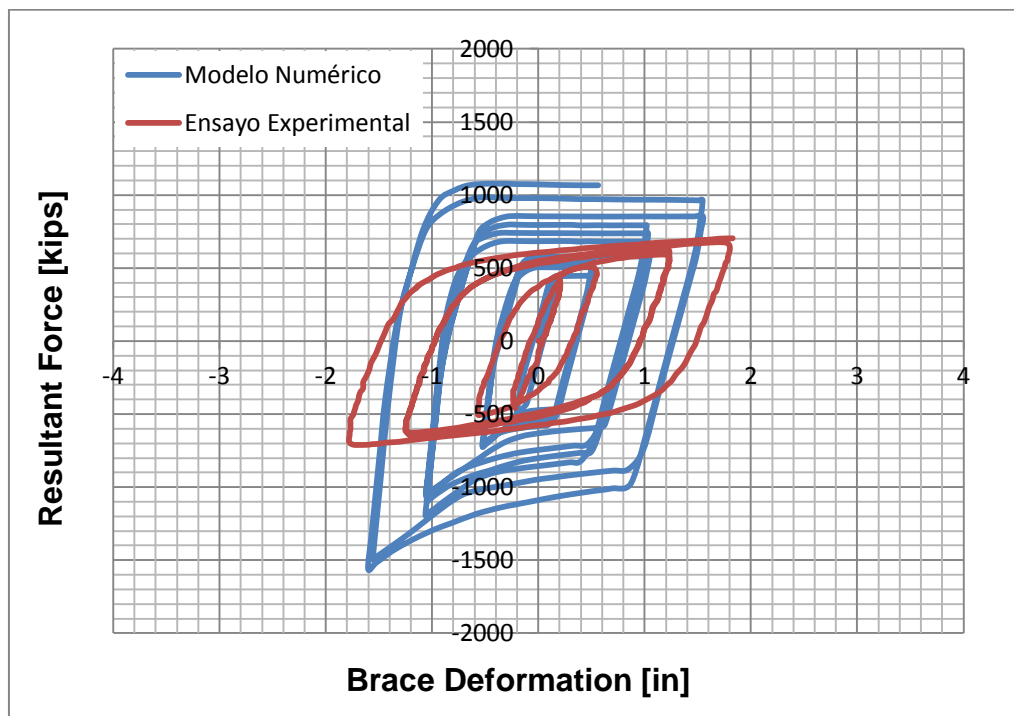


Figura 4.7.2: Curva P vs Δ , Modelo numérico v/s ensayo experimental de Newell et al (2006).

Se puede apreciar que tanto el modelo numérico como el experimental no presentan degradación ni de rigidez ni de carga, sin embargo, se identifican tres fenómenos relevantes al comparar los resultados: (1) aumento significativo de la resistencia en tracción y compresión; (2) aumento de la rigidez axial del BRB y (3) una asimetría del ciclo de histéresis en compresión del modelo numérico.

Estas diferencias se pueden explicar debido a dos comportamientos que ocurren en el modelo numérico del BRB. El primero se asocia al endurecimiento isotrópico impuesto en el modelo, el cual se caracteriza por la expansión de la superficie de fluencia, por lo que un aumento en la resistencia de fluencia en una dirección implica el mismo incremento en la dirección opuesta. Lo anterior se ve reflejado en un excesivo aumento de la resistencia del BRB tanto en tracción como en compresión, ya que el grado de endurecimiento isotrópico aumenta con cada ciclo de carga, debido a la deformación inelástica acumulada, introduciendo el endurecimiento del material al modelo cíclico. El segundo comportamiento se asocia tanto al aumento de resistencia en compresión como a la asimetría que se produce en el ciclo de histéresis. Como el acero estructural no posee endurecimiento asimétrico, la razón principal detrás de este fenómeno es la fricción entre el núcleo de acero y el hormigón confinante. Debido a la fricción, parte de la carga axial se transfiere al mortero de hormigón, lo que aumenta la rigidez del BRB y con ello la tasa de endurecimiento (ver Figura 4.7.3 y Figura 4.7.4).

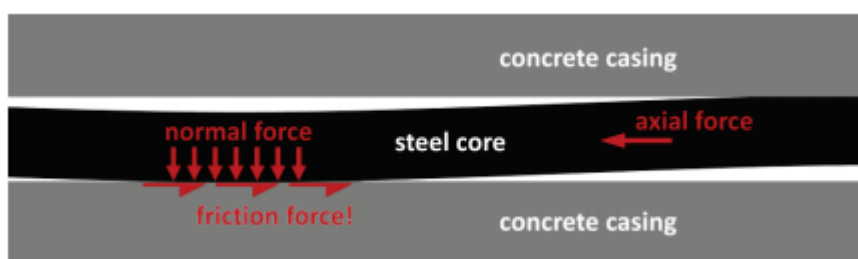


Figura 4.7.3: Fricción inducida al confinamiento por pandeo del núcleo (Zsarnóczay et al, 2013).

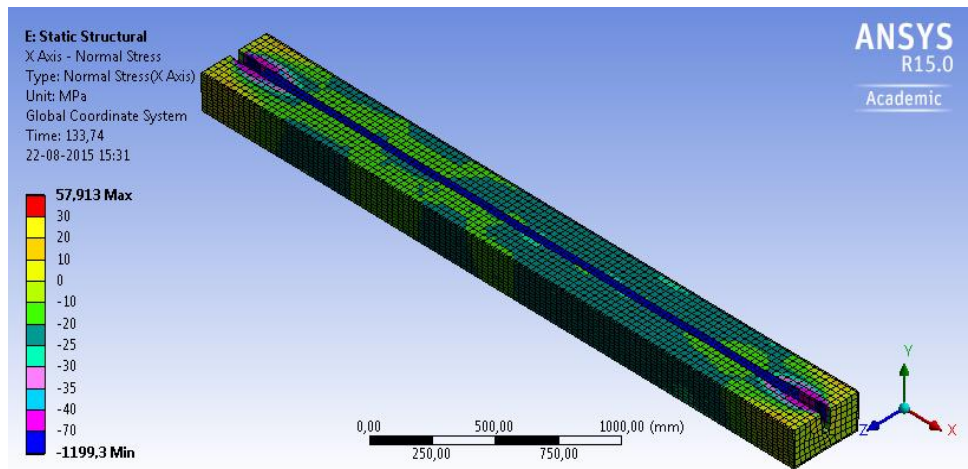


Figura 4.7.4: Esfuerzo normal en la dirección longitudinal del BRB

La Figura 4.7.4 permite identificar los esfuerzos normales en el hormigón en la dirección longitudinal una vez que el núcleo de acero entra en contacto, aumentando la rigidez en compresión del BRB y con ello la pendiente de la curva P vs Δ . Otra forma de cuantificar este efecto es comparando la rigidez axial AE/L de la pletina con la pendiente inicial tanto del modelo numérico como el experimental, resultando que el modelo numérico es un 30% más rígido que el experimental (ver Tabla 4.7.1).

Tabla 4.7.1: Rigidez axial

	Núcleo de acero	Modelo experimental	Modelo numérico	Sección Compuesta	
$\frac{AE}{L}$	234	357	471	863	$\frac{KN}{mm}$

Se puede apreciar que en el ensayo experimental, el BRB presenta una combinación de endurecimiento cinemático e isotrópico, ya que el ciclo de histéresis posee no solo una leve expansión de la superficie de fluencia, sino que también presenta un desplazamiento, debido al cambio de pendiente post fluencia, el cual es responsable de una disminución de la resistencia a la fluencia en la dirección opuesta después de un aumento de la resistencia de fluencia en una dirección producto del endurecimiento (efecto Bauschinger). Este comportamiento combinado impide el aumento excesivo de

la resistencia tanto en tracción como en compresión además de otorgarle inclinación al ciclo de histéresis (ver Figura 4.7.5).

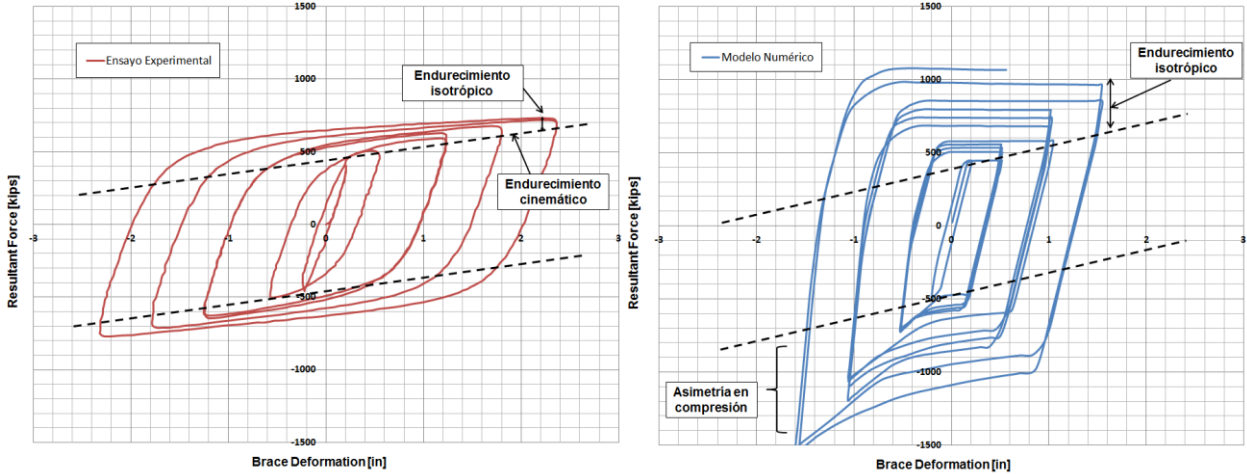


Figura 4.7.5: Comportamiento histérico del modelo experimental y del modelo numérico

Por lo tanto el modelo numérico no es capaz de predecir completamente el comportamiento del BRB, ya que para ello es necesario considerar el efecto del endurecimiento cinemático que reduce los esfuerzos máximos en tracción y compresión. Además para evitar el endurecimiento asimétrico, se debe considerar una interfaz menos rígida que evite el aumento de rigidez cuando el núcleo de acero se pandea entrando en contacto con el mortero confinante.

Finalmente se debe advertir que los resultados de los modelos que se presentan en el Capítulo 5, poseen esfuerzos máximos mayores que los esperados en el ensayo experimental. Sin embargo, el efecto asimétrico en compresión se reduce al utilizar un elastómero confinante, ya que la rigidez de este es muy inferior a la del hormigón.

5 Análisis y resultados del BRB con elastómero confinante

5.1 Efecto del confinamiento en la riostra de acero

Para estudiar el efecto del confinamiento en la riostra se comparó la carga crítica de pandeo de Euler de la pletina P_{cr} , con la carga crítica de pandeo del BRB, tanto para el modelo analítico como para el modelo numérico, como se muestra en la Tabla 5.1.1. Se concluye que el confinamiento aumenta la carga crítica de pandeo en un promedio de 64% cuando el módulo volumétrico κ es igual a 14 [MPa] y en un 130% cuando tiene un valor de 2000 [MPa], según el modelo numérico. Sin embargo utilizando el modelo analítico la carga crítica de pandeo aumenta en un 96% para ambos valores de κ .

Por otro lado si se analiza el módulo de corte G , éste aumenta la carga crítica de pandeo P_{cr} a medida que aumenta su valor. Para un valor de 30 [MPa] aumenta en un promedio de 63%, mientras que para valores de 50 [MPa] y 100 [MPa] lo hace en un 88% y 140% respectivamente, en el caso del modelo numérico. El modelo analítico da como resultado un aumento promedio de 43% cuando $G = 30$ [MPa], de 85% cuando $G = 50$ [MPa] y de 165% cuando $G = 100$ [MPa].

El endurecimiento isotrópico utilizado en el modelo numérico se cuantificó en la Tabla 5.1.2, a partir de la diferencia entre los esfuerzos máximos del primer y último ciclo, siendo levemente mayor en tracción que en compresión. Se concluye que el endurecimiento en tracción aumenta proporcionalmente con el módulo volumétrico en un 22% para $\kappa = 14$ [MPa] y en un 63% para el caso en que $\kappa = 2000$ [MPa], mientras que en compresión aumenta en un 17% y 63% respectivamente.

De la misma forma el endurecimiento en tracción aumenta con el módulo de corte G en un 16% cuando $G = 30$ [MPa], en un 35% cuando $G = 50$ [MPa] y en un 77% cuando $G = 100$ [MPa], mientras que en compresión aumenta en un 16%, 34% y 69% respectivamente.

Tabla 5.1.1: Carga crítica de pandeo P_{cr} de los modelos numéricos

Modelo	Pletina		Pandeo Local BRB		$\frac{P_{cr_{analítico}}}{P_{cr_{pletina}}}$	$\frac{P_{cr_{numérico}}}{P_{cr_{pletina}}}$	$\frac{P_{cr_{analítico}}}{P_{cr_{numérico}}}$
	Analítico	Numérico	Analítico	Numérico			
	$P_{cr_{Global}}$ KN	P_{cr}^1 KN	P_{cr} KN	P_{cr} KN			
1	190	101	272	276	1,43	1,45	0,99
2				279		1,47	0,97
3			351	280	1,85	1,47	1,25
4				311		1,64	1,13
5			496	375	2,61	1,97	1,32
6				449		2,36	1,10
7			272	325	1,43	1,71	0,84
8				333		1,75	0,82
9			351	426	1,85	2,24	0,82
10				463		2,44	0,76
11			496	576	2,61	3,03	0,86
12				518		2,73	0,96
13			272	254	1,43	1,34	1,07
14				251		1,32	1,08
15			351	289	1,85	1,52	1,21
16				276		1,45	1,27
17			496	351	2,61	1,85	1,41
18				340		1,79	1,46
19			272	383	1,43	2,02	0,71
20				370		1,95	0,74
21			351	389	1,85	2,05	0,90
22				430		2,26	0,82
23			496	543	2,61	2,86	0,91
24				499		2,63	0,99

¹ Se consideró una imperfección inicial del 3mm.

Tabla 5.1.2: Cuantificación del endurecimiento de los modelos numéricos

Modelo	Pletina	Pandeo Local BRB			Endurecimiento					
	Analítico	Analítico	Numérico	Tracción	Tracción			Compresión		
	P_y	P_{cr}	P_{cr}	P_{max}	$P_{cr \text{ analítico}}$	$P_{cr \text{ numérico}}$	$P_{1er \text{ ciclo}}$	$\frac{P_{max}}{P_{1er \text{ ciclo}}}$	$P_{1er \text{ ciclo}}$	$\frac{P_{cr}}{P_{1er \text{ ciclo}}}$
	KN	KN	KN	KN	P_y	P_y	KN	$\frac{P_{max}}{P_{1er \text{ ciclo}}}$	KN	$\frac{P_{cr}}{P_{1er \text{ ciclo}}}$
1	253	272	276	261	1,08	1,09	250	1,04	276	1,00
2			279	268		1,10	251	1,07	279	1,00
3		351	280	271	1,39	1,11	250	1,08	280	1,00
4			311	310		1,23	251	1,24	284	1,10
5		496	375	376	1,96	1,48	250	1,50	282	1,33
6			449	440		1,77	252	1,75	260	1,73
7		272	325	331	1,08	1,28	250	1,32	279	1,16
8			333	309		1,32	251	1,23	282	1,18
9		351	426	404	1,39	1,68	250	1,62	281	1,52
10			463	395		1,83	251	1,57	285	1,62
11		496	576	560	1,96	2,28	250	2,24	284	2,03
12			518	494		2,05	253	1,95	260	1,99
13		272	254	263	1,08	1,00	251	1,05	235	1,08
14			251	258		0,99	249	1,04	251	1,00
15		351	289	280	1,39	1,14	251	1,12	249	1,16
16			276	269		1,09	253	1,06	257	1,07
17		496	351	344	1,96	1,39	253	1,36	262	1,34
18			340	339		1,34	250	1,36	276	1,23
19		272	383	280	1,08	1,51	252	1,11	260	1,47
20			370	362		1,46	253	1,43	263	1,41
21		351	389	369	1,39	1,54	252	1,46	247	1,57
22			430	428		1,70	256	1,67	256	1,68
23		496	543	539	1,96	2,15	252	2,14	260	2,09
24			499	475		1,97	260	1,83	275	1,81

Otro parámetro considerado es la razón entre la carga crítica de pandeo P_{cr} y la carga de fluencia del núcleo de acero P_y , la cual en el caso del modelo numérico aumenta proporcionalmente con el módulo volumétrico alcanzando valores de 1,23 para $\kappa = 14$ [MPa] y de 1,73 para el caso en que $\kappa = 2000$ [MPa]. De la misma forma el modelo analítico alcanza valores de 1,96 para ambos valores de κ .

Por otro lado si se analiza el módulo de corte G , éste aumenta la razón entre P_{cr} y P_y a medida que aumenta su valor. Utilizando el modelo numérico para $G = 30$ [MPa] se tiene una razón de 1,22 mientras que para valores de 50 [MPa] y 100 [MPa] se tiene un valor de 1,42 y 1,80 respectivamente. El modelo analítico presenta una razón de 1,08 para $G = 30$ [MPa], de 1,39 para $G = 50$ [MPa] y de 1,96 para $G = 100$ [MPa].

Finalmente de la Tabla 5.1.1 se puede cuantificar la razón entre la carga crítica de pandeo obtenida por el modelo analítico y por el modelo numérico ($P_{cr\text{ analítico}}/P_{cr\text{ numérico}}$), la cual en promedio es de un 1.19 para $\kappa = 14$ [MPa] y de 0,84 para $\kappa = 2000$ [MPa], concluyendo que la diferencia entre los modelos es de aproximadamente $\pm 20\%$. En el caso del módulo de corte G los modelos varían aproximadamente en $\pm 10\%$ para valores de 30, 50 y 100 [MPa].

5.2 Variables consideradas en el análisis

Con el fin de predecir el comportamiento de una riostra restringida al pandeo mediante un material elastoplástico, se estudiaron diferentes casos considerando cuatro variables de interés. La primera el coeficiente de fricción μ entre el núcleo de acero y el elastómero, analizando el caso en que la adherencia es pequeña (0,1) y el caso en que la adherencia es alta (0,5). La segunda y tercera variable de interés son el módulo volumétrico κ y el módulo de corte G del elastómero, que permiten estudiar la capacidad de confinamiento de la goma. Por último la cuarta variable de interés está relacionada con el largo de confinamiento L_c , ya que algunos arriostamientos fallan fuera de la zona confinada, o en el límite de ésta, por lo que se usó un valor de L_c mayor, garantizando que el núcleo del BRB se encuentre siempre homogéneamente confinado.

Dado lo anterior se analizaron 24 modelos sometidos a cargas cíclicas, modificando las cuatro variables consideradas, mientras que los análisis monotónicos se realizaron solo para algunas configuraciones, ya que la variable L_c no es determinante en el análisis monotónico, pues permite restringir en compresión al núcleo de acero cuando presenta deformaciones remanentes en tracción fuera del confinamiento, evitando el pandeo de la pletina (Tabla 5.2.1 y Tabla 5.2.2).

Tabla 5.2.1: Resumen modelos monotónico creciente.

Modelo	Tipo	μ	G [Mpa]	K [Mpa]	L_c [mm]	Análisis
1	M5	0,1	30	14	2000	Monotónico Creciente
2	M1	0,5				
3	M5	0,1	50			
4	M1	0,5				
5	M5	0,1	100			
6	M1	0,5				
7	M6	0,1	30	2000		
8	M2	0,5				
9	M6	0,1	50			
10	M2	0,5				
11	M6	0,1	100			
12	M2	0,5				

Tabla 5.2.2: Resumen modelos cíclicos.

Modelo	Tipo	μ	G [Mpa]	K [Mpa]	L_c [mm]	Análisis
1	M5	0,1	30	14	2000	Cíclico
2	M1	0,5				
3	M5	0,1	50			
4	M1	0,5				
5	M5	0,1	100			
6	M1	0,5				
7	M6	0,1	30	2000		
8	M2	0,5				
9	M6	0,1				
10	M2	0,5				
11	M6	0,1	100			
12	M2	0,5				
13	M3	0,1	30	14	2500	
14	M7	0,5				
15	M3	0,1	50			
16	M7	0,5				
17	M3	0,1	100			
18	M7	0,5				
19	M8	0,1	30	2000		
20	M4	0,5				
21	M8	0,1	50			
22	M4	0,5				
23	M8	0,1	100			
24	M4	0,5				

5.3 Análisis y resultados variables consideradas

5.3.1 Efecto del módulo de corte G y módulo volumétrico κ

A mayor módulo volumétrico κ , mayor es la capacidad confinante de la goma evitando que el núcleo de acero se pandee bajo cargas de compresión, conclusión que se obtiene al analizar los modelos monotónicos. Cuando el módulo de corte es del orden de 100 [MPa], el núcleo de acero no se pandea prematuramente para los módulos volumétricos considerados, siguiendo el comportamiento de la pletina sin confinamiento y sin imperfecciones iniciales, con un leve aumento de la pendiente post-fluencia según el coeficiente de fricción utilizado. Sin embargo, al disminuir G el módulo volumétrico κ influye directamente en el comportamiento del BRB obteniendo fallas prematuras de

pandeo cuando posee un valor de 14 [MPa], tanto para $G = 30$ [MPa] como para $G = 50$ [MPa], no obstante cuando κ es de 2000 [MPa] presenta una capacidad de confinamiento que impide el pandeo prematuro para valores del módulo de corte sobre los 50 [MPa] (ver Figura 5.3.1).

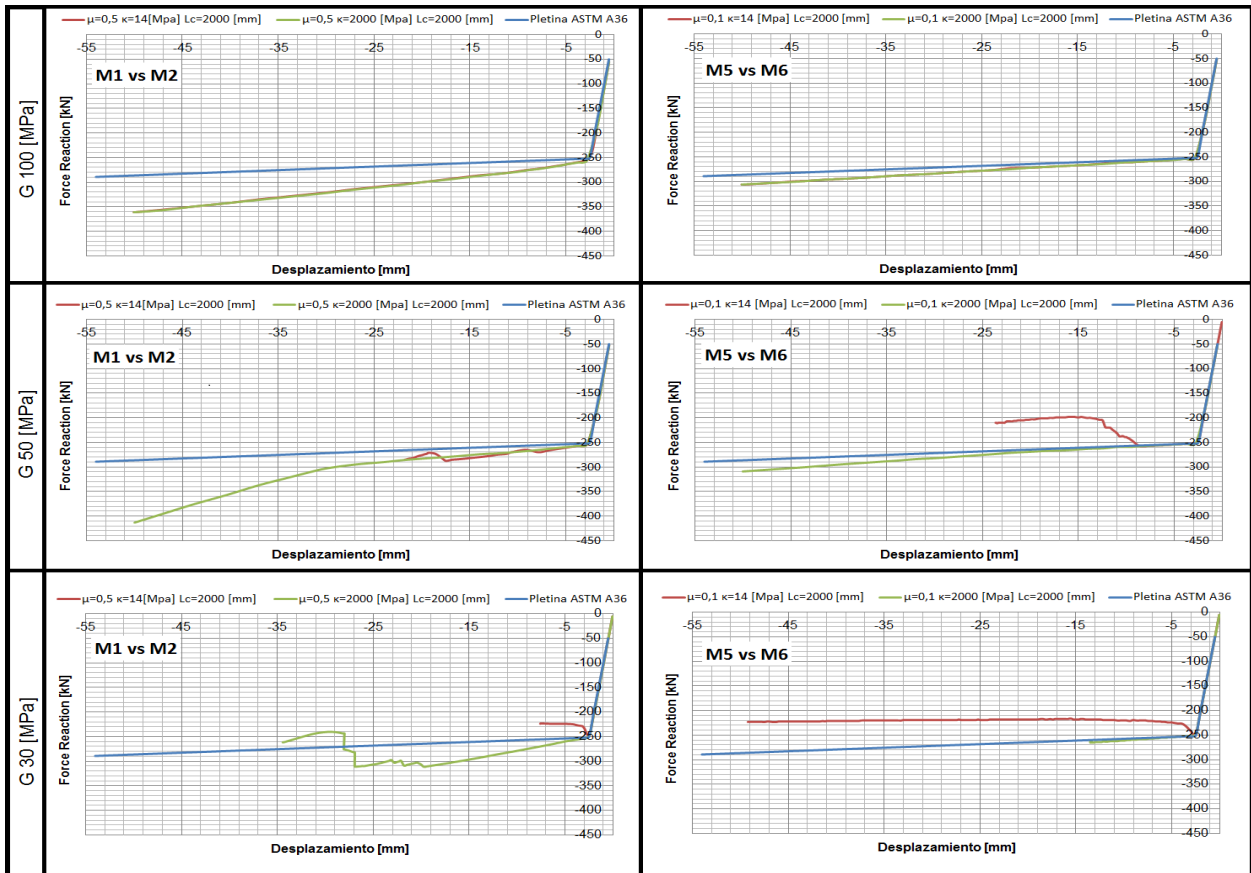


Figura 5.3.1: Análisis monotónico en compresión variando el módulo volumétrico κ .

Similar comportamiento se aprecia en la Figura 5.3.2, donde se varía solamente el módulo de corte G , por lo que para encontrar las propiedades del elastómero confinante más idóneas para inhibir el pandeo del núcleo de acero, se recomienda un valor del módulo volumétrico $\kappa = 2000$ [MPa] y un valor del módulo de corte mayor a $G = 50$ [MPa] (modelos M2 y M6).

En todos los modelos, salvo en M5 cuando G es igual a 30 y 50 [MPa] y en M1 para $G = 30$ [MPa], la rigidez proporcionada por el material más la camisa de acero

confinante es mayor que la de la pletina sin imperfecciones iniciales. Por lo que en todos estos casos se garantiza un aumento de la carga crítica de pandeo. Sin embargo para módulos de corte cercanos a 100 [MPa] se puede apreciar una restricción completa al pandeo del núcleo, mientras que para valores más pequeños solo se garantiza una restricción parcial.

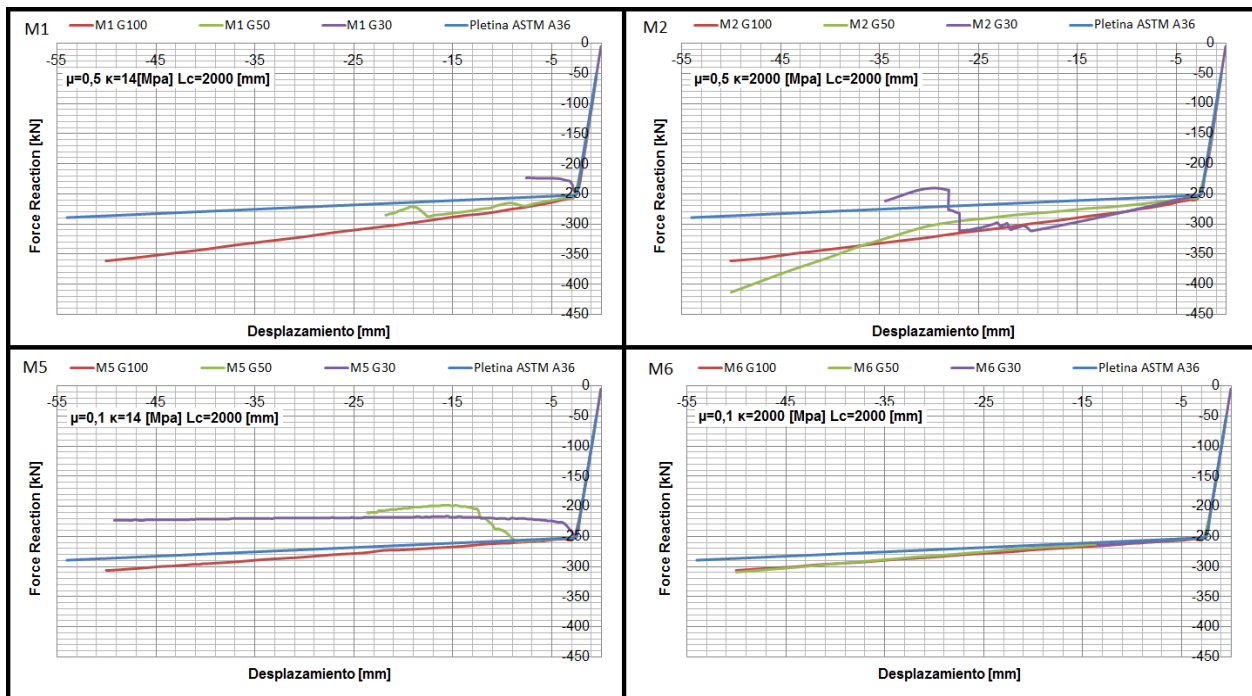


Figura 5.3.2: Análisis monotónico en compresión variando el módulo de corte

Al comparar los resultados monotónicos con los cíclicos se puede apreciar el mismo comportamiento, sin embargo, en los modelos M2 y M6 con $G = 50$ [MPa] el núcleo tiende a pandearse luego de algunos ciclos de carga, para desplazamientos cercanos a los 15 [mm] y esfuerzos de compresión de 420 [kN] (ver Figura 5.3.3 y Figura 5.3.4).

El módulo de corte G y el módulo volumétrico κ son proporcionales a la energía de deformación por unidad de volumen de la goma (ver Capítulo 4.2.2), lo que implica que para un G y/o κ más grande, mayor es la energía de deformación por unidad de volumen y con ello mayor es la carga resistida por el elastómero. Este comportamiento se ve reflejado en los modelos estudiados, donde se puede apreciar que la rigidez transversal y la resistencia a compresión del material confinante afectan directamente la

estabilidad del núcleo central del BRB, permitiendo una mayor ductilidad y resistencia a medida que el módulo de corte o volumétrico aumenta.

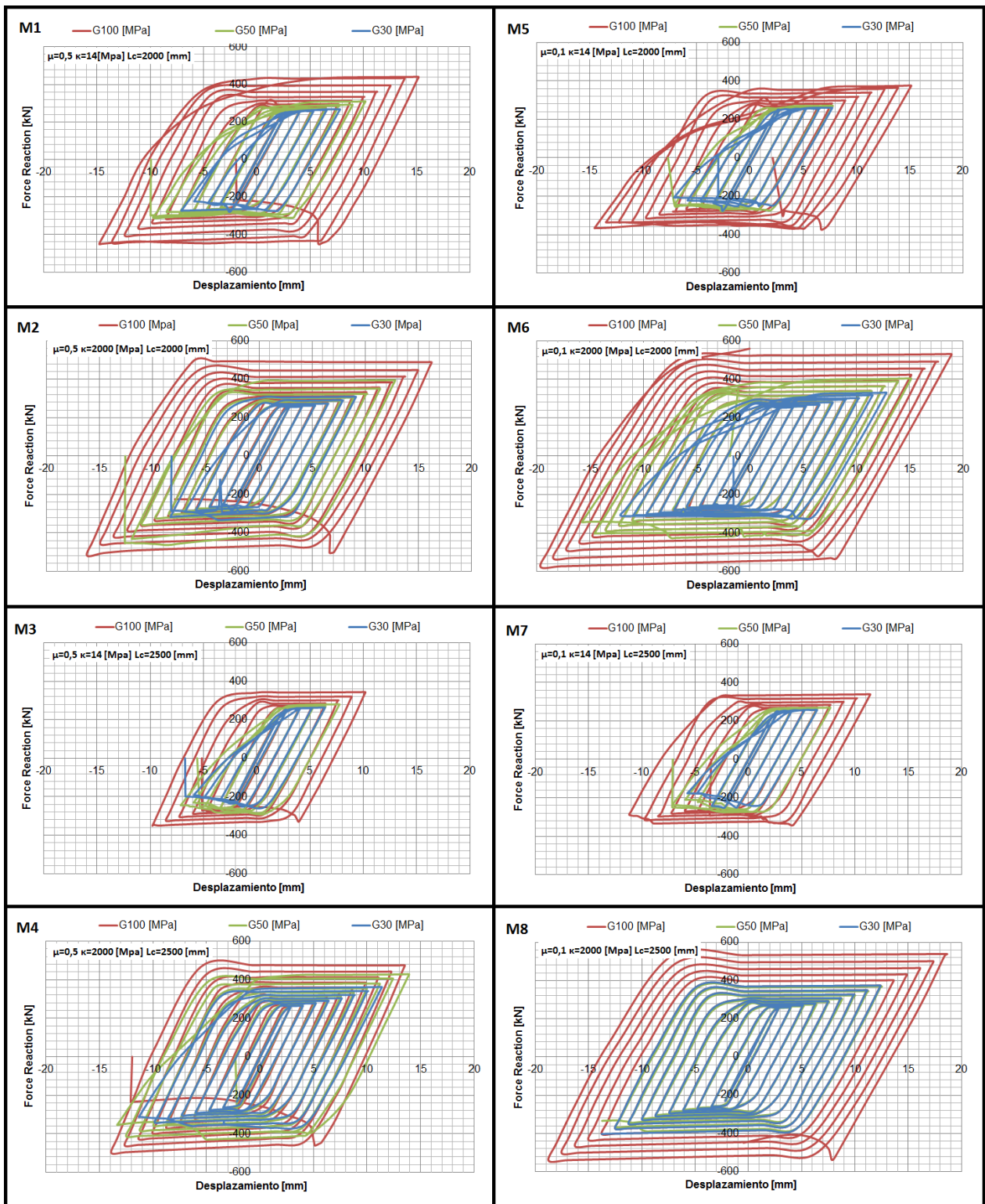


Figura 5.3.3: Comparación ciclos de histéresis para diferentes módulos de corte G .

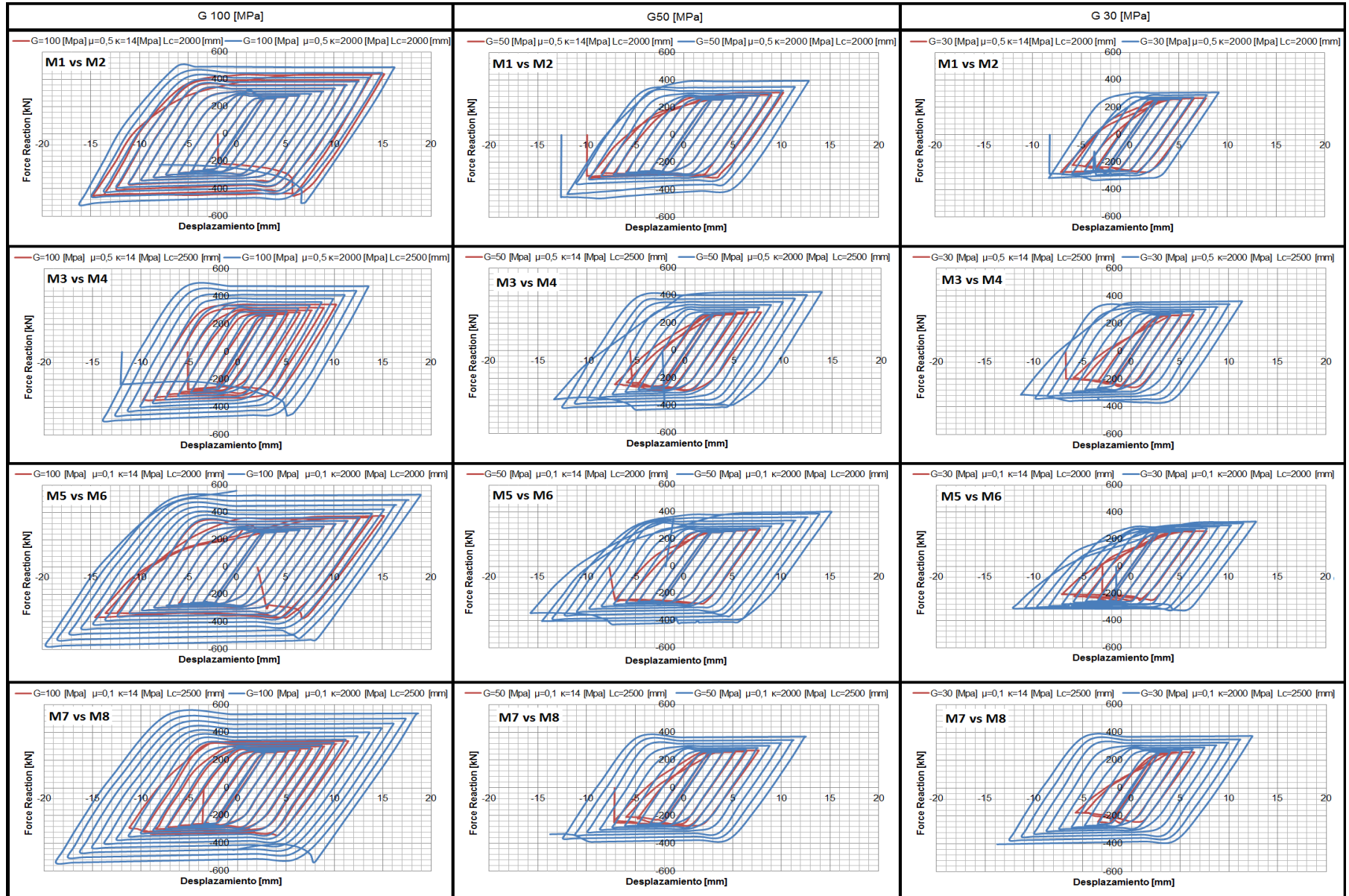


Figura 5.3.4: Comparación de histéresis para diferentes módulo volumétrico κ

Se puede apreciar que la Figura 5.3.3 y Figura 5.3.4 presentan distintos desplazamientos máximos en los modelos estudiados, aun cuando el protocolo de desplazamientos aplicado al BRB es el mismo. Esto se debe a que no todos los modelos logran resistir los esfuerzos aplicados pandeándose prematuramente a desplazamientos menores.

5.3.2 Efecto del coeficiente de fricción μ

El coeficiente de fricción μ controla la compatibilidad de desplazamiento entre el núcleo de acero y el elastómero confinante, por lo que para valores más grandes de μ , menores son los desplazamientos relativos y mayores los esfuerzos transmitidos. Este efecto se puede apreciar en la pendiente de la curva post-fluencia (Figura 5.3.5), al aumentar el coeficiente de fricción la pendiente de la curva también aumenta alcanzando esfuerzos mayores a un mismo desplazamiento. Además al aumentar la carga en compresión el núcleo de acero empieza a deformarse fuera del plano longitudinal aumentando los esfuerzos normales que se transfieren al material confinante, lo que puede explicar el comportamiento asimétrico en el ciclo de histéresis del elastómero y con ello el leve aumento de resistencia en compresión. Por lo tanto al considerar un μ de 0,1 se logra un comportamiento más simétrico del ciclo de histéresis y se parece más al comportamiento de la pletina sin confinamiento ni imperfecciones iniciales que induzcan el pandeo (ver Figura 5.3.5 y Figura 5.3.6.). En todo caso la influencia de μ es bastante menor que la de las otras variables G y κ .

5.3.3 Efecto del largo de confinamiento L_c

La variable del largo de confinamiento se consideró con el fin de evitar que los arriostramientos fallaran fuera de la zona confinada, o en el límite de ésta, garantizando el confinamiento homogéneo del núcleo. Sin embargo, en la mayoría de los casos no se logró una mayor ductilidad del ciclo de histéresis. Por otro lado se puede apreciar que al aumentar el largo de confinamiento, la pendiente de descarga tanto en tracción como en compresión aumenta, por lo que efectivamente el confinamiento es mayor en los extremos, y los esfuerzos normales transferidos al elastómero son mayores (ver Figura 5.3.7). Como esta variable no implica un efecto importante en la estabilidad del BRB,

se puede concluir que el largo de confinamiento $L_c = 2000$ [mm], es suficiente para predecir el comportamiento de la riostra con pandeo restringido.

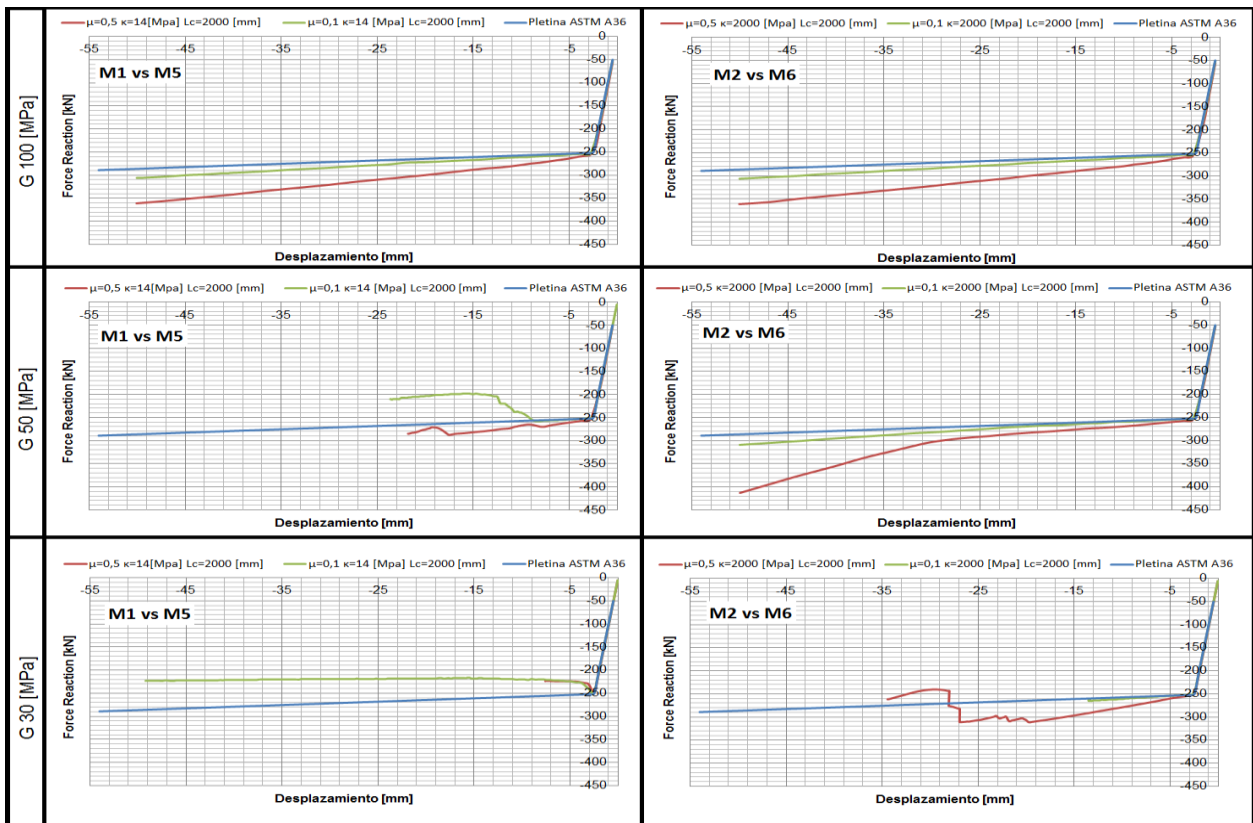


Figura 5.3.5: Análisis monotónico en compresión variando el coeficiente de fricción μ

5.3.4 Propiedades del elastómero y de las variables del modelo numérico.

Del análisis de los resultados de las variables consideradas, se concluye que para garantizar la estabilidad del BRB, inhibiendo el pandeo del núcleo de acero, se requieren las siguientes propiedades de elastómero, contacto friccional y largo confinante.

Tabla 5.3.1: Propiedades elastómero y variables del modelo para evitar el pandeo del núcleo.

Variable	Valor	Unidad
μ	0,1	-
G	>50	MPa
κ	2000	MPa
L_c	2000	mm

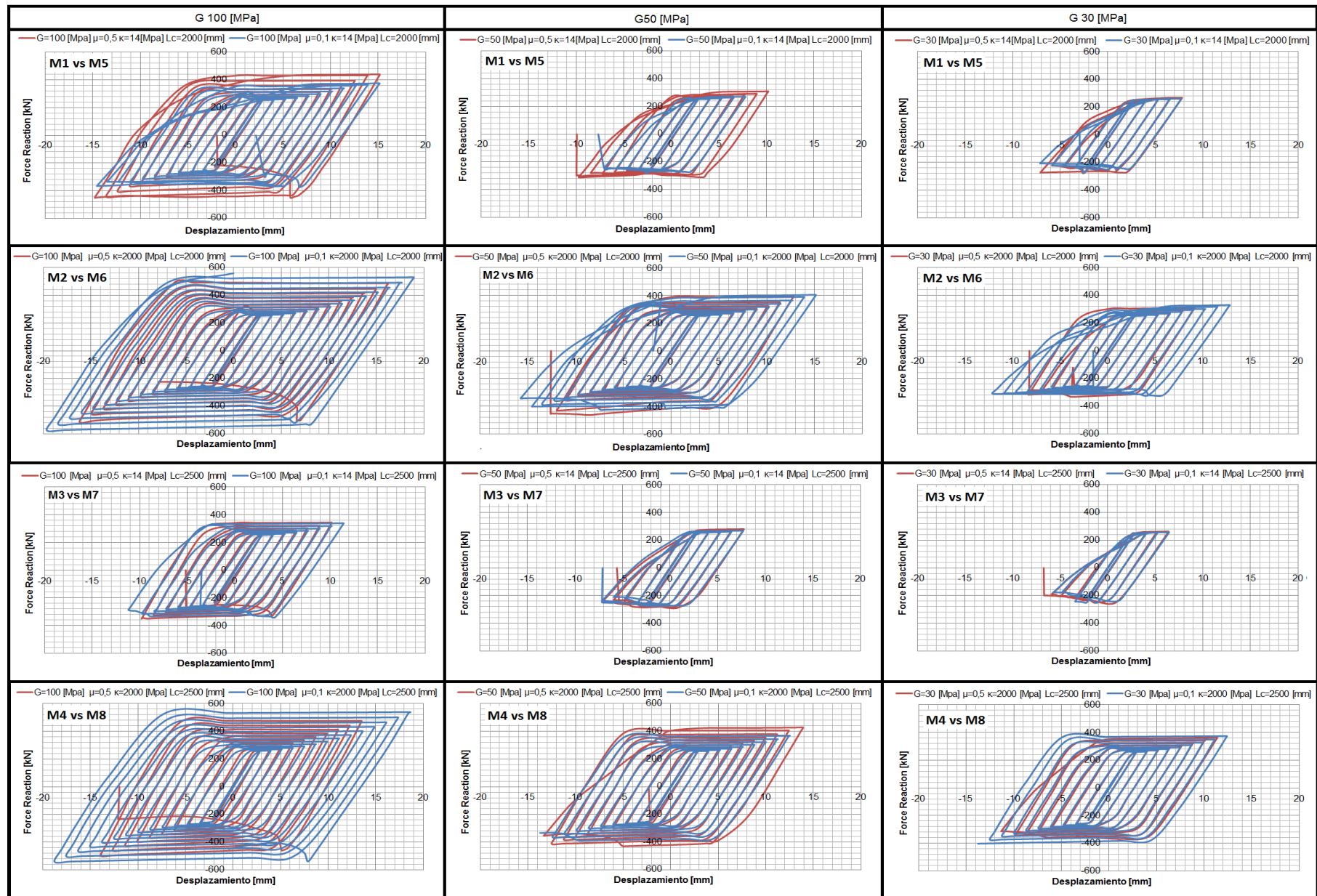


Figura 5.3.6: Ciclos de histéresis para diferentes coeficiente de fricción μ

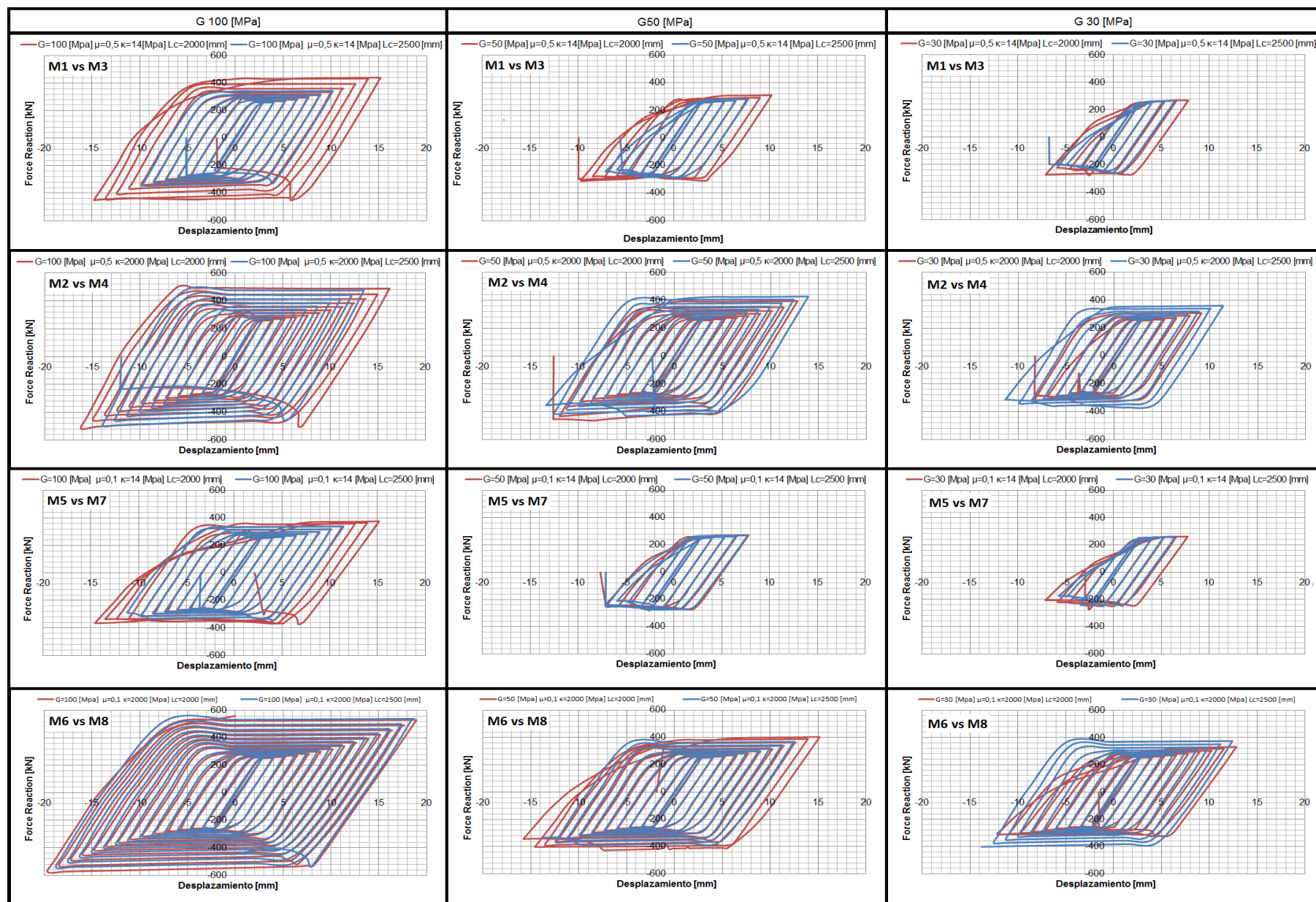


Figura 5.3.7: Ciclos de histéresis para diferentes Largo de confinamiento L_c

5.4 Análisis del comportamiento cíclico del modelo M6 del BRB

Considerando los efectos de las propiedades del elastómero, del contacto friccional y del largo confinante determinados en el punto 5.3.4, se analiza en profundidad el modelo M6 para $G = 50 [MPa]$, con el fin de predecir la distribución de esfuerzos y deformaciones y el comportamiento del arriostramiento a medida que aumentan los desplazamientos.

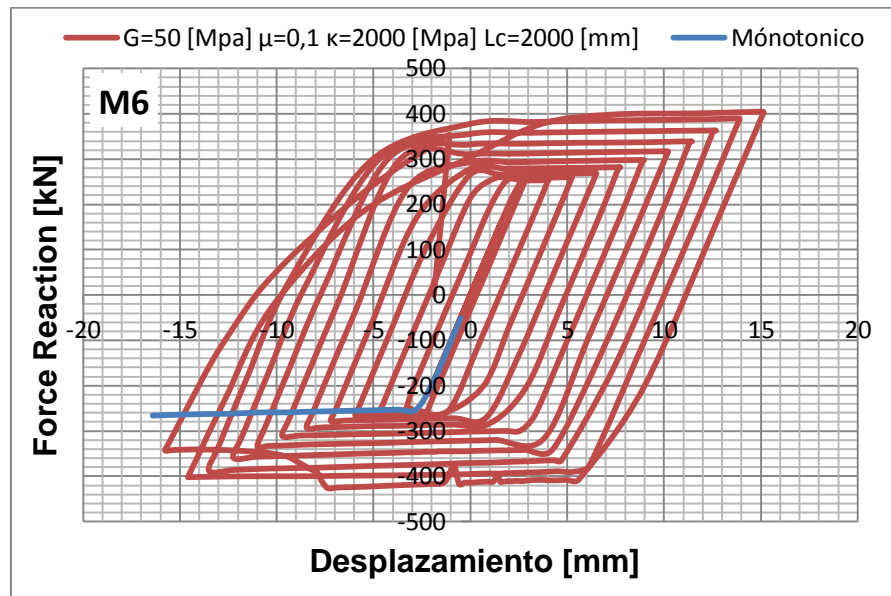


Figura 5.4.1: Ciclo de histéresis BRB modelo M6 $G = 50 [MPa]$

La ley de endurecimiento isotrópico usada en el modelo numérico, genera un aumento de la resistencia del BRB tanto en tracción como en compresión, produciendo un comportamiento más rígido, que el esperado experimentalmente. Por otro lado la asimetría del ciclo de histéresis en compresión se ve atenuada al considerar un material confinante menos rígido que el hormigón. Sin embargo, se puede apreciar un endurecimiento que aumenta levemente la pendiente de la curva P vs Δ , obteniendo resistencias levemente mayores a compresión (426 KN) que a tracción (404 KN) (ver Figura 5.4.1).

La distribución máxima de esfuerzos y las deformaciones en compresión en el mismo instante de tiempo se muestran en la Figura 5.4.2 y Figura 5.4.3 respectivamente. Se puede apreciar que el núcleo de acero fluye en compresión, ya que alcanza esfuerzos mayores al límite de fluencia, deformándose en el rango plástico e intentando pandearse fuera del plano, en una zona interior limitada, siendo restringido por el material confinante, transfiriéndole al elastómero y a la camisa de acero esfuerzos normales al entrar en contacto producto de la fricción. Estos esfuerzos del orden de 5 [MPa] se encuentran dentro del rango admisible del elastómero y se transmiten mediante el contacto bonded a la camisa de acero, la cual permanece en el rango elástico, restringiendo los desplazamientos transversales de la pletina y con ello el pandeo en compresión.

De la misma forma, la Figura 5.4.4 y la Figura 5.4.5 muestran la distribución máxima de esfuerzos y las deformaciones en tracción en el mismo instante de tiempo, en donde se puede apreciar que el núcleo de acero fluye en tracción, ya que alcanza esfuerzos mayores al límite de fluencia, deformándose en el rango plástico, mientras que el material confinante prácticamente no toma esfuerzos (del orden de 1 [MPa] en el elastómero y 21 [MPa] en la camisa confinante), permitiendo a la pletina deslizarse. Debido a esto el comportamiento del BRB en tracción queda determinado por la geometría del núcleo de acero y la resistencia de éste al ser traccionado.

El confinamiento del núcleo evita el pandeo global y local de la riostra, permitiendo que fluya tanto en tracción como en compresión y garantizando un comportamiento histerético estable prácticamente igual en ambas direcciones. Este comportamiento se mantiene hasta que la riostra falla por pandeo local en compresión o llega a su límite de rotura en el rango plástico.

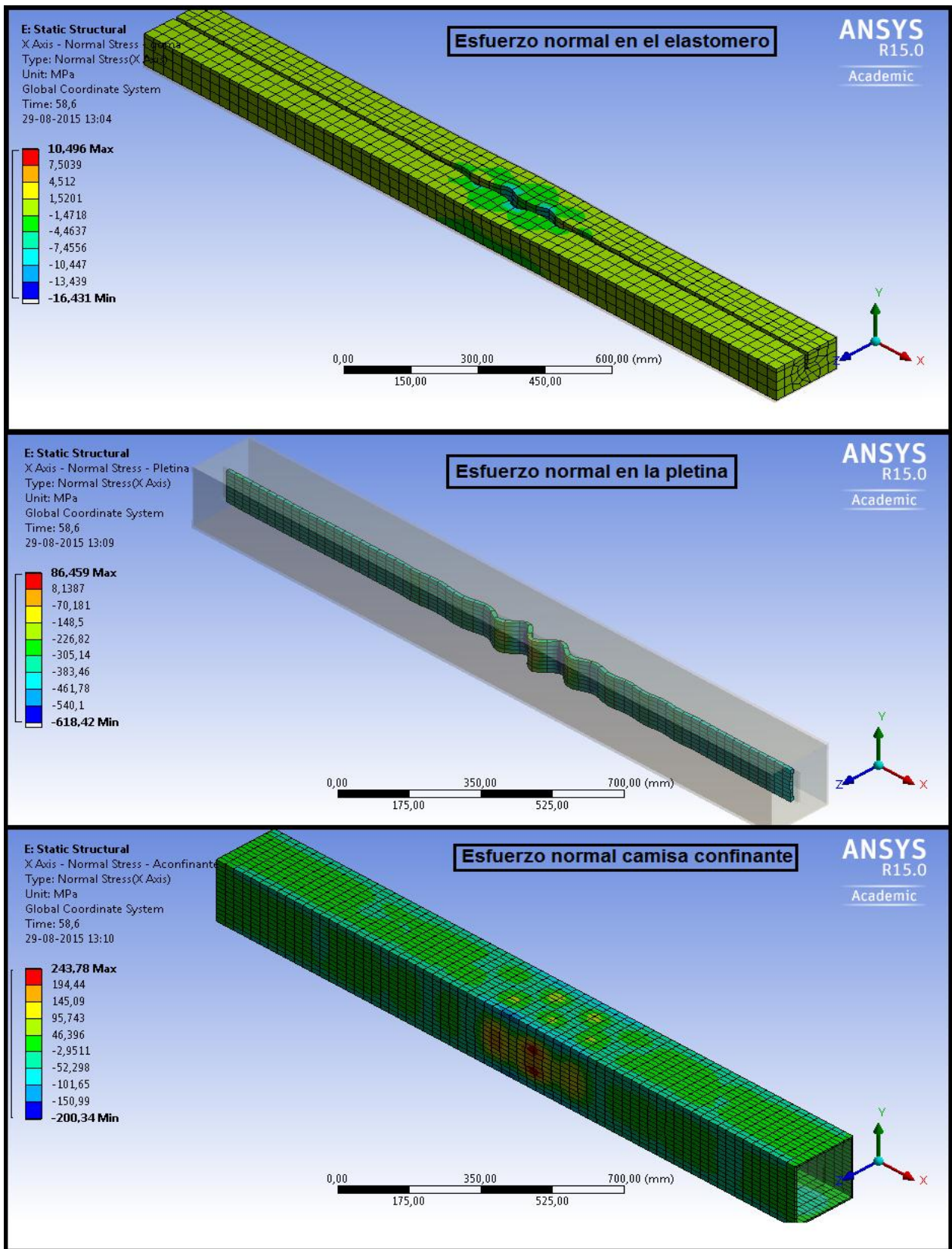


Figura 5.4.2: Distribución esfuerzos longitudinales en compresión modelo M6 $G = 50$ [MPa]

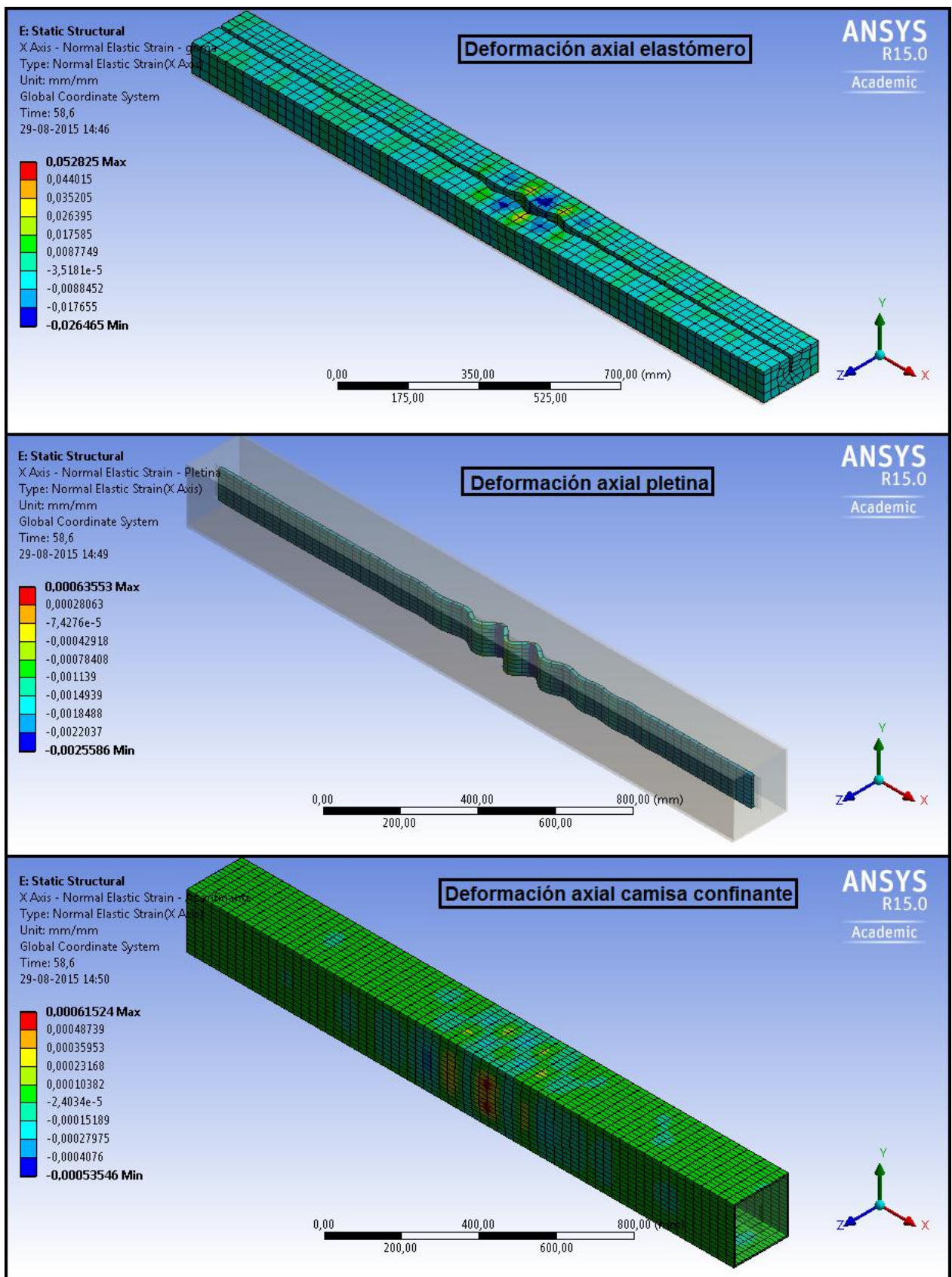


Figura 5.4.3: Distribución deformación longitudinal en compresión modelo M6 $G = 50$ [MPa]

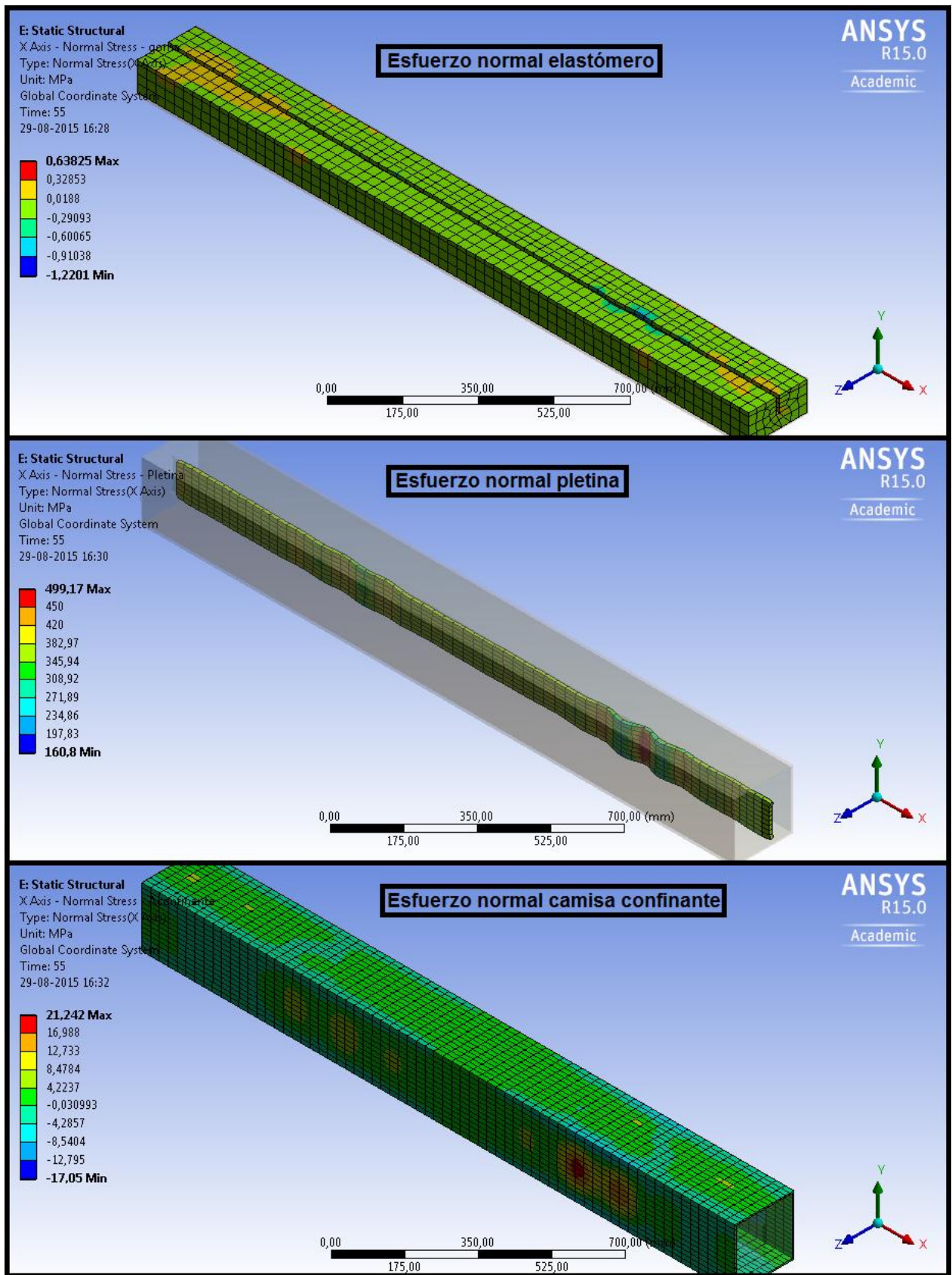


Figura 5.4.4: Distribución esfuerzos longitudinales en tracción modelo M6 $G = 50$ [MPa]

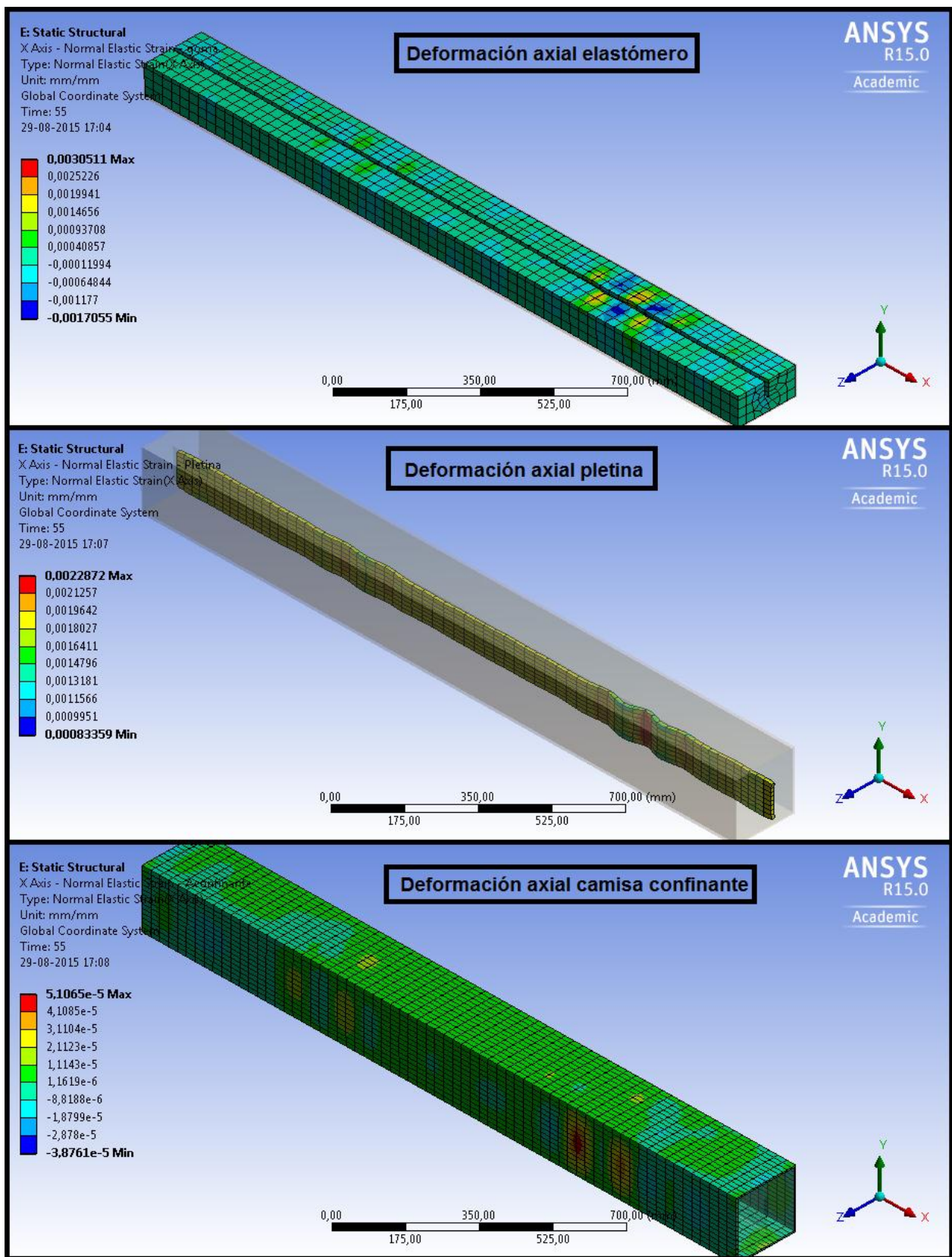


Figura 5.4.5: Distribución deformación longitudinal en tracción modelo M6 $G = 50$ [MPa]

En la Figura 5.4.6 se aprecia que el modo de falla del BRB ocurre producto del pandeo local del núcleo de acero en uno de sus extremos, para esfuerzos de compresión del orden de los 420 [MPa]. Con el fin de evitar que el pandeo local ocurra cerca de los extremos de la pletina, donde el confinamiento es menor, se aumentó el largo de confinamiento. Sin embargo, los resultados numéricos obtenidos indican que la rigidez del elastómero confinante no es capaz de impedir el pandeo local en la pletina. Es por esto que se recomienda atiesar el núcleo de acero cerca de los extremos, considerando una sección cruciforme.

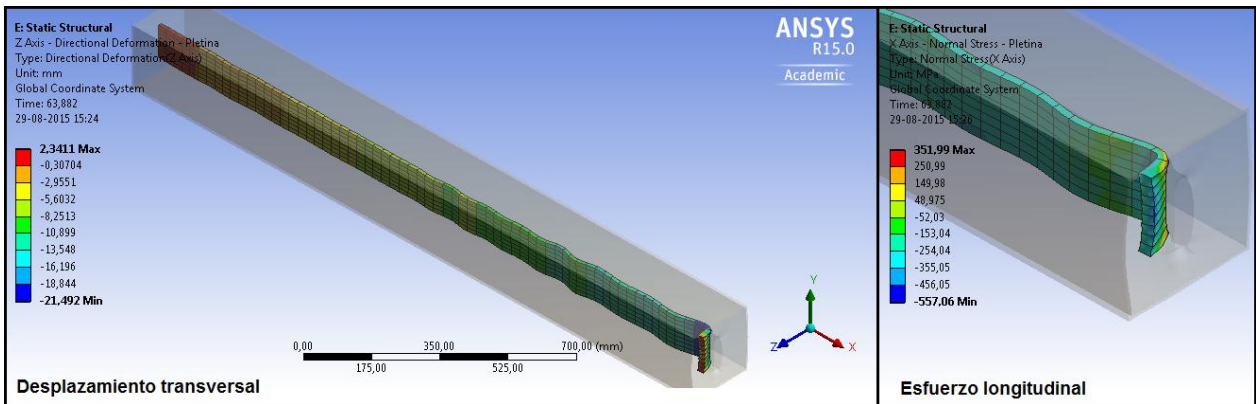


Figura 5.4.6: Desplazamiento transversal y esfuerzos normales de la pletina en la falla

Finalmente se calculó la suma de las áreas de los ciclos de histéresis de la Figura 5.4.1, para cuantificar la energía disipada por el BRB al ser sometido a cargas cíclicas, obteniendo un área total de 1438 [cm^2].

5.5 Solución teórica vs solución numérica

Para determinar las propiedades del elastómero confinante se desarrolló tanto un modelo analítico como un modelo numérico de elementos finitos del BRB. A partir del modelo analítico se determinó la rigidez β necesaria para inhibir el pandeo del núcleo de acero en los modos altos en compresión, tanto en el rango elástico como en el rango plástico de deformaciones, imponiendo que la carga crítica de pandeo de Euler debe ser mayor o igual que la carga última del núcleo de acero. Con lo anterior y considerando la Ley Generalizada de Lamé-Hooke se obtiene la constante elástica β_e que relaciona los esfuerzos aplicados con la deformación unitaria en el elastómero,

permitiendo encontrar el módulo de corte G de la goma necesario para restringir el pandeo en el núcleo de acero. Sin embargo, cabe destacar que para ello se consideró al elastómero como un material elástico, lineal e isotrópico, no obstante las propiedades predichas por el análisis se asemejan bastante a los resultados obtenidos por el modelo numérico. Para el caso de las pletinas comerciales consideradas (ver Tabla 3.1.1) los valores del módulo de corte necesario para inhibir el pandeo varían entre 36 y 144 [MPa].

La sección del núcleo de acero considerada en el modelo numérico (ver Punto 4.1), tiene una carga de pandeo de Euler de 352 [KN], lo que equivale a un esfuerzo de 352 [MPa] en la pletina, sin embargo, en el modelo numérico el pandeo local se produce a los 426 [KN] o a un esfuerzo de 426 [MPa]. Esta diferencia se puede atribuir a las simplificaciones en la goma al considerar el material elástico y lineal al determinar el módulo de corte en el elastómero. Por otro lado el aumento de la resistencia máxima debido al endurecimiento isotrópico considerado en el modelo numérico también puede ser una explicación de esta diferencia.

6 Conclusiones

El objetivo principal de la presente investigación fue estudiar el comportamiento de arriostramientos con pandeo restringido, mediante un material elastoplástico bajo cargas cíclicas, considerando las variables que controlan su desempeño, pero centrandose en particular el interés sobre las propiedades de la goma. Estos objetivos fueron alcanzados utilizando el modelo numérico de elementos finitos por medio de la realización de 36 modelos.

La ley de endurecimiento isotrópico incluida en el modelo de elementos finitos no es capaz de predecir completamente el comportamiento del BRB, debido a un aumento significativo de los esfuerzos máximos resistidos, de la rigidez axial y del endurecimiento asimétrico en compresión producto de la rigidez del material confinante, el cual se ve disminuido al considerar materiales de rigideces bajas como el elastómero. Sin embargo, las variables de interés estudiadas permiten identificar los valores que aseguran una capacidad de confinamiento del elastómero y el contacto friccional entre el núcleo de acero y la goma.

Tanto el módulo de corte G como el módulo volumétrico κ afectan directamente la rigidez de la goma y con ello el confinamiento del núcleo central del BRB, permitiendo una mayor ductilidad y resistencia a medida que el módulo de corte o volumétrico aumentan. La asimetría en el endurecimiento se ve casi completamente disminuida producto de la rigidez del material, no siendo una variable importante para determinar los valores de G y κ .

El coeficiente de fricción μ controla la compatibilidad del desplazamiento entre el núcleo de acero y el elastómero confinante; para valores más grandes de μ , menores son los desplazamientos relativos y mayores los esfuerzos transmitidos. Este efecto produce un aumento de la pendiente en la curva post fluencia P vs Δ , acentuando la asimetría del ciclo de histéresis en tracción y compresión, sin embargo, este incremento es proporcional a la rigidez del material confinante, siendo fácil de identificar cuándo se utiliza un material más rígido que el elastómero como el hormigón.

Aumentar el largo confinante L_c no evita el pandeo del núcleo de acero en sus extremos, por lo que es recomendable considerar un cambio de sección con el fin de aumentar la rigidez y evitar el pandeo en esa zona menos confinada. Además el valor de esta variable es proporcional al costo computacional, aumentando el tiempo de solución del modelo numérico, debido a la asimetría producida en la malla de elementos finitos.

La solución analítica al problema de inestabilidad del BRB bajo esfuerzos de compresión y la Ley Generalizada de Lamé-Hooke, permitieron determinar la carga crítica de pandeo de Euler y obtener valores del módulo de corte G del elastómero capaces de restringir el pandeo del núcleo muy similares a los obtenidos a partir del modelo numérico. La diferencia entre la carga de pandeo se puede atribuir a las simplificaciones en la goma al considerar el material elástico y lineal al determinar el módulo de corte en el elastómero. Por otro lado el aumento de la resistencia máxima debido al endurecimiento isotrópico considerado en el modelo numérico también puede ser una explicación de esta diferencia.

Con respecto a la convergencia del modelo de elementos finitos una variable importante a considerar es la imperfección inicial y el modo asumido para inducir el pandeo del núcleo de acero del BRB. Para ello se analizaron diferentes condiciones iniciales, optando por el modo de pandeo número 10 y un valor de 3 [mm] de amplitud. Con esto se evita que los esfuerzos en el núcleo de acero coincidan con la carga crítica de pandeo de la riostra, provocando una bifurcación de la solución numérica.

6.1 Contribuciones de este trabajo

El modelo de elementos finitos desarrollado como parte de esta investigación, debe ser considerado sólo como una herramienta de ayuda para el diseño de futuros arriostramientos con pandeo restringido. Este modelo resultó complejo y caro en recursos computacionales debido al detallamiento necesario para presentar las condiciones reales, pues deben considerarse propiedades no lineales de los materiales, contactos y grandes deformaciones para poder describir el comportamiento de un BRB sometido a cargas cíclicas. El modelo en sí mismo permite evaluar las variables de la

goma y del contacto friccional que controlan el comportamiento y la estabilidad de éste elemento estructural. Sin embargo, sería necesario considerar los efectos del endurecimiento cinemático para reproducir de mejor forma el comportamiento del BRB y disminuir la sobre resistencia que presenta el modelo actualmente.

6.2 Limitaciones y recomendaciones

Como la ley de endurecimiento utilizado en el modelo numérico no representa completamente el comportamiento del BRB, se recomienda considerar una combinación de endurecimiento cinemático e isotrópico, otorgándole a la superficie de fluencia, una expansión y desplazamiento. Este comportamiento combinado se espera que impida el aumento excesivo de la resistencia tanto en tracción como en compresión además de otorgarle inclinación al ciclo de histéresis

Para disminuir la transferencia de esfuerzos por efectos de la fricción y con ello el endurecimiento asimétrico en compresión, se recomienda incorporar una interfaz menos rígida que permita a la pletina deformarse fuera del plano longitudinal, pero no tan flexible para evitar el pandeo local en el núcleo de acero.

El modelo de arriostamiento con pandeo restringido de la goma, es un modelo complejo de altos costos computacionales, debido a la cantidad de tipos de no linealidad que presenta el problema: (1) no linealidades geométricas al incurrir en grandes deformaciones en el rango plástico (2) no linealidades de los materiales y (3) no linealidades en el contacto friccional entre el núcleo y el material confinante del BRB. Se puede reducir el tamaño del cómputo al modelar sólo la mitad del arriostamiento con pandeo restringido, utilizando las propiedades de simetría, lo que se traduce en una disminución del tiempo de cálculo.

Por otra parte, no se consideró el efecto viscoelástico de la goma, por simplicidad del modelo numérico, sin embargo, cuando estos materiales son sometidos a una carga dinámica, parte de la energía aplicada es almacenada por el material en forma de energía elástica y el resto es disipado en forma de calor, permitiendo al BRB disipar más energía.

Bibliografía

- ANSYS.Inc. (2015). "*Academic Research Release, Help Ansys 15.0*".
- ASTM-A500. (2010). "A500M-10a Standart specification for cold-formed welded and seamless carbon steel structural tubing in rounds and shape.". American Society for Testing of Materials.
- Black, C., Makris, N., & Aiken, I. (2002). "Component test-tng, stability analysis and characterization of blucking-restrained braces" . *Pacific Earthquake Engineering Research Center University of California*, Report N° PEER-002/08. .
- Cancelado, R. A. (2013). "Experimental Characterization of Practical Scale Buckling Restrained Braces under Cyclic Testing". *rev.ing. ISSN. 0121-4993*, pp 17-23, Bogota D. C., Colombia.
- Clark, P., Aiken, I. G., Kasai, K. K., & Kimura, I. (1999). "*Design Procedures for Buildings Incorporating Hysteretic Damping Devices*". Proceedings 68th Annual Convention, 355-371. Structural Engineers Association of California, Sacramento, CA.
- Crisafulli, F. J. (2012). "*Diseño sismorresistente de contrucciones de acero*". Santiago, Chile: Asociación Latinoamericana del Acero - Alacero.
- Escandar, A. (2003). "*Efecto de la temperatura en las propiedades mecánicas de gomas de alto amortiguamiento*". Memoria para optar al título de Ingeniero Civil, Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas, Universidad de Chile, Santiago, Chile.
- Hasegawa, H., Takeuchi, T., Nakata, Y., Iwata, M., Yamada, S., & Akiyama, H. (1999). "*Experimental study on dynamic behavior of unbonded braces. AIJ J. Technol. Des. 9:103-106 (in Japanese)*".
- Iwata, M. K., & T., W. A. (2000). "Buckling-restrained braces as hysteretic dampers". *Third International Conference on Behavior of Steel Structures in Seismic Areas. (STESSA 2000)*, Montreal, Canada, 33-38. Rotterdam; and Brookfield, Vt.: A.A. Balkema.

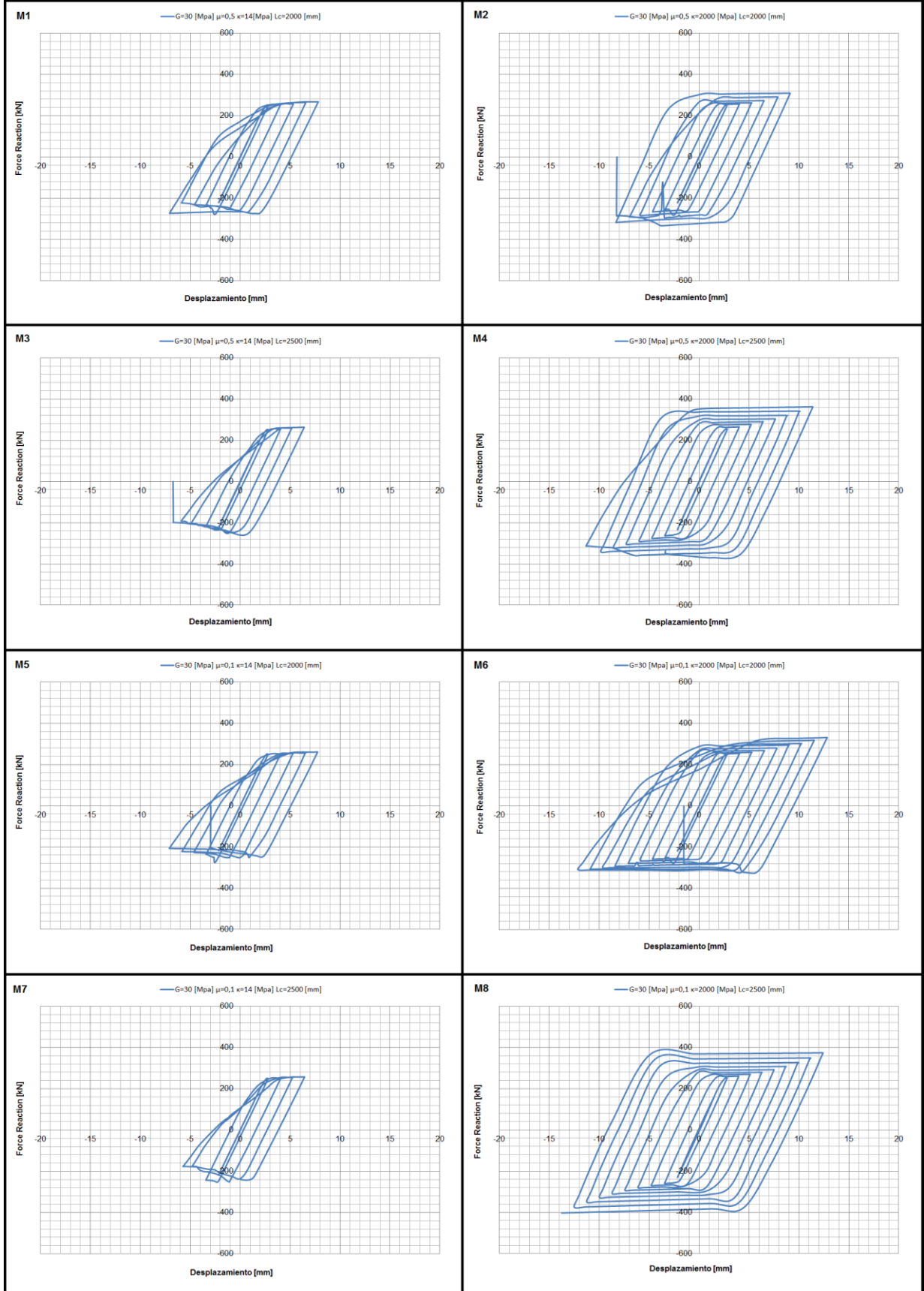
- Kim, B. (2011). "A Comparison Among Neo-Hookean Model, Mooney-Rivlin Model, and Ogden Model for Chloroprene Rubber". *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 759-764.
- Konami, S., Sugihara, H., Narikawa, M., Huan, Y. H., Maeda, Y., & Wada, A. (1999). "Seismic performance of moment resisting frames with hysteretic damper". *Annual Meeting of the Architectural Institute of Japan (in Japanese)*.
- López-Almansa, F., Castro-Medina, J. C., & Oller, S. (2012). "A numerical model of the structural behavior of buckling-restrained braces". *Engineering Structures*, 41 108-117.
- Newell, J., Uang, C. M., & Benzoni, G. (2006). *"Subassemblage Testing of Corebrace Buckling Restrained Braces (G Series)"*. San Diego: University of California.
- Oviedo A., J. A., & Duque U., M. d. (2009). *"Disipadores histéricos metálicos como técnica de respuesta sísmica en edificaciones colombianas"*. Revista EIA, vol. 11, pp 51-63, Medellín, Colombia.
- Palazzo, G., Lopez-Almansa, F., Cahís, X., & Crisafulli, F. (2009). "A low-tech dissipative buckling restrained brace. Design, analysis, production and testing". *Engineering Structures*, Vol. 31, No.9, pp 2152-2161.
- Timoshenko, S. P., & Gere, J. M. (2009). *"Theory of Elastic Stability"*. New York: McGraw-Hill.
- Tremblay, R. (2001). *"Seismic Behaviour and Design of Concentrically Braced Steel Frames"*. AISC Eng. J., 38 (3), 148-166.
- Uang, C., & Nakashima, M. (2004). "Steel Buckling-Restrained Braced Frames in Earthquake Engineering". *Engineering Seismology to Performance-based Engineering*, Bozorgnia, Y and Bertero V.V (Ed.), 16-1 a 16-37 USA: CRC Press.
- Wada, A., Saeki, E., Takeuchi, T., & Watanabe, A. (1989). "Development of unbonded brace". *In Column (A Nippon Steel Publication)*, No.115, 12.
- Watanabe, A., & Nakamura, H. (1992). "Study on the behavior of buildings using steel with low yield point". *Tenth World Conference on Earthquake Engineering*. 4465-68. A.A. Balkema: Rotterdam.
- Watanabe, A., Hitomoi, Y., Saeki, E., Wada, A., & Fujimoto, M. (1988). "Properties of braced encased in buckling-restraining concrete and steel tube". *Ninth World Conference on Earthquake Engineering*, . Tokyo-Kyoto, Japan, Vol. IV, 719-24.

- Xie, Q. (2005). "State of the art of buckling-restrained braces in Asia". *Journal of Constructional Steel Research*. 61(6) ,727-748.
- Zsarnóczyay, Á., & Gergely, L. (2013). "*Experimental and Numerical Investigation of Buckling Restrained Braced Frames*". Eurocode Conform Design Procedure Development, Budapest University of Technology and Economics, Department of Structural Engineering, Budapest.

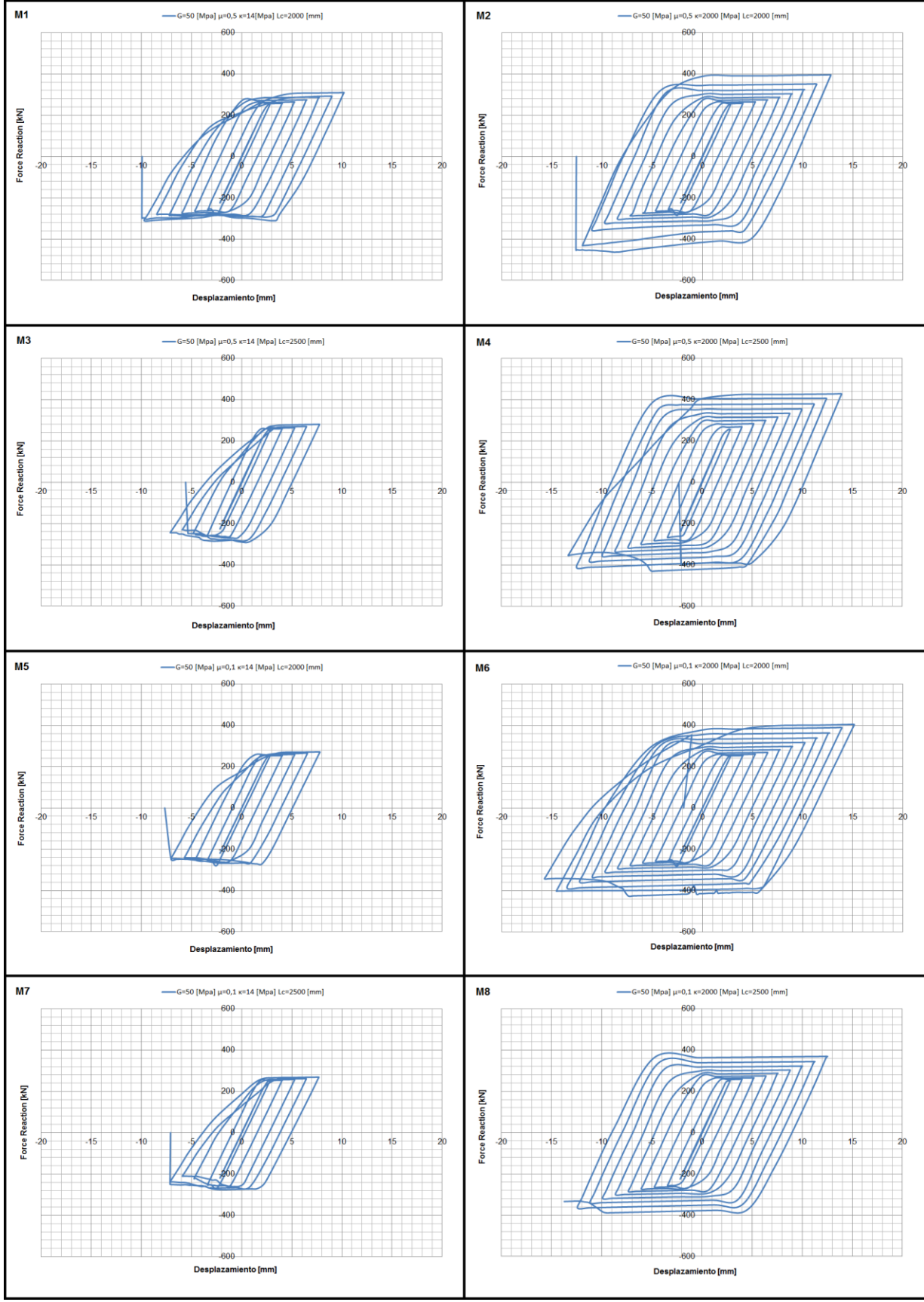
ANEXO A

Ciclos de histéresis Ansys 15.

MODULO DE CORTE G 30

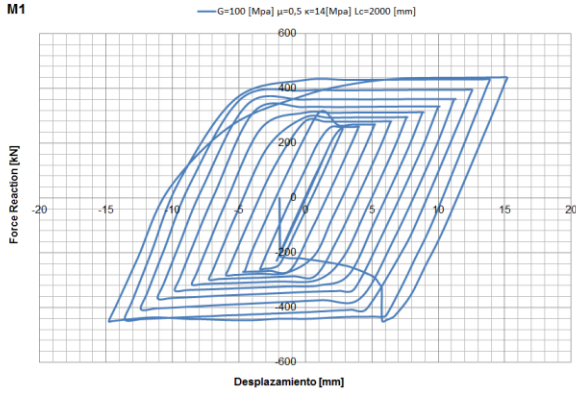


MODULO DE CORTE G 50

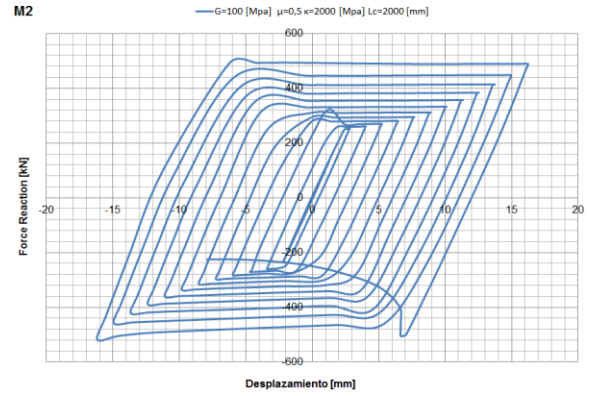


MODULO DE CORTE G 100

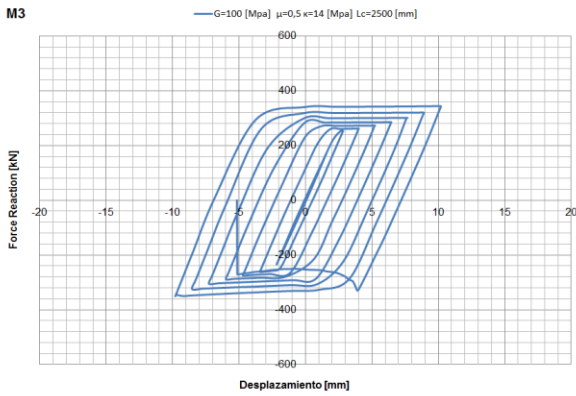
M1



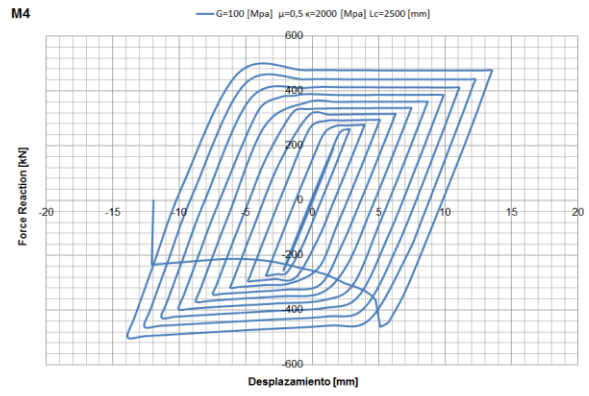
M2



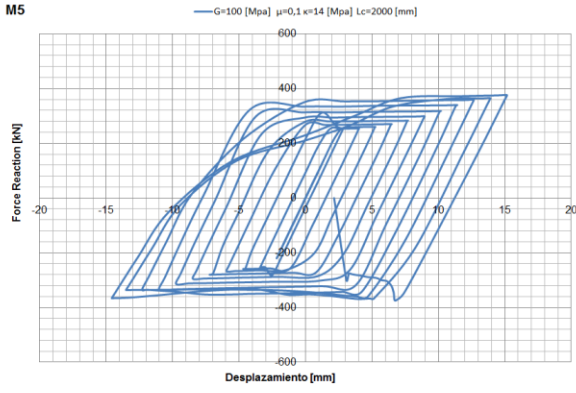
M3



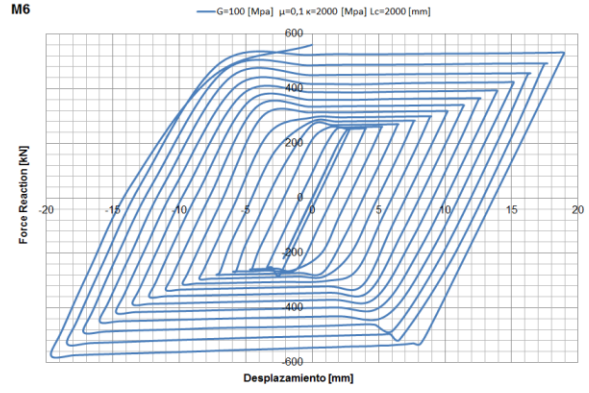
M4



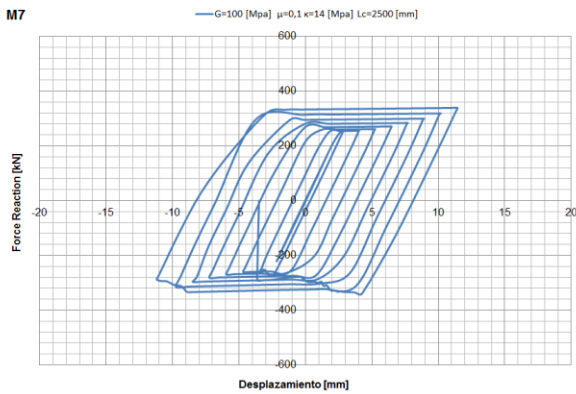
M5



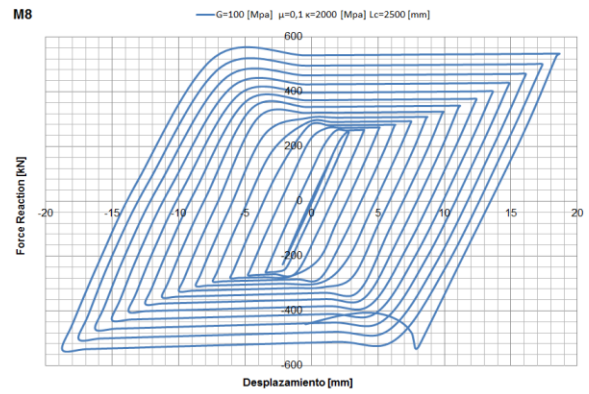
M6



M7



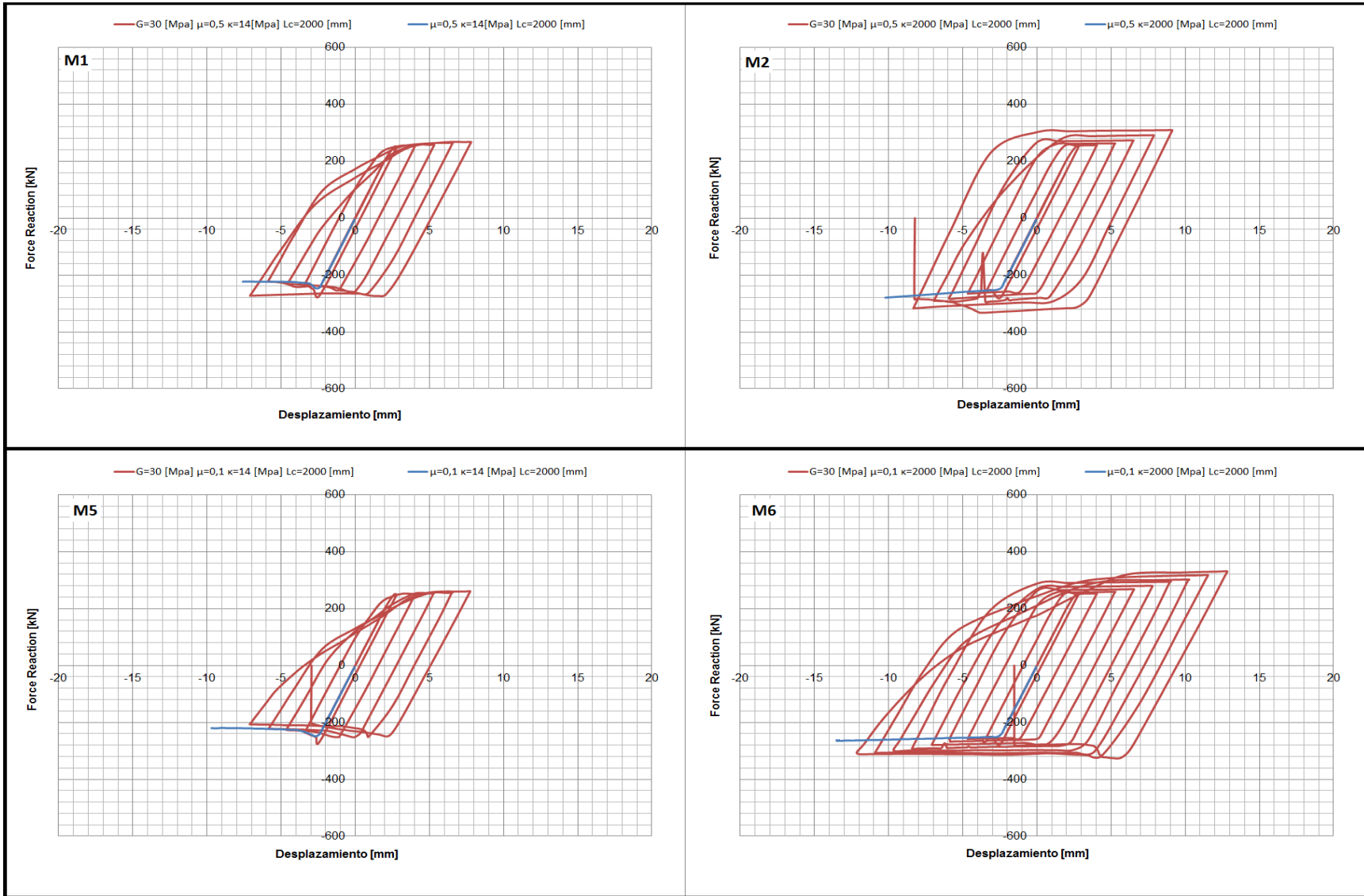
M8



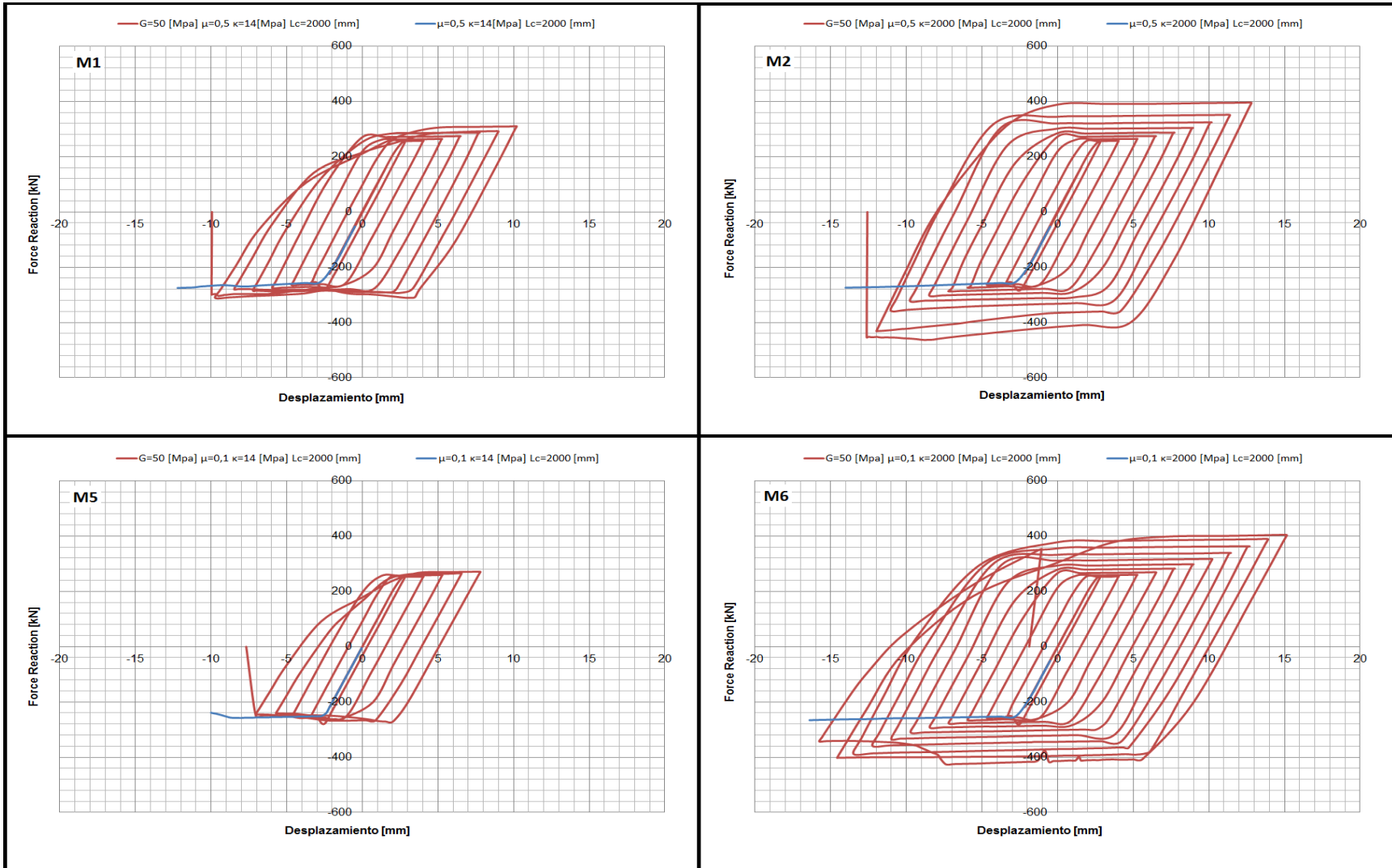
ANEXO B

Análisis cíclico v/s monotónico creciente Ansys 15.

G 30 [MPa]



G 50 [MPa]



G 100 [MPa]

