



UNIVERSIDAD TECNICA
FEDERICO SANTA MARIA

Departamento de Obras Civiles

ESTIMACIÓN DE LA RESPUESTA ESTRUCTURAL DE PILOTES TUBULARES DE MUELLES FRENTE A CARGAS CÍCLICAS UTILIZANDO MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS DE ALTA FIDELIDAD

Memoria de Título presentada por

Antonia Parra Reyes

como requisito parcial para optar al título de la carrera de

Ingeniería Civil

Profesor Guía
Claudio Sepúlveda

Marzo 2026



CONSTANCIA DE VALIDACIÓN Y CONFIDENCIALIDAD DE MONOGRAFÍA A REPOSITORIO ACADÉMICO

1.- IDENTIFICACIÓN DEL TRABAJO ACADÉMICO

Tipo de monografía (marcar una opción): ☒ Memoria o trabajo de título ☐ Tesis de Postgrado

Título del trabajo: Estimación de la respuesta estructural de pilotes tubulares de muelles frente a cargas cíclicas utilizando modelos de elementos finitos de alta fidelidad

Nombre del candidato(a): Antonia Parra Reyes

Carrera / Grado: Ingeniería Civil

Campus: San Joaquín

Departamento: Obras Civiles

2.- VALIDACIÓN DEL PROFESOR GUÍA/DIRECTOR DE TESIS

Yo, Claudio Sepúlveda, en mi calidad de profesor(a) guía/director(a) del trabajo académico mencionado anteriormente

DEJO CONSTANCIA que:

- He revisado esta versión del documento y corresponde a la versión final aprobada del trabajo.
- El trabajo cumple con los requisitos académicos y de formato establecidos por la institución.

3.- EVALUACIÓN DE CONFIDENCIALIDAD POR PROPIEDAD INDUSTRIAL (marcar una opción)

☒ El trabajo **NO contiene** información que amerite confidencialidad y puede ser publicado de inmediato en repositorio con acceso abierto.

☐ El trabajo **CONTIENE** información con potenciales implicancias de propiedad industrial o intelectual y requiere un periodo de confidencialidad (**embargo**) por (**marcar una opción**):

☐ 6 meses ☐ 12 meses ☐ 2 años ☐ 3 años ☐ 5 años ☐ 10 años

Fundamentación de la necesidad de confidencialidad (obligatorio si se solicita embargo):

4.- FIRMAS

Profesor(a) guía o director(a) de memoria o tesis:

Fecha: 13/03/2026

Firma:

Estudiante o Candidato(a):

Fecha: 13/03/2026

Firma:

Este formulario debe ser insertado como página 2 de la memoria o tesis, completado y firmado por estudiante y profesor(a) antes de la entrega en portal PRISMA de Biblioteca USM.



En memoria de Sofia

AGRADECIMIENTOS

Quisiera comenzar agradeciendo a todas las personas que formaron parte de este extenso camino universitario; a quienes, con su apoyo y comprensión, hicieron posible el termino de este largo proceso.

A mis padres, Mariela Reyes y Cristian Parra, por ser mis pilares fundamentales. Gracias por acompañarme incondicionalmente en mi formación académica, entregándome todo su amor, la tranquilidad y fortalezas para llegar hasta aquí. A mi abuelita, por su apoyo incondicional y por ser mi refugio de paz que me permitió enfocarme por completo en mis estudios. A mi hermanita, por su empatía y por saber rescatar sonrisas en momentos de mayor estrés. A mi pareja, quien sostuvo mis llantos y frustraciones, y también celebró mis alegrías y logros durante todo el periodo universitario, buscando siempre la manera de ser un apoyo constante. A mi gatita, mi fiel compañera de desvelos, quien estuvo presente en cada desvelo hasta el último día de este proceso, brindándome su compañía silenciosa en las jornadas más intensas.

A mis amigos de la vida, gracias por entender mis ausencias durante los largos periodos de estudio y permanecer a mi lado. A mis compañeros de universidad, con quienes compartí este proceso y me entregaron años increíbles; gracias por esas noches enteras de estudio, trabajos, las risas y ese compañerismo que hizo este proceso más ligero. A mis compañeros de trabajo, quienes se convirtieron en cómplices en este último tramo. Gracias por su comprensión infinita, las palabras de aliento cuando el cansancio pesaba, por cada café compartido y las energéticas en las jornadas más extensas. Agradecimiento especial por facilitarme herramientas computacionales necesarias; las cuales no fueron solo un préstamo, sino un motor que me permitió concretar la fase final de mi investigación. Gracias a todos por hacer el camino más liviano.

Agradecer a mi profesor guía, Claudio Sepúlveda, por su apoyo durante todo el desarrollo de la memoria. Gracias por su constante disposición para resolver mis dudas, por la paciencia y por sobre todo por su empatía para comprender mis tiempos y procesos. Gracias por confiar en mí y acompañarme hasta el final.

Finalmente, quiero dedicarle un agradecimiento especial a mi mejor amiga, Sofia Caicedo. Gracias por estar siempre a mi lado, en las buenas y en las no tan buenas, por impulsarme a lograr mis objetivos y hacerme compañía en tantas jornadas de estudio. Tu amor y tu lealtad fueron fundamentales para alcanzar el final de esta etapa. Donde sea que estés, amiga: lo logré.

Estimación de la respuesta estructural de pilotes tubulares de muelles frente a cargas cíclicas utilizando modelos de elementos finitos de alta fidelidad

Antonia Parra, Claudio Sepúlveda.

Universidad Técnica Federico Santa María

CONTENIDO

1	INTRODUCCIÓN	7
1.1	General	7
1.2	Objetivos	7
1.2.1	Hipótesis	7
1.2.2	Objetivo general	7
1.2.3	Objetivos específicos	8
2	REVISIÓN DE LA LITERATURA	8
2.1	Antecedentes	8
2.2	Definición del problema	10
3	RESPUESTA EXPERIMENTAL	10
3.1	Resumen Experimental	11
3.2	Comportamiento Pilotes Estado Último	12
3.2.1	Ensayo 2: Caso Cíclico con carga axial nula experimental	12
3.2.2	Ensayo 4: Caso Cíclico con carga axial 50 Toneladas experimental	14
3.3	Análisis de los resultados	17
3.3.1	Degradación de resistencia	17
3.3.2	Degradación de rigidez	17
3.4	Análisis modelación numérica	18
4	SIMULACIÓN NUMÉRICA MEDIANTE FEM	19
4.1	Propiedades del material	19
4.2	Geometría experimental	21
4.3	Configuración del Modelo Numérico	23
4.4	Implementación de imperfección geométrica	24
5	RESULTADOS DE LOS MODELOS NUMÉRICOS	26

5.1	Respuesta histerética	26
5.1.1	Ensayo cíclico con carga axial nula	26
5.1.2	Ensayo cíclico con carga axial 50 toneladas	27
5.2	Degradación de resistencia	28
5.2.1	Ensayo cíclico con carga axial nula	28
5.2.2	Ensayo cíclico con carga axial 50 toneladas	30
5.3	Degradación de rigidez	31
5.3.1	Ensayo cíclico con carga axial nula	31
5.3.2	Ensayo cíclico con carga axial 50 toneladas	33
5.4	Modo de falla y cuantificación del pandeo	34
5.4.1	Modo de falla experimental vs modelo numérico, caso sin carga axial	35
5.4.2	Modo de falla experimental vs modelo numérico, caso con carga axial	36
6	CONCLUSIONES	38
7	BIBLIOGRAFÍA	40
8	ANEXO	42

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1	Valores Máximos por Rango de Desplazamiento, Ensayo 2 Experimental.	12
Tabla 2	Valores Máximos por Rango de Desplazamiento, Ensayo 4 Experimental	14
Tabla 3	Datos geométricos ANSYS	22
Tabla 4	Valores Máximos por Rango de Desplazamiento, Ensayo Sin Carga Axial ANSYS	27
Tabla 5	Valores Máximos por Rango de Desplazamiento, Ensayo Con Carga Axial ANSYS	28
Tabla 6.	Comparación Valores Máximos de Rigidez por Rango de Desplazamiento; Ensayo Sin Carga Axial ANSYS	32
Tabla 7.	Comparación Valores Máximos de Rigidez por Rango de Desplazamiento; Ensayo Con Carga Axial ANSYS	33
Tabla 8.	Peaks de Desplazamiento String Pot; (a) Sin Carga Axial; (b) Con Carga Axial	42

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1	Patrón de carga cíclica experimental	11
Figura 2.	Corte Basal vs Desplazamiento, Ensayo 2, Experimental	12
Figura 3.	Envoltente Ensayo 2, Experimental	13
Figura 4.	Deformaciones Unitarias SG1,SG2,SG3; Ensayo 2, Experimental	13
Figura 5.	Deformaciones Unitarias SG4,SG5,SG6; Ensayo 2, Experimental	13
Figura 6.	Registro fotográfico Ensayo 2 Experimental Julio 2019, DOOCC	14
Figura 7.	Corte Basal vs Desplazamiento, Ensayo 4, Experimental	14
Figura 8.	Envoltente Ensayo 4 Experimental	15
Figura 9.	Deformaciones Unitarias SG1, SG2, SG3; Ensayo 4 Experimental	15
Figura 10.	Deformaciones Unitarias SG4, SG5, SG6; Ensayo 4 Experimental	16

<i>Figura 11. Historia de Carga Axial, Ensayo 4 Experimental</i>	16
<i>Figura 12. Registro fotográfico Ensayo 4 Experimental Julio 2019, DOOCC</i>	17
<i>Figura 13. Curva Esfuerzo-Deformación ASTM A36</i>	20
<i>Figura 14. Datos Multilinear Kinematic Hardening; ANSYS</i>	21
<i>Figura 15. Sección diámetro externo e interno ANSYS</i>	22
<i>Figura 16. Sección altura ANSYS</i>	22
<i>Figura 17. Fixed Support en base del elemento; ANSYS</i>	23
<i>Figura 18. Reacción de la Base en Dirección Z; ANSYS</i>	24
<i>Figura 19. Fuerza Imperfección Inicial</i>	25
<i>Figura 20. Deformación Producida por Imperfección Inicial</i>	25
<i>Figura 21. Esfuerzos (Von Misses) Producidos por Imperfección Inicial</i>	25
<i>Figura 22. Superposición Curvas Histéresis; Caso Sin Carga Axial</i>	26
<i>Figura 23. Superposición Curvas Histéresis; Caso Con Carga Axial</i>	27
<i>Figura 24. Degradación de Resistencia Normalizada Por Fuerza de Fluencia; Comparación Sin Carga Axial</i>	29
<i>Figura 25. Degradación de Resistencia Normalizada por Fuerza Máxima; Comparación Sin Carga Axial</i>	30
<i>Figura 26. Degradación de Resistencia Normalizada por Fuerza de Fluencia; Comparación Con Carga Axial</i>	31
<i>Figura 27. Degradación de Resistencia Normalizada por Fuerza Máxima; Comparación Con Carga Axial</i>	31
<i>Figura 28. Comparación Rigidez Secante Normalizada; Sin Carga Axial</i>	32
<i>Figura 29. Comparación Rigidez Tangente Normalizada; Sin Carga Axial</i>	32
<i>Figura 30. Comparación Rigidez Secante Normalizada; Con Carga Axial</i>	33
<i>Figura 31. Comparación Rigidez Tangente Normalizada; Con Carga Axial</i>	34
<i>Figura 32. Registro fotográfico Memoria Alvaro Pezos Ensayo cíclico carga axial nula</i>	36
<i>Figura 33. Deformación Radial Última; Sin Carga Axial</i>	36
<i>Figura 34. Registro fotográfico Memoria Alvaro Pezos Ensayo cíclico carga axial 50 toneladas</i>	37
<i>Figura 35. Deformación Radial Última; Con Carga Axial</i>	37

1 INTRODUCCIÓN

1.1 GENERAL

Las estructuras portuarias de Tipo Muelle Transparente son parte crítica en la red marítimo-portuaria a lo largo de nuestro país, estas estructuras deben ser capaces de resistir tanto cargas operativas como las provocadas por sismos. Muchos de estos tipos de muelles se construyen utilizando pilotes de acero, con o sin relleno de hormigón, que le brinda la resistencia estructural para soportar las diferentes cargas. Sin embargo, a pesar de la importancia de estas estructuras, existe poca evidencia experimental sobre el comportamiento de pilotes tubulares sin relleno de hormigón frente a cargas sísmicas, existiendo modelos numéricos que carecen de validación experimental.

En este contexto, el año 2019, el grupo PRDW- Consulting Port and Coastal Engineers, empresa dedicada a obras de ingeniería de puertos y costas, requería caracterizar de manera detallada el comportamiento de columnas tubulares de acero, por lo que solicitó al Centro de Estudios e Investigación en Infraestructura (CEII), perteneciente al Departamento de Obras Civiles de la Universidad Federico Santa María, realizar un estudio experimental y analítico de pilotes tubulares de acero utilizados comúnmente en sus estructuras portuarias. (Álvaro Pezos, 2020). El estudio experimental se desarrolló en los laboratorios de LEMCO, donde se llevó a cabo cuatro ensayos de manera drenada, en cuatro pilotes de acero idénticos, cada uno con carga lateral controlada (conocido como método de pushover), donde a dos pilotes se le empleó una carga adicional axial, con el objetivo de obtener la respuesta monotónica y cíclica. De este ensayo se obtuvo “Fuerza versus Deformación”, “Disipación de Energía”, “Amortiguamiento”, “Desplazamiento”, entre otras, incluyendo la curva de comportamiento del pilote y tipo de falla en cada ensayo.

Como parte del estudio realizado por Álvaro Pezos (2020), obtuvo datos relevantes para validar a través de modelos numéricos futuros el comportamiento de los pilotes tubulares huecos bajo cargas cíclicas. Sin embargo, aún no se ha logrado implementar un modelo numérico, que permita validar el comportamiento observado en estos ensayos, lo que destaca la necesidad de estudios adicionales para asegurar la fiabilidad y precisión de los modelos de elementos finitos frente a una simulación del comportamiento sísmico de los pilotes de acero, planteando la necesidad de evaluar que tan fidedignos son los modelos de elementos finitos para replicar el comportamiento cíclico de pilotes tubulares.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 Hipótesis

Los modelos de elementos finitos de alta fidelidad son herramientas computacionales precisas y efectivas que podrían ser capaces de replicar de manera fidedigna el comportamiento cíclico de pilotes tubulares de acero en muelles, tomando en cuenta tanto la no linealidad geométrica como la no linealidad material, permitiendo así predecir con mayor exactitud la respuesta estructural que estos modelos presentan frente a cargas sísmicas

1.2.2 Objetivo general

Evaluar que tan fidedignos son los modelos de elementos finitos de alta fidelidad al replicar el comportamiento estructural de pilotes tubulares de acero utilizados en muelles, frente a cargas cíclicas, mediante la comparación con resultados experimentales.

1.2.3 Objetivos específicos

- A. Analizar y cuantificar, mediante indicadores comparativos, la diferencia entre la respuesta estructural experimental y la respuesta obtenida mediante los modelos de elementos finitos de alta fidelidad.
- B. Verificar de forma cualitativa la capacidad de los modelos de elementos finitos de alta fidelidad para capturar de forma correcta los modos de falla observados experimentalmente en pilotes tubulares sometidos a cargas cíclicas.

2 REVISIÓN DE LA LITERATURA

2.1 ANTECEDENTES

A nivel internacional, las obras portuarias se enfrentan a gran actividad sísmica, lo que ha motivado diferentes investigaciones del comportamiento de los pilotes de acero de muelles. En Estados Unidos, la norma ASCE/COPRI 61-14 Seismic Design of Piers and Wharves (2014) establece normas sobre el diseño sísmico de muelles y obras marítimas con pilotes. Harn R (2016) realizó una investigación en donde compara los límites de deformación unitaria propuestos por esta norma, con los obtenidos experimentalmente, como resultado, los pilotes tubulares de acero tienden a fallar ante deformaciones significativamente menores a las estipuladas en la norma, por lo que el autor propuso un nuevo límite de deformación frente al pandeo local, acorde a las exigencias de las estructuras portuarias actuales, y enfatizó en la necesidad de actualizar los límites normativos para garantizar seguridad y rendimiento de este tipo de estructura.

En el año 2019, continuando con los hallazgos de el mismo autor (Harn R. 2016), junto a su equipo de trabajo solo encontró una cantidad limitada de investigaciones realizadas por la industria marina sobre el pandeo de pilotes tubulares, en cambio, se descubrió una considerable cantidad de estudios sobre el pandeo de carcasas de tuberías en la industria Offshore (Harn et al., 2019). Este vacío en la investigación refleja la necesidad urgente de realizar más estudios enfocados en pilotes de estructuras portuarias.

A nivel nacional, Chile históricamente ha sido un país de eventos sísmicos de gran magnitud, lo que resalta la importancia de contar con normas de diseño sísmico adecuadas para sus obras portuarias. Un claro ejemplo de esto es el terremoto ocurrido el 27 de febrero del 2010, el cual tuvo una magnitud de 8,8 Mw, donde su epicentro se localizó a unos 80 kilómetros al noroeste de Concepción. Este evento no solo causó un fuerte sismo, sino que posteriormente generó un maremoto que dejó daños significativos en las costas centro-sur de Chile. Obras portuarias como los muelles de Puerto Coronel, el Muelle Chollin de Portuaria Cabo Froward y el Terminal Marítimo San Vicente de ENAP experimentaron daños menores en los pilotes de sus Puentes de Acceso, atribuidos principalmente a la licuación de suelos y al corrimiento lateral. Sin embargo, infraestructuras más grandes, como el San Vicente Terminal Internacional y la Base Naval de Talcahuano, sufrieron graves daños, evidenciando la necesidad de una mejor comprensión y prevención para este tipo de fenómenos en futuros sismos (NORAMBUENA MARDONES, 2013)

En Chile, la actualización de la norma de Diseño Sísmico de Estructuras e Instalaciones Industriales (2003) que incluirá un capítulo dedicado a estructuras portuarias (Guillermo Montero, 2019) se

mantuvo pendiente por varios años, recientemente se publicó la actualización NCh2369:2025 (2025) que incluye el Capítulo 13, dedicado exclusivamente a estructuras portuarias tipo muelles transparentes. Durante el proceso de esta actualización, la Dirección de Obras Portuarias (DOP), del Ministerio de Obras Públicas (MOP) solicitó diferentes estudios, uno de ellos fue el de Guillermo Montero (2019), quien analizó el factor de reducción de respuesta R y recomendó su ajuste para cada tipología de muelle, basándose en modelos numéricos realizados con el software ANSYS, concluyendo la importancia de considerar la sobre resistencia más que la ductilidad y utilizar el número de adecuado de registros de aceleración de análisis tiempo-historia para obtener resultados confiables. Cabe destacar que, uno de los principales problemas de esta investigación es la falta de validación de los modelos numéricos para replicar de manera fidedigna el comportamiento cíclico de pilotes tubulares de acero utilizados en muelles, debido a la falta de datos experimentales.

A pesar de los estudios previos, donde se comparan resultados experimentales y modelos numéricos, aún existen diferencias entre resultados experimentales y los obtenidos a través de herramientas computacionales como ANSYS. Esto ocurre debido a la falta de integración de las propiedades no lineales materiales y geométricas, así como la falta de consideración de la pérdida de rigidez y resistencia en los modelos computacionales (Álvaro Pezos, 2020).

El marco conceptual y lógico en esta investigación se refiere al estudio y análisis en el comportamiento estructural de pilotes tubulares de acero sometidos a cargas cíclicas y cómo estos pueden representarse de manera fidedigna utilizando modelos de elementos finitos de alta fidelidad. A través de la revisión del estado del arte, se pueden definir algunos de los siguientes conceptos:

- 1) **Estructuras Portuarias de Tipo Muelle Transparente:** Según la norma estadounidense (ASCE/COPRI 61-14 (2014)), las estructuras tipo muelle transparente son aquellas que permiten el paso del agua y otros elementos a través de ellas, están diseñadas de tal forma que el impacto de las olas, corrientes y otras fuerzas naturales se reduce debido a que estas permiten el flujo a través de su estructura. En Chile, estas estructuras se caracterizan por estar compuestas por pilotes y columnas verticales que soportan una plataforma elevada. (Diseño Sísmico de Estructuras e Instalaciones Industriales, 2003). Este tipo de estructura es susceptible a enfrentarse a sismos, por lo que es crucial comprender su comportamiento estructural y contar con normas que especifiquen cómo enfrentar estos eventos. Actualmente ninguna de las normas mencionadas ofrece orientación específica para evitar el pandeo local en pilotes tubulares. Varios autores a través de diferentes estudios, como Guillermo Montero (2019) y Harn R (2016) enfatizan en la importancia de actualizar estas normas, mediante la validación de conceptos y análisis más detallados y precisos del comportamiento dinámico de los pilotes, con el fin de garantizar la seguridad y eficiencia en futuras estructuras portuarias.
- 2) **Comportamiento estructural de pilotes tubulares frente a cargas cíclicas:** El comportamiento de pilotes tubulares de acero bajo cargas cíclicas es complejo de simular y depende de diversos factores. Por esta razón, varios investigadores han comenzado a estudiar de manera más específica el comportamiento de estas estructuras. Un ejemplo es la investigación realizada por Fulmer (2012) quien encontró que las fallas en pilotes tubulares huecos de acero bajo cargas cíclicas se debían principalmente a pandeo local, con una sensibilidad alta a la relación D/t (diámetro y espesor) (Álvaro Pezos, 2020). Otra investigación relevante fue la realizada por Harn (2019) cuyo objetivo fue estudiar el rendimiento y la capacidad de momento equivalente de pilotes tubulares de acero. Harn concluyó que las secciones de pilotes tubulares delgados (alto valor D/t), fallan a

deformaciones significativamente más bajas que los límites de deformación especificados en la norma ASCE/COPRI 61-14 Seismic Design of Piers and Wharves (2014). Esto llevó a los investigadores a proponer nuevos límites para las deformaciones. En la investigación realizada por Álvaro Pezos (2020), se ensayaron pilotes tubulares de acero bajo cargas cíclicas y monotónicas, con el objetivo de caracterizar su comportamiento no lineal y el tipo de falla predominante, a partir de los ensayos experimentales se observó que el modo de falla predominante corresponde al pandeo local en la zona basal, confirmando lo expuesto por Fulmer (2012).

- 3) **Modelos numéricos en ANSYS:** Se refiere a la creación de simulaciones detalladas mediante el método de elementos finitos (FEM), que permiten analizar el comportamiento estructural bajo diferentes condiciones de carga. Este proceso, conocido como análisis de elementos finitos (FEA), corresponde a la aplicación de ecuaciones de elementos finitos y es la base de muchos softwares de simulación, se utiliza para validar y probar diseños de manera segura, rápida y económica creando modelos virtuales de elementos del mundo real. ANSYS, por ejemplo, puede dividir estructuras complejas en pequeños elementos, aplicando ecuaciones diferenciales a cada uno para predecir su respuesta frente a esfuerzos, deformaciones y otros fenómenos físicos (ANSYS, 2024). Este software, es una buena herramienta en el área de esta investigación ya que puede capturar la no linealidad tanto geométrica como material de las estructuras. Los modelos de alta fidelidad son aquellos que pueden capturar de manera precisa el comportamiento real de la estructura bajo condiciones de carga específicas, la alta fidelidad de ANSYS en la modelación se traduce en una mejor capacidad para predecir el comportamiento estructural en condiciones extremas, lo que es crucial para el diseño y la evaluación de la seguridad de las estructuras frente a situaciones reales (Reinhorn & Willford, n.d.).

2.2 DEFINICIÓN DEL PROBLEMA

A modo de resumen, el diseño de estructuras portuarias en zonas sísmicas requiere de un estudio detallado de cómo se comportan los pilotes tubulares de acero, ya que son esenciales para la estabilidad de los muelles. Estudios nacionales, como el realizado por Guillermo Montero (2019) han destacado la importancia de considerar los modelos numéricos más precisos para evaluar el comportamiento de los pilotes de muelles, sin embargo, aún existe incertidumbre en cuanto a la capacidad de los softwares de elementos finitos para replicar de manera fidedigna el comportamiento de pilotes tubulares frente a cargas cíclicas, dejando la siguiente interrogante, ¿Qué tan fidedigno es replicar el comportamiento cíclico de pilotes tubulares de muelles utilizando modelos de elementos finitos de alta fidelidad, considerando la no linealidad geométrica y material, para obtener resultados más precisos y confiables?

3 RESPUESTA EXPERIMENTAL

El presente estudio tiene como finalidad la validación de resultados obtenidos a través de elementos finitos de alta fidelidad, específicamente mediante el software ANSYS, a partir del estudio experimental realizado por Álvaro Pezos (2020). Su investigación tuvo por objetivo analizar la respuesta monotónica y cíclica de pilotes tubulares huecos de acero utilizados principalmente en obras portuarias en Chile. En este capítulo se resumen algunos aspectos relevantes a considerar de su investigación experimental para

la correcta modelación y validación en ANSYS, dando énfasis en el comportamiento de los pilotes frente a cargas cíclicas.

3.1 RESUMEN EXPERIMENTAL

El estudio experimental realizado por Álvaro Pezos (2020), tuvo como objetivo principal analizar y caracterizar la respuesta no lineal y los mecanismos de falla de pilotes tubulares huecos de acero, sometidos a solicitaciones laterales monotónicas y cíclicas.

Para llevar a cabo el estudio, se diseñaron y montaron cuatro especímenes idénticos de 2,5 m de altura, diámetro exterior de 355,6 mm y espesor de 9,52 mm. Cada pilote se sometió a diferentes configuraciones de cargas. Los pilotes fueron montados sobre una viga de acero con el fin de evitar su desplazamiento en la base. Las cargas laterales fueron aplicadas en la parte superior del pilote, estas se aplicaron mediante un actuador mecánico mientras que la carga axial, cuando correspondía, se aplicó a través de gatas hidráulicas, con un valor constante de 50 toneladas.

Los cuatro pilotes fueron ensayados bajo diferentes configuraciones de carga: dos pilotes bajo cargas monotónicas y dos bajo cargas cíclicas. Para cada tipo de ensayo, uno de los pilotes se ensayó con carga axial constante de 50 toneladas en compresión, mientras que el otro se ensayó con carga axial nula. El objetivo de todos los ensayos fue llevar al elemento hasta la falla, permitiendo analizar su comportamiento en el rango no lineal y determinar el tipo de falla que controla a la estructura.

En los ensayos cíclicos se aplicaron tres ciclos de carga para cada nivel de desplazamiento, a baja velocidad, siguiendo un patrón de carga controlado, tal como se muestra en la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia..** Para el desarrollo de la investigación actual, el análisis se enfoca en los resultados correspondientes al Ensayo 2, cíclico con carga axial nula y en el Ensayo 4, cíclico con carga axial de 50 toneladas.

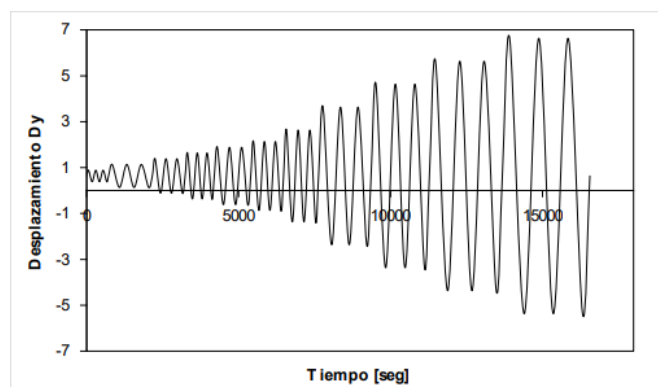


Figura 1 Patrón de carga cíclica experimental

Los resultados experimentales obtenidos por Pezos (2020), son la base para la construcción de curvas de corte basal versus desplazamiento, el análisis de degradación de resistencia, obtención de envolventes, evaluación de la degradación de rigidez, la identificación de modos de falla y para la validación de los modelos numéricos desarrollados posteriormente en software ANSYS.

3.2 COMPORTAMIENTO PILOTES ESTADO ÚLTIMO

El análisis de los resultados experimentales se enfoca en el comportamiento de los pilotes en estado último sometidos a cargas cíclicas. Según lo reportado por Álvaro Pezos (2020), la falla de los pilotes tubulares se caracteriza por el pandeo local cercano a la base del elemento.

A continuación, se exponen algunos de los principales resultados obtenidos por Alvaro para los ensayos cíclicos de interés: Caso sin carga axial y Caso con carga axial constante de 50 toneladas.

3.2.1 Ensayo 2: Caso Cíclico con carga axial nula experimental

- *Corte basal vs Desplazamiento*

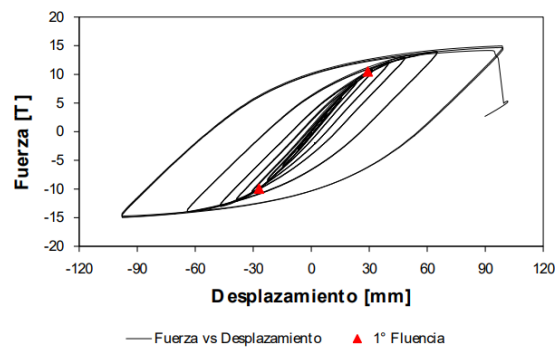


Figura 2. Corte Basal vs Desplazamiento, Ensayo 2, Experimental

En la Figura 2 se presenta el gráfico para el caso sin carga axial de corte basal versus desplazamientos registrados por el String Pot ubicado a una altura de 2500 mm desde la base del pilote. Del análisis del ensayo se observan valores máximos de fuerza por cada rango de desplazamiento, destacando el valor máximo de desplazamiento negativo de -97,83 mm con un corte basal de -14,64 t y un desplazamiento positivo máximo de 99,15 mm con un corte basal de 14,70 t. En la Tabla 1 se resumen los valores máximos obtenidos para cada rango de desplazamiento.

Tabla 1 Valores Máximos por Rango de Desplazamiento, Ensayo 2 Experimental.

	Desplazamiento Negativo		Desplazamiento Positivo	
	SP [mm]	Corte [T]	SP [mm]	Corte [T]
0.25dy	-6.79	-3.22	7.93	3.07
0.50dy	-14.52	-5.99	15.71	6.04
0.75dy	-22.51	-8.52	23.57	8.80
1.00dy	-30.67	-10.60	31.55	10.65
1.25dy	-38.70	-11.89	39.92	11.97
1.50dy	-47.05	-12.95	48.31	12.93
2.00dy	-64.09	-13.79	65.16	13.83
3.00dy	-97.83	-14.64	99.15	14.70

A partir de estos valores máximos, se construyó la envolvente del ensayo, esta se presenta en la Figura 3, donde es posible identificar el inicio de la fluencia de la estructura.

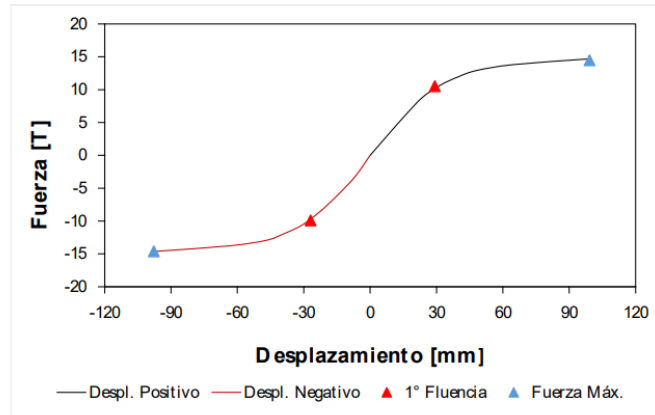


Figura 3. Envolvente Ensayo 2, Experimental

- Deformaciones unitarias:

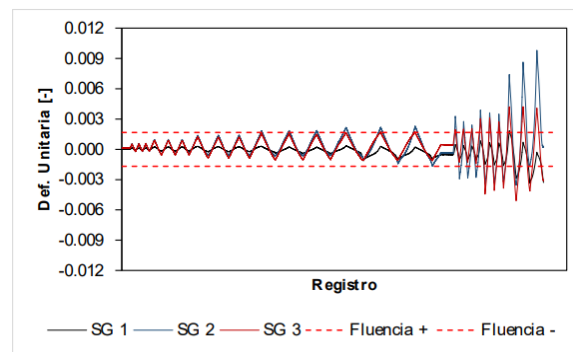


Figura 4. Deformaciones Unitarias SG1,SG2,SG3; Ensayo 2, Experimental

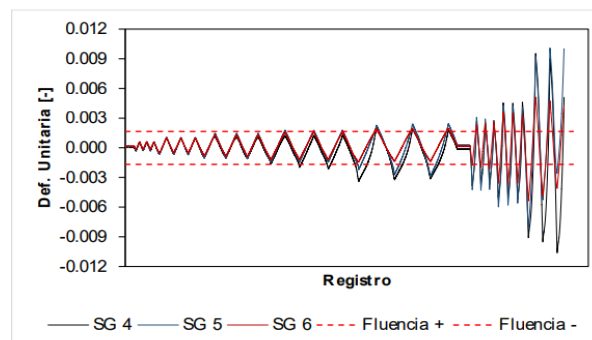


Figura 5. Deformaciones Unitarias SG4,SG5,SG6; Ensayo 2, Experimental

En la Figura 4 se presentan los registros asociados a deformaciones unitarias registradas por los Strain Gauges ubicados a una altura de 50 mm, 200 mm y 350mm desde la base frente al muro. De forma complementaria, en la Figura 5, se presentan las

deformaciones unitarias de los Strain Gauges ubicados a la misma altura, pero en la cara contraria. En ambos casos se puede observar claramente los tres ciclos de carga correspondiente a cada nivel de desplazamiento.

- **Estado de Falla**

En el Ensayo 2, no se alcanzó el desplazamiento máximo esperado, debido a que el elemento presentó pandeo local en la cara frente al muro de reacción y durante el mismo ciclo en el que aparece dicho pandeo, el pilote presenta una fractura justo al nivel donde se encontraba la soldadura ubicada en la base, cabe destacar que la cara donde se fractura no presentó pandeo. Pese a la aparición de pandeo local, este ensayo no evidenció una degradación brusca de su resistencia. La Figura 6 muestra el estado final del pilote, incluyendo la zona de pandeo y la fractura en la base soldada del pilote.



Figura 6. Registro fotográfico Ensayo 2 Experimental Julio 2019, DOOCC

3.2.2 Ensayo 4: Caso Cíclico con carga axial 50 Toneladas experimental

- **Corte basal vs Desplazamiento**

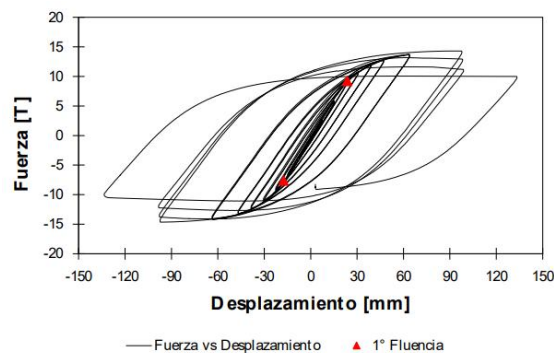


Figura 7. Corte Basal vs Desplazamiento, Ensayo 4, Experimental

En la Figura 7 se presenta el gráfico obtenido por Pezos (2020) de corte basal versus desplazamientos registrados por el String Pot ubicado a una altura de 2500 mm desde la base del pilote, correspondiente al Ensayo 4. En este ensayo se registró un valor último de desplazamiento negativo de -133,47 mm con un corte basal de -8,33 toneladas y un valor de corte negativo máximo de -12,94 toneladas asociado a un desplazamiento de -63,66 mm, por otro lado, el desplazamiento último positivo es de 133,32 mm con un corte basal de 9,03 toneladas y un valor de corte máximo positivo de 12,74 toneladas

asociado a un desplazamiento de 98,78 mm. En la Tabla 1 Tabla 2 se resumen los valores máximos obtenidos por rango de desplazamiento.

Tabla 2 Valores Máximos por Rango de Desplazamiento, Ensayo 4 Experimental

	Desplazamiento Negativo		Desplazamiento Positivo	
	SP [mm]	Corte [T]	SP [mm]	Corte [T]
0.25dy	-7.26	-3.62	7.55	2.54
0.50dy	-14.83	-6.67	15.30	5.55
0.75dy	-22.51	-8.71	22.89	8.36
1.00dy	-30.49	-10.63	30.77	10.20
1.25dy	-38.47	-11.63	38.86	11.24
1.50dy	-46.88	-12.35	47.14	11.81
2.00dy	-63.66	-12.94	63.95	12.52
3.00dy	-98.32	-12.82	98.78	12.74
4.00dy	-133.47	-8.33	133.32	9.03

A partir de estos datos se construyó la envolvente del ensayo, esta se presenta en la Figura 8, donde se identifican las primeras fluencias de la estructura.

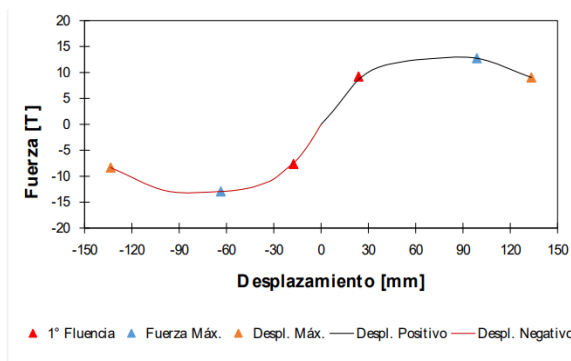


Figura 8. Envolvente Ensayo 4 Experimental

- Deformaciones unitarias:

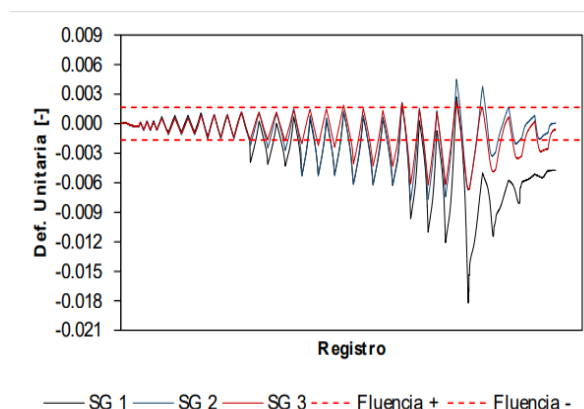


Figura 9. Deformaciones Unitarias SG1, SG2, SG3; Ensayo 4 Experimental

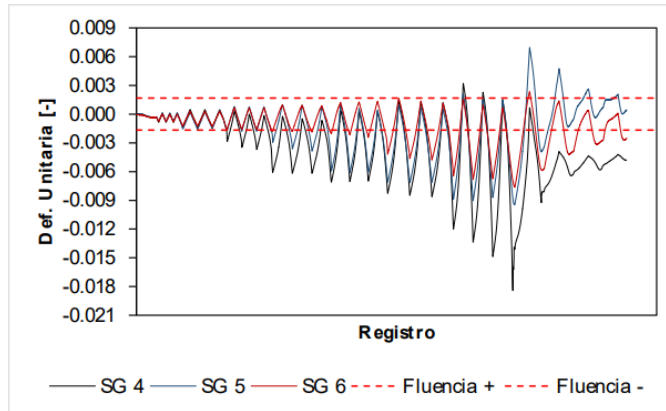


Figura 10. Deformaciones Unitarias SG4, SG5, SG6; Ensayo 4 Experimental

En la Figura 9 se presenta el gráfico asociado a las deformaciones unitarias registradas por los Strain Gauges ubicados a una altura de 50 mm, 200 mm y 350mm desde la base frente al muro. En la Figura 10, se presentan los registros de deformaciones unitarias de los Strain Gauges ubicados a la misma altura, pero en la cara contraria, observando en ambos casos los tres ciclos por cada nivel de desplazamiento.

- **Historial de Carga Axial**

La carga axial aplicada mediante gatas hidráulicas fue controlada en todo el ensayo con el objetivo para mantener un valor constante de 50 toneladas en la parte superior del pilote. En la Figura 11 se presenta el historial de carga axial registrado por las celdas de carga a lo largo de todo el ensayo.

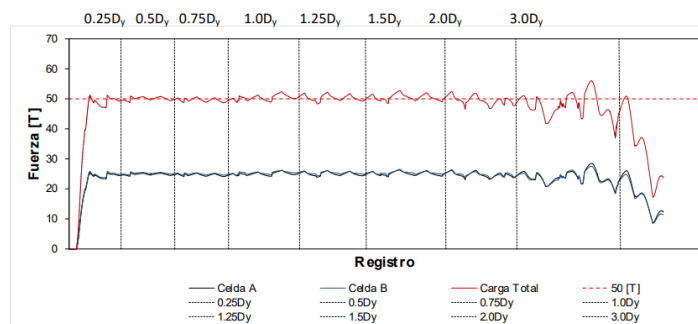


Figura 11. Historia de Carga Axial, Ensayo 4 Experimental

- **Estado de Falla**

En el ensayo 4, no se alcanzó el desplazamiento máximo esperado, ya que el elemento presentó pandeo local en ambas caras. Además, se observó que la degradación en la resistencia alcanzó un 30% al finalizar el ensayo. La Figura 12 muestra el estado final de la zona de pandeo del pilote.



Figura 12. Registro fotográfico Ensayo 4 Experimental Julio 2019, DOOCC

3.3 ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

3.3.1 Degradación de resistencia

La degradación de la resistencia se observa como una disminución en la fuerza máxima que el pilote es capaz de soportar a medida que aumentan los ciclos de carga y los niveles de desplazamiento impuestos. En los ensayos cíclicos estudiados, este fenómeno se observa al comparar los últimos niveles de desplazamiento donde se evidencia una pérdida en la capacidad de carga.

Este comportamiento se relaciona directamente con la acumulación de daño plástico en el acero, en este caso, producidas principalmente en zonas cercanas a la base del pilote. La aparición de pandeo local es una clara muestra de la disminución de resistencia del pilote. En los casos estudiados, se observó que cuando existe una carga axial en compresión, la degradación de resistencia es mayor que cuando no existe carga axial.

En el Ensayo 2, cíclico con carga axial nula, la degradación de resistencia no se presenta de manera evidente. En este caso, el pilote alcanza una carga máxima y última de 14,7 toneladas en sentido positivo y -14,64 toneladas en sentido negativo, una vez iniciado el pandeo local cercano a la base del pilote, se produce una falla en la soldadura ubicada en la base del pilote, limitando la capacidad del pilote para seguir recibiendo carga.

En el Ensayo 4, cíclico con carga axial constante de 50 toneladas en compresión, la degradación de resistencia es más evidente. Para este caso, el pilote alcanza una carga máxima de 12,74 toneladas en sentido positivo y -12,94 toneladas en sentido negativo, evidenciando que la carga axial si influye en la capacidad máxima de carga del pilote, siendo en este caso un 13% menor en comparación al ensayo sin carga axial. A diferencia del Ensayo 2, el pilote con carga axial continúa deformándose después de alcanzar su resistencia máxima, donde se observa una clara degradación progresiva de la resistencia, llegando a valores de 9,03 toneladas en sentido positivo y -8,33 en sentido negativo, lo que evidencia una degradación de 35% respecto al valor máximo alcanzado.

3.3.2 Degradación de rigidez

La degradación de rigidez se refiere a la disminución progresiva de la rigidez del pilote a medida que los niveles de desplazamiento aumentan. En los ensayos realizados por Pezos (2020), la rigidez secante, está definida como la fuerza máxima del rango dividida en el desplazamiento máximo de ese mismo rango, la cual se mantiene constante en los primeros niveles de carga,

donde el pilote tiene comportamiento elástico, sin embargo, al alcanzar la fluencia, la rigidez comienza a disminuir de manera progresiva.

Al igual que la pérdida de resistencia, la degradación de rigidez se asocia a la acumulación de deformaciones plásticas. En el Ensayo 2, cíclico con carga axial nula, se tiene una rigidez inicial de 0,4 t/mm mientras que en el último nivel de desplazamientos se tiene una rigidez de 0,15 t/mm, lo que representa una degradación de rigidez de un 62% desde que comienza la fluencia.

En el Ensayo 4, cíclico con carga axial de 50 toneladas en compresión, la degradación de rigidez es mayor a lo obtenido en el caso sin carga axial. En la zona elástica, se presenta una rigidez similar a las del Ensayo 2 de 0,35 t/mm, mientras que, en el último nivel de desplazamiento, la rigidez llega a 0,07 t/mm, lo que representa una degradación de rigidez del 80% desde que inicia la fluencia en el pilote. Este aumento en la degradación de la rigidez demuestra que la fuerza axial si afecta en el comportamiento estructural del pilote.

3.4 ANÁLISIS MODELACIÓN NUMÉRICA

Parte del estudio realizado por Álvaro Pezos (2020), fue llevar a cabo modelos numéricos de los pilotes monotónicos ensayados, utilizando el software de elementos finitos ANSYS, con el objetivo de reproducir y validar el comportamiento observado experimentalmente, además de evaluar la capacidad de los modelos de representar el comportamiento no lineal del pilote hasta alcanzar la carga última.

Los modelos desarrollados en ANSYS consideraron una representación detallada de la geometría del pilote tubular. La configuración del comportamiento del acero fue a través de “Bilinear Kinematic Hardening”, la cual solo considera el esfuerzo de fluencia y el esfuerzo último del material. Al igual que las solicitaciones cíclicas, las solicitaciones monotónicas fueron aplicadas en la parte superior del pilote, replicando las condiciones de los ensayos experimentales tipo pushover.

Los resultados obtenidos demostraron que ANSYS logró capturar de manera similar el rango elástico y el inicio de la no linealidad observados experimentalmente. En ambos modelos estudiados (sin carga axial y con carga axial de 50 toneladas bajo solicitaciones monotónicas) el modelo numérico logró reproducir el orden de magnitud de la capacidad máxima resistente y fue capaz de identificar de manera correcta el modo de falla, es decir, logró representar el pandeo local esperado en la zona crítica del pilote.

No obstante, pese a obtener buenos resultados y similares a los experimentales, se identificaron ciertas limitaciones en la modelación numérica, entre ellas destaca la falta de imperfecciones geométricas iniciales, la representación simplificada de la degradación de resistencia y la falta de validación de los modelos numéricos frente a cargas cíclicas, aspectos que quedan planteados para estudios posteriores.

4 SIMULACIÓN NUMÉRICA MEDIANTE FEM

4.1 PROPIEDADES DEL MATERIAL

Para la modelación numérica de los pilotes experimentales se definió como material base el acero estructural ASTM A36.

El comportamiento del acero se estableció mediante una revisión bibliográfica donde se complementan diversos estudios. Según el estudio realizado por Chang K. el Acero A36 puede alcanzar resistencia máxima (F_u) de 511 MPa bajo cargas monotónicas, sin embargo, estudios como el realizado por Hawileh (2016), donde se analiza el comportamiento del acero frente a cargas cíclicas y monotónicas, evidencian que la respuesta del acero varía significativamente, reportando que, el esfuerzo máximo del acero varía en un 8% aproximadamente frente a cargas cíclicas y un 27% frente a cargas monotónicas. Considerando estos antecedentes, se definió que la resistencia última (F_u) para los modelos cíclicos es de 432 MPa.

Para modelar de manera representativa la curva del acero y su comportamiento no lineal bajo cargas cíclicas, se utilizó la ecuación de Ramberg-Osgood [1].

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{1/n'} \quad [1]$$

Donde,

ε_a : Deformación total

σ_a : Esfuerzo total

E : Módulo de elasticidad

K' : Coeficiente de resistencia cíclica

n' : Exponente de endurecimiento cíclico

El estudio experimental realizado por K.H. Nip (2010) comprueba que esta fórmula es adecuada para el uso en análisis numéricos de elementos finitos bajo cargas cíclicas, ya que entrega una curva continua, estable y capaz de predecir inestabilidad local.

Dado que no se cuenta con ensayos específicos para determinar el coeficiente de resistencia cíclica (K') y el exponente de endurecimiento cíclico (n'), estos datos se estiman mediante las fórmulas propuestas por Lopez & Fatemi (2012) mencionadas y validadas en el estudio comparativo de Marohnić (2017). Estas fórmulas son aplicables en aceros donde $F_u/F_y > 1,2$.

$$K' = 1,16 F_u + 593 \quad [2]$$

$$n' = -0,37 \log_{10}\left(\frac{0.75F_y + 82}{K'}\right) \quad [3]$$

Con valores de $F_y=250$ MPa y $F_u=432$ MPa, el valor obtenido para el coeficiente de resistencia cíclica (K') es de 1094 MPa y para el exponente de endurecimiento cíclico (n') es de 0,23.

Con estos resultados, se generó la curva esfuerzo-deformación para el acero estructural ASTM A36, obteniendo además los valores de deformación plástica necesarios para ser ingresados en las propiedades de “Multilinear Kinematic Hardening” en ANSYS.

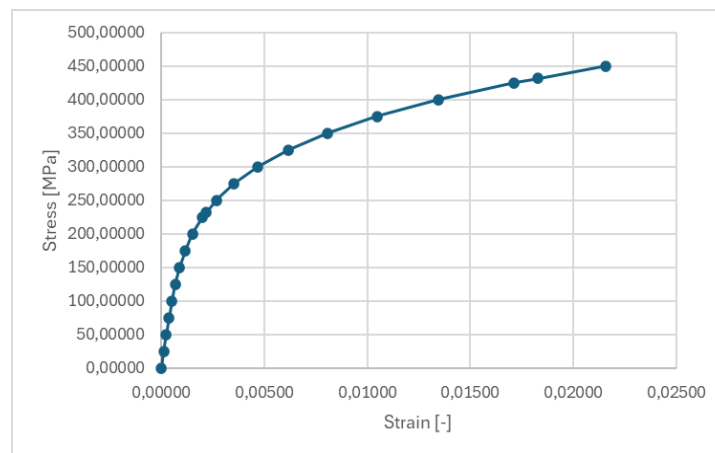


Figura 13. Curva Esfuerzo-Deformación ASTM A36

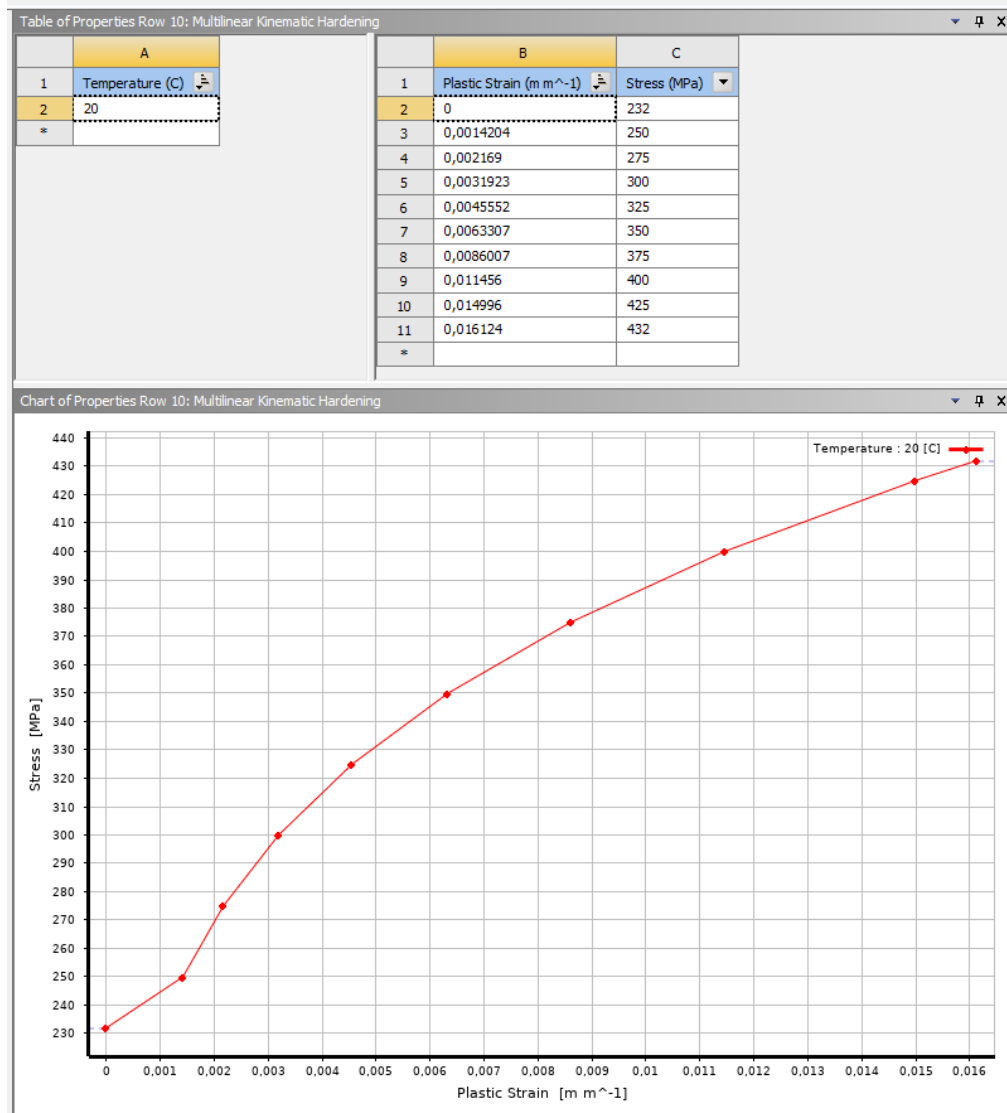


Figura 14. Datos Multilinear Kinematic Hardening; ANSYS

4.2 GEOMETRÍA EXPERIMENTAL

Se modelaron dos pilotes idénticos de 2,5 m de altura sometidos a diferentes configuraciones de carga. Los pilotes presentan un diámetro exterior de 355,6 mm y un espesor de 9,52 mm, resultando una relación diámetro/espesor de 37,35.

Dada la esbeltez del pilote ($D/t=37$), se simplificó la geometría del sólido creado utilizando la herramienta Midsurface, esto permite generar una superficie ubicada exactamente a la mitad entre el diámetro exterior e interior, facilitando el uso de elementos finitos tipo SHELL281 (cáscara) con un espesor asignado de 9,52 mm utilizando la configuración predeterminada de ANSYS, la cual es apta para representar la no linealidad del material a través del espesor asignado. Los detalles geométricos se resumen en la Tabla 3

Tabla 3 Datos geométricos ANSYS

Diámetro exterior mm	355,6
Diámetro interior mm	336,5
Espesor (t) mm	9,52
Altura mm	2500

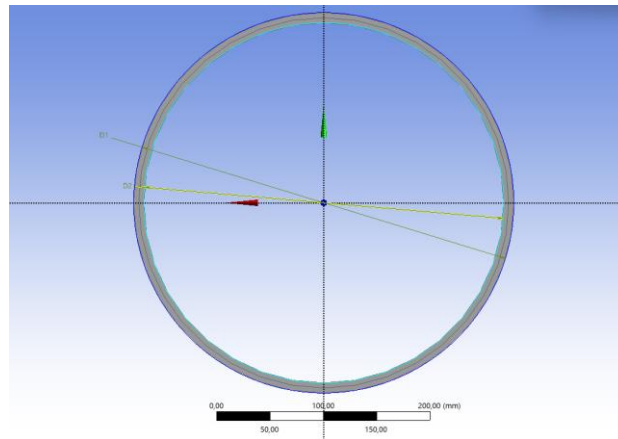


Figura 15. Sección diámetro externo e interno ANSYS

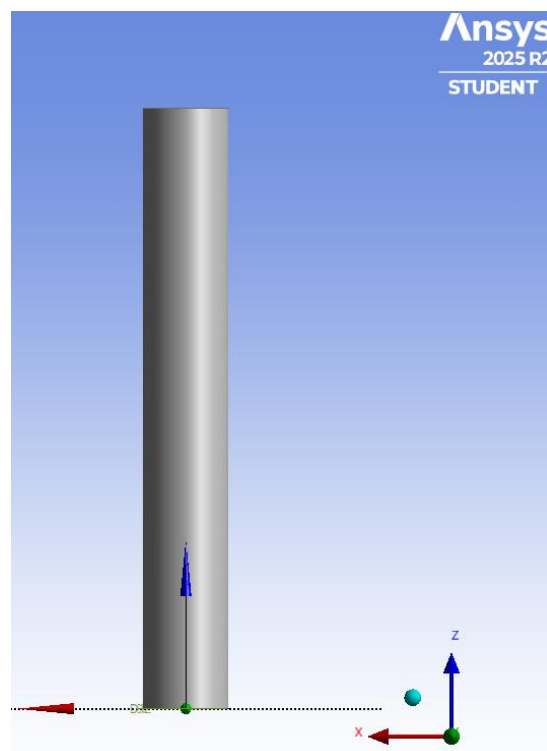


Figura 16. Sección altura ANSYS

4.3 CONFIGURACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO

Para el modelamiento numérico se trabajó únicamente la superficie media (Surface Body) creada, desactivando el sólido original, para mantener solo la cáscara. A esta geometría, se le asignó el material definido anteriormente en “Engineering Data” con las propiedades del acero estructural ASTM A36. Por último, antes de iniciar la configuración del análisis estático, se generó la malla del modelo con elementos de tamaño de 25 mm.

En la configuración del análisis estructural, se modificaron los parámetros del análisis. La simulación se define mediante pasos de carga (Steps), estos se definen según la cantidad de máximos de desplazamientos al cual se somete cada pilote, para el caso del ensayo cíclico sin carga axial, son 47 pasos de carga y para la simulación del ensayo cíclico con carga axial de 50 toneladas, son 50 pasos de carga.

Para capturar correctamente el pandeo, se activó la opción de Grandes Deformaciones (Large Deflection), esta herramienta se utiliza para capturar de forma efectiva la no linealidad geométrica, ya que logra capturar los cambios de rigidez a medida que la estructura se deforma.

Al momento de aplicar las condiciones de borde, los pilotes se simularon con un empotramiento rígido en la base mediante “Fixed Support” restringiendo todos los grados de libertad. Esta condición representa la soldadura a la viga base utilizada en los experimentos previos.

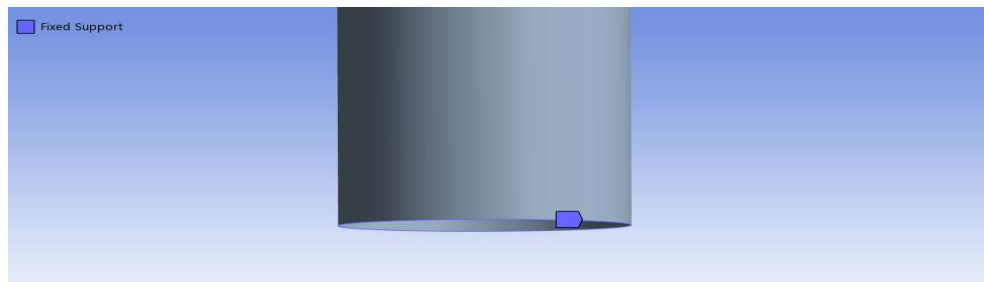


Figura 17. Fixed Support en base del elemento; ANSYS

Respecto a la simulación de cargas laterales, estas se representan mediante desplazamientos controlados en la superficie superior del pilote en dirección del eje X. Los desplazamientos impuestos corresponden a los desplazamientos capturados por los String Pot de cada ensayo. Para simplificar los registros experimentales, se obtuvieron los máximos de desplazamiento de cada ciclo de carga registrado. Los datos de desplazamientos utilizados en cada modelamiento se presentan en la Tabla 8. Peaks de Desplazamiento String Pot; (a) Sin Carga Axial; (b) Con Carga Axial (Anexo).

Por último, para la simulación del ensayo con carga axial de 50 toneladas, se aplicó una fuerza constante en la superficie superior del pilote en dirección Z, la fuerza es aplicada a compresión, por lo que su magnitud corresponde a -50 toneladas, manteniéndose constante durante todo el análisis.

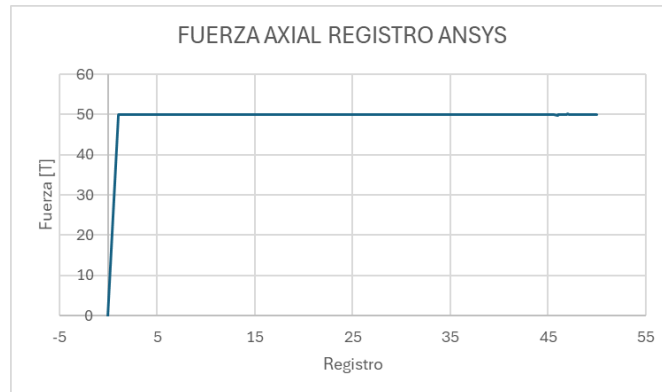


Figura 18. Reacción de la Base en Dirección Z; ANSYS

4.4 IMPLEMENTACIÓN DE IMPERFECCIÓN GEOMÉTRICA

En los modelamientos numéricos, la geometría teórica es perfecta, es decir, carece de irregularidades e imperfecciones. Sin embargo, los elementos estructurales presentan imperfecciones milimétricas producidas por su fabricación, transporte o errores humanos.

La falta de imperfecciones en los modelos numéricos puede provocar la sobreestimación de la capacidad de carga de los elementos, por lo que, para lograr capturar un comportamiento similar a los ensayos experimentales y a la realidad, es necesario aplicar imperfecciones geométricas que rompan con la simetría y logren inducir el modo de falla que se espera.

En el presente estudio, se optó por implementar una perturbación radial directa en la zona donde se espera que se produzca el pandeo local observado en los ensayos. Para lograr una simulación correcta del pandeo J.M. Rotter & J.G. Teng (2004) plantean que no es necesario aplicar una gran perturbación en la geometría del pilote, basta con aplicar una pequeña imperfección cuya magnitud puede ser basada en resultados experimentales existentes.

Para alcanzar tal imperfección, se realizó una calibración iterativa en ANSYS comparando directamente con los resultados experimentales obtenidos por Álvaro Pezos (2020). Para los casos en estudio, se determinó que una deformación local cercana a 0,02 mm es suficiente para generar el tipo de falla esperado, este valor tiene una relación con el espesor de la pared del pilote equivalente a $t/500$.

Tal magnitud se alcanza cuando se aplica una fuerza constante de 130 kN alrededor de la zona donde se espera el pandeo, es decir, cercano a los 50mm de altura desde la base. De manera complementaria, se verifica que la aplicación de esta fuerza para generar la imperfección inicial no provoque fluencia temprana del material. Como se observa en la Figura 21, la distribución de esfuerzos muestra un valor máximo de 44 MPa en las zonas cercanas a la aplicación de la fuerza, lo cual representa solo un 18% del esfuerzo de fluencia nominal del acero ASTM A36. Con esto se verifica que el material permanece dentro del rango elástico, asegurando que la imperfección geométrica no produce fluencia en el material previo al inicio de las solicitaciones cíclicas.

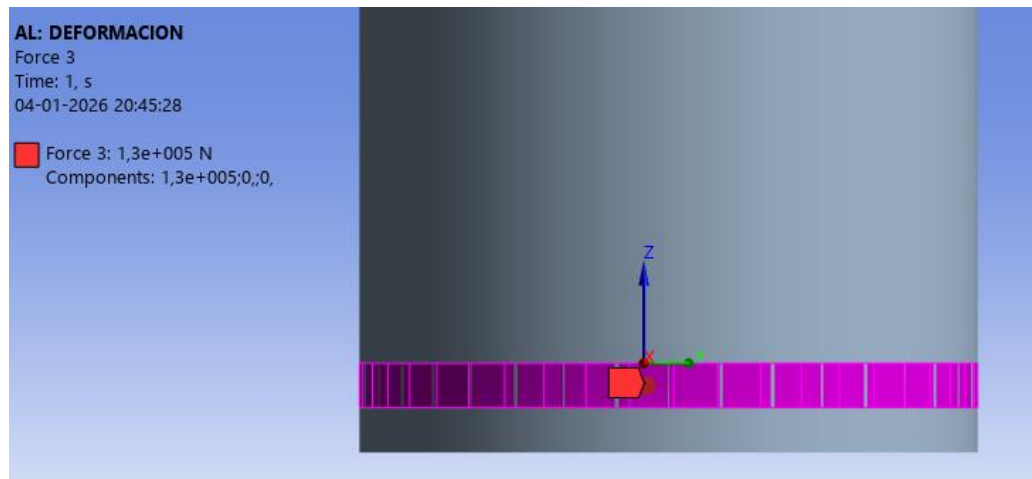


Figura 19.Fuerza Imperfección Inicial

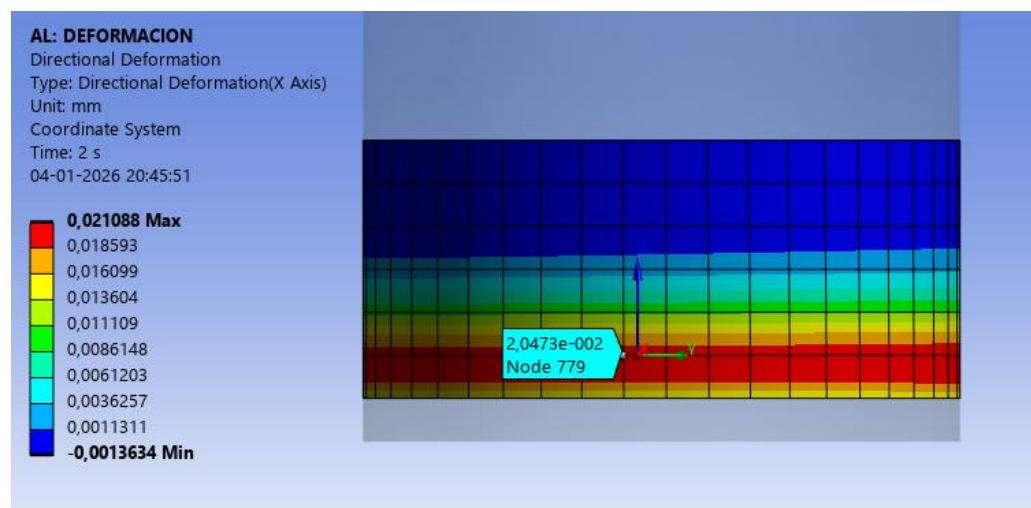


Figura 20. Deformación Producida por Imperfección Inicial

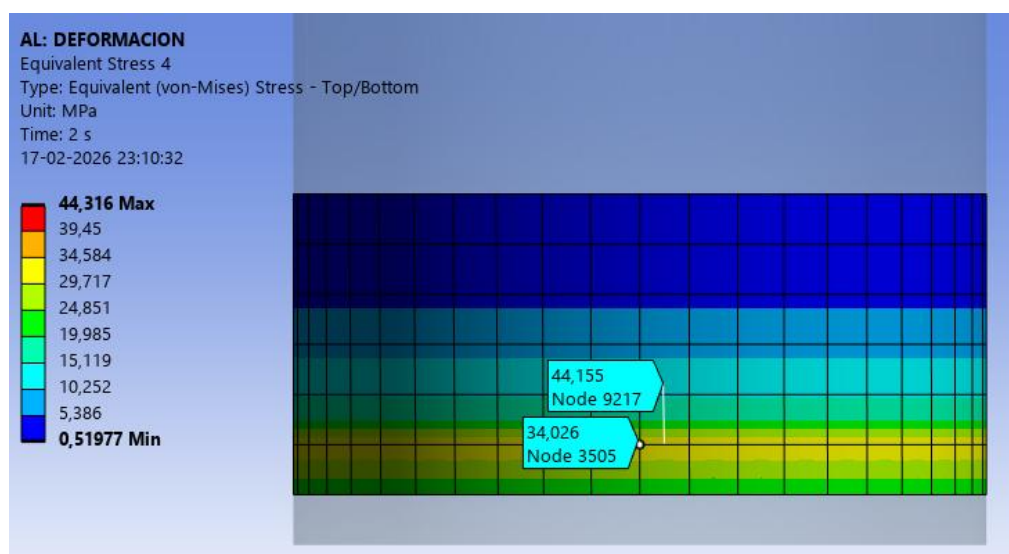


Figura 21. Esfuerzos (Von Misses) Producidos por Imperfección Inicial

5 RESULTADOS DE LOS MODELOS NUMÉRICOS

En este capítulo se muestran y analizan los resultados obtenidos a través de la modelación numérica realizada en el software ANSYS, comparándolos con la respuesta experimental documentada por Álvaro Pezos (2020). La investigación se enfoca en evaluar la capacidad de los modelos numéricos para replicar el comportamiento no lineal, la degradación de la capacidad de resistencia y modos de falla de los pilotes tubulares bajo solicitaciones cíclicas.

Es de importancia destacar que los modelos numéricos implementados para replicar ambos casos experimentales no son producto de una calibración individual ni forzada, más bien son nominalmente idénticos, manteniendo la misma geometría, propiedades del acero, discretización de la malla, condiciones de borde e imperfección inicial en ambos modelos, la única diferencia es la carga axial aplicada.

5.1 RESPUESTA HISTERÉTICA

La validación principal del modelo se realiza mediante la superposición de las curvas de histéresis. Estas curvas relacionan el desplazamiento medido en los String Pot (mismos desplazamientos experimentales y en ANSYS) versus el corte basal del elemento, comparando los datos obtenidos del estudio experimental de Álvaro Pezos (2020) con los resultados obtenidos en la modelación numérica realizada en ANSYS.

5.1.1 Ensayo cíclico con carga axial nula

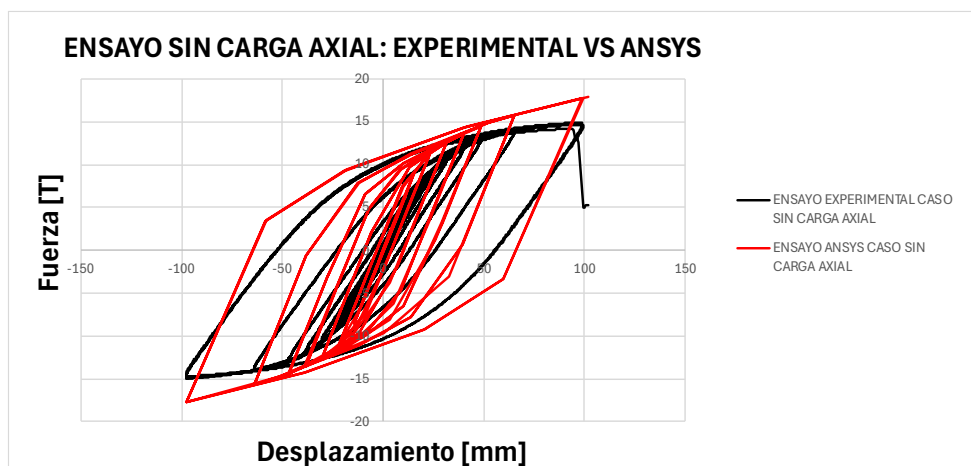


Figura 22. Superposición Curvas Histéresis; Caso Sin Carga Axial

La Figura 22 presenta la superposición de los resultados obtenidos en el caso sin carga axial. Se observan algunas diferencias que son atribuibles a la idealización del modelo de elementos finitos frente a las condiciones de montaje real del pilote. Particularmente, en el ensayo, el pilote se encontraba soldado a una placa base, la que a su vez estaba apernada a una viga de carga. Estos dos componentes no se simularon explícitamente en el modelo, por lo que puede que exista cierta flexibilidad adicional en el ensayo experimental que induce la diferencia con el modelo, especialmente en términos de rigidez. La inclusión de estos componentes en la simulación queda fuera del alcance de este trabajo, pero sería conveniente ser abordado en el futuro.

En la Tabla 4, se detallan los valores máximos alcanzados en el modelo para cada rango de desplazamiento. Destacan los valores máximos de 17,8 toneladas para un desplazamiento de 99,25 mm y -17,7 toneladas para un desplazamiento de -97,8. Al contrastar estos valores con la respuesta experimental, se observa que el modelo experimental tiende a sobreestimar las cargas máximas en un 20% aproximadamente.

Tabla 4 Valores Máximos por Rango de Desplazamiento, Ensayo Sin Carga Axial ANSYS

	ANSYS			
	POSITIVO		NEGATIVO	
	mm	T	mm	T
0,25Dy	8,02	4,70	-6,61	-3,87
0,5Dy	15,82	9,19	-14,43	-8,49
0,75Dy	23,66	11,47	-22,42	-11,26
Dy	31,61	12,64	-30,45	-12,50
1,25Dy	39,99	13,64	-38,54	-13,49
1,5Dy	48,42	14,47	-46,95	-14,34
2Dy	65,25	15,83	-64,00	-15,74
3Dy	99,25	17,81	-97,81	-17,74

Pese a la discrepancia existente en la rigidez inicial, el modelo numérico logra capturar de manera razonable el inicio de la fluencia del acero y la forma de la curva de histéresis, incluyendo la degradación de la rigidez. Esto demuestra una buena similitud con el comportamiento real esperado para cada ciclo de desplazamiento, validando la estrategia de modelado para los rangos no lineales.

5.1.2 Ensayo cíclico con carga axial 50 toneladas

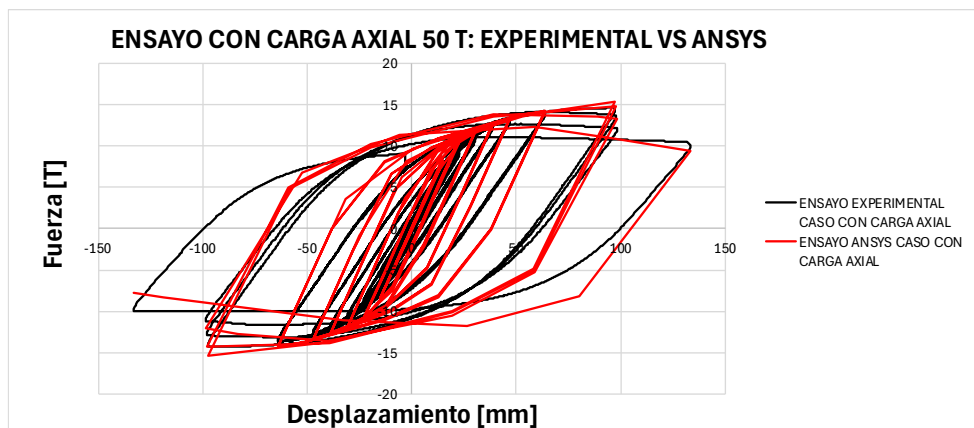


Figura 23. Superposición Curvas Histéresis; Caso Con Carga Axial

La Figura 23 presenta la superposición de los resultados obtenidos en el ensayo con carga axial constante de 50 toneladas. Al igual que el caso anterior, se observan algunas diferencias previo a la fluencia, entre la respuesta numérica y la respuesta experimental atribuibles a la idealización del modelo de elementos finitos frente a las condiciones de montaje reales del pilote, no obstante, el modelo logra capturar la física global esperada bajo el comportamiento cíclico con carga axial.

En la Tabla 5 se muestran los valores máximos para cada rango de desplazamiento. Destacan valores máximos de 15,35 toneladas para un desplazamiento de 97,32 mm y -15,39 toneladas para un desplazamiento de -97,73 mm, Estos resultados presentan una diferencia aproximada de un 20% con respecto a las obtenidas experimentalmente por Álvaro Pezos (2020).

Tabla 5 Valores Máximos por Rango de Desplazamiento, Ensayo Con Carga Axial ANSYS

	ANSYS			
	POSITIVO		NEGATIVO	
	mm	T	mm	T
0,25Dy	7,26	4,09	-7,55	-4,25
0,5Dy	14,77	8,36	-15,30	-8,52
0,75Dy	22,49	10,79	-22,76	-10,81
Dy	30,28	11,81	-30,77	-11,86
1,25Dy	38,44	12,64	-38,83	-12,66
1,5Dy	46,84	13,32	-47,14	-13,34
2Dy	63,55	14,34	-63,95	-14,36
3Dy	97,33	15,35	-97,73	-15,39
4Dy	133,47	9,44	-133,32	-7,77

Por otro lado, es importante analizar el comportamiento del modelo en los ciclos finales. Se obtuvieron resultados de cargas últimas de 9,44 toneladas para un desplazamiento de 133,47 mm y -7,77 toneladas para un desplazamiento de -133,32 mm. En este punto de la curva, la diferencia con los datos experimentales es de un 4% aproximadamente, indicando una alta fidelidad del modelo numérico para representar el comportamiento post-pandeo.

De forma similar a lo observado en el caso sin carga axial, el modelo numérico tiende a sobreestimar la capacidad de carga máxima respecto a lo obtenido experimentalmente. En este caso también se puede atribuir a la idealización del programa en el empotramiento perfecto del pilote que no incorpora la flexibilidad real que puede generarse en una soldadura.

Por lo tanto, a pesar de existir una sobrestimación inicial, el modelo numérico logra capturar de manera muy precisa los resultados en los últimos ciclos, los cuales llegan a errores de solo el 4%, validando la capacidad del modelo para simular la respuesta estructural bajo solicitaciones cíclicas en rangos no lineales.

5.2 DEGRADACIÓN DE RESISTENCIA

A diferencia de las curvas de histéresis que muestran la respuesta instantánea, el análisis de la degradación de resistencia permite evaluar la estabilidad de la envolvente de carga, lo que es fundamental para entender la pérdida de capacidad de resistencia del pilote bajo deformaciones cíclicas. Este fenómeno se evalúa de dos formas: mediante la normalización entre la carga máxima alcanzada en cada ciclo y la carga de fluencia obtenida mediante la curva bilineal y mediante la normalización entre la carga máxima alcanzada en cada ciclo y la carga máxima de todo el modelamiento. Estos tipos de análisis permiten dejar de lado la rigidez inicial y permite cuantificar el daño acumulado del pilote.

5.2.1 Ensayo cíclico con carga axial nula

En el ensayo sin carga axial, el análisis de la curva normalizada refleja una respuesta estructural estable y con capacidad de endurecimiento. Pese a que el modelo numérico tiende a sobreestimar la capacidad de carga absoluta en un 20% respecto a lo obtenido experimentalmente, la tendencia de la curva normalizada del modelo permite observar una estrecha correlación con la evidencia experimental.

Como se observa en la Figura 24, en cada incremento de desplazamiento lateral, tras alcanzar la fluencia, la carga normalizada es mayor a la unidad, evidenciando lo que se puede atribuir a

un endurecimiento por deformación del acero. Para este caso, el modelo numérico llega a valores cercanos al 1,4 lo que demuestra que el pilote es capaz de soportar un 40% de carga adicional mientras que los datos experimentales son cercanos al 1,2, además, este modelo logra capturar con éxito la ausencia de degradación, demostrando que, sin la presencia de carga axial, la sección tubular no presenta inestabilidades locales que disminuyan su resistencia.

Es importante volver destacar que el registro experimental documentado por Pezos (2020) para el ensayo cíclico sin carga axial, finalizó de forma anticipada a lo esperado por una fractura en la soldadura de la base, justo al instante donde comenzaba a visualizarse el pandeo local, provocando la interrupción en la toma de datos y pérdida en los registros de desplazamiento de los String Pots. Debido a que no existen más antecedentes experimentales ni datos para desplazamientos mayores, la modelación numérica se restringe a este mismo límite.

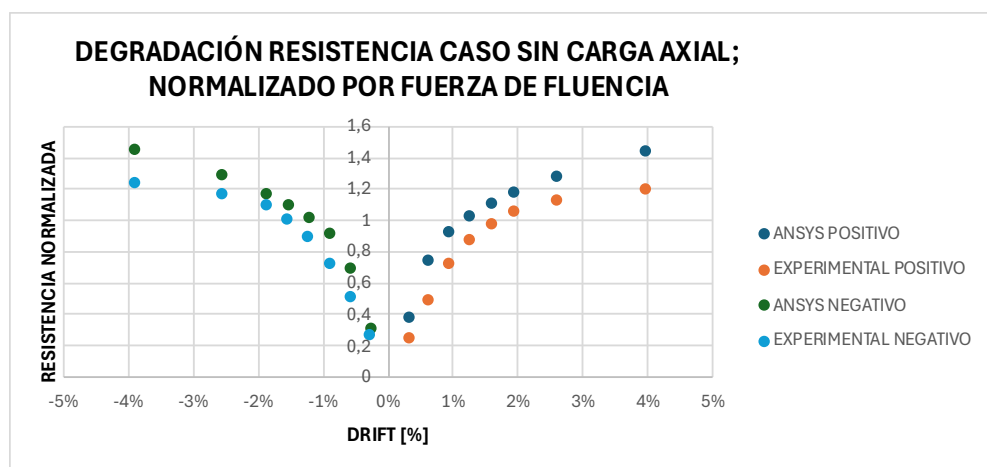


Figura 24. Degradación de Resistencia Normalizada Por Fuerza de Fluencia; Comparación Sin Carga Axial

Adicionalmente, en la Figura 25 se presentan los resultados obtenidos al normalizar por la fuerza máxima registrada en cada ciclo de carga. De estos resultados se observa que los valores se mantienen ascendentes hasta llegar a 1, sin mostrar disminución posterior, lo que permite concluir que el pilote en este caso se mantiene estable ya que no alcanza a manifestar una degradación de resistencia antes de la falla externa en la soldadura base.

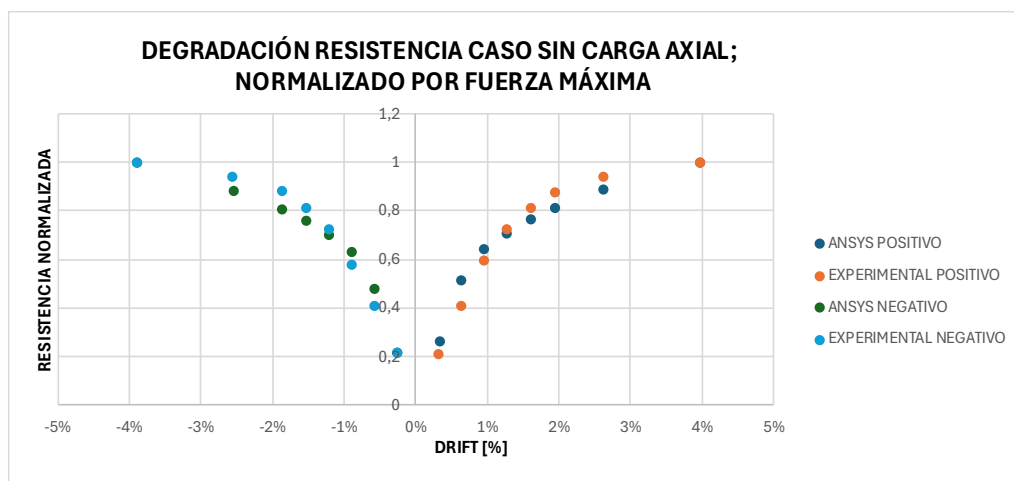


Figura 25. Degradación de Resistencia Normalizada por Fuerza Máxima; Comparación Sin Carga Axial

5.2.2 Ensayo cíclico con carga axial 50 toneladas

Para el caso del con carga axial, la existencia de la carga de 50 toneladas cambia drásticamente el comportamiento de la sección tubular, donde la degradación de la resistencia es mucho más notoria. Cómo es posible evidenciar en la curva de histéresis de la Figura 23, se observa una degradación de resistencia de 15,35 toneladas para un desplazamiento de 97,32 mm a 9,44 toneladas para un desplazamiento de 133,47 mm y de -15,39 toneladas para un desplazamiento de -97,73 mm a -7,77 toneladas para un desplazamiento de -133,32 mm.

Al normalizar los valores tanto por la fuerza de fluencia como por la fuerza máxima, se evidencia una pérdida significativa en la capacidad lateral del elemento, esto se asocia a la aparición de pandeo local, lo cual provoca una reducción en la estabilidad del pilote a medida que aumentan los desplazamientos.

En el gráfico normalizado por la carga de fluencia presentado en la Figura 26, se observa que ANSYS alcanza una capacidad máxima aproximada a 1,3 para el drift positivo del 4% y de 1,2 en sentido negativo para el mismo nivel de desplazamiento, pasado este punto, la resistencia cae significativamente en ambos sentidos, alcanzando valores cercanos al 0,8 en sentido positivo y 0,6 en sentido negativo al llegar a un drift cercano al 5%. Por su lado, el caso experimental llega a valores máximos cercanos a 1,1 y 1,2 en sentido positivo y negativo respectivamente, luego cae hasta llegar a valores cercanos a 0,8 para el caso positivo y 0,7 en el caso negativo.

Respecto al gráfico normalizado por fuerza máxima presentado en la Figura 27, se observa que el modelo tras alcanzar su máximo en el drift cercano a 4%, se degrada hasta a llegar a valores cercanos a 0,6 en sentido positivo y 0,5 en sentido negativo, quedando por debajo de los registros experimentales, lo que se puede atribuir a una degradación más rápida por parte del modelo numérico.

Nuevamente, es relevante destacar que la precisión entre el modelo numérico y el experimental, para la última carga registrada es de solo un 4% de diferencia. Este resultado valida no solo las resistencias obtenidas en la etapa de post-fluencia, sino que también la capacidad del modelo para capturar la física compleja que logra desencadenar la degradación de resistencia observada en los ensayos experimentales.

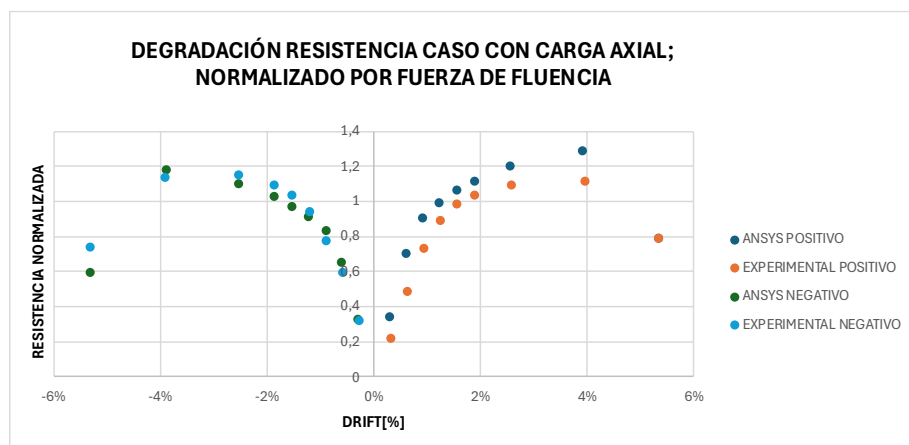


Figura 26. Degradación de Resistencia Normalizada por Fuerza de Fluencia; Comparación Con Carga Axial

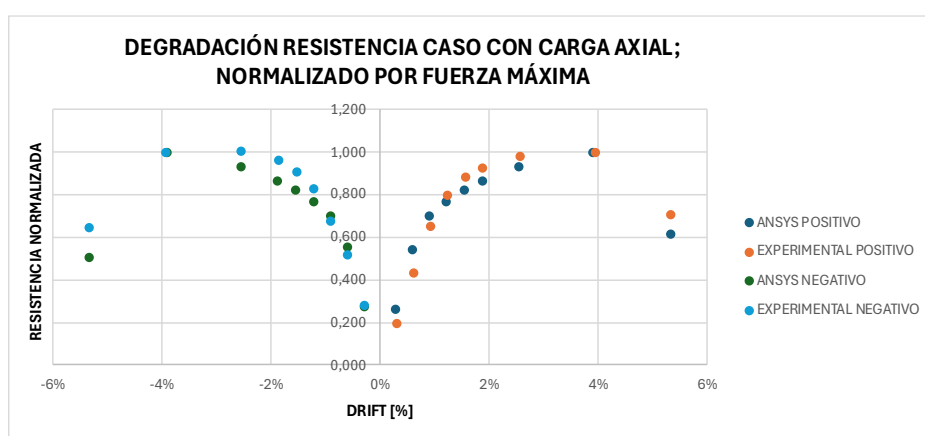


Figura 27. Degradación de Resistencia Normalizada por Fuerza Máxima; Comparación Con Carga Axial

5.3 DEGRADACIÓN DE RIGIDEZ

La degradación de rigidez es un indicador importante para evaluar el daño estructural a medida que aumentan los rangos de desplazamiento. Para este análisis se calcula la rigidez secante en cada ciclo, definida como carga axial máxima del ciclo dividido en el desplazamiento máximo alcanzado en dicho ciclo y se calcula la rigidez tangente, la cual busca reconocer que tan capaz es ANSYS de simular la física del pilote.

Con el fin de validar los modelos numéricos desarrollados en ANSYS frente a la evidencia física obtenida experimentalmente, los resultados en ambos casos se presentan de forma normalizada respecto a la rigidez registrada en el primer ciclo de carga, esto permite dejar de lado el efecto de la rigidez inicial y centrar los resultados de estudio en la capacidad de la simulación numérica para capturar la degradación de estabilidad de los pilotes.

5.3.1 Ensayo cíclico con carga axial nula

En el ensayo sin carga axial, la degradación de rigidez comienza cuando el pilote supera su límite elástico. Al analizar valores absolutos, la rigidez secante de la modelación en ANSYS es mayor en aproximadamente un 50% en comparación con la obtenida experimentalmente. Esta sobreestimación de la rigidez se puede atribuir a la idealización del programa en sus conexiones, la cual asume una base rígida ideal.

Tabla 6. Comparación Valores Máximos de Rigidez por Rango de Desplazamiento; Ensayo Sin Carga Axial ANSYS

RIGIDEZ SENTIDO POSITIVO				RIGIDEZ SENTIDO NEGATIVO			
DRIFT %	Ky ANSYS [N/m]	Ky EXPERIMENTAL [N/m]	ERROR %	DRIFT %	Ky ANSYS [N/m]	Ky EXPERIMENTAL [N/m]	ERROR %
0,32%	0,59	0,39	51%	-0,26%	0,59	0,47	24%
0,63%	0,58	0,38	51%	-0,58%	0,59	0,41	43%
0,95%	0,48	0,37	30%	-0,90%	0,50	0,38	33%
1,26%	0,40	0,34	18%	-1,22%	0,41	0,35	19%
1,60%	0,34	0,30	14%	-1,54%	0,35	0,31	14%
1,94%	0,30	0,27	12%	-1,88%	0,31	0,28	11%
2,61%	0,24	0,21	14%	-2,56%	0,25	0,22	14%
3,97%	0,18	0,15	21%	-3,91%	0,18	0,15	21%

A pesar de la diferencia inicial en los valores de rigidez secante entre el modelo y lo experimental, los resultados normalizados muestran que, en sentido positivo de desplazamiento, el modelo en ANSYS presenta un 69% de degradación en la rigidez, mientras que experimentalmente se tiene un 62% de degradación, por otro lado, en sentido negativo ANSYS presenta un 69% de degradación en su rigidez mientras que experimentalmente se tiene un 68% de degradación.

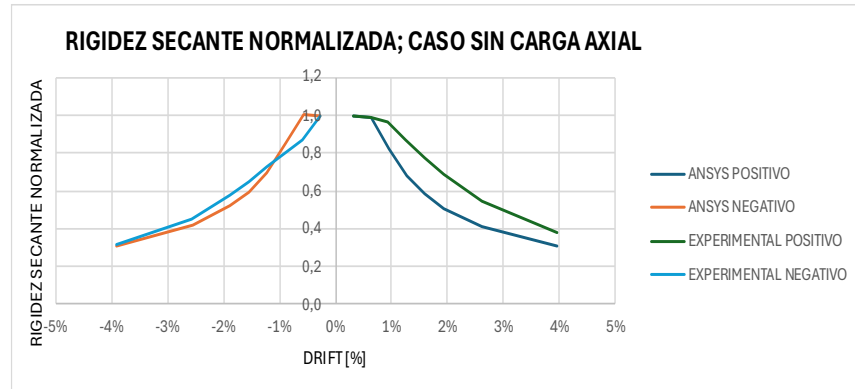


Figura 28. Comparación Rigidez Secante Normalizada; Sin Carga Axial

Estas cifras demuestran que, pese a que el modelo numérico es más rígido, este es capaz de reproducir una correcta degradación de rigidez secante frente a cargas cíclicas, además, como se observa en la Figura 28, la pendiente de la curva de degradación logra ajustarse con éxito a la experimental, lo que confirma que el modelo de alta fidelidad logra replicar de manera correcta la degradación esperada y la pérdida de rigidez secante frente a los incrementos de desplazamiento.

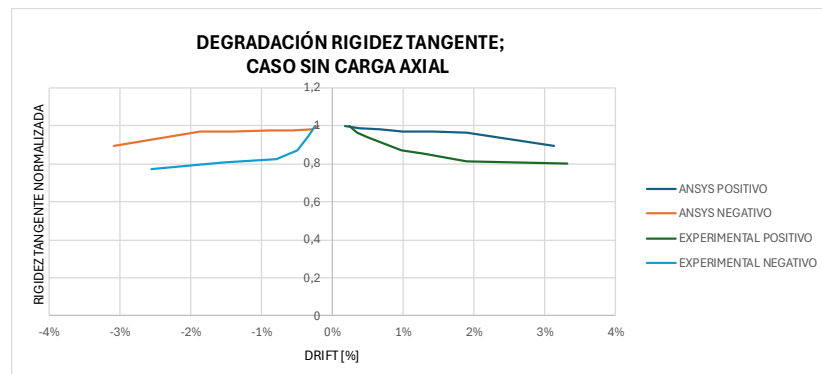


Figura 29. Comparación Rigidez Tangente Normalizada; Sin Carga Axial

Por otro lado, en la Figura 29 se evidencia que existe una diferencia entre la respuesta numérica y la experimental, la cual se puede atribuir a la idealización del modelo numérico en el rango

lineal, manteniendo la rigidez inicial por más tiempo que lo obtenido experimentalmente, pero una vez que se alcanza la fluencia, ANSYS captura de forma más sensible y conservadora el inicio del pandeo, resultando en una degradación de rigidez tangente más acelerada que la física real.

5.3.2 Ensayo cíclico con carga axial 50 toneladas

En el ensayo con carga axial, la degradación de rigidez es mucho más severa y rápida comparada con la obtenida en el caso sin carga axial. Este comportamiento de la rigidez va directamente ligado a la interacción del pilote y la inestabilidad geométrica inducida por la carga axial constante de 50 toneladas.

Tabla 7. Comparación Valores Máximos de Rigidez por Rango de Desplazamiento; Ensayo Con Carga Axial ANSYS

RIGIDEZ SENTIDO POSITIVO				RIGIDEZ SENTIDO NEGATIVO			
DRIFT %	Ky ANSYS [N/m]	Ky EXPERIMENTAL [N/m]	ERROR %	DRIFT %	Ky ANSYS [N/m]	Ky EXPERIMENTAL [N/m]	ERROR %
0,29%	0,56	0,34	67%	-0,30%	0,56	0,50	13%
0,59%	0,57	0,36	56%	-0,61%	0,56	0,45	24%
0,90%	0,48	0,37	31%	-0,91%	0,48	0,39	23%
1,21%	0,39	0,33	18%	-1,23%	0,39	0,35	11%
1,54%	0,33	0,29	14%	-1,55%	0,33	0,30	8%
1,87%	0,28	0,25	13%	-1,89%	0,28	0,26	7%
2,54%	0,23	0,20	15%	-2,56%	0,22	0,20	10%
3,89%	0,16	0,13	22%	-3,91%	0,16	0,13	21%
5,34%	0,07	0,07	4%	-5,33%	0,06	0,06	7%

Como se observa en la Tabla 7, al igual que el caso anterior, la rigidez inicial en ANSYS es mayor a la obtenida de forma experimental, además se observan discrepancias asimétricas entre el modelo numérico y el experimental. Al analizar la rigidez secante inicial en sentido positivo, ANSYS presenta un error del 67% mientras que, en sentido negativo, el error se reduce a 13%. Al igual que las discrepancias en el modelo anterior, estas se pueden atribuir a la idealización del programa en sus conexiones, la cual asume una base rígida ideal.

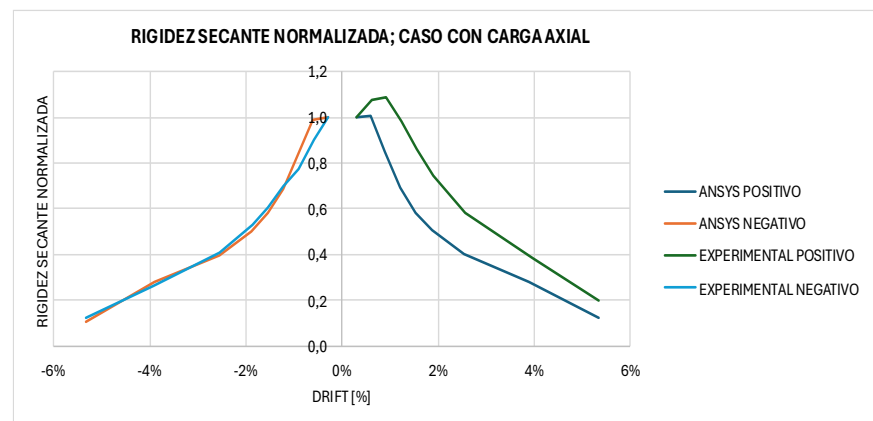


Figura 30. Comparación Rigidez Secante Normalizada; Con Carga Axial

A partir de la observación de los resultados obtenidos en la Figura 30, se puede comentar que, la curva experimental positiva presenta un incremento inicial por sobre la unidad, atribuible a problemas leves en las conexiones de montaje experimental, lo cual justifica las discrepancias asimétricas reportadas en la Tabla 7. Una vez se estabiliza el pilote experimental, la curva experimental tiende hacia la degradación esperada. Luego de alcanzar los valores de resistencia máximos, la rigidez tanto del modelo como la experimental, tienden a una degradación acelerada, coincidiendo con la aparición del pandeo en la zona cercana a la base del pilote, lo cual es capturado de forma exitosa por el modelo numérico replicado en ANSYS. La degradación de la rigidez final comparada con la rigidez inicial es de un 90% en el modelo versus un 87% experimentalmente. Otra observación, es que, pese a los grandes errores existentes en la rigidez inicial, la comparación de rigidez final obtenida en ANSYS con la

experimental tiene un error de tan solo un 4%, demostrando que el modelo numérico logra corregir la sobreestimación inicial existente, validando el comportamiento de la simulación frente a la no linealidad geométrica y la no linealidad del material.

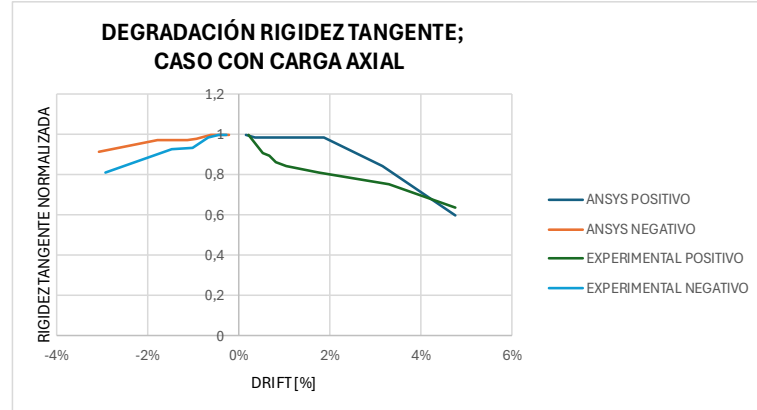


Figura 31. Comparación Rigidez Tangente Normalizada; Con Carga Axial

Para este caso, la comparación de rigidez tangente que se presenta en la Figura 31, muestra diferencias entre los resultados experimentales y numéricos, que al igual que el caso sin carga axial, estas diferencias se pueden atribuir a la idealización del modelo numérico, es por eso que se observa que las curvas experimentales tienden a degradarse antes que el modelo numérico, por otro lado, cuando el modelo numérico captura la fluencia, la rigidez tangente tiende a degradarse de manera más acelerada que el ensayo experimental, demostrando tener un comportamiento más conservador en etapas post-fluencia, ya que predice una inestabilidad más severa.

En resumen, los datos obtenidos en ambos modelos confirman que, pese a que el modelo numérico sea más rígido al inicio debido a la idealización del software, este logra describir con precisión la degradación de rigidez secante del pilote una vez que este se encuentra en su rango no lineal y demostrando su capacidad de localizar el inicio de la inestabilidad de la estructura mediante la degradación de rigidez tangente, validando que ANSYS logra predecir el comportamiento de la estructura dañada frente a cargas cíclicas.

5.4 MODO DE FALLA Y CUANTIFICACIÓN DEL PANDEO

El análisis del modo de falla de los pilotes tubulares modelados en ANSYS y su comparación con los resultados experimentales, es crucial para la validación del modelo numérico y demostrar una correcta simulación en el comportamiento estructural bajo cargas cíclicas. Tanto los resultados experimentales obtenidos por Álvaro Pezos (2020) como los modelos de elementos finitos de alta fidelidad implementados en el software ANSYS evidencian que el principal modo de falla de los pilotes tubulares frente a cargas cíclicas es pandeo local cercano a la base del pilote.

Los resultados de los ensayos experimentales realizados por Álvaro Pezos (2020) muestran que el modo de falla predominante en los especímenes en estudio corresponde al pandeo local en la zona basal del pilote, asociado a las grandes deformaciones a compresión generadas por cargas cíclicas aplicadas en la parte superior de la estructura. El fenómeno del pandeo se observa de manera progresiva, iniciando en los primeros ciclos de mayor amplitud y evolucionando hasta la pérdida significativa de capacidad resistente del pilote.

Por otro lado, los modelos de elementos finitos desarrollados en ANSYS permiten identificar de manera explícita los modos de falla locales relacionados a la respuesta cíclica de los pilotes tubulares. En ambos casos estudiados, con y sin carga axial, el mecanismo de falla predominante corresponde al pandeo local en la pared del pilote tubular en la zona basal, lo cual coincide con lo observado experimentalmente.

Hay que recordar que, con el fin de inducir una inestabilidad local inicial, a ambos modelos numéricos se le incorpora una imperfección geométrica radial de 0,02 mm, aplicada en la zona donde se esperaba la aparición del pandeo. Esta imperfección es despreciable frente a las deformaciones finales alcanzadas, pero es fundamental para inducir la localización donde se va a producir el pandeo y permitir un correcto desarrollo consistente con el comportamiento experimental.

5.4.1 Modo de falla experimental vs modelo numérico, caso sin carga axial

En el ensayo con carga axial nula, se observa un pandeo de baja magnitud y asimétrico, ya que este solo se produce en uno de los lados del pilote, tal como se aprecia en el registro fotográfico correspondiente a la Figura 32. La evidencia fotográfica presentada por Pezos (2020) confirma la presencia de pandeo local, sin embargo, debido a poca información disponible y la limitada vista de la captura fotográfica, no es posible cuantificar con precisión la magnitud de la deformación radial máxima a partir de la imagen disponible.

Para el caso numérico, en etapas iniciales se tiene un comportamiento donde las deformaciones radiales son despreciables. A medida que aumentan los desplazamientos impuestos y se supera el límite elástico del acero, se comienzan a observar pequeñas deformaciones. Como se puede apreciar en la Figura 33, en este caso se presenta un pandeo leve y asimétrico en una de sus caras, alcanzando deformaciones radiales del orden de 2,4 mm, valor consistente con lo observado en el ensayo experimental.



Figura 32. Registro fotográfico Memoria Alvaro Pezos Ensayo cíclico carga axial nula

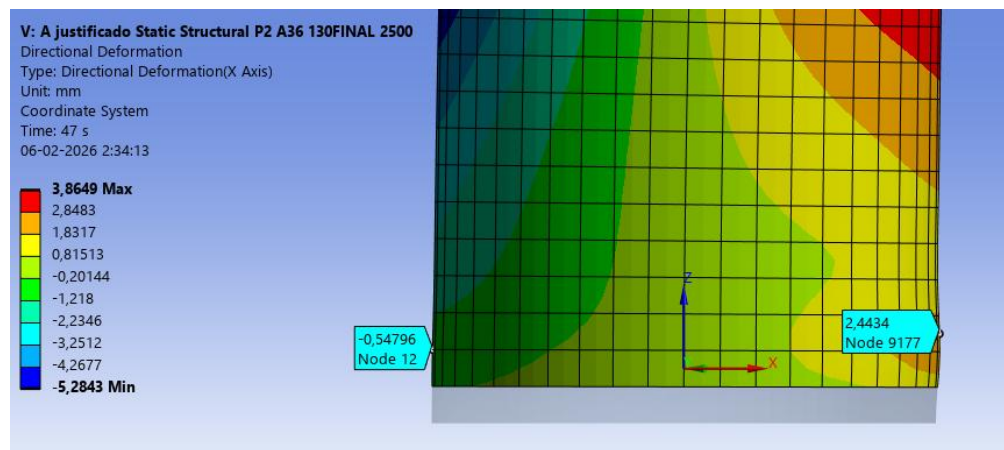


Figura 33. Deformación Radial Última; Sin Carga Axial

Desde un punto de vista cualitativo, el comportamiento observado en el ensayo experimental con carga axial nula muestra un pandeo local en una de sus caras de baja amplitud, coherente con el nivel de demanda alcanzado durante el estudio. El modelo numérico equivalente reproduce de manera similar el comportamiento, mostrando deformaciones radiales de baja magnitud y de forma asimétrica en la zona cercana a la base, lo que confirma de manera cualitativa su capacidad de capturar el inicio del pandeo local bajo sollicitaciones moderadas.

La comparación cuantitativa para este caso se ve limitada debido a la fractura temprana del pilote en la zona de la soldadura de la base, lo cual ocurre en el mismo ciclo en donde se manifiesta el pandeo local. Esta falla frena la evolución completa del daño y limita la disponibilidad de información experimental para estimar de manera correcta la amplitud del pandeo. En consecuencia, la validación del modelo numérico se basa principalmente en la concordancia cualitativa del modo de falla y como este logra observarse justo en los últimos ciclos de desplazamiento al igual que el experimental y no en una comparación directa de magnitudes.

5.4.2 Modo de falla experimental vs modelo numérico, caso con carga axial

En el ensayo experimental con carga axial de 50 toneladas, el pandeo local se desarrolla de forma más pronunciada y de forma aproximadamente simétrica, según el registro fotográfico de

la Figura 34, donde se observa un pandeo pronunciado en la zona basal del pilote. Al igual que el ensayo anterior, no existe una medición directa de la deformación total del pandeo, por lo que la cuantificación de este ensayo se realiza de manera aproximada mediante un análisis visual basado en los registros fotográficos, implementando en Excel una proporcionalidad geométrica usando el diámetro exterior del pilote como referencia. Con la Figura 34 reportada en la investigación de Pezos (2020), se logra definir un diámetro total deformado aproximado de 397,9 mm, es decir una deformación radial total de 42,3 mm, al ser visualmente simétrico el pandeo, se divide en dos este resultado, obteniendo un valor aproximado de amplitud radial de 21 mm para el pandeo local.

Por otro lado, el modelo numérico con carga axial logra evolucionar a pandeos muy desarrollados y marcados, logrando observarse deformaciones radiales de mayor magnitud y una distribución aproximadamente simétrica en toda la circunferencia del pilote. Como se muestra en la Figura 35, el modelo numérico alcanza un valor máximo de deformación radial de 20,8 mm, reproduciendo adecuadamente el comportamiento observado en los ensayos experimentales con carga axial.



Figura 34. Registro fotográfico Memoria Alvaro Pezos Ensayo cíclico carga axial 50 toneladas

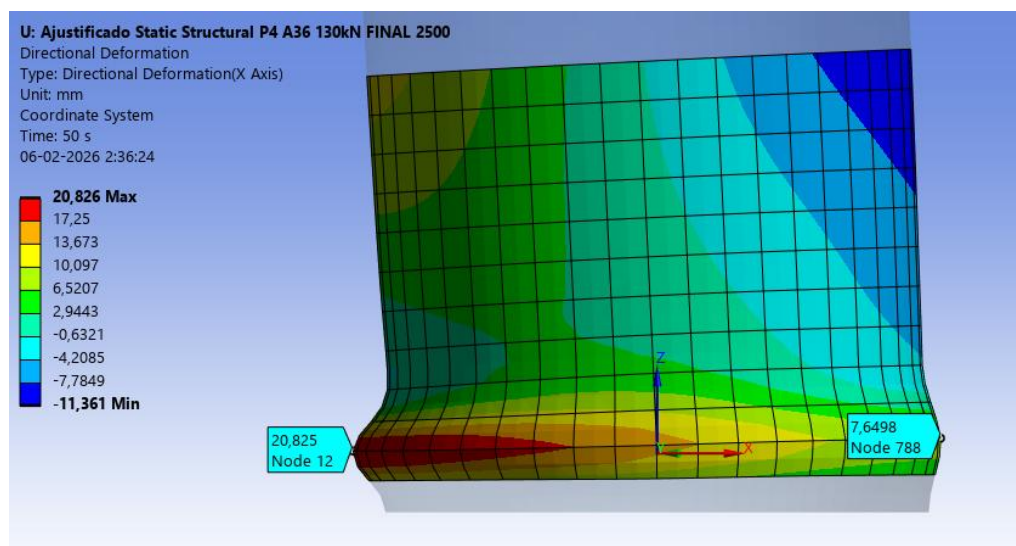


Figura 35. Deformación Radial Última; Con Carga Axial

En resumen, el ensayo experimental muestra un pandeo simétrico y de mayor amplitud alrededor de toda la zona basal del pilote. En este caso, si es posible realizar una cuantificación del pandeo a partir de los registros fotográficos entregados en la investigación de Pezos (2020) mediante un análisis proporcional utilizando como referencia el diámetro exterior conocido del pilote, donde se estima una amplitud radial aproximada de 21 mm. El modelo numérico, logra reproducir de manera similar este comportamiento, mostrando un pandeo local desarrollado en la misma zona del pilote donde se produce el pandeo en el ensayo experimental y alcanzando deformaciones radiales finales del orden de 20,8 mm. La diferencia relativa porcentual entre ambos resultados es cercana al 1%, lo que resulta ser muy satisfactorio considerando la ausencia de datos exactos y la naturaleza no lineal, tanto geométrica como material del elemento estudiado.

La similitud observada entre los resultados experimentales y numéricos, tanto cualitativos como cuantitativos, demuestran que los modelos de elementos finitos de alta fidelidad desarrollados en esta investigación son capaces de representar de manera adecuada el pandeo local como mecanismo de falla dominante en todos los casos. En síntesis, los resultados respaldan que el uso de modelos de elementos finitos son una herramienta confiable para predecir y estimar una respuesta estructural no lineal de pilotes tubulares frente a cargas cíclicas, lo que permite entender de mejor manera el comportamiento estructural.

6 CONCLUSIONES

La presente investigación tuvo por objetivo principal estimar la respuesta estructural de pilotes tubulares de acero utilizados en muelles bajo cargas cíclicas, mediante el desarrollo de modelos de elementos finitos de alta fidelidad y validar dichos modelos a partir de los resultados experimentales desarrollados anteriormente por Álvaro Pezos (2020). En este contexto, la investigación se plantea como una continuidad directa del estudio experimental, abordando interrogantes asociadas a la capacidad de los modelos numéricos para reproducir fenómenos no lineales, como lo es el pandeo local bajo cargas cíclicas, la implementación de imperfecciones geométricas y la degradación de la resistencia estructural.

Los resultados obtenidos permiten concluir que los modelos numéricos desarrollados en ANSYS son capaces de replicar de manera fidedigna el comportamiento cíclico de pilotes tubulares de acero utilizados comúnmente en muelles, tomando en cuenta tanto la no linealidad geométrica como la no linealidad material, permitiendo así predecir con mayor exactitud la respuesta estructural que estos modelos presentan frente a cargas sísmicas. En general, logran capturar de manera adecuada el comportamiento general de las curvas fuerza corte-desplazamiento mediante las curvas de histéresis, la degradación de la resistencia, la degradación de la rigidez y la localización del daño en la zona cercana a la base del pilote, aspectos que en la investigación de Pezos (2020) son identificados, pero no fueron completamente comprobados ni implementados.

En relación con la rigidez estructural, los resultados obtenidos en los modelos numéricos presentan una rigidez inicial, tangente y secante, mayor a la observada experimentalmente, especialmente en los ciclos iniciales en la zona elástica del material. Este comportamiento se puede atribuir a la idealización del empotramiento rígido implementado en ANSYS, no obstante, una vez superado el límite elástico del material, los modelos comienzan a reproducir de manera adecuada la degradación progresiva de la rigidez mostrando una evolución similar a la obtenida experimentalmente, especialmente en los rangos de mayor desplazamiento llegando a un 90% de coincidencia en los resultados finales de degradación de rigidez secante.

Referente a la degradación de resistencia estructural, los modelos numéricos desarrollados en ANSYS logran representar de manera adecuada la capacidad global de la resistencia de los pilotes y posterior degradación frente a las cargas cíclicas, pero sobreestiman la resistencia máxima respecto a la evidencia experimental en ciclos iniciales y finales cercanos a la falla. Para el caso del ensayo con carga axial nula, el modelo numérico alcanza valores de 17,8 toneladas para un desplazamiento de 99,25 mm y -17,70 toneladas para desplazamientos de -97,80 mm, mientras que experimentalmente se alcanzó valores del orden de 14,70 toneladas y -14,64 toneladas, lo que demuestra una sobreestimación cercana al 20%. En el caso con carga axial constante, la sobreestimación también se observa en la resistencia máxima, alcanzando valores de 15,35 toneladas y -15,39 toneladas en ANSYS mientras que experimentalmente se alcanzan 12,74 toneladas y -12,94 toneladas, existiendo también diferencias cercanas al 20% en la resistencia máxima, no obstante, en el rango post fluencia, se logra capturar con alta fidelidad la degradación de resistencia asociada al correcto desarrollo del pandeo local. En este ensayo, los valores experimentales de resistencia, una vez alcanzado su máximo, descienden hasta 9,03 toneladas y -8,33 toneladas, lo que corresponde a una pérdida de resistencia de un 35%. De forma similar, el modelo numérico disminuye desde su máxima resistencia a 9,44 toneladas y -7,77 toneladas respectivamente, reproduciendo la degradación resistente relativamente mayor a lo obtenido experimentalmente. En este último punto, si bien el modelo numérico logra capturar correctamente la existencia y el mecanismo de degradación de resistencia, este tiende a anticipar y aumentar la pérdida de resistencia en los ciclos finales. No obstante, las cargas finales obtenidas en los modelos numéricos discrepan en solo un 4% con las obtenidas experimentalmente, lo que confirma que el modelo logra reproducir de manera razonable la capacidad de degradación de resistencia.

Una de las incógnitas planteadas en el estudio experimental, es la capacidad de la herramienta de elementos finitos, como ANSYS, para reproducir de manera similar el pandeo local observado en los ensayos bajo carga cíclica, ya que este fenómeno está directamente relacionado con la degradación de la rigidez y la resistencia de la estructura de acero. Los resultados de esta memoria responden a esta interrogante, demostrando que, al incorporar imperfecciones geométricas iniciales de pequeña magnitud, junto con la correcta implementación de la curva del acero, es suficiente para inducir de manera realista el correcto desarrollo del pandeo local en las mismas zonas observadas experimentalmente. De esta misma forma, se concluye que efectivamente el mecanismo de falla dominante en pilotes tubulares estudiados, tanto experimentalmente como modelos numéricos, es el pandeo local. Para el caso cíclico con carga axial nula, el modelo numérico captura como resultado final, pandeo local de baja magnitud de manera asimétrica, en solo uno de sus lados cercano a la base del pilote, coherente con la evidencia experimental entregada por Pezos (2020). La validación cuantitativa para este caso se ve limitada por la fractura anticipada del pilote en la zona de la soldadura de la base durante el ensayo experimental, limitando la posibilidad de observar la verdadera capacidad de resistencia y la evolución completa del pandeo.

Por otro lado, para el caso con carga axial constante de 50 toneladas, se logra una validación cualitativa y cuantitativa. El análisis visual de los registros fotográficos reportados por Pezos (2020) permitió estimar una amplitud radial del pandeo del orden de 21 mm, mientras que el modelo numérico alcanzó deformaciones radiales máximas en la zona del pandeo de 20,8 mm. Esta diferencia cerca al 1%, demuestra que el modelo desarrollado en ANSYS además de reproducir visualmente de manera simétrica en la zona cercana a la base el pandeo, es también capaz de estimar con mucha precisión la magnitud del pandeo local, respondiendo directamente una de las dudas planteadas en el trabajo experimental de Pezos (2020).

Para concluir, los modelos numéricos de elementos finitos de alta fidelidad desarrollados en esta investigación demuestran ser una herramienta confiable para la estimación de la respuesta estructural no lineal de pilotes tubulares huecos de acero sometidos a cargas cíclicas, esto se

comprueba al reproducir de manera similar los ensayos experimentales, considerando la rigidez, la resistencia, la degradación progresiva y los modos de falla predominantes.

Sin embargo, los resultados obtenidos deben considerar ciertas limitaciones propias de la investigación, entre estas se encuentra la capacidad computacional disponible, las restricciones asociadas a la licencia de estudiante que ofrece ANSYS, la falta de información detallada de la curva real del acero utilizado experimentalmente y la imposibilidad de introducir la degradación propia del material. Pese a estas limitaciones, los resultados obtenidos, comparados de manera cualitativa y cuantitativa, alcanzan una gran similitud con los obtenidos experimentalmente, validando la estrategia de modelación utilizada y respaldando el uso de elementos finitos como un complemento para estudios experimentales de pilotes tubulares de acero frente a sollicitaciones sísmicas.

7 BIBLIOGRAFÍA

- Álvaro Pezos. (2020). *ESTUDIO EXPERIMENTAL Y ANALÍTICO DE PILOTES TUBULARES DE ACERO UTILIZADOS EN ESTRUCTURAS PORTUARIAS*. UNIVERSIDAD TÉCNICA FEDERICO SANTA MARÍA.
- ANSYS. (2024). *What is Finite Element Analysis (FEA)?* <https://www.ansys.com/simulation-topics/what-is-finite-element-analysis>
- ASCE/COPRI 61-14 Seismic Design of Piers and Wharves, Pub. L. ASCE/COPRI 61-14 (2014).
- Chang, K.-C., Lee, G. C., & Asce, M. (n.d.). *STRAIN RATE EFFECT ON STRUCTURAL STEEL UNDER CYCLIC LOADING*.
- Diseño Sísmico de Estructuras e Instalaciones Industriales, Pub. L. NCh2369.of2003 (2003).
- Fulmer, S. J., Kowalsky, M. J., Nau, J. M., & Hassan, T. (2012). Reversed Cyclic Flexural Behavior of Spiral DSAW and Single Seam ERW Steel Pipe Piles. *Journal of Structural Engineering*, 138(9), 1099–1109. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)st.1943-541x.0000553](https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0000553)
- Guillermo Montero. (2019). *ANÁLISIS Y DETERMINACIÓN DEL FACTOR DE REDUCCIÓN DE RESPUESTA PARA ESTRUCTURAS PORTUARIAS EN CHILE*. UNIVERSIDAD TÉCNICA FEDERICO SANTA MARÍA.
- Harn, R., Ospina, C. E., & Pachakis, D. (2019). Proposed pipe pile strain limits for ASCE 61-19. *Ports 2019: Port Engineering - Papers from Sessions of the 15th Triennial International Conference*, 437–448. <https://doi.org/10.1061/9780784482612.041>
- Hawileh, R. A., Tabatabai, H., Abu-Obeidah, A., Balloni, J., & Rahman, A. (2016). Evaluation of the Low-Cycle Fatigue Life in Seven Steel Bar Types. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 28(5). [https://doi.org/10.1061/\(asce\)mt.1943-5533.0001476](https://doi.org/10.1061/(asce)mt.1943-5533.0001476)
- J.M. Rotter, & J.G. Teng. (2004). *Buckling of Thin Metal Shells*.
- L. M. J. R. Harn R. (2016). *ASCE/COPRI 61-14 Analysis and Detailing: Next Steps*.
- Lopez, Z., & Fatemi, A. (2012). A method of predicting cyclic stress-strain curve from tensile properties for steels. *Materials Science and Engineering: A*, 556, 540–550. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2012.07.024>

Marohnić, T., Basan, R., & Franulović, M. (2017). Evaluation of methods for estimation of cyclic stress-strain parameters from monotonic properties of steels. *Metals*, 7(1).
<https://doi.org/10.3390/met7010017>

NCh2369:2025, Pub. L. NCh2369:2025 (2025).

Nip, K. H., Gardner, L., Davies, C. M., & Elghazouli, A. Y. (2010). *Extremely low cycle fatigue tests on structural carbon steel and stainless steel*.

NORAMBUENA MARDONES, R. E. (2013). *cf-norambuena_rm*. UNIVERSIDAD DE CHILE.

Reinhorn, A. M., & Willford, M. R. (n.d.). *Nonlinear Structural Analysis For Seismic Design A Guide for Practicing Engineers Gregory G. Deierlein*. Retrieved www.curee.org

8 ANEXO

Tabla 8. Peaks de Desplazamiento String Pot; (a) Sin Carga Axial; (b) Con Carga Axial

PEAKS ENSAYO 2	
STRING POT [mm]	
1	7,94
2	-6,59
3	7,96
4	-6,61
5	8,02
6	-14,46
7	15,74
8	-14,43
9	15,80
10	-14,38
11	15,82
12	-22,41
13	23,54
14	-22,42
15	23,54
16	-22,38
17	23,66
18	-30,57
19	31,57
20	-30,50
21	31,61
22	-30,45
23	31,64
24	-38,60
25	39,99
26	-38,58
27	39,92
28	-38,54
29	40,01
30	-46,91
31	48,41
32	-46,96
33	48,42
34	-46,95
35	48,36
36	-63,86
37	65,25
38	-63,92
39	65,09
40	-64,00
41	65,11
42	-97,73
43	98,97
44	-97,74
45	99,25
46	-97,81
47	101,72

(a)

PEAKS ENSAYO 4	
STRING POT [mm]	
1	7,26
2	-7,43
3	7,13
4	-7,51
5	7,13
6	-7,55
7	14,83
8	-15,17
9	14,77
10	-15,25
11	14,67
12	-15,30
13	22,51
14	-22,89
15	22,45
16	-22,89
17	22,49
18	-22,76
19	30,49
20	-30,73
21	30,30
22	-30,70
23	30,28
24	-30,77
25	38,47
26	-38,83
27	38,41
28	-38,86
29	38,44
30	-38,83
31	46,88
32	-47,08
33	46,84
34	-47,11
35	46,84
36	-47,14
37	63,66
38	-63,88
39	63,58
40	-63,88
41	63,55
42	-63,95
43	97,33
44	-97,73
45	97,79
46	-98,24
47	98,32
48	-98,79
49	133,47
50	-133,32

(b)