



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE  
ESCUELA DE INGENIERIA

# **CANALONES DALLA COMO SISTEMA ARRIOSTRANTE DE ESTRUCTURAS INDUSTRIALES DE HORMIGÓN PREFABRICADO**

**NELSON MAURICIO ANGEL BONILLA**

Tesis para optar al grado de  
Magister en Ciencias de la Ingeniería

Profesor Supervisor:  
**HERNÁN SANTA MARÍA O.**

Santiago de Chile, Octubre, 2009

© 2009, Nelson Mauricio Angel Bonilla.



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE  
ESCUELA DE INGENIERIA

# **CANALONES DALLA COMO SISTEMA ARRIOSTRANTE DE ESTRUCTURAS INDUSTRIALES DE HORMIGÓN PREFABRICADO**

**NELSON MAURICIO ANGEL BONILLA**

Tesis presentada a la Comisión integrada por los profesores:

**HERNÁN SANTA MARÍA O.**

**CARL LÜDERS SCH.**

**MAURICIO SARRAZÍN A.**

**MARCOS SEPÚLVEDA**

Para completar las exigencias del grado de  
Magister en Ciencias de la Ingeniería

Santiago de Chile, Octubre, 2009

A Myriam y Aníbal, mis amados  
Padres, Nicolás, Alejandra y a todos  
aquellos que creyeron en mí.

## **AGRADECIMIENTOS**

El desarrollo y éxito de este trabajo ha sido posible gracias al constante apoyo y dedicación de mi Profesor Supervisor Hernán Santa María, no solo en la realización de la presente investigación sino a lo largo de todo el proceso de mi Magíster. A Él, mis más sinceros agradecimientos y admiración por sus enseñanzas y su guía.

Agradezco a los miembros del Comité de Magíster por su tiempo y disposición en la evaluación de mi trabajo, en especial al Profesor Carl Lüders por las valiosas enseñanzas entregadas durante mis estudios de Magíster.

A María Olga Faundez, ejecutora de la etapa experimental de esta investigación y quien me colaboró con la información, esquemas y registros fotográficos de los ensayos.

Finalmente a todos mis compañeros y amigos que con su apoyo facilitaron mis propósitos en Chile.

## ÍNDICE GENERAL

|                                                                                                                | Pág.  |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-------|
| DEDICATORIA.....                                                                                               | ii    |
| AGRADECIMIENTOS .....                                                                                          | iii   |
| RESUMEN .....                                                                                                  | xviii |
| ABSTRACT .....                                                                                                 | xix   |
| 1. INTRODUCCIÓN .....                                                                                          | 1     |
| 2. ANTECEDENTES BIBLIOGRÁFICOS.....                                                                            | 5     |
| 2.1 Conexiones resistentes a momento de elementos prefabricados y disposiciones del código ACI 318 – 2008..... | 5     |
| 2.2 Deslizamiento de barras de refuerzo embebidas en hormigón.....                                             | 7     |
| 2.2.1 Sezen y Setzler. ....                                                                                    | 8     |
| 2.2.2 Alsiwat y Saatcioglu.....                                                                                | 11    |
| 2.3 Modelos constitutivos de los materiales.....                                                               | 15    |
| 2.3.1 Modelo constitutivo del hormigón.....                                                                    | 15    |
| 2.3.2 Modelo constitutivo del acero de refuerzo.....                                                           | 16    |
| 2.4 Modelos cíclicos flexurales.....                                                                           | 18    |
| 2.5 Análisis de vigas con inelasticidad concentrada. Modelo de Giberson de una componente.....                 | 21    |
| 2.6 Estimación de la longitud de rótula plástica.....                                                          | 23    |
| 3. DESCRIPCIÓN Y EVALUACIÓN DE ENSAYOS .....                                                                   | 25    |
| 3.1 Ensayo de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla.....                           | 25    |
| 3.1.1 Resultados de ensayo de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla.....           | 29    |
| 3.1.2 Comparación de resultados. Ensayos EHCD.....                                                             | 39    |
| 3.1.3 Estimación del comportamiento. Ensayos EHCD.....                                                         | 40    |

|       |                                                                                                                                      |     |
|-------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 3.2   | Ensayo de extracción de las horquillas de anclaje de los nudos Dalla-Viga I-130.....                                                 | 43  |
| 3.2.1 | Resultados de ensayo de extracción de las horquillas del nudo Dalla-Viga I-130. ....                                                 | 46  |
| 3.2.2 | Comparación de resultados. Ensayos EHN D-V. ....                                                                                     | 54  |
| 3.2.3 | Estimación del comportamiento. Ensayos EHCD.....                                                                                     | 55  |
| 3.3   | Ensayo cíclico del nudo Dalla-Viga I-130.....                                                                                        | 59  |
| 3.3.1 | Resultados de ensayo cíclico del nudo Dalla-Viga I-130.....                                                                          | 63  |
| 3.3.2 | Curvas envolventes de histéresis.....                                                                                                | 73  |
| 3.3.3 | Degradación de rigidez lateral.....                                                                                                  | 81  |
| 3.3.4 | Disipación de energía y amortiguamiento viscoso equivalente. ...                                                                     | 84  |
| 3.3.5 | Amortiguamiento equivalente de la conexión.....                                                                                      | 90  |
| 3.4   | Conclusiones etapa experimental .....                                                                                                | 92  |
| 4.    | MODELACIÓN DEL NUDO CANALÓN DALLA-VIGA I-130.....                                                                                    | 94  |
| 4.1   | Estudio de estabilidad. ....                                                                                                         | 94  |
| 4.2   | Modelo elástico. ....                                                                                                                | 99  |
| 4.2.1 | Análisis comparativo de la modelación con elementos finitos y tipo frame. ....                                                       | 100 |
| 4.2.2 | Determinación analítica de la respuesta elástica. ....                                                                               | 103 |
| 4.2.3 | Determinación de la rigidez rotacional elástica a partir de la medición del giro en la base en los ensayos cíclicos.....             | 111 |
| 4.2.4 | Determinación de la rigidez rotacional elástica a partir de los resultados de desplazamiento horizontal de los ensayos cíclicos....  | 118 |
| 4.2.5 | Comparación de los resultados de rigidez rotacional elástica...120                                                                   |     |
| 4.3   | Modelo inelástico.....                                                                                                               | 122 |
| 4.3.1 | Respuesta inelástica de la unión Dalla-Viga I-130 a partir de los resultados de deformación horizontal de los ensayos cíclicos...123 |     |
| 4.3.2 | Modelo analítico mediante ajuste de los resultados experimentales. ....                                                              | 128 |
| 4.3.3 | Estimación de la respuesta flexural.....                                                                                             | 134 |

|       |                                                                                                          |     |
|-------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 5.    | MODELACIÓN DEL SISTEMA ESTRUCTURAL.....                                                                  | 141 |
| 5.1   | Modelos elásticos.....                                                                                   | 143 |
| 5.1.1 | Resultados de los modelos elásticos. ....                                                                | 147 |
| 5.1.2 | Evaluación de los modelos elásticos.....                                                                 | 167 |
| 5.2   | Modelos inelásticos.....                                                                                 | 168 |
| 5.2.1 | Registros sísmicos considerados.....                                                                     | 168 |
| 5.2.2 | Definición del modelo inelástico.....                                                                    | 173 |
| 5.2.3 | Resultados de los modelos inelásticos.....                                                               | 176 |
| 5.2.4 | Evaluación de los modelos inelásticos.....                                                               | 186 |
| 6.    | CONCLUSIONES .....                                                                                       | 187 |
| 6.1   | Análisis Experimental.....                                                                               | 188 |
| 6.1.1 | Extracción de las horquillas desde el canalón Dalla y desde el nudo hormigonado en terreno.....          | 188 |
| 6.1.2 | Comportamiento cíclico del nudo Dalla – Viga I-130.....                                                  | 189 |
| 6.2   | Modelación del comportamiento del nudo Dalla – Viga I-130.....                                           | 192 |
| 6.2.1 | Estabilidad del canalón Dalla.....                                                                       | 192 |
| 6.2.2 | Modelo elástico del nudo Dalla – Viga I-130.....                                                         | 192 |
| 6.2.3 | Modelo inelástico del nudo Dalla – Viga I-130.....                                                       | 193 |
| 6.3   | Evaluación del comportamiento del sistema arriostrante Dalla-Viga I-130 de estructuras industriales..... | 194 |
| 6.4   | Conclusiones Principales .....                                                                           | 195 |
| 6.5   | Investigaciones futuras.....                                                                             | 195 |
|       | BIBLIOGRAFÍA .....                                                                                       | 197 |
|       | ANEXOS .....                                                                                             | 200 |
|       | ANEXO A: RESULTADOS DE ENSAYOS DE EXTRACCIÓN DE HORQUILLAS DESDE CANALÓN DALLA.....                      | 201 |
|       | ANEXO B: RESULTADOS DE ENSAYOS DE EXTRACCIÓN DE HORQUILLAS DESDE NUDO DALLA-VIGA I-130.....              | 204 |

|                                                                    |     |
|--------------------------------------------------------------------|-----|
| ANEXO C: RESULTADOS DE ENSAYOS CÍCLICOS NUDO DALLA-VIGA I-130..... |     |
| .....                                                              | 206 |
| ANEXO D: DATOS DE ENTRADA AL PROGRAMA RUAUMOKO 2-D .....           | 213 |

## ÍNDICE DE TABLAS

|                                                                                                                                   | Pág. |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------|
| Tabla 3-1: Resultados para el límite elástico. Ensayos EHCD.....                                                                  | 31   |
| Tabla 3-2: Resultados carga máxima ensayos EHCD. ....                                                                             | 32   |
| Tabla 3-3: Resultados carga de rotura ensayos EHCD. ....                                                                          | 34   |
| Tabla 3-4: Relación de tensiones medidas y nominales. Ensayo EHCD. ....                                                           | 39   |
| Tabla 3-5: Límite elástico. Ensayos EHN D-V.....                                                                                  | 48   |
| Tabla 3-6: Resultados carga máxima. Ensayos EHN D-V. ....                                                                         | 49   |
| Tabla 3-7: Resultados carga de rotura ensayos EHN D-V.....                                                                        | 51   |
| Tabla 3-8: Relación de tensiones medidas y nominales. Ensayos EHN D-V.....                                                        | 54   |
| Tabla 3-9: Resultados carga de agrietamiento ensayos CN D-V.....                                                                  | 68   |
| Tabla 3-10: Resultados carga de fluencia ensayos CN D-V. ....                                                                     | 69   |
| Tabla 3-11: Resultados resistencia máxima ensayos CN D-V.....                                                                     | 70   |
| Tabla 3-12: Resultados desplazamiento horizontal de 80mm ensayos CN D-V.....                                                      | 72   |
| Tabla 3-13: Resultados desplazamiento máximo ensayos CN D-V.....                                                                  | 73   |
| Tabla 4-1: Casos y resultados de análisis de estabilidad.....                                                                     | 98   |
| Tabla 4-2: Resultados de modelos de Elementos Finitos y Frames. ....                                                              | 102  |
| Tabla 4-3: Estimación analítica de la rigidez rotacional. ....                                                                    | 108  |
| Tabla 4-4: Estimación analítica de la rotación flexural. ....                                                                     | 111  |
| Tabla 4-5: Cálculo de rigidez rotacional mediante regresión lineal y rigidez secante.<br>.....                                    | 115  |
| Tabla 4-6: Cálculo de rigidez rotacional con la ubicación del eje neutro conocida.                                                | 118  |
| Tabla 4-7: Cálculo de rigidez rotacional a partir de los resultados de desplazamiento<br>horizontal de los ensayos cíclicos. .... | 119  |
| Tabla 4-8: Resumen de resultados de rigidez rotacional. ....                                                                      | 120  |

|                                                                                                                                            |     |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Tabla 4-9: Resultado de rigidez rotacional para el momento de fluencia.....                                                                | 125 |
| Tabla 4-10: Resultados de relación momento – rotación flexural – curvatura a partir de ensayos cíclicos. ....                              | 126 |
| Tabla 4-11: Parámetros para la calibración de las curvas constitutivas del acero empleadas en la estimación de la respuesta flexural. .... | 136 |
| Tabla 4-12: Momentos de fluencia y último y curvaturas asociadas de las envolventes experimental y analíticas.....                         | 139 |
| Tabla 5-1: Cálculo rigidez rotacional para el modelo elástico. ....                                                                        | 145 |
| Tabla 5-2: Descripción de los modelos elásticos, periodos y porcentajes de participación de masa en las componentes horizontales.....      | 146 |
| Tabla 5-3: Cargas gravitacionales para los modelos elásticos. ....                                                                         | 147 |
| Tabla 5-4: Combinaciones de carga. ....                                                                                                    | 147 |
| Tabla 5-5: Resultados de deformaciones sísmicas para modelos elásticos sin falla en los marcos. ....                                       | 148 |
| Tabla 5-6: Resultados de deformaciones sísmicas para modelos elásticos con falla en el marco central.....                                  | 154 |
| Tabla 5-7: Resultados de deformaciones sísmicas para modelos elásticos con falla en el marco 2. ....                                       | 161 |
| Tabla 5-8: Resultados de corte basal, momento en la unión Dalla-Viga I-130 y deformaciones sísmicas para el modelo inelástico 1.....       | 177 |

## ÍNDICE DE FIGURAS

|                                                                                                                                                                                                     | Pág. |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------|
| Figura 1-1: Sección transversal vigas I-130 (a), canalón Dalla (b) y detalle del nudo hormigonado en terreno Dalla-Viga I-130 (c). Tomado de planos de Preansa S.A. Dimensiones en centímetros..... | 3    |
| Figura 1-2: Armado del refuerzo en la zona de conexión canalón Dalla-Viga I-130. .                                                                                                                  | 4    |
| Figura 2-1: Estructuras industriales de hormigón prefabricado típicas en Turquía (a) y colapsos registrados durante los sismos de Ceyhan y Kocaeli (b). Tomado de Mizam y Kiran (2009). .....       | 6    |
| Figura 2-2: Modelo de tensión de adherencia propuesto por Sezen (2002). .....                                                                                                                       | 10   |
| Figura 2-3: Modelo de tensión de adherencia propuesto por Alsiwat y Saatcioglu (1992).....                                                                                                          | 12   |
| Figura 2-4: Relación tensión – deformación según Hognestad (1952). .....                                                                                                                            | 16   |
| Figura 2-5: Comparación de la relación tensión – deformación del acero de refuerzo con diferentes valores de p. ....                                                                                | 18   |
| Figura 2-6: Modelos histeréticos con degradación de rigidez Takeda et al. (1980) (a) y Takeda Modificado propuesto por Otani (1974) (b). ....                                                       | 20   |
| Figura 2-7: Configuración del modelo de Giberson (1967) de viga de una componente (a) y definición de la rótula plástica –resortes rotacionales- en los extremos (b). Adaptado de Carr (2007). .... | 22   |
| Figura 3-1: Esquema del ensayo de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla.....                                                                                            | 27   |
| Figura 3-2: Montaje del ensayo de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla.....                                                                                            | 28   |
| Figura 3-3: Resumen de ensayos de extracción de horquilla de canalón Dalla.....                                                                                                                     | 30   |
| Figura 3-4: Fotografías de la “falla en cadena del anclaje” producida por la falla de tracción en el hormigón o “splitting”. ....                                                                   | 36   |

|                                                                                                                                                                      |    |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 3-5: Fotografías del patrón de fisuración de los ensayos para 17 Toneladas de carga (arriba) y 26 Toneladas de carga (abajo).....                             | 38 |
| Figura 3-6: Comparación resultados de ensayos de extracción de horquilla de canalón Dalla con modelos analíticos propuestos.....                                     | 42 |
| Figura 3-7: Esquema del ensayo de extracción de las horquillas del nudo Dalla-Viga I-130. ....                                                                       | 44 |
| Figura 3-8: Montaje ensayo de extracción de las horquillas del nudo Dalla-Viga I-130. Vista en planta. ....                                                          | 45 |
| Figura 3-9: Montaje ensayo de extracción de las horquillas del nudo Dalla-Viga I-130. Elevación.....                                                                 | 45 |
| Figura 3-10: Ensayos extracción de horquilla de nudo Dalla-Viga. Lado cargado...                                                                                     | 47 |
| Figura 3-11: Ensayos extracción de horquilla de nudo Dalla-Viga. Lado pasivo. ....                                                                                   | 47 |
| Figura 3-12: Tipo de falla del ensayo 3 de extracción del nudo Dalla-Viga I-130. ...                                                                                 | 52 |
| Figura 3-13: Nivel de daño típico en el hormigón de los nudos Dalla-Viga I-130 en el lugar donde emergen las horquillas (arriba) y en la parte superior (abajo). ... | 53 |
| Figura 3-14: Comparación resultados de ensayos de extracción de horquilla de nudo Dalla-Viga I-130 con modelos analíticos propuestos. Lado Cargado. ....             | 57 |
| Figura 3-15: Comparación resultados de ensayos de extracción de horquilla de nudo Dalla-Viga I-130 con modelos analíticos propuestos. Lado Pasivo. ....              | 58 |
| Figura 3-16: Esquema del ensayo cíclico nudo Dalla-Viga I-130.....                                                                                                   | 60 |
| Figura 3-17: Fotografía del montaje del ensayo cíclico del nudo Dalla-Viga I-130 (arriba) y detalles del montaje (abajo).....                                        | 61 |
| Figura 3-18: Protocolo de deformaciones horizontales nominales para el ensayo cíclico. ....                                                                          | 62 |
| Figura 3-19: Curvas de histéresis ensayo cíclicos. ....                                                                                                              | 64 |
| Figura 3-20: Nivel de agrietamiento a los 50mm de desplazamiento- Ensayo1. ....                                                                                      | 66 |

|                                                                                                                                                      |     |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 3-21: Tipo de falla de los ensayos cíclicos del nudo Dalla-Viga I-130 y evidencia del pandeo de las barras de las horquillas de anclaje. .... | 67  |
| Figura 3-22: Curvas envolventes ensayos cíclicos según valores de carga promedio para cada nivel desplazamiento.....                                 | 74  |
| Figura 3-23: Curva envolvente o esqueleto experimental adoptada de los ensayos cíclicos. ....                                                        | 77  |
| Figura 3-24: Comparación ciclos de histéresis entre modelo analítico con elemento spring con ensayo 1 (arriba) y ensayo 2 (abajo).....               | 80  |
| Figura 3-25: Esquema de cálculo rigidez lateral secante.....                                                                                         | 81  |
| Figura 3-26: Rigidez lateral secante en ensayos 1 (arriba) y 2 (abajo).....                                                                          | 82  |
| Figura 3-27: Rigidez lateral secante promedio de los ensayos cíclicos.....                                                                           | 84  |
| Figura 3-28: Energía disipada por ciclo.....                                                                                                         | 85  |
| Figura 3-29: Energía disipada en ensayos 1 (arriba) y 2 (abajo). ....                                                                                | 86  |
| Figura 3-30: Amortiguamiento viscoso equivalente ensayos 1 (arriba) y 2 (abajo)..                                                                    | 89  |
| Figura 3-31: Respuesta cíclica de la conexión del sistema Dalla-Viga I-130.....                                                                      | 91  |
| Figura 3-32: Amortiguamiento viscoso equivalente de la conexión. ....                                                                                | 92  |
| Figura 4-1: Sección transversal del canalón Dalla y su representación con elementos finitos (arriba) y vista general del modelo numérico.....        | 95  |
| Figura 4-2: Modelos con dos líneas de apoyo en cada extremo (Caso A) y con una línea de apoyo en cada extremo (Caso B).....                          | 96  |
| Figura 4-3: Acción de la carga de techumbre CT (arriba) y carga horizontal CH (abajo) en los modelos 1A y 2A respectivamente. ....                   | 97  |
| Figura 4-4: Modos de pandeo del análisis de estabilidad para la sobrecarga de uso SC (izquierda) y carga horizontal unitaria CH (derecha). ....      | 99  |
| Figura 4-5: Esquema general modelos para comparación Elementos Finitos-Frame. ....                                                                   | 101 |

|                                                                                                                                                     |     |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 4-6: Sección elemento Frame definida con Section Designer. (Tomado de SAP 2000).                                                             | 102 |
| Figura 4-7: Variación de rigidez entre modelos de Elementos Finitos y Frames. ...                                                                   | 103 |
| Figura 4-8: Componentes de la deformación horizontal medida en los ensayos cíclicos.                                                                | 104 |
| Figura 4-9: Distribución de (a) momento y (b) deformación en la altura. ....                                                                        | 105 |
| Figura 4-10: Sección analizada en la estimación de la ubicación del eje neutro. Tomado de XTRACT, Imbsen (2006).                                    | 107 |
| Figura 4-11: Configuración del canalón Dalla en la altura para el análisis flexural.                                                                | 110 |
| Figura 4-12: Disposición de los transductores en la base del canalón Dalla. ....                                                                    | 112 |
| Figura 4-13: Cálculo de rigidez rotacional mediante regresión lineal. Transductores 3-6 Ensayo 1. ....                                              | 113 |
| Figura 4-14: Cálculo de rigidez rotacional mediante regresión lineal. Transductores 3-6 (arriba) y 4-5 (abajo). Ensayo 2. ....                      | 114 |
| Figura 4-15: Esquema de cálculo de la rigidez rotacional con la ubicación del eje neutro. ....                                                      | 117 |
| Figura 4-16: Visualización de resultados de rigidez rotacional. ....                                                                                | 121 |
| Figura 4-17: Curva envolvente momento – rotación flexural ensayos cíclicos.                                                                         | 127 |
| Figura 4-18: Curva envolvente momento – curvatura ensayos cíclicos. ....                                                                            | 127 |
| Figura 4-19: Comparación envolventes momento – rotación flexural calculada e idealizada. ....                                                       | 130 |
| Figura 4-20: Comparación envolventes momento – curvatura calculada e idealizada. ....                                                               | 130 |
| Figura 4-21: Respuesta histerética momento – rotación modelo analítico y envolvente idealizada más componente de giro por deslizamiento en la base. | 131 |
| Figura 4-22: Comparación ciclos de histéresis entre modelo analítico con elemento frame con ensayo 1 (arriba) y ensayo 2 (abajo). ....              | 133 |

|                                                                                                                                                                                                                                                                      |     |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 4-23: Curvas de respuesta de la sección del canalón Dalla en contacto con el nudo momento – curvatura e idealización para el acero 1 (arriba-izquierda); acero 2 (arriba-derecha); acero 3 (abajo-izquierda) y acero 4 (abajo-derecha) según Tabla 4-11. .... | 137 |
| Figura 4-24: Comparación de las curvas envolventes idealizadas momento – curvatura experimental y analíticas para los distintos tipos de acero. ....                                                                                                                 | 138 |
| Figura 5-1: Fotografía de la estructura estudiada en etapa de construcción. ....                                                                                                                                                                                     | 142 |
| Figura 5-2: Vista del modelo estructural elaborado en SAP 2000.....                                                                                                                                                                                                  | 142 |
| Figura 5-3: Espectro calculado según la norma NCh 2369 Of. 2003 para suelo II.                                                                                                                                                                                       | 144 |
| Figura 5-4: Vista en planta de la deformación por carga sísmica del modelo elástico 1 elaborado en SAP 2000 en la dirección x (arriba) y dirección y (abajo). ....                                                                                                   | 150 |
| Figura 5-5: Distribución de la solicitación flexural en planta de las envolventes del modelo elástico 1 elaborado en SAP 2000 en la dirección del sismo x (arriba) y sismo y (abajo).....                                                                            | 152 |
| Figura 5-6: Distribución del momento en la base de las columnas por la acción sísmica Y, normalizado al momento promedio en las cinco columnas. Modelos sin falla. ....                                                                                              | 153 |
| Figura 5-7: Vista en planta de la deformación por carga sísmica del modelo elástico 3 elaborado en SAP 2000 en la dirección x (arriba) y dirección y (abajo). ....                                                                                                   | 156 |
| Figura 5-8: Distribución de la solicitación flexural en planta de las envolventes del modelo elástico 3 elaborado en SAP 2000 en la dirección del sismo x (arriba) y sismo y (abajo).....                                                                            | 158 |
| Figura 5-9: Distribución del momento en la base de las columnas por la acción sísmica Y, normalizado al momento promedio en las cinco columnas. Modelos con falla del marco central.....                                                                             | 159 |
| Figura 5-10: Distribución de la deformación de las columnas por la acción sísmica Y, normalizada a la deformación promedio en las cinco columnas. Modelos con falla del marco central.....                                                                           | 160 |

|                                                                                                                                                                                                       |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 5-11: Vista en planta de la deformación por carga sísmica del modelo elástico 5 elaborado en SAP 2000 en la dirección x (arriba) y dirección y (abajo). .....                                  | 162 |
| Figura 5-12: Distribución de la solicitación flexural en planta de las envolventes del modelo elástico 5 elaborado en SAP 2000 en la dirección del sismo x (arriba) y sismo y (abajo).....            | 164 |
| Figura 5-13: Distribución del momento en la base de las columnas por la acción sísmica Y normalizado al momento promedio en las cinco columnas. Modelos con falla del marco 2. ....                   | 165 |
| Figura 5-14: Distribución de la deformación de las columnas por la acción sísmica Y, normalizada a la deformación promedio en las cinco columnas. Modelos con falla del marco 2. ....                 | 166 |
| Figura 5-15: Registros de aceleración corregida en la estación Llolleo componentes 10 (arriba) y 100 (abajo).....                                                                                     | 169 |
| Figura 5-16: Registros de aceleración corregida en la estación Melipilla componentes 0 (arriba) y 90 (abajo).....                                                                                     | 170 |
| Figura 5-17: Registros de aceleración corregida en la estación San Felipe componentes 80 (arriba) y 170 (abajo). ....                                                                                 | 171 |
| Figura 5-18: Espectros de respuesta de los sismos considerados para 2% de amortiguamiento. ....                                                                                                       | 172 |
| Figura 5-19: Espectros resultante de los sismos considerados comparado con espectro elástico de la norma NCh 2369 Of. 2003. ....                                                                      | 173 |
| Figura 5-20: Envolvente momento-rotación analítica introducida al modelo inelástico en SAP 2000. ....                                                                                                 | 175 |
| Figura 5-21: Distribución de las deformaciones de las columnas por la acción sísmica de las señales consideradas en la dirección Y, normalizado a la deformación promedio en las cinco columnas. .... | 178 |

|                                                                                                                                                                                                                         |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 5-22: Distribución promedio del momento en la base de las columnas por la acción sísmica de las señales consideradas en la dirección Y, normalizado al momento promedio en las cinco columnas.....               | 179 |
| Figura 5-23: Respuesta momento - rotación de los elementos más solicitados. Llolleo (arriba), Melipilla (medio) y San Felipe (abajo). Modelo 1. ....                                                                    | 181 |
| Figura 5-24: Distribución de las rótulas plásticas al final de las señales sísmicas aplicadas en dirección X de Llolleo 10 (a) y 100 (b); Melipilla 0 (c) y 90 (d); y San Felipe 80 (e) y 170 (f) . Modelo 1. ....      | 183 |
| Figura 5-25: Respuesta momento - rotación de los elementos más solicitados para las componentes de los registros de Llolleo (arriba), Melipilla (medio) y San Felipe (abajo). Modelos 3 (izquierda) y 4 (derecha). .... | 185 |
| Figura A-1: Ensayo No. 1 de extracción de horquilla de canalón Dalla. ....                                                                                                                                              | 201 |
| Figura A-2: Ensayo No. 2 de extracción de horquilla de canalón Dalla. ....                                                                                                                                              | 201 |
| Figura A-3: Ensayo No. 3 de extracción de horquilla de canalón Dalla. ....                                                                                                                                              | 202 |
| Figura A-4: Ensayo No. 4 de extracción de horquilla de canalón Dalla. ....                                                                                                                                              | 202 |
| Figura A-5: Ensayo No. 5 de extracción de horquilla de canalón Dalla. ....                                                                                                                                              | 203 |
| Figura B-1: Ensayo No. 1 de extracción de horquilla de nudos Dalla-Viga I-130...                                                                                                                                        | 204 |
| Figura B-2: Ensayo No. 2 de extracción de horquilla de nudos Dalla-Viga I-130...                                                                                                                                        | 204 |
| Figura B-3: Ensayo No. 3 de extracción de horquilla de nudos Dalla-Viga I-130...                                                                                                                                        | 205 |
| Figura B-4: Ensayo No. 4 de extracción de horquilla de nudos Dalla-Viga I-130...                                                                                                                                        | 205 |
| Figura C-1: Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130. ....                                                                                                                                                        | 206 |
| Figura C-2: Envolvente de carga primer ciclo (arriba izquierda), segundo ciclo (arriba derecha) y envolvente general de ambos ciclos (abajo). Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130.....                       | 207 |
| Figura C-3: Rigidez lateral secante para primer y segundo ciclo de carga y valores promedio. Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130. ....                                                                       | 208 |

|                                                                                                                                                                                                         |     |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura C-4: Energía histerética disipada en ambos ciclos de carga y valores promedio.<br>Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130. ....                                                           | 208 |
| Figura C-5: Amortiguamiento viscoso equivalente para el primer y segundo ciclo de<br>carga y valores promedio. Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130.                                          | 209 |
| Figura C-6: Ensayo cíclico No. 2 de nudos Dalla-Viga I-130. ....                                                                                                                                        | 209 |
| Figura C-7: Envolvente de carga primer ciclo (arriba izquierda), segundo ciclo (arriba<br>derecha) y envolvente general de ambos ciclos (abajo). Ensayo cíclico No. 2 de<br>nudos Dalla-Viga I-130..... | 210 |
| Figura C-8: Rigidez lateral secante para primer y segundo ciclo de carga y valores<br>promedio. Ensayo cíclico No. 2 de nudos Dalla-Viga I-130. ....                                                    | 211 |
| Figura C-9: Energía histerética disipada en ambos ciclos de carga y valores promedio.<br>Ensayo cíclico No. 2 de nudos Dalla-Viga I-130. ....                                                           | 211 |
| Figura C-10: Amortiguamiento viscoso equivalente para el primer y segundo ciclo de<br>carga y valores promedio. Ensayo cíclico No. 2 de nudos Dalla-Viga I-130.                                         | 212 |

## RESUMEN

El comportamiento de conexiones de elementos de hormigón prefabricado sometidas a momento ha sido objeto de múltiples investigaciones dada la vulnerabilidad de su desempeño desde el punto de vista sísmico. En esta investigación se analiza el comportamiento sísmico de un sistema arriostrante horizontal para estructuras industriales compuesto por elementos de hormigón prefabricado, denominados canalón Dalla, conectados a una estructura de marcos mediante una conexión húmeda resistente a momento, formando un diafragma a nivel de techo entre marcos sucesivos. Un estudio experimental fue llevado a cabo en etapas previas a esta investigación para estudiar el comportamiento elástico e inelástico de la conexión húmeda ante solicitaciones monotónicas y cíclicas. El análisis de los resultados de los ensayos muestra una respuesta satisfactoria de la conexión en términos de resistencia, capacidad de deformación, disipación de energía y degradación de rigidez, así como el cumplimiento de las disposiciones del código ACI 318-2008 referentes a la capacidad de desarrollar tensiones de tracción y compresión en la conexión.

En la fase analítica de esta investigación se comprobó la estabilidad de los canalones Dalla y se buscó reproducir el comportamiento experimental elástico e inelástico observado mediante la aplicación de modelos de deslizamiento de barras de acero embebidas en hormigón y la utilización de un modelo histerético con degradación de rigidez con resultados satisfactorios y recomendaciones para la modelación de la conexión. Finalmente, se usaron los modelos estructurales elásticos e inelásticos para estudiar el desempeño de una estructura industrial construida con canalones Dalla como sistema arriostrante. Se obtuvo un comportamiento de los canalones Dalla como diafragma flexible, con suficiente resistencia y capacidad de deformación por parte de estos para cumplir las exigencias de la norma NCh 2369 Of.2003.

Palabras Claves: arriostramiento, comportamiento sísmico, conexión húmeda, diafragma, estructuras industriales, hormigón prefabricado.

## **ABSTRACT**

The behavior of moment-resisting precast concrete elements connections has been widely studied due to its vulnerable seismic performance. In this research, the seismic behavior of a precast concrete roof bracing-system for industrial buildings is analyzed. These precast elements, known as Dalla-beam, are connected to structural frames through a cast-in-place concrete joint, forming a roof diaphragm with the adjacent frames. In previous phases, an experimental study was carried out to analyze the cast-in-place concrete joint behavior subjected to monotonic and cyclic loading. Test results showed that the response of this precast connection is suitable in terms of strength, ductility, energy dissipation capacity and stiffness degradation. Also, the steel reinforcement developed the minimum stress required by the ACI-318-2008 code.

The analytical phase of this investigation included a buckling analysis of the Dalla-beams and the simulation of the experimental behavior through slip models for reinforcement bars embedded in concrete and degrading stiffness hysteretic models, obtaining satisfactory results and, also, recommendations to model the connection are given. Finally, those models were used to study the behavior of an industrial building with Dalla-beams used as roof bracing-system, evaluating the compliance of the requirements provided by the Chilean code NCh 2369 Of. 2003. It was found that the Dalla-beam performed as flexible diaphragm, with enough strength and deformation capacity of these elements.

Keywords: cast-in-place joint, diaphragm, industrial structures, prefabricated concrete, roof bracing system, seismic behavior.

## **1. INTRODUCCIÓN**

A través de los años, la idealización de diafragma rígido ha sido asumida en el análisis y diseño de estructuras sometidas a solicitaciones sísmicas como una manera de distribuir las cargas a los diferentes elementos del sistema resistente en proporción a sus rigideces.

Sin embargo, cuando no existe suficiente rigidez dentro del diafragma esta afirmación deja de ser válida y la flexibilidad del diafragma afecta la manera como se distribuyen las solicitaciones horizontales a los elementos verticales resistentes. La norma de diseño sísmico de estructuras e instalaciones industriales NCh 2369 Of. 2003 exige para naves industriales compuestas por columnas en voladizo, un sistema de arriostramiento continuo de techo en planta para la transferencia de cargas sísmica y para proveer redundancia estructural, que conecte a las columnas en el nivel superior ya sea con perfiles de acero trabajando a tracción y compresión o con un sistema distinto con elementos que actúen de la misma manera que los perfiles de acero. Además, el sistema de arriostramiento debe ser capaz de tomar la tributación sísmica de un marco en eventual falla prematura y transmitirlo a los demás pórticos.

Este sistema de arriostramiento puede configurarse a través de elementos de hormigón prefabricado, cuyo uso ha sido estudiado de manera analítica y experimental, y reviste particular interés el comportamiento sísmico de las conexiones entre estos tipos de elementos y con otros tipos de construcción – como el hormigón armado monolíticamente- debido a la menor capacidad de deformación y disipación de energía respecto a las uniones monolíticas de hormigón armado tradicional.

En esta investigación se analizará en detalle el comportamiento experimental y teórico de un sistema de arriostramiento horizontal compuesto por costaneras prefabricadas de hormigón pretensado y conexiones húmedas, formado vigas tipo Vierendel. La etapa experimental fue realizada en etapas previas a la presente investigación en el Laboratorio de Ingeniería Estructural de la Pontificia Universidad Católica de Chile, por parte de la estudiante María Olga Faundez.

Las evaluaciones en el rango lineal y no lineal de la fase experimental entregarán resultados del desempeño sísmico de la conexión y su validación como parte del sistema arriostrante de techo para estructuras industriales y permitirán proponer una metodología para el análisis de conexiones húmedas de las características similares a la estudiada. El análisis del sistema se realiza sobre un proyecto real construido en Chile en Mininco, IX Región.

El galpón de la planta Plywood de CMPC Maderas S.A. ubicado en Mininco fue diseñado por Preansa S.A., y su estructura está conformada por columnas de hormigón armado en voladizo sobre las que se apoyan vigas de hormigón pretensado denominadas viga I-130. Sobre estas vigas descansan unas costaneras prefabricadas de hormigón pretensado de sección acanalada denominadas canalones Dalla, que actúan como sistema arriostrante horizontal y sirven de apoyo a la cubierta. Estos canalones se unen a las vigas pretensadas I-130 mediante una conexión húmeda con mortero de alta resistencia Sika Grout 212 vaciado en terreno, y una horquilla de anclaje de acero A63-42H de 16mm de diámetro que emerge del canalón Dalla doblada en “u” al interior del nudo. Es importante destacar que las horquillas de anclaje embebidas en el canalón Dalla presentan un deficiente confinamiento en la zona de anclaje. Los detalles de la sección transversal de las vigas pretensadas I-130 y de los canalones Dalla, así como del nudo las conecta se indican en la Figura 1-1. En la Figura 1-2 se muestra fotografías del armado del refuerzo en la zona de la conexión.

La resistencia cilíndrica a la compresión del hormigón  $f'_c$  de las vigas I-130 es de 0.45 Ton/cm<sup>2</sup> y de los canalones Dalla de 0.35 Ton/cm<sup>2</sup>. El mortero Sika Grout 212 empleado en la conexión húmeda tiene una resistencia a la compresión superior a los 0.80 Ton/cm<sup>2</sup>, un módulo de elasticidad de 319 Ton/cm<sup>2</sup> y módulo de Poisson de 0.24.

Con el desarrollo de este estudio se pretende verificar el comportamiento sísmico de los canalones Dalla como diafragma flexible y validar una alternativa para el cumplimiento de la norma NCh 2369 Of.2003 respecto a sistemas arriostrantes de techo que pueda ser usada por los diseñadores de estructuras industriales compuestas por columnas en voladizo en Chile.

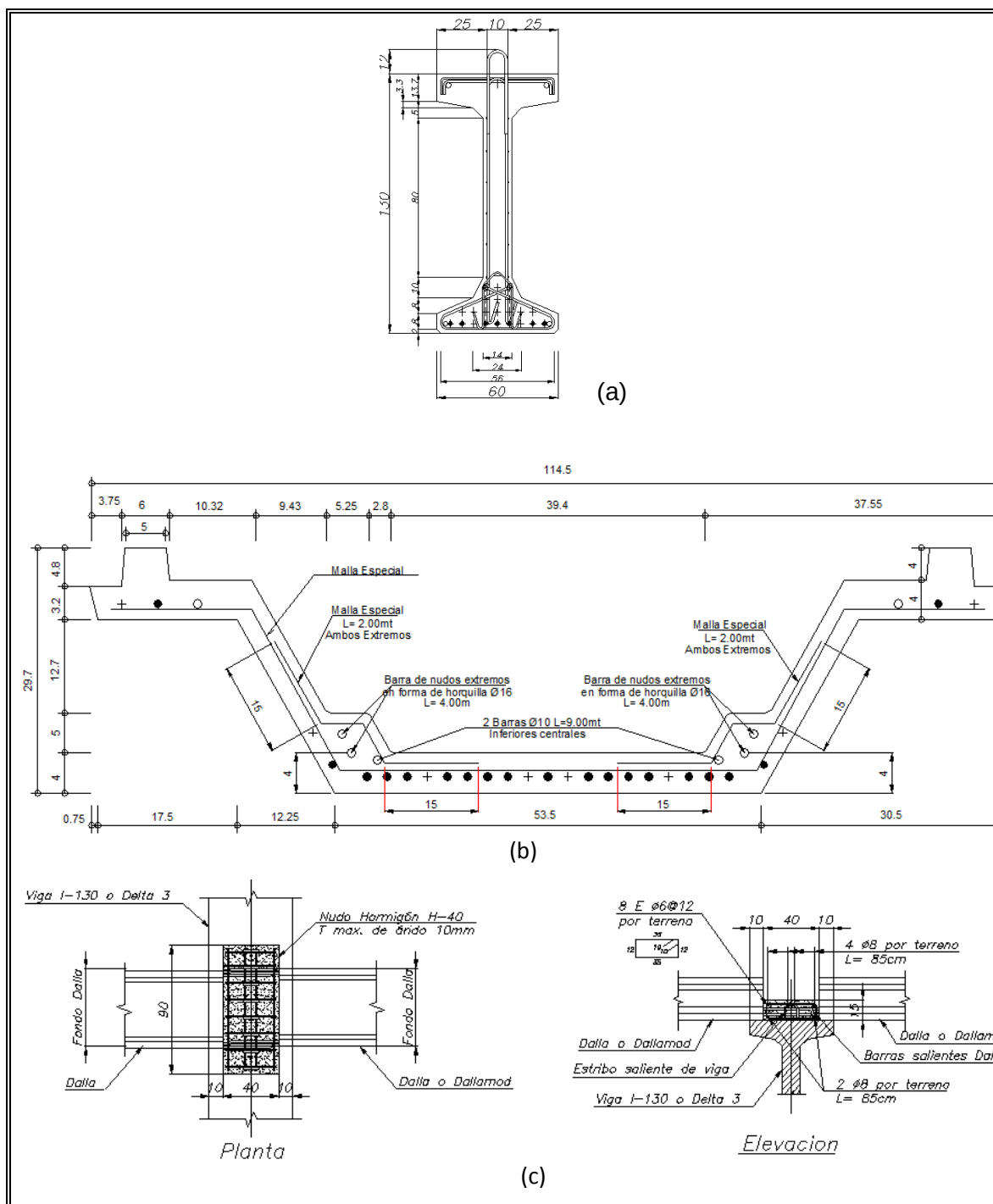


Figura 1-1: Sección transversal vigas I-130 (a), canalón Dalla (b) y detalle del nudo hormigonado en terreno Dalla-Viga I-130 (c). Tomado de planos de Preansa S.A. Dimensiones en centímetros.



Figura 1-2: Armado del refuerzo en la zona de conexión canalón Dalla-Viga I-

## **2. ANTECEDENTES BIBLIOGRÁFICOS**

### **2.1 Conexiones resistentes a momento de elementos prefabricados y disposiciones del código ACI 318 – 2008.**

Numerosas investigaciones se han concentrado en estudiar el comportamiento sísmico de distintos tipos de conexión entre elementos prefabricados para validar su utilización, dado las múltiples fallas e incluso colapsos que se han tenido por el pobre desempeño de las conexiones resistentes a momento, puesto que es difícil de alcanzar en estas uniones una alta ductilidad y eficacia en la disipación de energía ante eventos sísmicos severos. Elliot (2002) establece que las conexiones resistentes a momento deben ser capaces de transmitir momentos en el plano transfiriendo un par de fuerzas axiales. Los nudos deben diseñarse rotulados para cargas gravitacionales en vigas simplemente apoyadas y con resistencia flexural para cargas horizontales.

Las conexiones viga – columna o viga-viga son especialmente susceptibles cuando el sistema sismorresistente está compuesto exclusivamente por marcos con columnas empotradas en la base; en Estados Unidos y Canadá, por ejemplo, la construcción configurada por marcos de hormigón prefabricado está prohibida por los códigos de diseño y construcción cuando se ubiquen en zonas de amenaza sísmica alta. Khaloo A y Parastesh H. (2003).

Investigaciones realizadas por Mizam y Kiran (2009) establecieron que el 80% de las estructuras industriales en Turquía están construidas con hormigón prefabricado, de las cuales el 90% se encuentran ubicadas en zonas de alto riesgo sísmico. Durante los sismos de Ceyhan (1998), Kocaeli y Duzce (1999), con magnitudes de momento  $M_w=6.3$ ,  $M_w=7.4$  y  $M_w=7.2$  respectivamente, se registraron serios daños e incluso colapsos en este tipo de estructuras como lo reflejan las fotografías de la Figura 2-1. Encontraron que los daños más comunes en las conexiones de los elementos prefabricados fueron por el uso de morteros de baja resistencia, mala adherencia entre el hormigón prefabricado y el vaciado

en terreno y corte de las barras de refuerzo en estas zonas debido al uso aceros de baja calidad y longitudes de anclaje cortas.



Figura 2-1: Estructuras industriales de hormigón prefabricado típicas en Turquía (a) y colapsos registrados durante los sismos de Ceyhan y Kocaeli (b).

Tomado de Mizam y Kiran (2009).

Las uniones de momento de elementos prefabricados pueden lograrse a través de conexiones húmedas, con el uso de mortero u hormigón vaciado en terreno que llene el espacio entre los elementos conectados. Las estructuras configuradas con este tipo de conexiones deben tener un desempeño equivalente al de una estructura de hormigón armado tradicional hormigonada

monolíticamente y su diseño sigue los mismos conceptos usados para estructuras de hormigón vaciado en terreno. Sin embargo, en muchos casos los requisitos de detallamiento de los nudos de estructuras monolíticas en zonas con riesgo sísmico alto son difíciles de lograr en la construcción con hormigón prefabricado y el tener un comportamiento equivalente o mejor debe ser probado por ensayos y análisis que establezcan las características dinámicas y demuestren una adecuada resistencia y capacidad de absorción de energía.

El código ACI 318- 2008 define dos tipos de empalme mecánicos para la unión entre elementos prefabricados mediante conexiones húmedas: los empalmes Tipo 1 deben ser capaces de desarrollar en tracción o compresión al menos 1.25 veces la tensión de fluencia de las barras; y los empalmes Tipo 2, además de lo anterior, deben desarrollar la resistencia a tracción especificada de las barras que componen el empalme. Estas recomendaciones buscan dotar de suficiente resistencia la zona de empalmes de manera que se produzca la fluencia del elemento y evitar una falla frágil, y se establecen como un mínimo por seguridad y máximo por economía.

Las disposiciones del código ACI 318 – 2008 provistas para la integridad de estructuras de hormigón prefabricado son muy generales por lo que el documento ACI 550.1 R-01 “*Emulative Cast-in-Place Detailing in Precast Concrete Structures*” entrega algunas pautas adicionales de detallamiento de conexiones y recomendaciones importantes, como que la capacidad de los empalmes mecánicos que conecten el diafragma con el sistema de resistencia lateral debe ser por lo menos 1.4 veces la resistencia a la fluencia del refuerzo.

## **2.2 Deslizamiento de barras de refuerzo embebidas en hormigón.**

Las barras de refuerzo embebidas en hormigón acumulan deformaciones en la longitud embebida al ser sometidas a esfuerzos de tracción. Estas deformaciones generan cierto desplazamiento o deslizamiento de la barra relativo al hormigón que la contiene que no siempre es considerado en los análisis de flexión de

elementos y estructuras. A través de los años, distintos investigadores han estudiado el comportamiento de barras ancladas al hormigón y han desarrollado modelos analíticos de adherencia-deslizamiento de barras sometidas a tracción.

### 2.2.1 Sezen y Setzler.

Sezen H. y Setzler J. (2008) distinguen los distintos modelos de deslizamiento de las barras embebidas en hormigón en dos grandes categorías: los modelos macro, que asumen distribución uniforme o escalonada de la tensión de adherencia a lo largo de la longitud de desarrollo de la barra y que resultan ser eficientes desde el punto de vista computacional; y los modelos micro, que intentan reproducir el comportamiento en la interface acero-hormigón a nivel local y en general utilizan una relación de tensión de adherencia variable y deslizamiento local dentro de un modelo numérico.

Estos modelos micro tienden a ajustarse de mejor manera a los resultados experimentales, pero requieren de bastantes procesos iterativos a lo largo de la longitud embebida de la barra hasta lograr el equilibrio, haciendo la aplicación de estos modelos computacionalmente compleja.

Asumiendo una distribución uniforme de la tensión de adherencia  $u_b$  sobre la longitud de desarrollo  $l_d$  en una barra de refuerzo embebida en hormigón para tensiones en el rango elástico, el equilibrio de fuerzas indica que la fuerza  $F$  puede definirse como:

$$F = f_s A_s = u_b \pi d_b l_d \quad (2.1)$$

Sustituyendo  $A_s = \pi d_b^2 / 4$  en la expresión 2.1, queda:

$$l_d = \frac{f_s d_b}{4u_b} \quad (2.2)$$

Donde  $f_s$  es la tensión en el acero y  $d_b$  es el diámetro de la barra.

Si se asume una distribución uniforme de la tensión de adherencia en el rango elástico y que la tensión en la barra decrece linealmente de  $f_s$  en el extremo cargado a cero en la longitud de desarrollo, el deslizamiento relativo al hormigón de la barra cargada puede calcularse integrando las deformaciones a lo largo de la longitud de desarrollo así:

$$\delta_{slip} = \frac{\epsilon_s l_d}{2} = \frac{f_s l_d}{2E_s} = \frac{f_s^2 d_b}{8E_s u_b} \quad (2.3)$$

Donde  $\delta_{slip}$  es el deslizamiento,  $\epsilon_s$  es la deformación de la barra asociada a  $f_s$ , y  $E_s$  es el módulo de elasticidad del acero. La expresión 2.3 asume que la longitud embebida de la barra en el hormigón es mayor que la longitud de desarrollo calculada con la expresión 2.2.

El modelo propuesto por Sezen (2002) corresponde a una distribución escalonada de la relación tensión de adherencia-deslizamiento según se aprecia en la Figura 2-2. Luego de varias mediciones experimentales sobre doce probetas realizadas por Sezen (2002) y Lynn (2001), se encontró un valor promedio de la tensión de adherencia cuando fluye el acero  $u_{by} = 0.95\sqrt{f'_c}$  MPa (aproximadamente  $1.0\sqrt{f'_c}$ ). La tensión de adherencia cuando se alcanza el rango inelástico está definida como  $u'_b = 0.5\sqrt{f'_c}$  MPa según lo propuesto por Lehman y Moehle (2000).

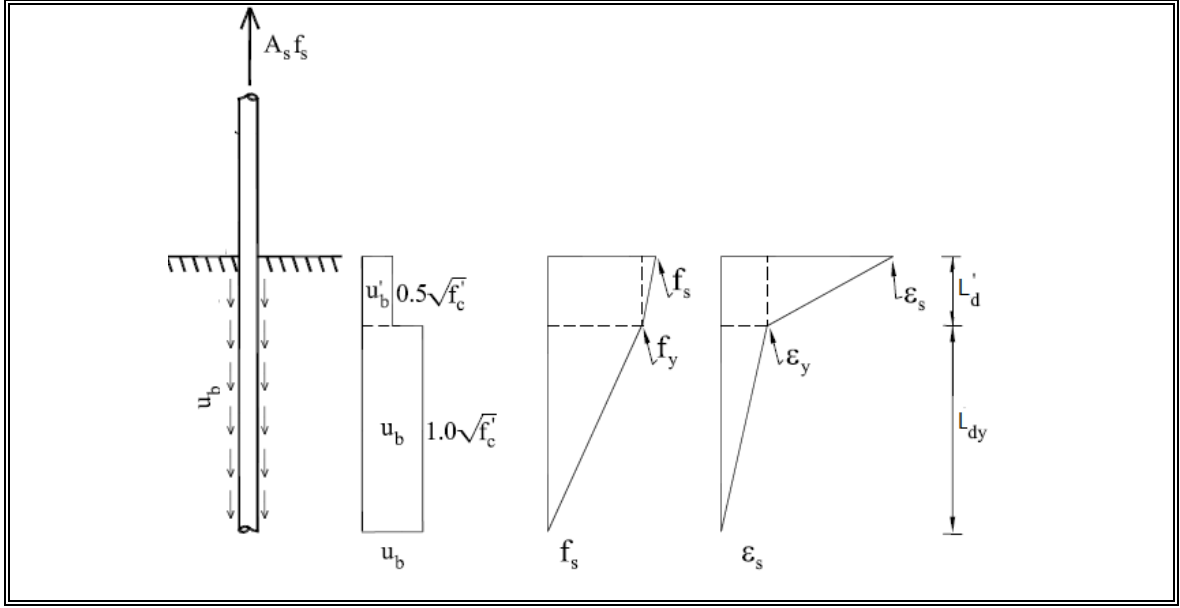


Figura 2-2: Modelo de tensión de adherencia propuesto por Sezen (2002).

Por lo tanto, el deslizamiento se obtiene de integrar las deformaciones a lo largo de la longitud de desarrollo:

$$\delta_{slip} = \int_0^{l_d + l'_d} \epsilon_s(x) dx \quad (2.4)$$

Donde  $l_d$  y  $l'_d$  son las longitudes de desarrollo para los segmentos de tensiones elásticas e inelásticas en la barra respectivamente. Así, desarrollando la integral se llega a las siguientes expresiones:

$$\delta_{slip} = 0.5 \epsilon_s l_d \quad si \quad \epsilon_s \leq \epsilon_y \quad (2.5)$$

$$\delta_{slip} = 0.5 \epsilon_y l_d + 0.5(\epsilon_s + \epsilon_y) l'_d \quad si \quad \epsilon_s > \epsilon_y \quad (2.6)$$

Las longitudes de desarrollo de las porciones elásticas e inelásticas se obtienen del equilibrio de fuerzas resultando:

$$l_d = \frac{f_s d_b}{4u_b} \quad (2.7)$$

$$l'_d = \frac{(f_s - f_y) d_b}{4u'_b} \quad (2.8)$$

Donde  $f_s$  es la tensión en el extremo cargado de la barra y  $d_b$  el diámetro de la barra en mm.

Sustituyendo las expresiones 2.7 y 2.8 en 2.5 y 2.6, y usando la distribución de tensiones de adherencia propuesta por Sezen (2002), el deslizamiento se puede expresar como:

$$\delta_{slip} = \frac{\varepsilon_s f_s d_b}{8\sqrt{f'_c}} \quad si \quad \varepsilon_s \leq \varepsilon_y \quad (2.9)$$

$$\delta_{slip} = \frac{\varepsilon_y f_y d_b}{8\sqrt{f'_c}} + \frac{(\varepsilon_s + \varepsilon_y) (f_s - f_y) d_b}{4\sqrt{f'_c}} \quad si \quad \varepsilon_s > \varepsilon_y \quad (2.10)$$

### 2.2.2 Alsiwat y Saatcioglu.

Alsiwat y Saatcioglu (1992) proponen un modelo analítico, del tipo macro, para predecir el comportamiento fuerza-deformación de barras embebidas en hormigón sujetas a tracción de forma monotónica creciente. De acuerdo con este modelo, que se ilustra en la Figura 2-3, se distinguen cuatro zonas a lo largo de una barra sometida a tracción más allá del rango lineal: zona elástica con longitud  $L_e$ ; zona de plateau de fluencia con longitud  $L_{yp}$ ; zona de endurecimiento por deformación  $L_{sh}$ ; y zona de extracción de cono con longitud  $L_{pc}$ .

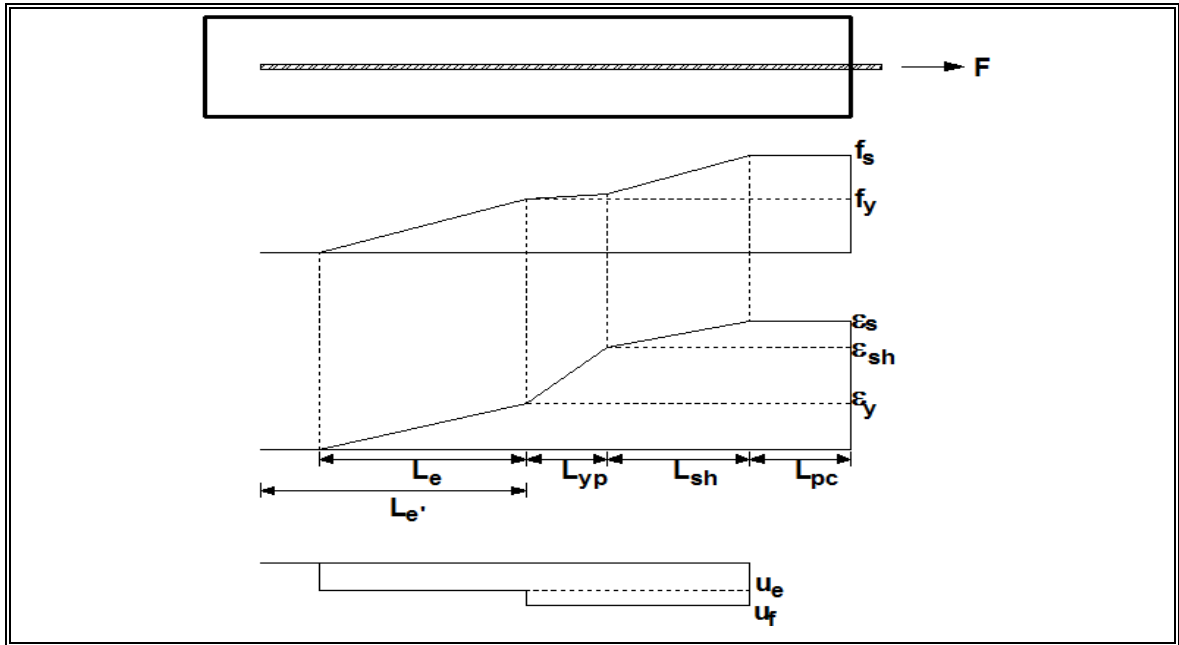


Figura 2-3: Modelo de tensión de adherencia propuesto por Alsiwat y Saatcioglu (1992).

La zona de tensiones elásticas se desarrolla en una longitud calculada según la expresión 2.11, en la que la tensión de adherencia  $u_e$  se determina con la expresión de longitud de desarrollo entregada por el comité ACI 408 (1979).

$$L_e = \frac{f_s d_b}{4u_e} \quad (2.11)$$

$$u_e = \frac{f_y d_b}{4 l_{d,ACI}} \quad (2.12)$$

La expresión propuesta por el comité ACI 408 (1979) para el cálculo de la longitud de desarrollo es:

$$l_{d,ACI} = \frac{440 A_b}{K \sqrt{f'_c}} \frac{f_y}{400} \geq 300 \text{ mm} \quad (2.13)$$

Todas las unidades están en MPa y mm. K es función del recubrimiento de hormigón y del refuerzo transversal (confinamiento). Alsiwat y Saatcioglu (1992) sugieren un valor de K igual a  $3d_b$  para la mayoría de las aplicaciones, no obstante este valor podría ser no conservador en el caso del canalón Dalla debido al escaso recubrimiento de hormigón y poco confinamiento de las horquillas de anclaje. El ACI 318-2008 entrega una expresión más actualizada para el cálculo de la longitud de desarrollo.

$$l_d = \left( \frac{f_y}{1.1\lambda\sqrt{f'_c}} \frac{\Psi_t \Psi_e \Psi_s}{\left( \frac{c_b + K_{tr}}{d_b} \right)} \right) d_b \quad (2.14)$$

En caso de barras con gancho a  $180^\circ$  para desarrollar tracción la longitud se calcula según la expresión 2.15:

$$l_d = \max \left\{ \begin{array}{l} 150mm \\ 8d_b \\ 0.24d_b \Psi_e \frac{f_y}{\lambda\sqrt{f'_c}} \end{array} \right. \quad (2.15)$$

donde  $\Psi_t$  es el factor de ubicación del refuerzo (1.3 para barras superiores, 1.0 para barras inferiores);  $\Psi_e$  es el factor de recubrimiento epóxico (1.0 para barras sin este recubrimiento);  $\Psi_s$  es el factor de tamaño del refuerzo (0.8 para barras de diámetro menor a 22mm, y 1.0 para diámetro mayor o igual a 22mm);  $\lambda = 1$  para hormigones de densidad normal;  $c_b$  es el mínimo entre la distancia del centro de la barra a desarrollar a la superficie de hormigón más cercana, y un medio del espaciamiento centro a centro entre barras a desarrollar; y  $K_{tr}$  es el índice de refuerzo transversal.

Existe un esfuerzo de adherencia por fricción uniformemente distribuido a lo largo de las zonas del plateau de fluencia y de endurecimiento por deformación calculado según la expresión 2.16 propuesta por Pochanart y Harmon (1989).

$$u_f = \left( 5.5 - 0.07 \frac{S_L}{H_L} \right) \sqrt{\frac{f_c'}{27.6}} \quad (MPa) \quad (2.16)$$

Donde  $S_L$  y  $H_L$  corresponden al espaciamiento entre resaltes de la barra y la altura del resalte respectivamente. De esta manera la longitud del plateau de fluencia se calcula según la expresión 2.17 así:

$$L_{yp} = \frac{(f_s - f_y)d_b}{4u_f} \quad (2.17)$$

La expresión anterior resulta ser cero si  $f_s$  no aumenta en el plateau de fluencia – lo que equivale a afirmar que no hay deslizamiento de la barra en esta zona-. Puesto que este comportamiento no sucede realmente, Sezen (2002) sugiere un leve endurecimiento por deformación (del orden de 1%) cuando la deformación en la barra se encuentra en el plateau de fluencia de la relación tensión-deformación del acero.

La longitud de la zona de endurecimiento por deformación  $L_{sh}$  puede calcularse usando la expresión 2.17 reemplazando la tensión de fluencia por la tensión al inicio del endurecimiento por deformación. Finalmente la zona de extracción de cono se extiende a lo largo una longitud  $L_{pc}$  igual al recubrimiento neto de la barra embebida.

El deslizamiento se calcula integrando el gráfico de distribución de deformaciones en la longitud de desarrollo, es decir el área bajo la curva de deformaciones que se observa en la Figura 2-3.

$$\delta_{slip} = \varepsilon_s L_{pc} + 0.5 (\varepsilon_s + \varepsilon_{sh}) L_{sh} + 0.5 (\varepsilon_{sh} + \varepsilon_y) L_{yp} + 0.5 \varepsilon_y L_e \quad (2.18)$$

### 2.3 Modelos constitutivos de los materiales.

Los modelos constitutivos para el hormigón y el acero de refuerzo deben ser establecidos para desarrollar el análisis de la respuesta inelástica de un elemento de hormigón armado. Estos modelos deben ser capaces de reflejar con un alto grado de precisión el comportamiento no lineal de cada material. El modelo a seguir para el hormigón en la presente investigación no tiene en cuenta efectos de confinamiento, y las características tensión – deformación del acero de refuerzo de las horquillas se consideran iguales tanto en tracción como en compresión.

#### 2.3.1 Modelo constitutivo del hormigón.

Se han establecido diversos modelos constitutivos para describir la relación tensión – deformación del hormigón según se encuentre o no confinado. Para el caso de la presente investigación, al no contar con un refuerzo de confinamiento efectivo, se ha seleccionado el modelo propuesto por Hognestad (1952) definido por las siguientes expresiones:

$$f_c = f'_c \left( 2 \left( \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0} \right) - \left( \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_0} \right)^2 \right) \quad \text{para} \quad 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_0 \quad (2.19)$$

$$f_c = f'_c \left( 1 - 0.15 \frac{\varepsilon_c - \varepsilon_0}{\varepsilon_{cu} - \varepsilon_0} \right) \quad \text{para} \quad \varepsilon_0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu} \quad (2.20)$$

$$\varepsilon_0 = 1.8 \frac{f'_c}{E_c} \quad (2.21)$$

Donde  $\epsilon_c$  es la deformación unitaria del hormigón,  $\epsilon_{c0}$  es la deformación cuando se alcanza la tensión máxima -calculada según se indica anteriormente o igual a 0.002- y  $\epsilon_{cu}$  es la deformación última. La Figura 2-4 ilustra la relación tensión - deformación para el hormigón de acuerdo a Hognestad.

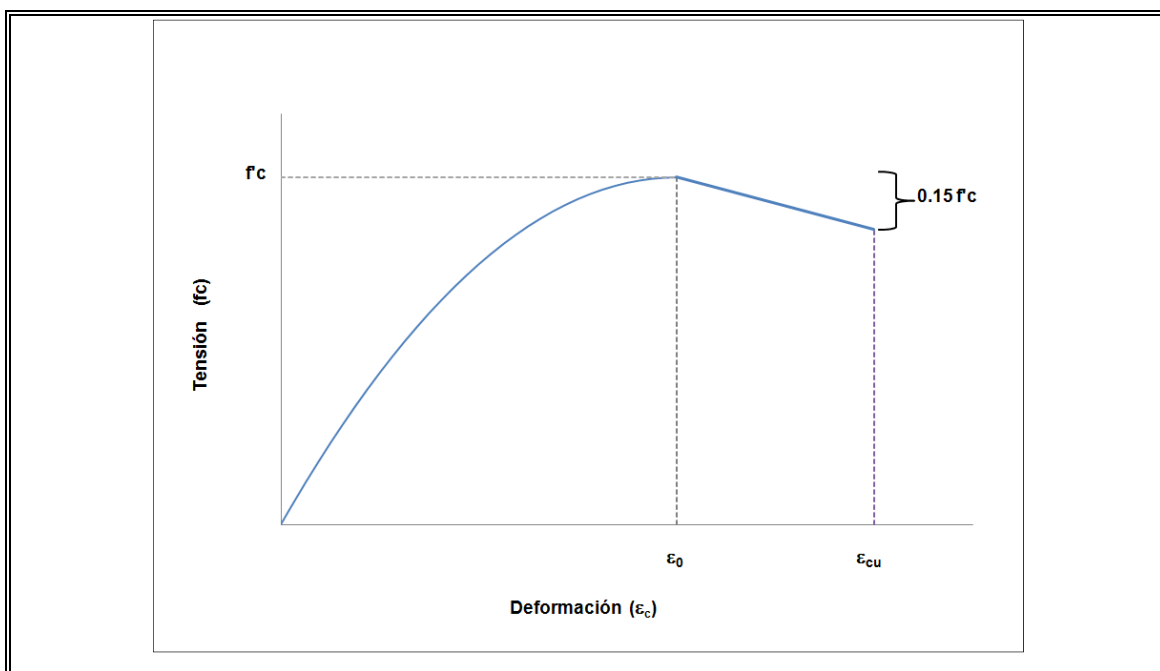


Figura 2-4: Relación tensión – deformación según Hognestad (1952).

### 2.3.2 Modelo constitutivo del acero de refuerzo.

El modelo constitutivo del acero de refuerzo comprende tres fases. Las fases elásticas y el plateau de fluencia son lineales, mientras que la porción de endurecimiento por deformación de la curva es no lineal y se encuentra definida por la expresión 2.24, propuesta por Mander et al. (1984). La relación tensión-deformación del acero de refuerzo, tanto en tensión como en compresión está definida según las siguientes expresiones:

$$f_s = E_s \varepsilon_s \quad \text{para} \quad \varepsilon_s \leq \varepsilon_y \quad (2.22)$$

$$f_s = f_y \quad \text{para} \quad \varepsilon_y \leq \varepsilon_s \leq \varepsilon_{sh} \quad (2.23)$$

$$f_s = f_u - (f_u - f_{sh}) \left( \frac{\varepsilon_s - \varepsilon_{sh}}{\varepsilon_u - \varepsilon_{sh}} \right)^p \quad \text{para} \quad \varepsilon_{sh} \leq \varepsilon_s \leq \varepsilon_u \quad (2.24)$$

donde  $f_s$  es la tensión en el acero para la deformación unitaria del acero  $\varepsilon_s$ ;  $f_y$ ,  $f_{sh}$  y  $f_u$  son las tensiones de fluencia, al inicio del endurecimiento por deformación y última respectivamente;  $\varepsilon_y$ ,  $\varepsilon_{sh}$ ,  $\varepsilon_u$  son las correspondientes deformaciones unitarias, y  $E_s$  es módulo elástico del acero. El valor  $p$  dado en la expresión 2.24 es la potencia que describe la fase de endurecimiento por deformación. El valor de  $p$  no ha sido ajustado para los aceros chilenos por lo que se usará en la presente investigación un valor igual a 3.4 calibrado para los aceros mexicanos según Rodríguez y Botero (1996). Para los aceros producidos en Estados Unidos el valor de  $p$  es 6.0, produciendo para el acero A63-42H resistencias más altas al comienzo del endurecimiento, como se observa en la Figura 2-5 para las propiedades nominales.

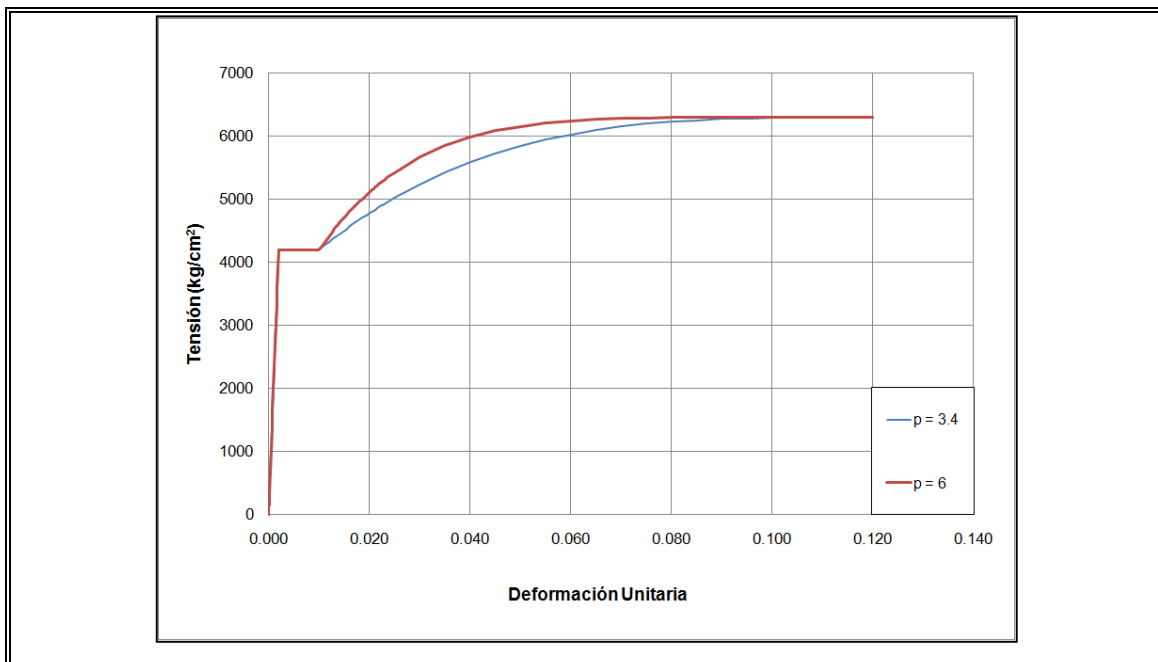


Figura 2-5: Comparación de la relación tensión – deformación del acero de refuerzo con diferentes valores de  $p$ .

## 2.4 Modelos cíclicos flexurales.

La investigación experimental ha sido la principal fuente de información para la descripción analítica de la respuesta dinámica no lineal de los elementos de hormigón armado. Actualmente no existe un único modelo que describa todas las características de la respuesta inelástica de todos los tipos de elementos de hormigón armado.

García (1998) define histéresis como “fenómeno en el cual dos, o más, propiedades físicas responden de una forma que depende de la historia de su comportamiento previo. En general hace referencia al comportamiento de los materiales estructurales cuando se ven sometidos a deformaciones o esfuerzos que están fuera del rango lineal, o elástico, de comportamiento. Una gran parte de la energía que es capaz de disipar el material estructural en el rango inelástico de respuesta se asocia con el área comprendida dentro de los ciclos de histéresis”.

Estructuralmente no es posible simular el comportamiento histerético de una estructura completa a través de los modelos constitutivos de los materiales que la componen. Por lo tanto se deben desarrollar modelos de comportamiento individuales para cada elemento que la constituyen para modelar la respuesta global. Estos modelos consisten en una curva primaria o esqueleto y de ramas de descarga y recarga. La curva esqueleto provee los límites de resistencia y deformación y se traza con una serie de puntos que marcan los cambios de comportamiento. Cada segmento que define la respuesta generalmente es idealizado a través de líneas rectas.

Existen gran cantidad de modelos histeréticos que describen la respuesta flexural de elementos de hormigón armado, algunos de estos consisten en sofisticaciones de modelos más simples desarrollados previamente. Los modelos histeréticos para elementos de hormigón armado caracterizan un importante punto que define su comportamiento y es la degradación de rigidez ante el incremento de la deformación y el número de ciclos impuestos.

Takeda et al. (1970) desarrollaron un modelo histerético de elementos de hormigón armado con degradación de rigidez, basado en observaciones y resultados experimentales obtenidos en el simulador de sismos de la Universidad de Illinois. El modelo consiste en una curva esqueleto trilineal que refleja el cambio de rigidez al agrietarse la sección. Las pendientes de descarga se reducen en función de la máxima deformación alcanzada previamente. Las pendientes de recarga apuntan al punto de respuesta máxima de deformación del ciclo anterior. Uno de los problemas de los modelos previos con degradación de rigidez era la disipación de energía en ciclos de pequeñas amplitudes y es considerado en este modelo. El modelo cuenta con 16 reglas para descarga y recarga, cubriendo todas las posibles secuencias de carga.

El modelo de Takeda fue simplificado por diversos autores por medio de curvas esqueleto bilineales como el modelo *Modified Takeda* o Takeda Modificado propuesto por Otani (1974) en el que la rigidez de las pendientes de descarga y

recarga son controlados por los parámetros  $\alpha$  y  $\beta$  respectivamente. Estos parámetros están dentro de los rangos entregados por Takeda et al. (1970) a partir de los resultados experimentales. ( $0.0 \leq \alpha \leq 0.5$  y  $0.0 \leq \beta \leq 0.6$ ). Nueve reglas definen los ciclos histeréticos del modelo. La Figura 2-6 ilustra las características de los modelos de Takeda y Takeda Modificado.

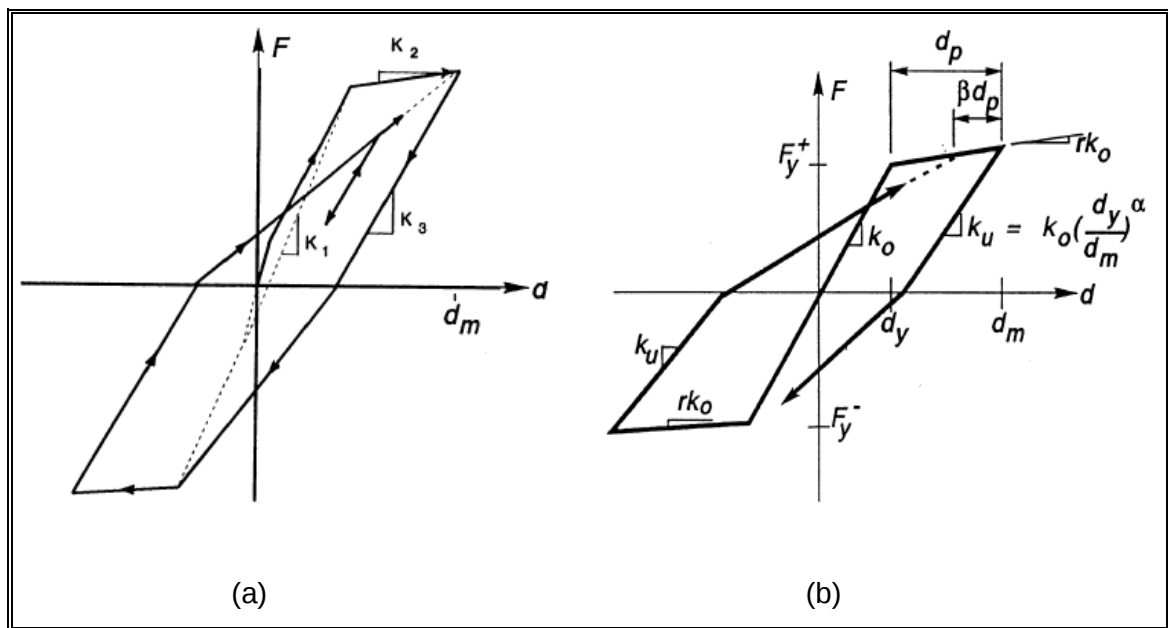


Figura 2-6: Modelos histeréticos con degradación de rigidez Takeda et al.

(1980) (a) y Takeda Modificado propuesto por Otani (1974) (b).

A medida que aumenta el valor de  $\alpha$ , la degradación de la rigidez de descarga es mayor, produciendo ciclos histeréticos más cerrados, con menor disipación de energía. Un valor de  $\alpha=0$  representa una rigidez de la rama de descarga igual a la rigidez inicial  $K_0$  del elemento. En cuanto al parámetro  $\beta$ , un mayor valor implica una rigidez de recarga más alta ya que la recarga en la dirección opuesta apunta hacia el punto  $\beta < 1$  veces la deformación inelástica máxima en la dirección de recarga. Si  $\beta=0$ , la recarga es del tipo “*peak-oriented*”.

Otani (1980) comparó numerosos modelos de comportamiento cíclico y concluyó que aquellos con reglas histeréticas detalladas y complejas no producen diferencias significativas en la respuesta de elementos de hormigón armado al compararlos con aquellos con reglas simples.

## **2.5 Análisis de vigas con inelasticidad concentrada. Modelo de Giberson de una componente.**

Uno de los primeros modelos para el análisis inelástico de elementos sometidos a ciclos alternados de carga fue el modelo de viga de dos componentes –*two component beam model*- propuesto por Clough et al. (1965) y que es capaz de describir la relación momento-curvatura –bilineal- mediante la definición de dos elementos viga - es decir sin interacción entre la respuesta flexural y la axial- conectados en paralelo de tal forma que uno de los elementos representa la rigidez inelástica o post fluencia y el otro es representado por una relación elasto-plástica perfecta. Una de las desventajas en la implementación de este modelo es la complejidad en la obtención de la degradación de rigidez y resistencia que experimentan los elementos de hormigón armado ante ciclos de carga alternada, sobreestimando la disipación de energía.

Giberson (1967) desarrolló el modelo de viga de una componente –*Giberson one component beam model*- capaz de reproducir estas degradaciones de rigidez y resistencia por medio de resortes rotacionales no lineales ubicados en los extremos del elemento conectados en serie por un elemento viga lineal elástico. El elemento viga se deforma elásticamente mientras que las deformaciones inelásticas se concentran en los resortes a manera de rótula plástica. La rigidez de la rótula es controlada por la rigidez tangente del punto en que se encuentre el sistema en el modelo de histéresis utilizado. La Figura 2-7 ilustra la configuración del modelo de Giberson de viga de una componente y el modelo de la rótula plástica –resortes rotacionales- en los extremos.

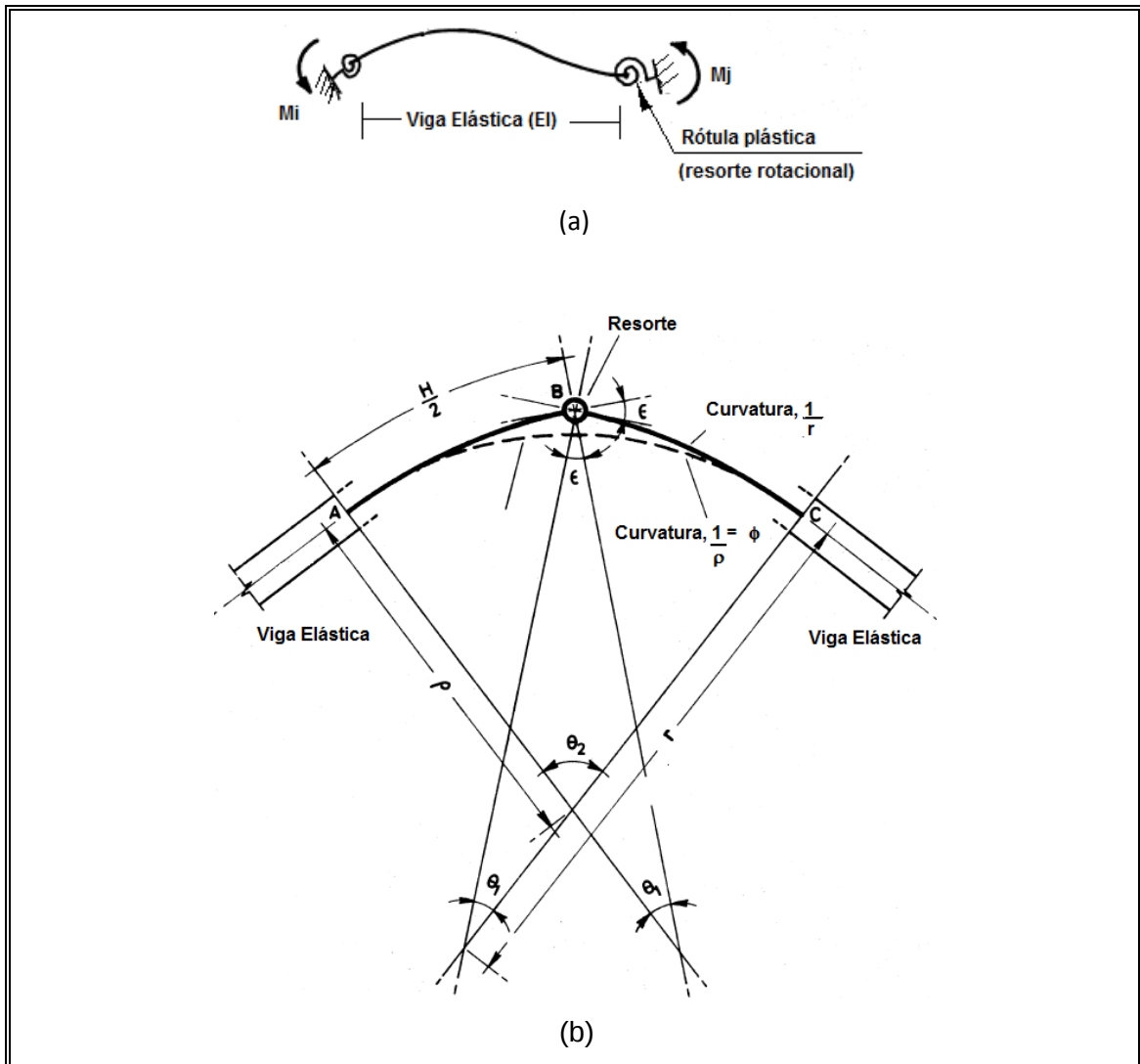


Figura 2-7: Configuración del modelo de Giberson (1967) de viga de una componente (a) y definición de la rótula plástica –resortes rotacionales- en los extremos (b). Adaptado de Carr (2007).

La rigidez de la rótula es tal, que la rotación de la rótula –resorte- junto a la rotación asociada a la curvatura elástica de la viga en la longitud de la rótula es la misma rotación debida a la curvatura en la longitud de la rótula con las propiedades inelásticas en la zona del resorte. Si la sollicitación está en el rango

elástico la rótula plástica tiene rigidez infinita. La rigidez del resorte para una longitud de rótula  $H$ , curvatura  $\phi$  y relación momento-curvatura  $M=f EI \phi$ , con  $f < 1$ , viene dada por la expresión 2.25.

$$K_{resorte} = \frac{EI}{H} \left( \frac{f}{1-f} \right) \quad (2.25)$$

Unas de las razones del amplio uso de este modelo es la conveniencia computacional y que los términos de la matriz de rigidez pueden ser calculados de cualquier relación histerética no lineal momento-rotación. Programas como Ruaumoko 2D, Carr (2007) permiten hacer análisis inelásticos estáticos y dinámicos utilizando diversas reglas histeréticas con el modelo de Giberson.

## 2.6 Estimación de la longitud de rótula plástica.

En elementos de hormigón armado, una vez se supera el límite elástico y el comportamiento se describe por las propiedades inelásticas de la sección, existe una concentración de cambio de curvatura en una distancia relativamente pequeña denominada longitud de plastificación o longitud de rótula plástica  $\ell_p$ . La consecuencia de esta acumulación de curvatura es una rotación o giro de la línea elástica del elemento similar a la rotación que ocurre en una articulación.

Una gran cantidad de relaciones empíricas han sido desarrolladas para determinar la longitud  $\ell_p$  de las rótulas plásticas que dependen especialmente del nivel de confinamiento transversal, cantidad de corte transferido a la rótula, distancia de la rótula al punto de inflexión de momento, características del refuerzo, tensiones de adherencia hormigón-acero, posibilidad de deslizamiento relativo, esfuerzos axiales y deformación unitaria aceptable en el hormigón comprimido.

Los valores teóricos deducidos por la integración de la distribución de curvatura hacen directamente proporcional la longitud de la rótula plástica a la longitud del

elemento. Estos valores sin embargo no entregan un buen ajuste a resultados experimentales de elementos de hormigón ya que consideran el que la distribución de curvatura termina de manera abrupta en el extremo del elemento considerado y no tiene en cuenta el fenómeno de la deformación del refuerzo más allá de los límites del elemento –nudos o zonas de apoyo-. Esta deformación adicional no considerada induce un giro y deformación adicional.

De acuerdo a Paulay y Priestley (1992), la expresión 2.26 entrega un buen estimativo de la longitud de la rótula plástica utilizada a lo largo de los años.

$$l_p = 0.08l + 0.022d_b f_y \quad (2.26)$$

Donde  $l$  es la longitud del elemento en mm,  $d_b$  es el diámetro de las barras de refuerzo en mm y  $f_y$  es la tensión de fluencia de las barras de refuerzo en MPa. Una buena aproximación de la anterior expresión es calcular la longitud de rótula plástica como la mitad de la altura  $h$  del elemento es decir:

$$l_p \approx 0.5h \quad (2.27)$$

Se debe distinguir la longitud de rótula plástica de las longitudes estipuladas en los códigos de diseño para las zonas donde se espera comportamiento plástico que requieren un nivel de detallamiento especial para asegurar una capacidad de rotación inelástica apropiada.

### **3. DESCRIPCIÓN Y EVALUACIÓN DE ENSAYOS**

En este capítulo se describe el programa experimental desarrollado en etapas previas a esta investigación y se entregan los resúmenes de los resultados de tres tipos de ensayos realizados. Así mismo, se efectúa la evaluación y análisis de dichos datos en términos de los distintos parámetros necesarios para la modelación elástica e inelástica del comportamiento de la conexión Dalla-Viga I-130.

La etapa experimental desarrollada previamente a esta investigación contempló la realización de tres tipos de ensayos distribuidos de la siguiente forma: 5 ensayos de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla, 4 ensayos de extracción de las horquillas de anclaje de los nudos Dalla-Viga I-130 y 2 ensayos cíclicos del nudo Dalla-Viga I-130.

Las probetas fueron construidas por Preansa en las instalaciones de su planta de producción y ensambladas por personal de Preansa en el Laboratorio de Ingeniería Estructural de la Pontificia Universidad Católica de Chile, asumiendo que dichas probetas son representativas de los nudos construidos en la planta Plywood de CMPC Maderas en Mininco.

Las características de materiales y de la sección de la Dalla y del nudo Dalla-Viga I-130 son las descritas en el Capítulo 1 de la presente investigación gracias a la información proporcionada por Preansa S.A. Los esquemas de la configuración del montaje de los distintos ensayos que se muestran en el presente Capítulo, así como las fotografías de estos fueron realizados por María Olga Faundez.

#### **3.1 Ensayo de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla.**

El objetivo principal de este ensayo, de tipo estático, es determinar la resistencia y describir el modo de falla de los anclajes que conectan el canalón Dalla al nudo Dalla-Viga I-130 al tratar de extraerlo de la Dalla sujeta a prueba. Con lo anterior

se puede establecer la capacidad de las barras de las horquillas de desarrollar tensiones más allá del límite elástico y de sus valores nominales.

El ensayo consistió en anclar uno de los extremos de un segmento de 220cm de Canalón Dalla al marco de carga del Laboratorio y someter una de las horquillas que emergen del otro extremo del elemento prefabricado a una carga de tracción monotónicamente creciente (con algunos ciclos de descarga intermedios) hasta alcanzar la falla de la probeta. La carga se aplicó con un gato hidráulico perforado de 60 toneladas de capacidad y transmitida por medio de un tensor longitudinal de 38mm de diámetro. Se utilizó un marco rígido como sistema de reacción del gato hidráulico y de los anclajes. El esquema general del ensayo de extracción de las horquillas desde el canalón Dalla se ilustra en la Figura 3-1 mientras que la Figura 3-2 muestra la disposición del marco de carga, configuración del sistema de anclaje y medidas del segmento típico de canalón ensayado.

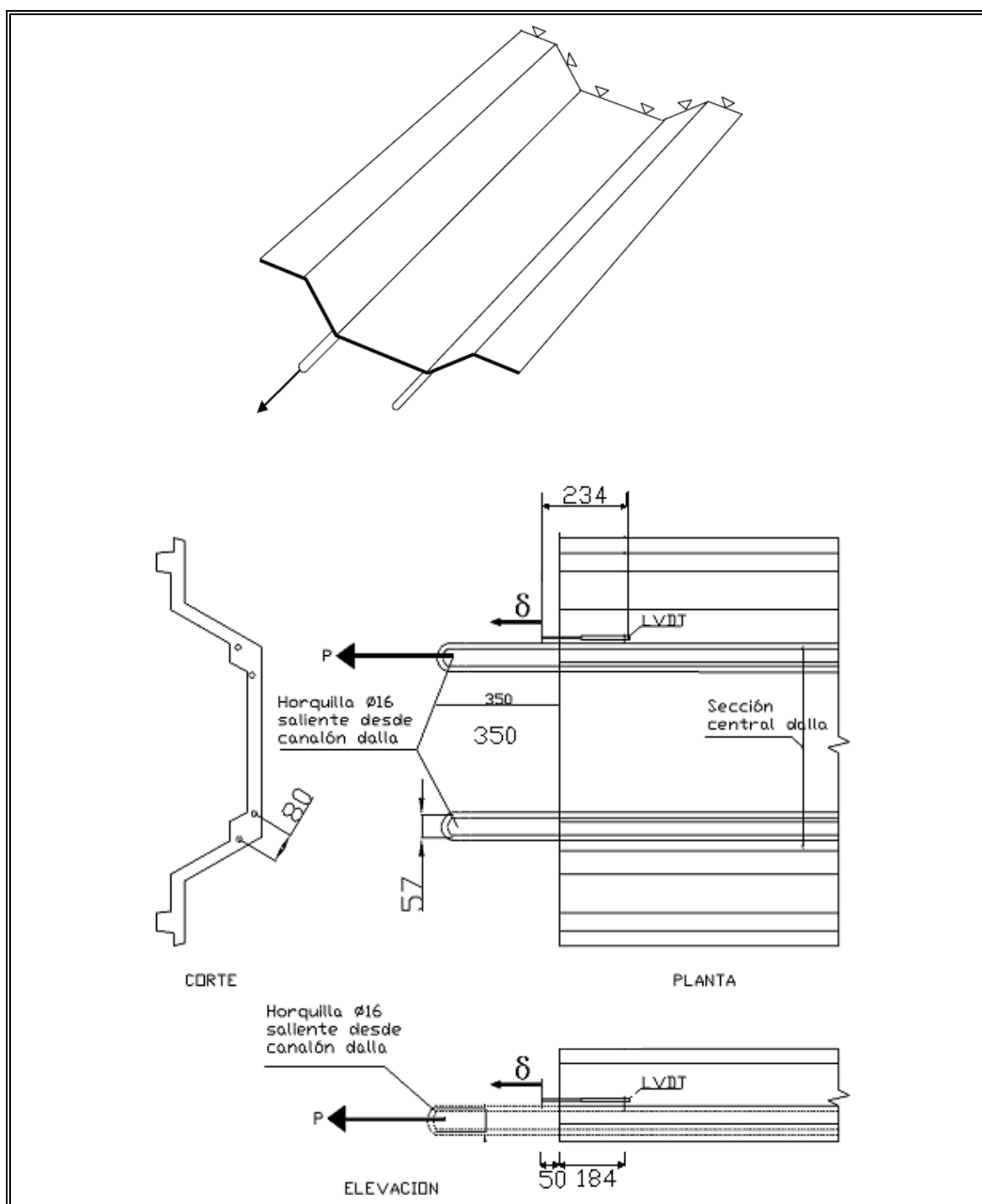


Figura 3-1: Esquema del ensayo de extracción de las horquillas de anclaje desde los canales Dalla.

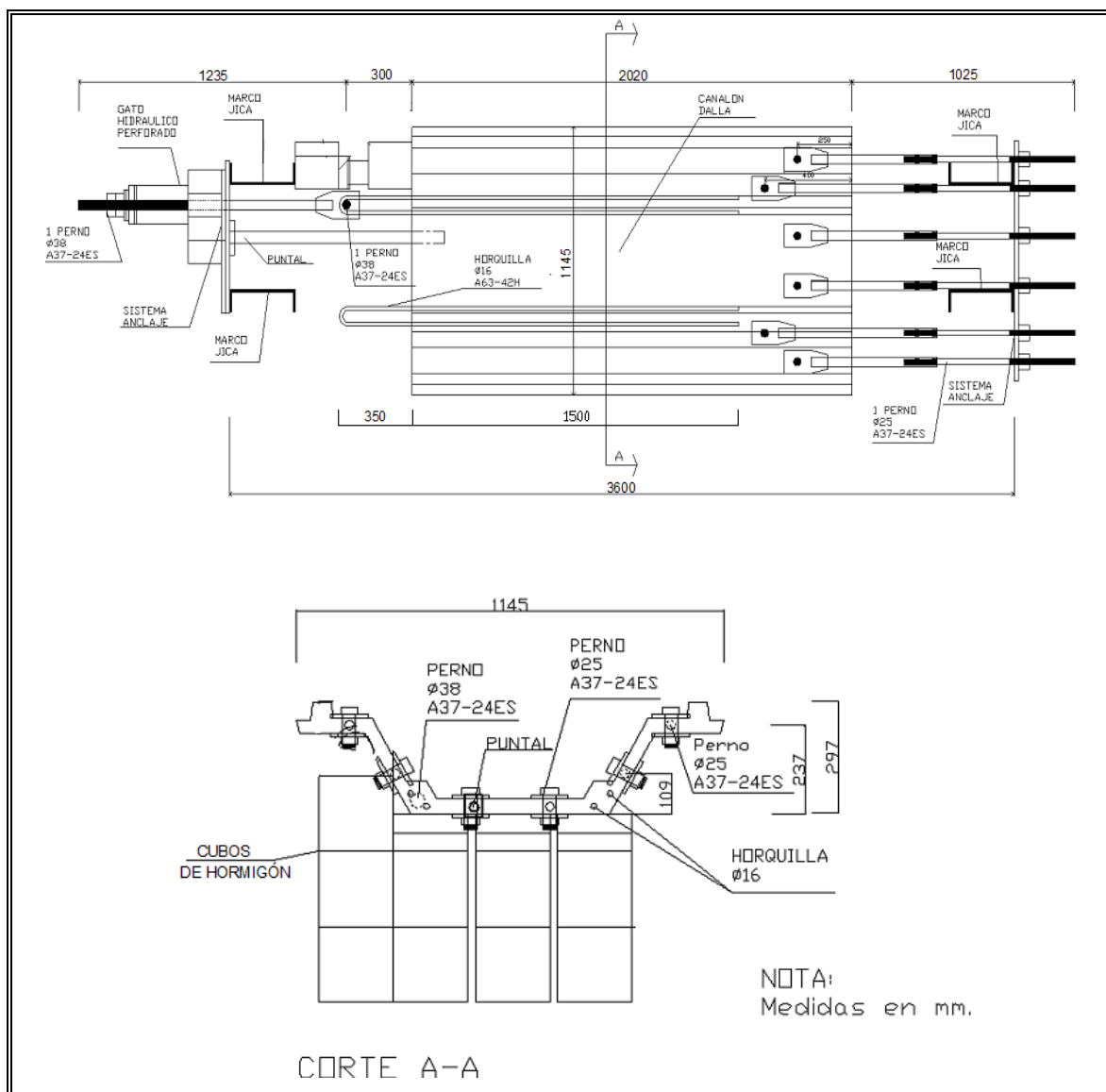


Figura 3-2: Montaje del ensayo de extracción de las horquillas de anclaje desde los canales Dalla.

La carga fue aplicada con incrementos de 0.6 toneladas en la parte inicial del ensayo y de 0.3 toneladas cerca de la falla de la probeta. Los ciclos de carga y descarga aplicados fueron debidos a la restricción de la longitud del tensor de

carga de  $\phi 38\text{mm}$  que no permitía incrementar la sollicitación sin descargas intermedias.

En el ensayo se tomaron lecturas de la fuerza de tracción aplicada a la horquilla de anclaje y el desplazamiento relativo que se produce entre la horquilla de anclaje y el hormigón de la Dalla, en el punto en que la horquilla emerge del hormigón. Este desplazamiento relativo fue medido con un transductor LVDT en una distancia de 23.4cm, fijado 18.4cm en el hormigón del canalón y a 5.0cm en la horquilla desde el borde del hormigón, como se aprecia en la Figura 3-1.

En total se realizaron cinco ensayos de este tipo empleándose en total tres canalones Dalla, con dos horquillas cada uno. En una de las probetas fue ensayada solo una de las horquillas. Los ensayos se nombran como EH CD y numerados de 1 a 5.

### **3.1.1 Resultados de ensayo de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla.**

En esta sección se presentan los resultados obtenidos en los ensayos de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla de las cinco probetas descritas anteriormente. Estos resultados incluyen la deformación y fuerzas medidas así como la tensión generada sobre las barras para las cuales ocurre la fluencia del sistema; la resistencia máxima a tracción y la carga de rotura que alcanza la probeta. En la Figura 3-3 se muestran recopiladas las curvas medidas de los 5 ensayos realizados.

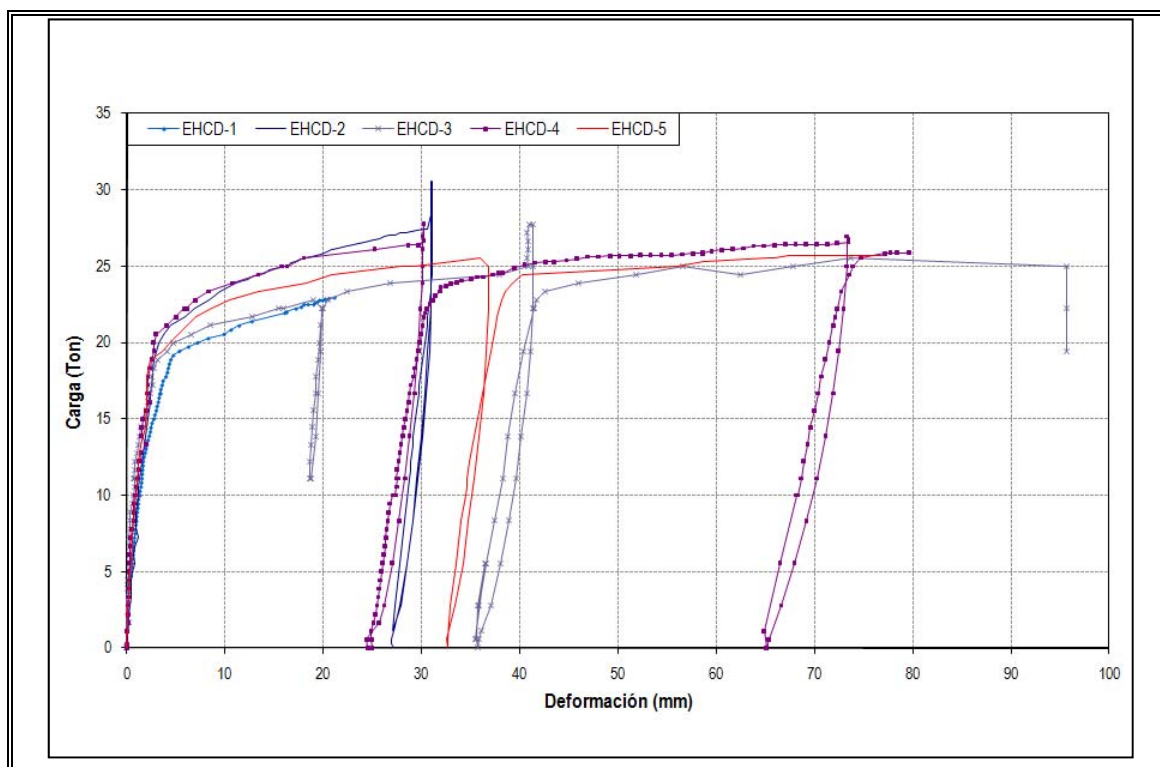


Figura 3-3: Resumen de ensayos de extracción de horquilla de canalón Dalla.

a) Límite elástico y desplazamiento asociado. Ensayos EHCD.

En la Tabla 3-1 se entregan los resultados referentes a la fuerza registrada en los ensayos cuando se observa claramente el límite elástico de las barras traccionadas, la tensión sobre las horquillas y el desplazamiento relativo asociado a ese nivel de carga. También se calculan los valores promedio de los parámetros anteriores.

Tabla 3-1: Resultados para el límite elástico. Ensayos EHCD.

| Ensayo                    | Límite Elástico   |                                             |                              |
|---------------------------|-------------------|---------------------------------------------|------------------------------|
|                           | Carga Axial (Ton) | Tensión en horquillas (kg/cm <sup>2</sup> ) | Desplazamiento Relativo (cm) |
| EHCD-1                    | 19.17             | 4768                                        | 0.47                         |
| EHCD-2                    | 20.00             | 4975                                        | 0.32                         |
| EHCD-3                    | 18.89             | 4699                                        | 0.31                         |
| EHCD-4                    | 20.56             | 5113                                        | 0.29                         |
| EHCD-5                    | 18.89             | 4699                                        | 0.24                         |
| <b>Promedio</b>           | 19.50             | 4851                                        | 0.33                         |
| <b>Desv. Estándar</b>     | 0.75              | 185                                         | 0.09                         |
| <b>Coef. de Variación</b> | 0.038             | 0.038                                       | 0.27                         |

Los valores de la fuerza que definen el límite de las barras de anclaje se determinan al observar cuidadosamente los gráficos resultantes en cada ensayo e identificando cuando se produce un cambio evidente de la pendiente de la curva de carga.

El límite elástico promedio de los ensayos es de 4851 kg/cm<sup>2</sup> y en todos los casos se superó la tensión promedio nominal de la barras 4200 kg/cm<sup>2</sup>. La dispersión de los resultados de carga y tensión es baja con desviaciones estándar de 0.75Ton y 185 kg/cm<sup>2</sup> respectivamente.

El desplazamiento relativo promedio es 0.33cm con una desviación estándar de 0.09cm. Esta medida del grado de dispersión se ve afectada por el resultado del primer ensayo que es un 44% superior al promedio de las cinco pruebas. Esto se debe a que durante la ejecución de este primer ensayo el tensor longitudinal, a través del cual se aplica la carga a la horquilla, entro en fluencia y generó lecturas que no representan la realidad del ensayo. Esto se corrigió en los siguientes ensayos mediante la instalación de un puntal entre el marco rígido y el canalón Dalla a partir de las 18 toneladas de carga aplicada. Al no considerar la lectura de desplazamiento relativo del primer ensayo el valor promedio disminuye a 0.29cm, con una desviación estándar de 0.04cm.

b) Carga máxima y desplazamiento asociado. Ensayos EHCD.

En la Tabla 3-2 se presentan los resultados de lecturas de fuerza, tensión sobre las horquillas y desplazamiento relativo asociado al nivel de carga en los ensayos cuando se registra la carga máxima aplicada sobre las probetas. En la misma se muestran los valores promedio de los parámetros en estudio.

Tabla 3-2: Resultados carga máxima ensayos EHCD.

| Ensayo                    | Carga Máxima      |                                             |                              |
|---------------------------|-------------------|---------------------------------------------|------------------------------|
|                           | Carga Axial (Ton) | Tensión en horquillas (kg/cm <sup>2</sup> ) | Desplazamiento Relativo (cm) |
| EHCD-1                    | 33.00             | 8209                                        | -                            |
| EHCD-2                    | 30.56             | 7601                                        | 3.10                         |
| EHCD-3                    | 27.78             | 6910                                        | 4.13                         |
| EHCD-4                    | 27.78             | 6910                                        | 3.02                         |
| EHCD-5                    | 25.72             | 6399                                        | 7.68                         |
| <b>Promedio</b>           | 28.97             | 7206                                        | 4.48                         |
| <b>Desv. Estándar</b>     | 2.83              | 705                                         | 2.19                         |
| <b>Coef. de Variación</b> | 0.098             | 0.098                                       | 0.49                         |

Debido al inconveniente presentado en el ensayo 1 descrito en el numeral anterior, relativo a la fluencia del tensor longitudinal de aplicación de la carga, y al nivel de daño en el hormigón en la zona de ubicación del transductor en el ensayo 1, no fue posible registrar valores de desplazamiento relativo más allá de las 23 toneladas de carga. Sin embargo, fue precisamente en este ensayo en el que se alcanzó el mayor valor de carga máxima registrada.

La tensión máxima promedio de los cinco ensayos fue 7206 kg/cm<sup>2</sup>, equivalente a 1.14 veces el valor máximo nominal para esta calidad de acero. La tensión alcanzada en el ensayo 1 es superior en un 30% a la tensión nominal mientras que para el ensayo 5 es solo de un 1.5%. Se resalta el hecho que se superó en todos los casos el valor máximo nominal, por lo que se deduce que la horquilla de

anclaje embebida en la Dally es capaz de desarrollar su resistencia máxima nominal. La desviación estándar de la tensión para este nivel de carga es de 705 kg/cm<sup>2</sup> indicando un alto grado de dispersión de los resultados; sin embargo, si no se considera la tensión del primer ensayo la desviación se reduce a 494 kg/cm<sup>2</sup> y el valor promedio sería 6955 kg/cm<sup>2</sup>.

Se observa un alto grado de dispersión de la lectura de los desplazamientos asociados a la carga máxima alcanzada respecto a su media, con una desviación estándar de 2.19cm. Al no considerar el resultado de desplazamiento relativo del ensayo 5 la desviación estándar se reduce notablemente, alcanzando un valor de 0.62cm con un desplazamiento relativo promedio de 3.42cm.

Los valores de desplazamiento en este ensayo son muy variables debido a que la adherencia entre el hormigón y el acero depende del espesor del recubrimiento de hormigón, que en el caso específico de las horquillas en la Dally es bajo, por lo cual, ante un agrietamiento significativo del hormigón, aumenta el deslizamiento de la horquilla por el bajo grado de anclaje.

c) Carga de rotura y desplazamiento asociado. Ensayos EHCD.

La Tabla 3-3 muestra los datos de fuerza, tensión sobre las horquillas y desplazamiento relativo asociado al nivel de carga de rotura en los ensayos de extracción del canalón Dally. Los valores promedio de las lecturas también son entregados y el tipo de falla observado.

Tabla 3-3: Resultados carga de rotura ensayos EHCD.

| Ensayo                    | Carga de Rotura   |                                            |                              |                                                    |
|---------------------------|-------------------|--------------------------------------------|------------------------------|----------------------------------------------------|
|                           | Carga Axial (Ton) | Tensión en horquillas ( $\text{kg/cm}^2$ ) | Desplazamiento Relativo (cm) | Tipo de Falla                                      |
| EHCD-1                    | 28.00             | 6965                                       | -                            | Corte de la horquilla en la sección de doblado "U" |
| EHCD-2                    | -                 | -                                          | -                            | Numerosas grietas en el hormigón                   |
| EHCD-3                    | 25.56             | 6357                                       | 7.37                         | Deslizamiento de la horquilla                      |
| EHCD-4                    | 25.89             | 6440                                       | 5.86                         | Deslizamiento de la horquilla                      |
| EHCD-5                    | 25.72             | 6399                                       | 7.68                         | Deslizamiento de la horquilla                      |
| <b>Promedio</b>           | 26.29             | 6540                                       | 6.97                         |                                                    |
| <b>Desv. Estándar</b>     | 1.15              | 285                                        | 0.97                         |                                                    |
| <b>Coef. de Variación</b> | 0.044             | 0.044                                      | 0.14                         |                                                    |

Al igual que en el numeral anterior no se registraron valores de desplazamiento relativo en el ensayo 1 para este nivel de carga. En el ensayo 2 no se alcanzó la rotura de la probeta debido a la utilización del mismo tensor utilizado en el ensayo 1. Este tensor fue reemplazado en las siguientes pruebas.

La tensión promedio de rotura de los ensayos en los que se alcanzó la falla de la probeta fue de  $6540 \text{ kg/cm}^2$ , equivalente a 1.04 veces el valor máximo nominal del acero A63-42H. Nuevamente, el nivel de tensión en el ensayo 1 es superior al de los restantes ensayos, siendo un 10% mayor al nominal.

Para este estado de falla el grado de dispersión es más bajo tanto para la carga y tensión como para el desplazamiento relativo asociado. La razón de esta baja en la varianza es que se cuenta con un número menor de datos y que entre sí presentan bastantes similitudes en los resultados.

d) Modos de falla. Ensayos EHCD.

En cuatro de los cinco ensayos realizados las barras se desprendieron completamente de las Dallas antes de alcanzar su resistencia última, es decir, la falla fue por pérdida de adherencia de las horquillas. En tres de los cinco ensayos después de alcanzar la fluencia de las horquillas el hormigón de los canalones se empieza a fisurar lo que produce el deslizamiento de la longitud embebida de las horquillas, el corte de la armadura especial de malla electrosoldada y el desprendimiento del recubrimiento de hormigón en la zona de la barra inferior de la horquilla. Esta secuencia de falla se denomina “falla en cadena del anclaje”. Para la barra superior de la horquilla el daño del hormigón se concentró en el borde en el que emerge la horquilla del canalón, produciéndose falla por tracción o “*splitting*” en el hormigón. Ver Figura 3-4.



Figura 3-4: Fotografías de la “falla en cadena del anclaje” producida por la falla de tracción en el hormigón o “splitting”.

En el ensayo 1 la falla se produjo la fractura de la horquilla en la sección doblada en “U”. En el ensayo 2 no se alcanzó la rotura de la probeta por la fluencia del tensor de carga, considerándose como carga límite cuando se registraron

numerosas grietas en el hormigón. En ninguno de los ensayos realizados se produjo falla del hormigón en la zona central (alma) del canalón Dalla. El daño severo en el hormigón se localizó en las alas y sólo se manifestó en los primeros 40cm medidos desde el extremo ensayado.

En la Figura 3-5 se aprecia el patrón de fisuración representativo de los ensayos realizados. A 17 Toneladas se observan grietas diagonales en la dirección en que se tracciona la horquilla, mientras que a 26 Toneladas es evidente el desprendimiento del hormigón que recubre la barra inferior de la horquilla prácticamente en toda la longitud embebida.

Dado el poco espesor de las Dallas en la zona de ubicación de las horquillas (4.0cm o 9.0cm, según sea la barra superior o inferior) y la falta de un confinamiento efectivo, era razonable esperar una falla por deslizamiento de la barra de 16mm diámetro.



Figura 3-5: Fotografías del patrón de fisuración de los ensayos para 17 Toneladas de carga (arriba) y 26 Toneladas de carga (abajo).

### 3.1.2 Comparación de resultados. Ensayos EHCD.

Debido a la falla en cadena por el “splitting” del hormigón, la carga máxima alcanzada en los ciclos no necesariamente coincide con la carga de rotura. También se resalta que durante el proceso de carga, una vez que se alcanza el valor máximo este se mantiene estable, casi constante, para valores de deformaciones grandes de las barras.

Otro punto de interés es que antes de llegar a la falla descrita se logra desarrollar una ductilidad de desplazamiento alta, favorable para la disipación de energía en el nudo. Es importante resaltar que no se aprecia un plateau de fluencia en los ensayos pero sí es evidente que las barras desarrollan endurecimiento por deformación una vez se supera el límite elástico, mostrando un comportamiento que se podría idealizar como bilineal.

Se ha observado que los valores de tensiones para el límite elástico y la carga máxima superan en todos los casos los valores nominales de tensión de fluencia y última de las barras A63-42H. En la Tabla 3-4 se determina la relación entre valores de tensión medidos y reales en los puntos de interés mencionados.

Tabla 3-4: Relación de tensiones medidas y nominales. Ensayo EHCD.

| Ensayo                    | Fluencia                             | Máxima                                          |
|---------------------------|--------------------------------------|-------------------------------------------------|
|                           | $f_y^{\text{real}} / f_y^{\text{n}}$ | $f_{\text{max}}^{\text{real}} / f_u^{\text{n}}$ |
| EHCD-1                    | 1.14                                 | 1.30                                            |
| EHCD-2                    | 1.18                                 | 1.21                                            |
| EHCD-3                    | 1.12                                 | 1.10                                            |
| EHCD-4                    | 1.22                                 | 1.10                                            |
| EHCD-5                    | 1.12                                 | 1.02                                            |
| <b>Promedio</b>           | 1.15                                 | 1.14                                            |
| <b>Desv. Estándar</b>     | 0.04                                 | 0.11                                            |
| <b>Coef. de Variación</b> | 0.038                                | 0.098                                           |

Los análisis anteriores permiten concluir que las barras de las horquillas pueden desarrollar la fluencia del material, e incluso la tensión máxima nominal, antes de ocurrir la falla del elemento. El valor promedio de tensión máxima en las horquillas y cada una de las tensiones de fluencia medidas en los ensayos cumplen con el requisito del código ACI-318 08 para conexiones húmedas referente a la capacidad de desarrollar al menos 1.25 veces el valor nominal de la tensión de fluencia de la barra. En promedio, la tensión máxima promedio ( $7206\text{kg/cm}^2$ ) es 1.71 veces la tensión de fluencia nominal ( $4200\text{kg/cm}^2$ ) y 1.48 veces la fluencia promedio medida ( $4851\text{kg/cm}^2$ ). El valor de 1.25 es un mínimo por seguridad para evitar falla frágil y máximo por economía, según se estipula en los comentarios del código, por lo que se confirma una vez más la alta ductilidad de la conexión en la zona del canalón cuando es sometida a tracción.

### 3.1.3 Estimación del comportamiento. Ensayos EHCD.

Se hace una estimación de la relación fuerza-deformación de una barra  $\phi 16\text{mm}$  embebida en hormigón sometida a tracción que emule el comportamiento de las probetas de los ensayos de extracción de las horquillas desde el canalón Dalla. Inicialmente se determina la longitud de desarrollo para barras en tracción según el código ACI 318-08. La expresión 3.1 reproduce esta definición.

$$l_d = \left( \frac{f_y}{1.1\lambda\sqrt{f'_c}} \frac{\Psi_t \Psi_e \Psi_s}{\left( \frac{c_b + K_{tr}}{d_b} \right)} \right) d_b \quad (3.1)$$

Donde  $\Psi_t$  es el factor de localización del refuerzo;  $\Psi_e$  es el factor de recubrimiento epóxico;  $\Psi_s$  es el factor de diámetro de la barra y  $\lambda$  el factor de modificación para hormigones livianos. El término  $K_{tr}$  representa la contribución del refuerzo de confinamiento que atraviesa los potenciales planos de hendimiento;  $c$  es el menor valor entre el recubrimiento lateral, el recubrimiento

de la barra y la mitad del espaciamiento medido entre los centros de las barras;  $f_y$  y  $f'_c$  son la tensión de fluencia del acero y la resistencia a la compresión del hormigón en MPa respectivamente. Finalmente,  $d_b$  es el diámetro de las barras en mm.

En el caso de estos ensayos, los valores de los parámetros son:

$$\Psi_t = 1.3 \text{ (menos de 30cm de recubrimiento)}$$

$$\Psi_e = 1.0 \text{ (barras sin recubrimiento epóxico)}$$

$$\Psi_s = 0.8 \text{ (} d_b < 22\text{mm)}$$

$$\lambda = 1.0 \text{ (hormigón normal)}$$

$$K_{tr} = 0 \text{ (no se toma en consideración contribución de refuerzo de confinamiento)}$$

$$c = 14.4\text{mm}$$

$$d_b = 16\text{mm}$$

$$f'_c = 35 \text{ MPa (0.35 Ton/cm}^2\text{)}$$

Con estos valores la expresión 3.1 entrega una longitud de desarrollo de 1181mm para los valores de tensión de fluencia y nominal, y de 1364mm utilizando los valores promedio de los ensayos. Por lo tanto la longitud de 1500mm de las barras embebidas en el canalón resultaría satisfactoria para desarrollar la tensión de fluencia de la barras y una mayor longitud embebida no representaría beneficio alguno en términos de tensiones o deformaciones.

La relación fuerza-deformación para predecir el deslizamiento de las barras se calcula usando los modelos propuestos por Alsiwat y Saatcioglu (1992) y Sezen (2002) explicados en 2.2.1 y 2.2.2. Sin embargo, para ser comparables los resultados de estos modelos con los datos de los ensayos de extracción de las horquillas de anclaje desde el canalón Dalla, es necesario adicionar al deslizamiento entregado por los modelos la deformación de las barras en la longitud no embebida (5cm) para el mismo nivel de tensión. La Figura 3-6

muestra la comparación entre los valores medidos en los ensayos y las estimaciones analíticas.

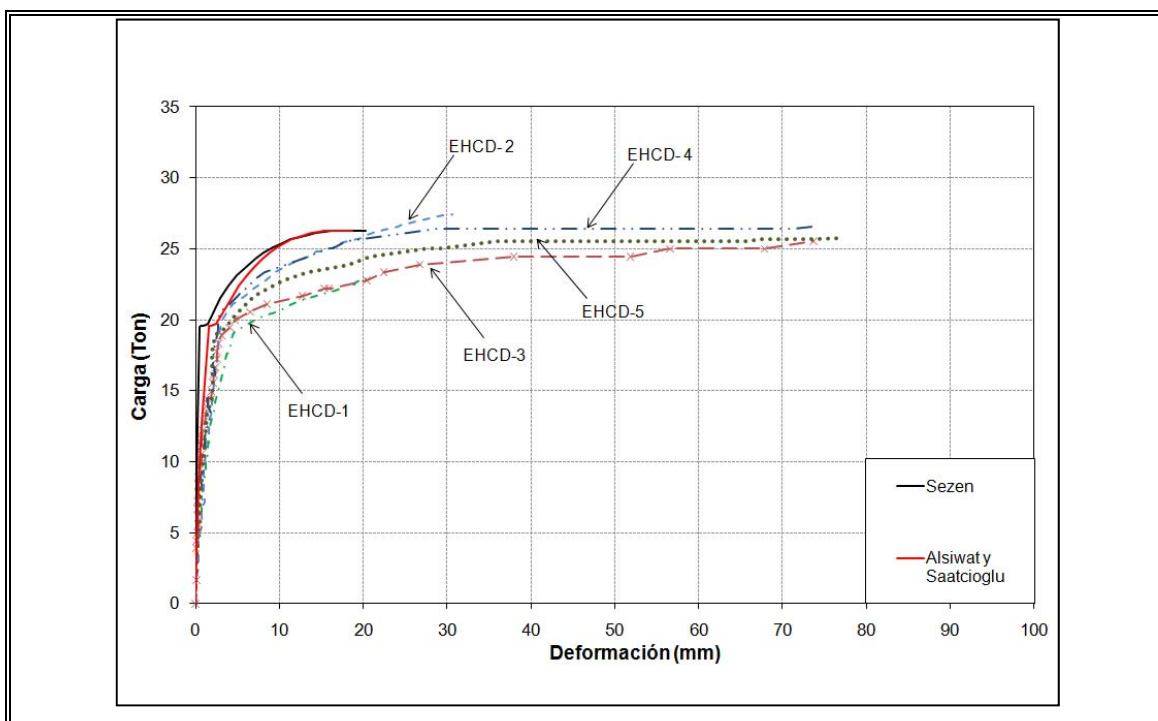


Figura 3-6: Comparación resultados de ensayos de extracción de horquilla de canalón Dalla con modelos analíticos propuestos.

Se puede observar que los modelos analíticos propuestos subestiman las deformaciones, alcanzando máximos de 18.7mm y 20.4mm para los modelos de Alsiwat y Saatcioglu (1992) y Sezen (2002) respectivamente; para el nivel de rotura los cálculos teóricos son aproximadamente un 70% menores a la deformación máxima promedio. Esto se puede deber, entre otros, al escaso recubrimiento de las horquillas, que era 14.4mm, y al nulo confinamiento del hormigón, ya que los modelos teóricos han sido calibrados con resultados experimentales sobre probetas con recubrimientos “normales” y capacidad de desarrollar los esfuerzos de adherencia estipulados. Por lo tanto, se puede

afirmar que las deformaciones registradas durante los ensayos corresponden principalmente a alto desprendimiento o deslizamiento de las horquillas, por las razones antes expuestas, factores que no son contemplados en los modelos.

Las estimaciones además entregan deformaciones elásticas bastante menores (del orden de 64% y 85% para los modelos de Alsiwat y Saatcioglu (1992) y Sezen (2002) respectivamente) comparadas con los promedios de los ensayos en el punto de fluencia, haciendo más rígido el comportamiento de los modelos analíticos. Lo anterior comprobaría que la adherencia entre el hormigón y el acero es relativamente baja, aún en el rango elástico de tensiones, y que el deslizamiento de la horquilla se comienza a producir desde los valores inferiores a la fluencia del acero; este fenómeno se produce no por una longitud de desarrollo insuficiente sino por el escaso recubrimiento que no permite desarrollar las tensiones teóricas de adherencia.

### **3.2 Ensayo de extracción de las horquillas de anclaje de los nudos Dalla-Viga I-130.**

El objetivo principal de este ensayo, de tipo estático, es determinar la resistencia y predecir el modo de falla del nudo húmedo hormigonado en terreno que conecta el canalón Dalla a la viga I-130. Con esto se establecerá la capacidad del nudo y de las horquillas para desarrollar tensiones más allá del límite elástico e incorporar las conclusiones al estudio del comportamiento lineal y no lineal de la unión Dalla-Viga I-130. También se busca conocer la influencia de la incorporación de dos trabas de anclaje  $\phi 18\text{mm}$  a las horquillas en la sección de doblado "u", como se observa en la Figura 3-7. Las características del mortero Sika Grout 212 empleado en el nudo hormigonado en terreno son descritas en el Capítulo 1.

El ensayo consistió en tirar simultáneamente horquillas yuxtapuestas que emergen del nudo Dalla-Viga I-130. Durante el ensayo se mantuvo suspendida la Viga I-130 mediante tensores de izaje para no afectar el resultado de las

mediciones por las fuerzas de fricción entre la superficie del suelo y la viga I-130. Se ancló una de la horquillas al marco de carga mediante un tensor longitudinal de 38mm de diámetro mientras que la otra se sometió a fuerzas de tracción monotónicamente crecientes (con algunos ciclos de descarga intermedios) hasta alcanzar la falla por rotura de la probeta. La carga se aplicó con un gato hidráulico perforado de 60 toneladas de capacidad y transmitida por medio de un tensor longitudinal de 38mm de diámetro. El esquema general del ensayo de extracción de las horquillas desde el nudo Dalla-Viga I-130 se ilustra en la Figura 3-7 y la disposición general del ensayo se ilustra en las Figuras 3-8 y 3-9.

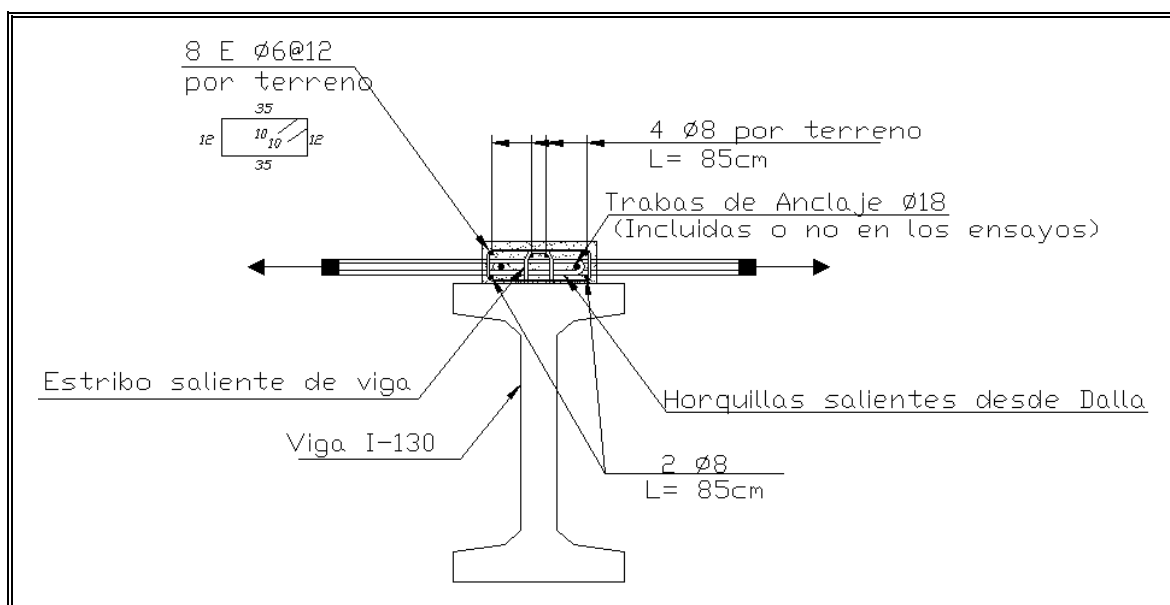


Figura 3-7: Esquema del ensayo de extracción de las horquillas del nudo Dalla-Viga I-130.

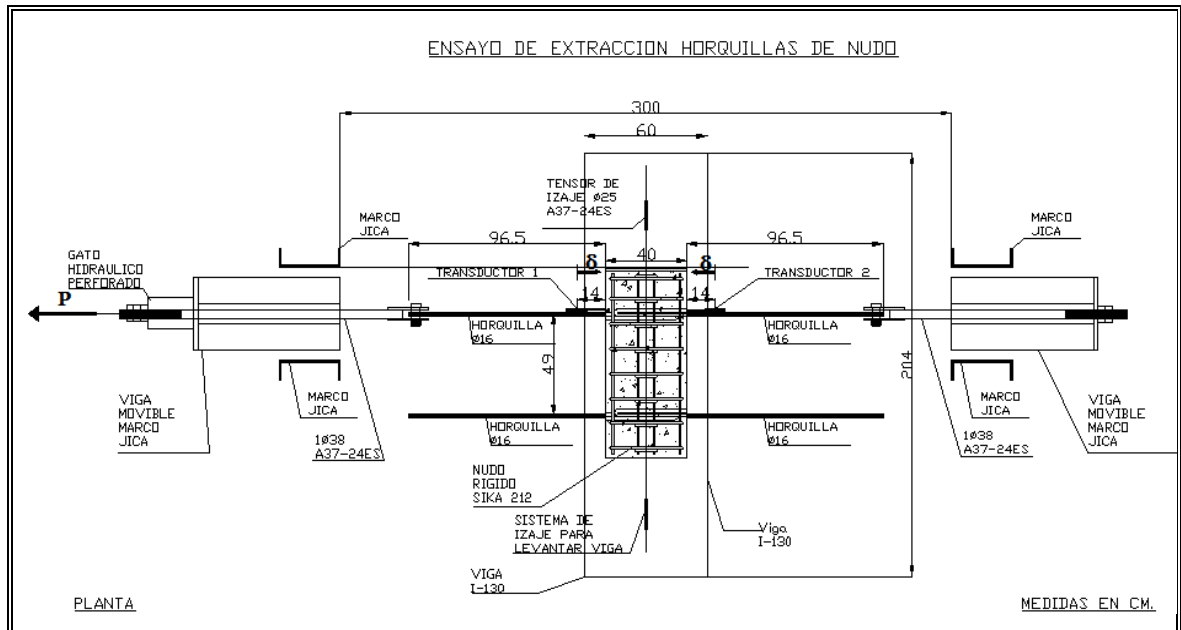


Figura 3-8: Montaje ensayo de extracción de las horquillas del nudo Dalla-  
Viga I-130. Vista en planta.

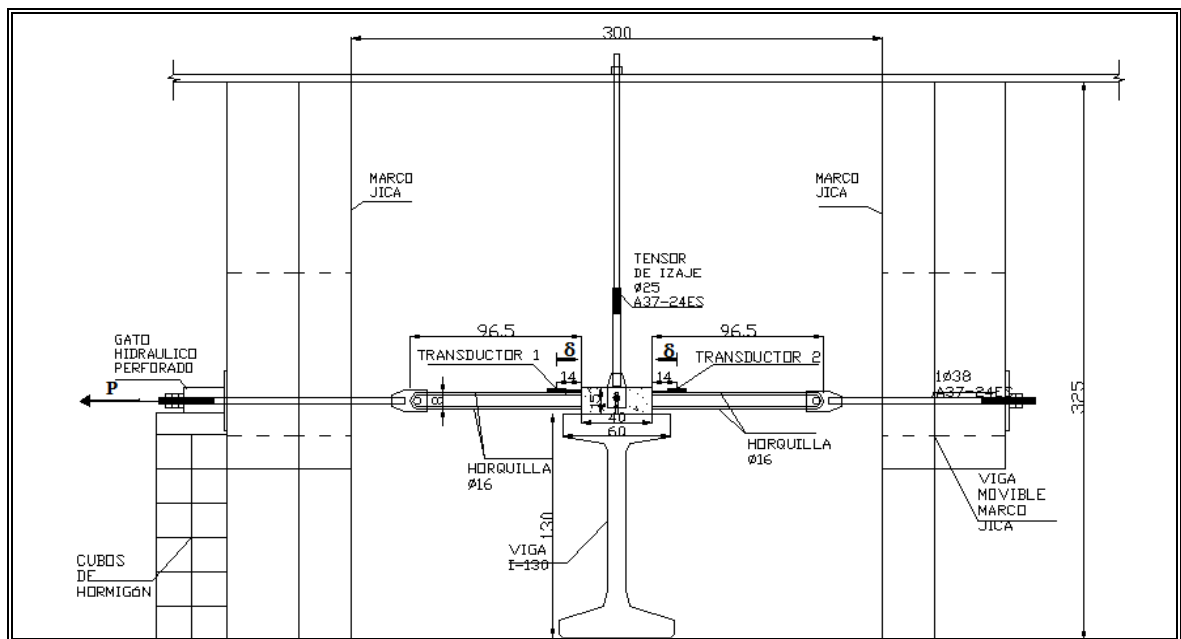


Figura 3-9: Montaje ensayo de extracción de las horquillas del nudo Dalla-  
Viga I-130. Elevación.

Durante el ensayo se midió en forma continua la fuerza aplicada a las horquillas de anclaje y el desplazamiento relativo entre las barras de las horquillas de anclaje en el lugar que emergen y el hormigón del nudo. El desplazamiento relativo fue medido con transductores en una distancia de 14.0cm. Estas lecturas se tomaron en ambos extremos ensayados mediante transductores dispuestos según lo ilustran las Figuras 3-8 y 3-9.

En total se ensayaron cuatro probetas de este tipo. Los ensayos se nombran como EHN D-V y numerados de 1 a 4. Las probetas 1 y 2 cuentan con las dos trabas de anclaje  $\phi 18\text{mm}$  en las horquillas en la sección de doblado “u”.

### **3.2.1 Resultados de ensayo de extracción de las horquillas del nudo Dalla-Viga I-130.**

A continuación se presentan los resultados obtenidos en los ensayos de extracción de las horquillas de anclaje del nudo Dalla-Viga I-130 de las cuatro probetas descritas previamente. Los resultados entregados son la deformación y fuerzas medidas así como la tensión generada sobre las barras para las cuales ocurre la fluencia del elemento; la resistencia máxima a tracción y la carga de rotura que alcanza el nudo Dalla-Viga I-130. En las Figuras 3-10 y 3-11 se recopilan las curvas resultantes de los 4 ensayos EHN D-V realizados para los dos extremos en que se midieron deformaciones.

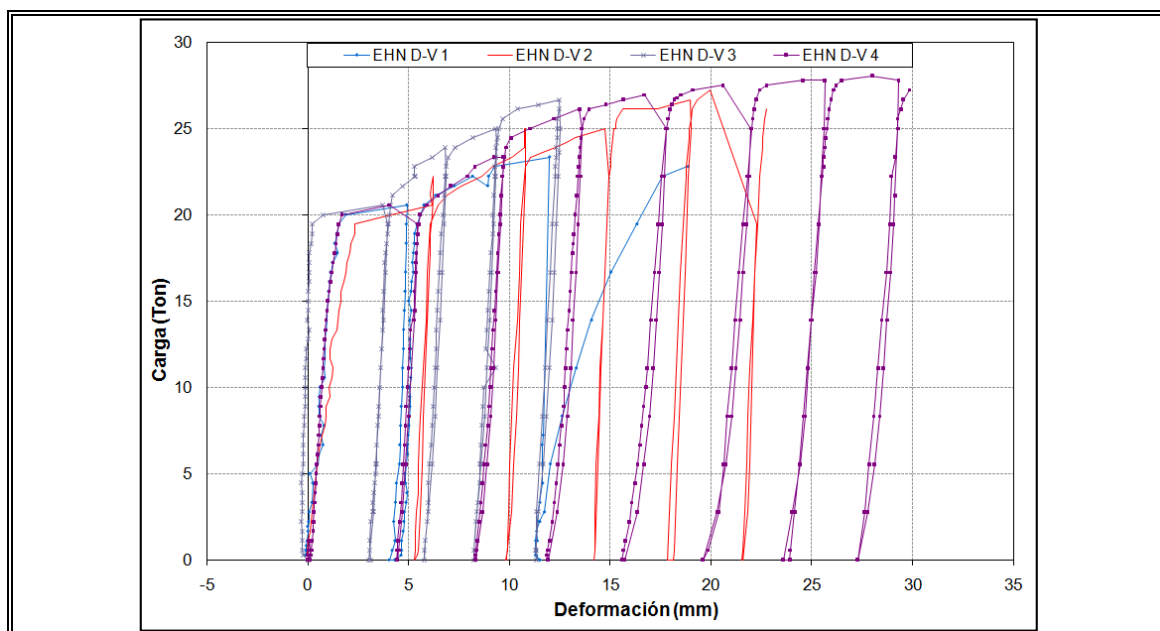


Figura 3-10: Ensayos extracción de horquilla de nudo Dalla-Viga. Lado cargado.

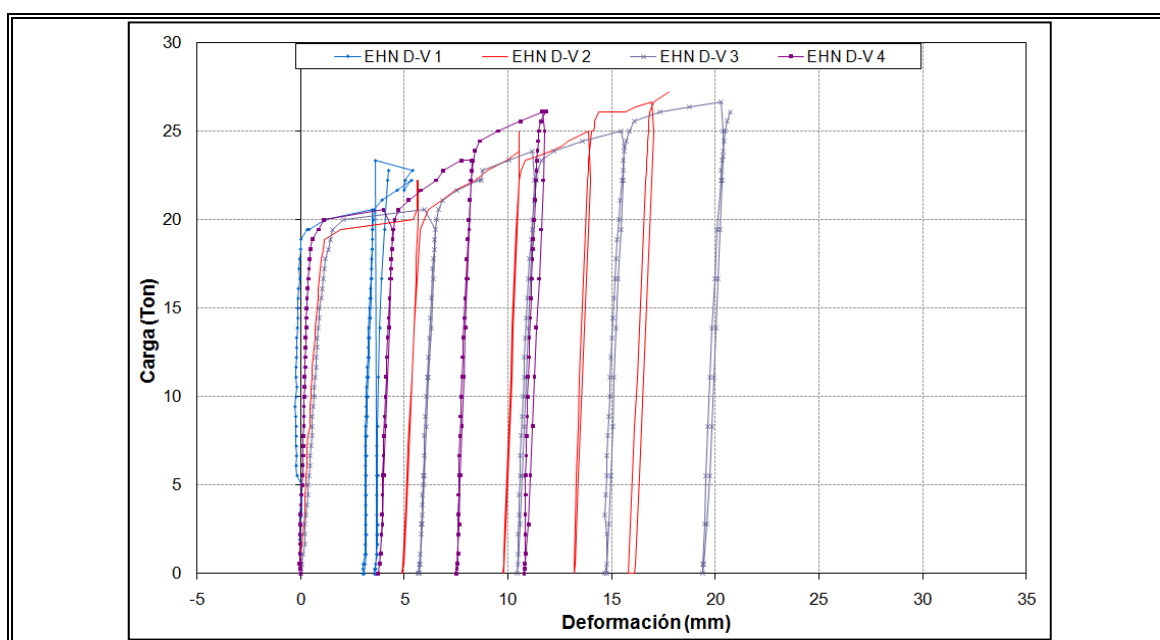


Figura 3-11: Ensayos extracción de horquilla de nudo Dalla-Viga. Lado pasivo.

a) Límite elástico y desplazamiento asociado. Ensayos EHN D-V.

En la Tabla 3-5 se entregan los resultados promedio de las dos horquillas ensayadas en una misma probeta en términos de fuerza registrada cuando se alcanza el límite elástico de las barras traccionadas, la tensión sobre las horquillas y el desplazamiento relativo asociado a ese nivel de carga. En la misma tabla se dan los valores promedio para los cuatro ensayos efectuados.

Tabla 3-5: Límite elástico. Ensayos EHN D-V.

| Ensayo                    | Límite Elástico   |                                             |                                           |                                          |                                       |
|---------------------------|-------------------|---------------------------------------------|-------------------------------------------|------------------------------------------|---------------------------------------|
|                           | Carga Axial (Ton) | Tensión en horquillas (kg/cm <sup>2</sup> ) | Desplazamiento Relativo Lado Cargado (cm) | Desplazamiento Relativo Lado Pasivo (cm) | Desplazamiento Relativo Promedio (cm) |
| EHN D-V 1                 | 19.72             | 4906                                        | 0.19                                      | 0.04                                     | 0.11                                  |
| EHN D-V 2                 | 19.72             | 4906                                        | 0.41                                      | 0.19                                     | 0.30                                  |
| EHN D-V 3                 | 19.44             | 4837                                        | 0.02                                      | 0.15                                     | 0.09                                  |
| EHN D-V 4                 | 20.00             | 4975                                        | 0.17                                      | 0.11                                     | 0.14                                  |
| <b>Promedio</b>           | 19.72             | 4906                                        | 0.20                                      | 0.12                                     | 0.16                                  |
| <b>Desv. Estándar</b>     | 0.23              | 56                                          | 0.16                                      | 0.06                                     | 0.10                                  |
| <b>Coef. de Variación</b> | 0.011             | 0.011                                       | 0.81                                      | 0.52                                     | 0.60                                  |

El valor de carga del límite elástico y su desplazamiento asociado se obtienen de observar en las curvas de cada ensayo el cambio de pendiente en los ciclos de carga.

La tensión promedio de los ensayos es de 4906 kg/cm<sup>2</sup>, superior en todos los casos a la tensión promedio nominal de fluencia de las barras 4200kg/cm<sup>2</sup>. El valor promedio coincide con los resultados individuales promedio de los dos primeros ensayos y en general hay baja dispersión entre los valores de carga y tensión obtenidos, con desviaciones estándar de 0.23Ton y 56 kg/cm<sup>2</sup> respectivamente.

En lo que tiene que ver con los desplazamientos horizontales medidos se observa un alto grado de dispersión entre los registros de cada horquilla en todos los ensayos, con desviaciones estándar de 0.16cm para el lado cargado y 0.06cm en el lado pasivo. La dispersión más alta de los desplazamientos relativos se da en el resultado del ensayo 2 con un valor promedio muy superior al de las restantes probetas. Las lecturas de desplazamiento en el transductor 1 (lado en el que se induce la carga) en los ensayos EHN D-V 1, EHN D-V 2 y EHN D-V 4 fueron siempre mayores comparadas con el lado pasivo para un mismo nivel de carga.

b) Carga Máxima y desplazamiento asociado. Ensayos EHN D-V.

La Tabla 3-6 presenta los valores promedio de las lecturas de fuerza, tensión y desplazamiento relativo asociado al nivel de carga de las dos horquillas ensayadas en una misma probeta cuando se alcanza la carga máxima aplicada en cada ensayo. También son expuestos los valores promedio de los cuatro ensayos.

Tabla 3-6: Resultados carga máxima. Ensayos EHN D-V.

| Ensayo                    | Carga Máxima      |                                             |                                           |                                          |                                       |
|---------------------------|-------------------|---------------------------------------------|-------------------------------------------|------------------------------------------|---------------------------------------|
|                           | Carga Axial (Ton) | Tensión en horquillas (kg/cm <sup>2</sup> ) | Desplazamiento Relativo Lado Cargado (cm) | Desplazamiento Relativo Lado Pasivo (cm) | Desplazamiento Relativo Promedio (cm) |
| EHN D-V 1                 | 23.33             | 5804                                        | 1.20                                      | 0.36                                     | 0.78                                  |
| EHN D-V 2                 | 27.22             | 6772                                        | 2.00                                      | 1.77                                     | 1.89                                  |
| EHN D-V 3                 | 26.67             | 6633                                        | 1.25                                      | 2.03                                     | 1.64                                  |
| EHN D-V 4                 | 28.06             | 6979                                        | 2.80                                      | -                                        | 2.80                                  |
| <b>Promedio</b>           | 26.32             | 6547                                        | 1.81                                      | 1.39                                     | 1.78                                  |
| <b>Desv. Estándar</b>     | 2.07              | 515                                         | 0.75                                      | 0.90                                     | 0.83                                  |
| <b>Coef. de Variación</b> | 0.079             | 0.079                                       | 0.42                                      | 0.65                                     | 0.47                                  |

En el ensayo 4 no se registran desplazamientos en el transductor 2 (lado sin gato hidráulico) debido a que este se cayó al llegar a las 26.1 toneladas de carga, durante el tercer ciclo de carga.

La tensión máxima promedio de los cinco ensayos fue  $6547 \text{ kg/cm}^2$ , equivalente a 1.04 veces el valor máximo nominal para esta calidad de acero. Sin embargo, en el ensayo 1 la tensión máxima alcanzada es un 7.9% menor a la nominal de  $6300 \text{ kg/cm}^2$ . Al calcular el promedio sin contar con el resultado del ensayo 1 la tensión aumenta a  $6795 \text{ kg/cm}^2$  y la desviación estándar disminuye a  $174 \text{ kg/cm}^2$ . El ensayo 4 muestra la tensión máxima más alta de los ensayos, siendo 10.8% mayor a la nominal.

Existe cierto grado de dispersión en la medición del ensayo 4, entregando un alto valor de desplazamiento respecto al nivel de carga en la lectura de desplazamiento en el lado cargado. La dispersión en los desplazamientos es mayor en el lado pasivo.

En relación a la utilización de los traveses de anclaje incluidos en las probetas 1 y 2 no se aprecia ninguna ventaja en incrementos de tensiones o ductilidad significativa.

c) Carga de rotura y desplazamiento asociado. Ensayos EHN D-V.

La Tabla 3-7 muestra los resultados promedio de las dos horquillas de cada probeta en términos fuerza, tensión sobre las horquillas y desplazamiento relativo asociado al nivel de carga de rotura en los ensayos de extracción del nudo Dalla-Viga I-130. Los valores promedio de las lecturas también son entregados.

Tabla 3-7: Resultados carga de rotura ensayos EHN D-V.

| Ensayo                    | Carga de Rotura   |                                             |                                           |                                          |                                       |
|---------------------------|-------------------|---------------------------------------------|-------------------------------------------|------------------------------------------|---------------------------------------|
|                           | Carga Axial (Ton) | Tensión en horquillas (kg/cm <sup>2</sup> ) | Desplazamiento Relativo Lado Cargado (cm) | Desplazamiento Relativo Lado Pasivo (cm) | Desplazamiento Relativo Promedio (cm) |
| EHN D-V 1                 | 22.78             | 5666                                        | 1.88                                      | 0.42                                     | 1.15                                  |
| EHN D-V 2                 | 26.11             | 6495                                        | 2.28                                      | -                                        | 2.28                                  |
| EHN D-V 3                 | 26.11             | 6495                                        | 1.25                                      | 2.07                                     | 1.66                                  |
| EHN D-V 4                 | 27.22             | 6772                                        | 2.99                                      | -                                        | 2.99                                  |
| <b>Promedio</b>           | 25.56             | 6357                                        | 2.10                                      | -                                        | 2.02                                  |
| <b>Desv. Estándar</b>     | 1.92              | 479                                         | 0.73                                      | -                                        | 0.79                                  |
| <b>Coef. de Variación</b> | 0.075             | 0.075                                       | 0.35                                      | -                                        | 0.39                                  |

No se registran deformaciones en el transductor 2 (lado sin gato) en los ensayos 2 y 4 pues fueron retirados por inestabilidad de su colocación durante el tercer y quinto ciclo de carga respectivamente. Se alcanzó la rotura de todas las probetas por corte de las horquillas como se describirá a continuación.

La tensión promedio de rotura de los ensayos fue de 6357 kg/cm<sup>2</sup>, muy cercano al valor de resistencia máxima nominal del acero A63-42H. La desviación estándar de los resultados de tensión es de 479 kg/cm<sup>2</sup>. Nuevamente, el nivel de tensión en el ensayo 4 es superior al de los restantes ensayos, siendo un 7.5% mayor al nominal. Si no se consideran los resultados del ensayo 1, la tensión promedio para el nivel de rotura aumenta a 6587 kg/cm<sup>2</sup> y la desviación estándar disminuye a 160 kg/cm<sup>2</sup>.

La dispersión de los resultados de desplazamiento relativo en el lado pasivo es muy alta puesto que se cuenta solo con dos lecturas muy disímiles entre sí.

d) Modos de falla. Ensayos EHN D-V.

En todos los ensayos realizados se alcanzó la falla de la probeta mediante la ruptura de las barras de las horquillas fuera del nudo en el lado en que no se

localizaba el gato hidráulico. La única variación en el patrón de falla fue la zona en que se produjo el corte de las barras, ya que dos de ellas se ubicaron en la sección de doblado “u” de la horquilla (ensayos 1 y 2) mientras que los otros dos fallaron en la longitud expuesta de las horquillas. En ningún caso la falla se produjo por deslizamiento de las barras con respecto al hormigón del nudo. En la Figura 3-12 se puede observar el modo de falla en la horquilla del ensayo 3.



Figura 3-12: Tipo de falla del ensayo 3 de extracción del nudo Dalla-Viga I-

130.

Como consecuencia de la extracción de las horquillas, el hormigón de los nudos sufrió daños locales menores que no revisten importancia ni afectan significativamente los resultados del ensayo. En la Figura 3-13 se aprecia el nivel de daño típico en el hormigón de los nudos al término de los ensayos.



Figura 3-13: Nivel de daño típico en el hormigón de los nudos Dalla-Viga I-130 en el lugar donde emergen las horquillas (arriba) y en la parte superior (abajo).

### 3.2.2 Comparación de resultados. Ensayos EHN D-V.

Las curvas de respuesta de las Figuras 3-10 y 3-11 muestran un claro plateau de fluencia y un rango de endurecimiento bien definido de las barras de acero. Únicamente para el ensayo 3 las lecturas de deformación en el extremo sin gato hidráulico son mayores comparadas con los registros del lado en el que se ubica el gato hidráulico.

De otro lado, en ambas curvas se aprecian algunos registros de deformación negativa en el primer ciclo de carga, probablemente por la falta de un transductor en la parte inferior de la horquilla para corregir el efecto de la flexión de la barra en la zona que emerge del nudo.

En la Tabla 3-8 se determina la relación entre valores de tensión medidos y reales en los puntos de fluencia y máximo alcanzados.

Tabla 3-8: Relación de tensiones medidas y nominales. Ensayos EHN D-V.

|                           | Fluencia                             | Máxima                                          |
|---------------------------|--------------------------------------|-------------------------------------------------|
| Ensayo                    | $f_y^{\text{real}} / f_y^{\text{n}}$ | $f_{\text{max}}^{\text{real}} / f_u^{\text{n}}$ |
| EHCD-1                    | 1.17                                 | 0.92                                            |
| EHCD-2                    | 1.17                                 | 1.07                                            |
| EHCD-3                    | 1.15                                 | 1.05                                            |
| EHCD-4                    | 1.18                                 | 1.11                                            |
| <b>Promedio</b>           | 1.17                                 | 1.04                                            |
| <b>Desv. Estándar</b>     | 0.01                                 | 0.08                                            |
| <b>Coef. de Variación</b> | 0.011                                | 0.079                                           |

La falla más “frágil” es aquella en la que el corte del acero se produce en la zona de doblado de la barra “U”. Si no se consideran los ensayos 3 y 4 –falla en la

longitud de la barra- el promedio de la relación entre carga máxima alcanzada y la nominal aumenta a 1.08.

De los resultados anteriores se puede concluir que las barras de las horquillas pueden desarrollar la fluencia del material. En tres de los cuatro ensayos se logra desarrollar valores superiores a la tensión máxima nominal, antes de ocurrir la falla del elemento. El valor promedio de tensión máxima en las horquillas cumple la exigencia del código ACI-318 2008 para conexiones húmedas referente a la capacidad de desarrollar al menos 1.25 veces el valor nominal de la tensión de fluencia de la barra. En promedio, la tensión máxima desarrollada es 1.56 veces la tensión de fluencia nominal y 1.33 veces la fluencia promedio medida. Por lo tanto la conexión en este punto presenta una importante ductilidad cuando se somete a tracción la zona del nudo.

Finalmente, no existe ventaja alguna en la incorporación de los trabes de anclaje en las probetas 1 y 2 en aumentos de resistencia o ductilidad puesto que la falla en el nudo no se produce por falta de adherencia o anclaje, gracias a la gran resistencia del mortero Sika Grout 212, sino por rotura de la barra en la zona expuesta fuera del nudo; por lo tanto, no se justifica su uso en el armado del nudo Dalla-Viga I-130.

### **3.2.3 Estimación del comportamiento. Ensayos EHCD.**

La estimación de la relación fuerza-deformación se realiza de la misma manera explicada en 2.2.1, 2.2.2 y 3.1.3. En este caso por tratarse de una barra con gancho de 180°, la longitud de desarrollo se define según el código ACI 318-2008 como:

$$l_d = \max \left\{ \begin{array}{l} 150mm \\ 8d_b \\ 0.24d_b \Psi_e \frac{f_y}{\lambda \sqrt{f'_c}} \end{array} \right. \quad (3.2)$$

Con  $\Psi_e$  y  $\lambda$  definidos en 3.1.3. En este caso la barra se encuentra embebida en un mortero epóxico con  $f'_c = 80$  MPa. La expresión anterior para el cálculo de la longitud de desarrollo y los modelos teóricos para el cálculo del deslizamiento no están calibrados para valores tan altos de resistencia del hormigón. Aún así se hace uso de estas expresiones al no contar con herramientas que reproduzcan el comportamiento para estos tipos de hormigones. De este modo, la expresión 3.2 entrega una longitud de desarrollo de 180mm con la tensión de fluencia nominal y de 208mm si se calcula con el valor de fluencia promedio de los ensayos, por lo que la longitud de 350mm de las horquillas con gancho de 180° embebidas en el nudo cumple con el requisito para desarrollar fluencia de la barra.

Al igual que en 3.1.3 para comparar los resultados de los modelos de adherencia-deslizamiento con los datos de los ensayos de extracción de las horquillas de anclaje desde el nudo Dalla-Viga I-130 es necesario adicionar al deslizamiento la deformación de las barras en la longitud no embebida (14cm) para el mismo nivel de tensión. Las Figuras 3-14 y 3-15 muestran las comparaciones entre los valores medidos en los ensayos en los lados cargado y pasivo con las estimaciones analíticas.

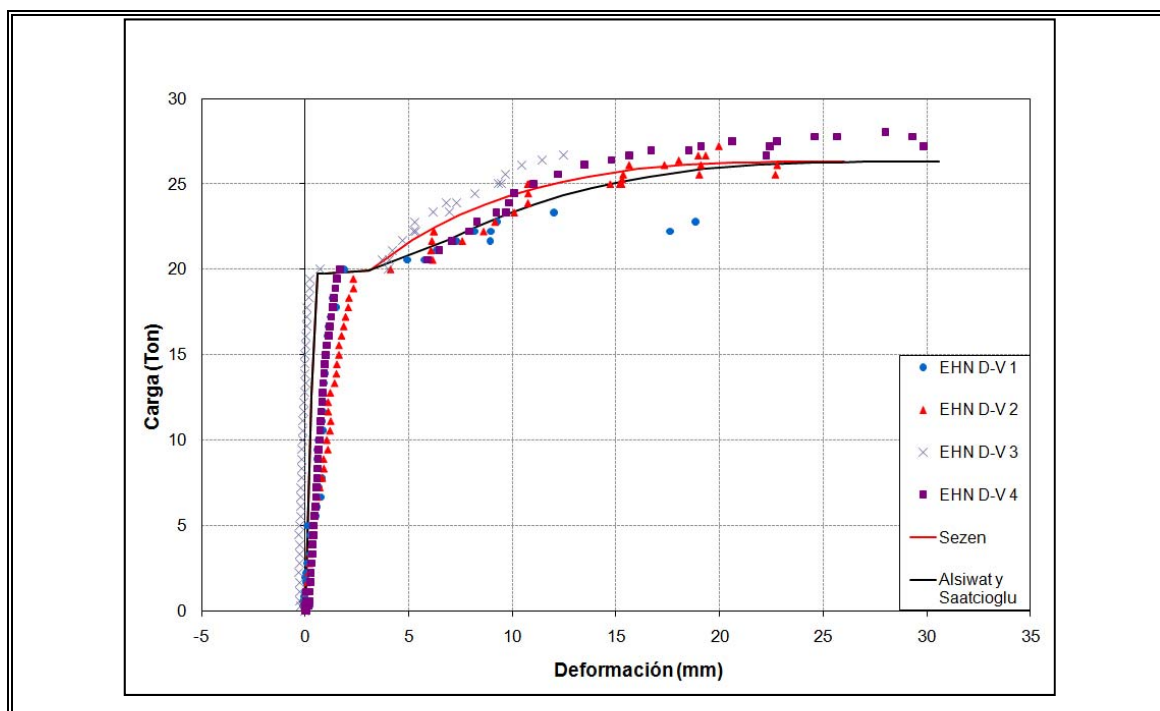


Figura 3-14: Comparación resultados de ensayos de extracción de horquilla de nudo Dalla-Viga I-130 con modelos analíticos propuestos. Lado Cargado.

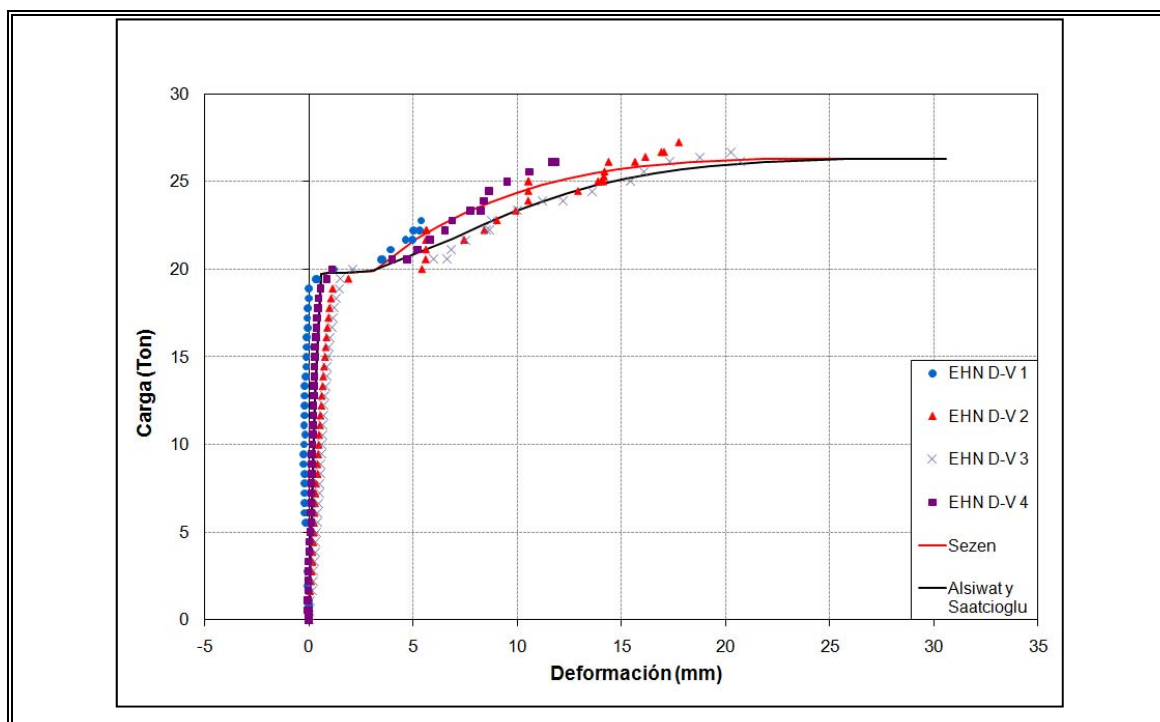


Figura 3-15: Comparación resultados de ensayos de extracción de horquilla de nudo Dalla-Viga I-130 con modelos analíticos propuestos. Lado Pasivo.

En los gráficos anteriores se aprecia que los modelos analíticos propuestos predicen muy ajustadamente el comportamiento de las barras de las horquillas embebidas en el nudo Dalla-Viga I-130 sometidas a tracción, especialmente en el rango inelástico. Al igual que en el caso de los ensayos de extracción del canalón Dalla, la parte elástica de los modelos analíticos subestiman las deformaciones, aunque las diferencias para este ensayo son bastante menores entre valores teóricos y experimentales. Los modelos analíticos captan muy bien el plateau de fluencia que se produjo en los ensayos, confirmando que el valor sugerido por Sezen (2002) de uno por ciento de endurecimiento por deformación en esta zona representa adecuadamente el real comportamiento.

Por otra parte se resalta el hecho que las curvas analíticas se ajusten con relativa precisión para hormigones de alta resistencia (80Mpa). El confinamiento y en

especial el recubrimiento de las horquillas en la zona del nudo, lo que proporciona una mejor adherencia, también pueden explicar el buen ajuste de las curvas teóricas a los datos experimentales.

### **3.3 Ensayo cíclico del nudo Dalla-Viga I-130.**

Los nudos Dalla-Viga I-130 fueron sometidos a una sollicitación cíclica alternada de amplitud máxima monotónicamente creciente hasta alcanzar la rotura con el objetivo de determinar las características lineales y no lineales en términos de curvas envolventes de histéresis, degradación de rigidez lateral, disipación de energía y amortiguamiento viscoso equivalente, así como el modo de falla de la unión Dalla-Viga I-130. Estos parámetros son fundamentales para el estudio y la implementación de modelos elásticos e inelásticos de la conexión de los canalones Dalla-Viga I-130 y su aplicación como diafragma flexible de techo. También se busca conocer la influencia de la incorporación de dos trabas de anclaje  $\phi 18\text{mm}$  a las horquillas en la sección de doblado “u”.

Se utilizó un segmento de canalón Dalla de 268cm de longitud unida a una sección de la viga I-130 de 282cm de largo por medio de la conexión húmeda tipo objeto de esta investigación. La sección del canalón Dalla se dispuso a manera de voladizo sometida a una carga puntual con un brazo de palanca de 238cm.

El ensayo se realizó mediante deformación controlada con un actuador hidráulico servocontrolado que a medida que impone deformación a la probeta registra la fuerza aplicada mediante una celda de carga ubicada entre el gato y la viga de transmisión de carga del marco. La deformación impuesta no se tomó como el recorrido del émbolo del gato hidráulico servocontrolado sino como un desplazamiento horizontal de la Dalla, medido con un transductor ubicado a 210cm del extremo empotrado de la Dalla.

La ventaja que la naturaleza de este ensayo sea de deformación controlada y no de carga controlada radica en la mejor obtención de las curvas de descarga,

conocer el modo de falla y el comportamiento después de esta, así como trabajar con un mayor nivel de seguridad.

La Figura 3-16 muestra esquemáticamente la configuración del ensayo cíclico de los nudos Dalla-Viga I-130. En la Figura 3-17 se observan una fotografía del ensayo y los detalles y dimensiones relevantes de los elementos, instrumentación y aplicación de carga del ensayo cíclico realizado.

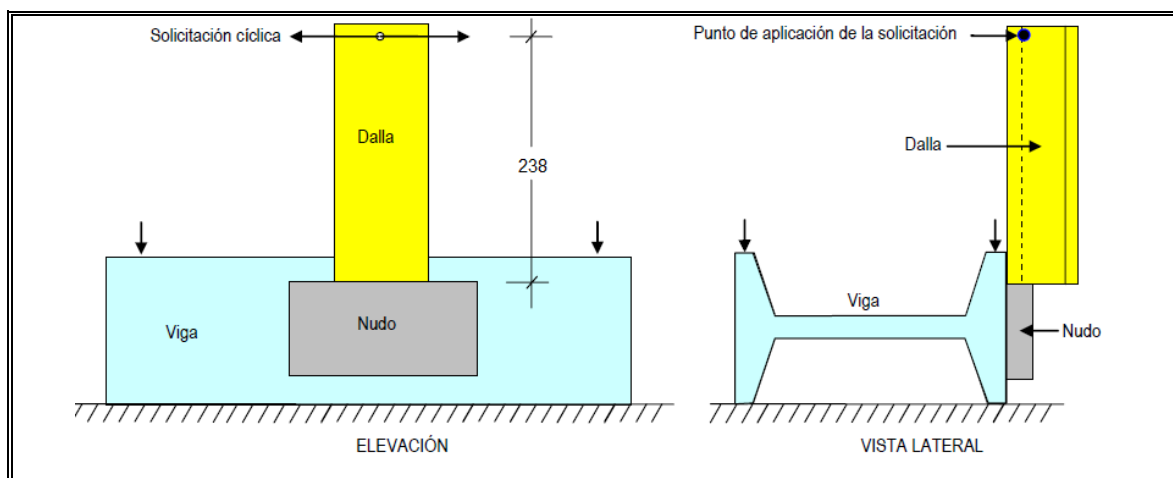


Figura 3-16: Esquema del ensayo cíclico nudo Dalla-Viga I-130.

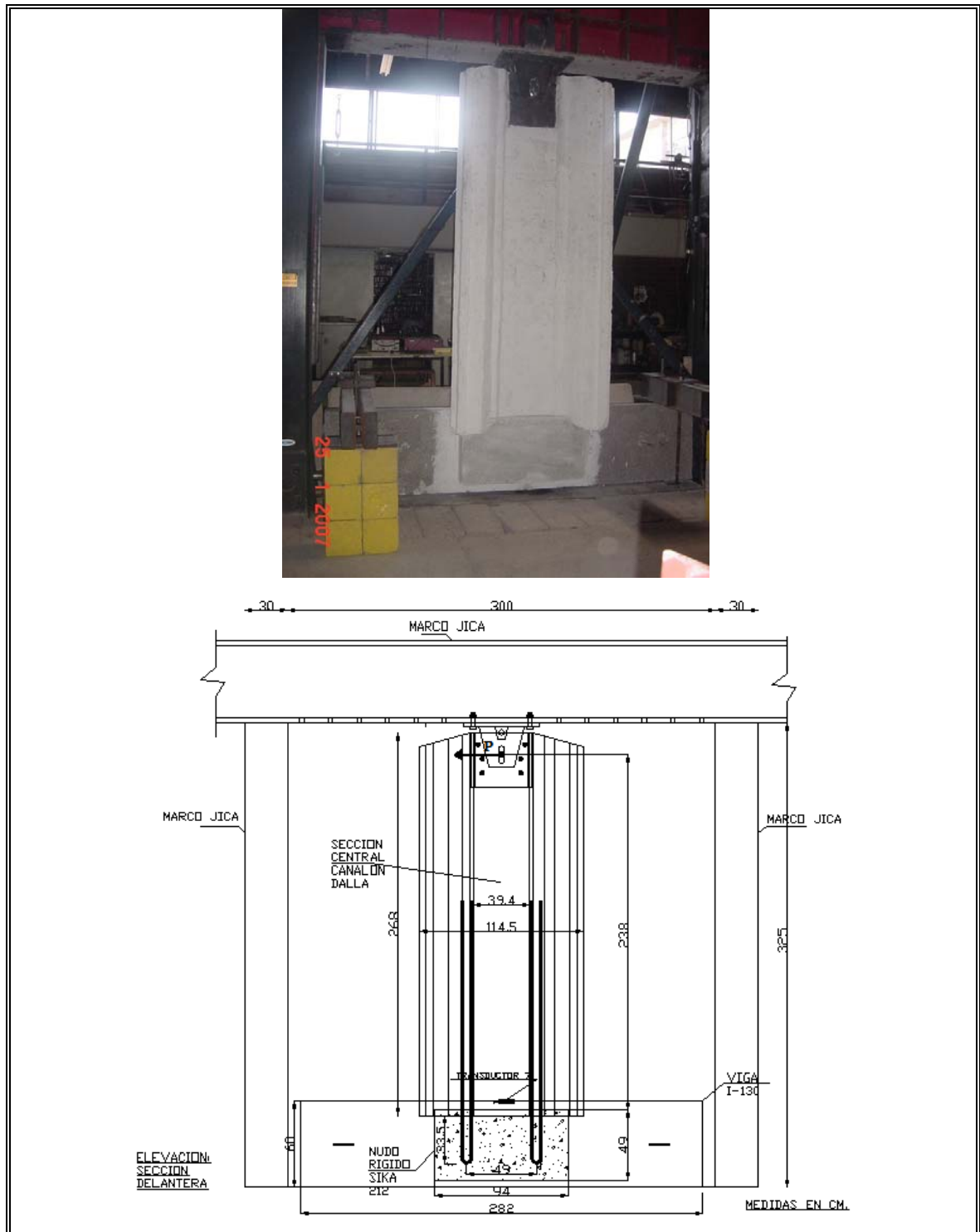


Figura 3-17: Fotografía del montaje del ensayo cíclico del nudo Dalla-Viga I-130 (arriba) y detalles del montaje (abajo).

La aplicación de la carga horizontal corresponde a dos ciclos de deformaciones para un mismo nivel de desplazamiento máximo y así poder identificar procesos tales como pérdida de resistencia y degradación de rigidez dentro de un ciclo. Los niveles de desplazamientos máximos fueron seis, monótonicamente crecientes desde 2.0mm hasta los 120mm. Sin embargo, el desplazamiento máximo alcanzado fue de 116mm con una pérdida de resistencia considerable. El protocolo de deformaciones seguido es mostrado en la Figura 3-18.

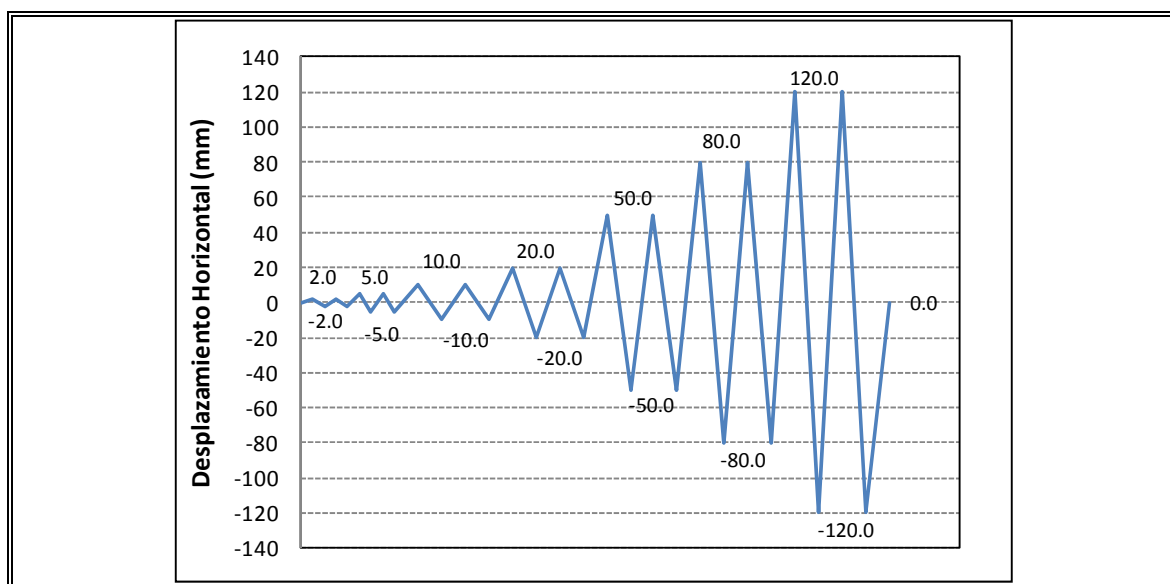


Figura 3-18: Protocolo de deformaciones horizontales nominales para el ensayo cíclico.

Los incrementos de deformación impuesta durante un ciclo de carga dependían de la deformación máxima nominal de cada ciclo, con incrementos mayores en las zonas de la curva donde se observa cierta linealidad y menores en los rangos de no linealidad y al iniciar las descargas; lo anterior con el fin de obtener curvas suaves que describan de la mejor manera el comportamiento del sistema.

En total se ensayaron dos probetas de este tipo. Los ensayos se nombran como CN D-V 1 y CN D-V 1. La probeta 1 cuenta con las dos trabas de anclaje  $\phi 18\text{mm}$  en el nudo, que cruzan las horquillas en la sección de doblado “u”.

### **3.3.1 Resultados de ensayo cíclico del nudo Dalla-Viga I-130.**

Se presentan en esta sección los resultados obtenidos en los ensayos cíclicos del nudo Dalla-Viga I-130 de las dos probetas dispuestas y ensayadas de acuerdo al procedimiento descrito en 3.3. Los resultados incluyen la deformación y fuerzas medidas para los cuales se considera el agrietamiento. Se evidencia la fluencia del sistema, se alcanza la resistencia máxima y se logran los 80mm de deformación según el protocolo ilustrado en la Figura 3-18. Se considera importante mostrar los resultados para el nivel de 80mm de deformación pues en todos los casos corresponde al desplazamiento máximo que las probetas alcanzaron sin presentar pérdidas significativas de resistencia y rigidez. Finalmente, también se incluyen los resultados de fuerza y deformación para el desplazamiento máximo y modo de falla asociado a este punto. La Figura 3-19 entrega los resultados de los ciclos histeréticos de fuerza y deformación de los dos ensayos realizados.

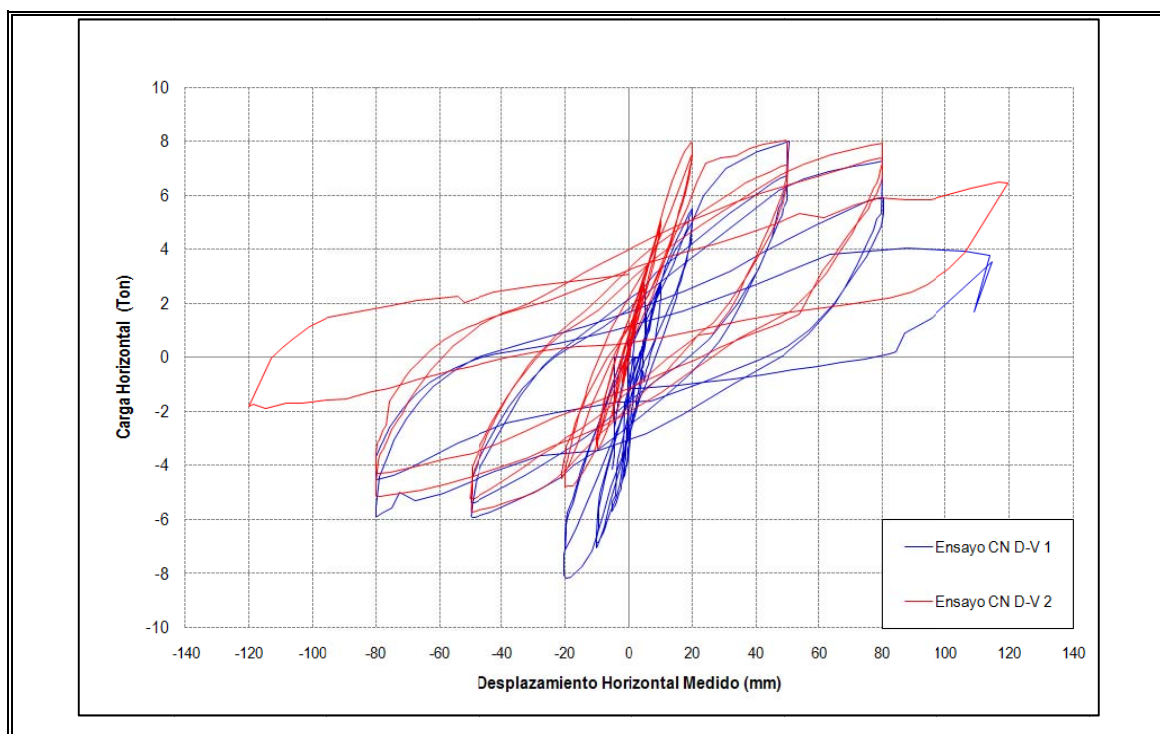


Figura 3-19: Curvas de histéresis ensayo cíclicos.

En términos generales, los ensayos reflejan que hay poca disipación de energía durante los ciclos con desplazamientos máximos bajos, aunque después de los 20mm se tiene un importante aumento en la disipación por cuenta del ensanchamiento progresivo de las curvas de respuesta. También se observa que hasta los 80mm de desplazamiento hay una relativa buena capacidad del elemento en términos de rigidez y resistencia y más allá de este límite los desplazamientos crecen significativamente sin aumentos de carga y con pérdida significativa de resistencia. Este fenómeno reflejado en los ciclos histeréticos es consecuencia de la pérdida de adherencia de las barras de anclaje debido al daño del hormigón al ser sometido a compresión, por el escaso confinamiento, y al poco recubrimiento de las horquillas. Igualmente, más allá de los 80mm existe un estrangulamiento de los ciclos de histéresis ocasionado por el nivel de daño, falta de confinamiento y entregando la responsabilidad de la rigidez del elemento a las barras de las horquillas, que a su vez sufren un deslizamiento por la pérdida

de adherencia. Lo anterior induce también al pandeo en las barras de las horquillas de anclaje sometidas a compresión.

Existe cierto corrimiento de los ciclos en la dirección positiva de la fuerza que no tiene ningún efecto en los resultados de esta investigación pues se trabaja con valores promedio de los valores positivos y negativos.

Cualitativamente se puede decir que para niveles de desplazamiento bajos – entre 2mm y 5mm- se formaron algunas grietas menores en la sección del canalón Dalla cerca de la zona de empotramiento, principalmente en la zona central o “alma” de la Dalla. Estas pequeñas fisuras no afectaron la rigidez del elemento. A partir de los 10mm de desplazamiento el grosor del agrietamiento previo aumentó y su longitud se extendió, a la vez que se formaron nuevas grietas, llegando incluso a las alas del canalón; aún así es en el “alma” del elemento donde más se observó la aparición de estas grietas. Igualmente se inició la fisuración del hormigón del nudo en las proximidades de la Dalla. A este nivel de desplazamiento ya se percibe una disminución de la rigidez y se considera que la sección trabaja agrietada.

Para el rango entre 20mm y 50mm de desplazamiento se apreció un elevado aumento del nivel de agrietamiento sobre la sección del canalón Dalla y el nudo que lo une a la viga I-130. Estas grietas también se formaron a alturas mayores en el elemento, ocupando principalmente la sección central o alma de la Dalla y en algunos casos se extendió hasta las alas. Para este punto la rigidez del sistema cayó considerablemente aunque no se apreciaron daños en el hormigón que insinúen la falla del elemento. La Figura 3-20 muestra el nivel de agrietamiento al terminar los ciclos para 50mm de desplazamiento en el ensayo 1.

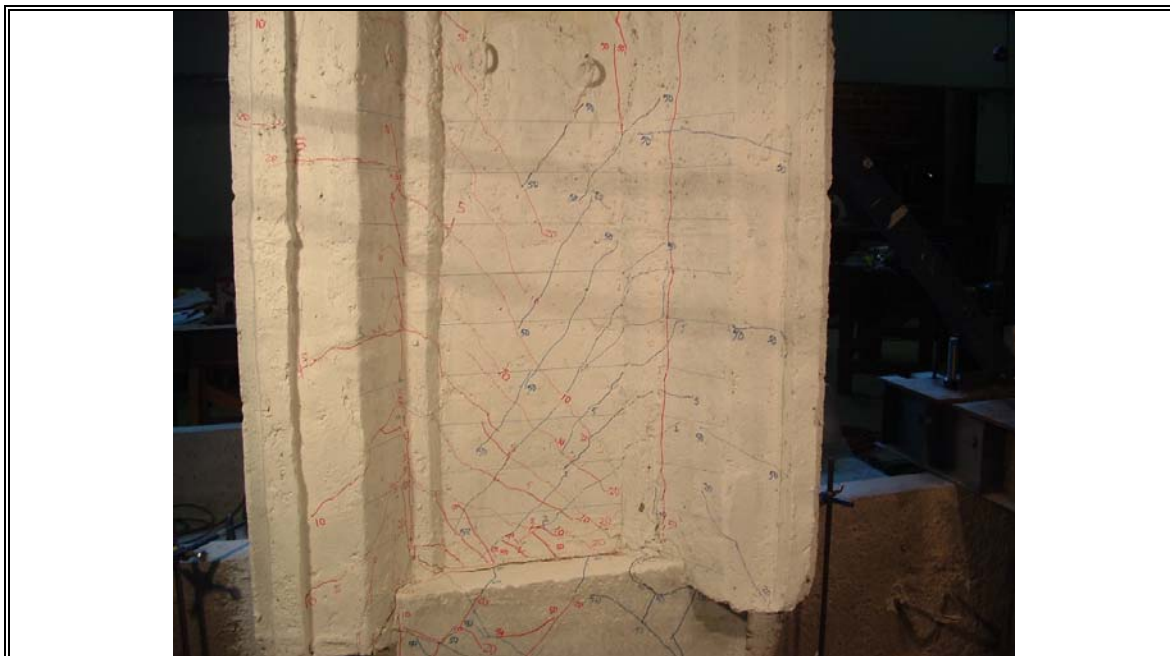


Figura 3-20: Nivel de agrietamiento a los 50mm de desplazamiento- Ensayo1.

A los 80mm de desplazamiento horizontal, aunque aparecieron pocas fisuras nuevas, el comportamiento se caracterizó por un incremento en el grosor de las grietas preexistentes, generando daño en el hormigón del canalón en la zona de empotramiento sobre el punto en cual se encontraban las horquillas.

Finalmente, en los ciclos posteriores se produce la falla del elemento. Se inició por la fisuración de la zona de empotramiento del canalón Dalla sometida a tracción; esta fisuración debilitó el hormigón del canalón Dalla y en el ciclo inverso de carga falló por compresión debido al daño acumulado, a la vez que se produjo pandeo de las barras de las horquillas de anclaje sometidas a compresión. El debilitamiento del hormigón en la zona de empotramiento después de los 80mm de desplazamiento horizontal provocó que en los ciclos posteriores existiera una gran pérdida de resistencia y se diera el fallo de la cabeza de compresión. La Figura 3-21 ilustra la falla de las cabezas de compresión en la zona de empotramiento y el nivel de daño y agrietamiento de los elementos.

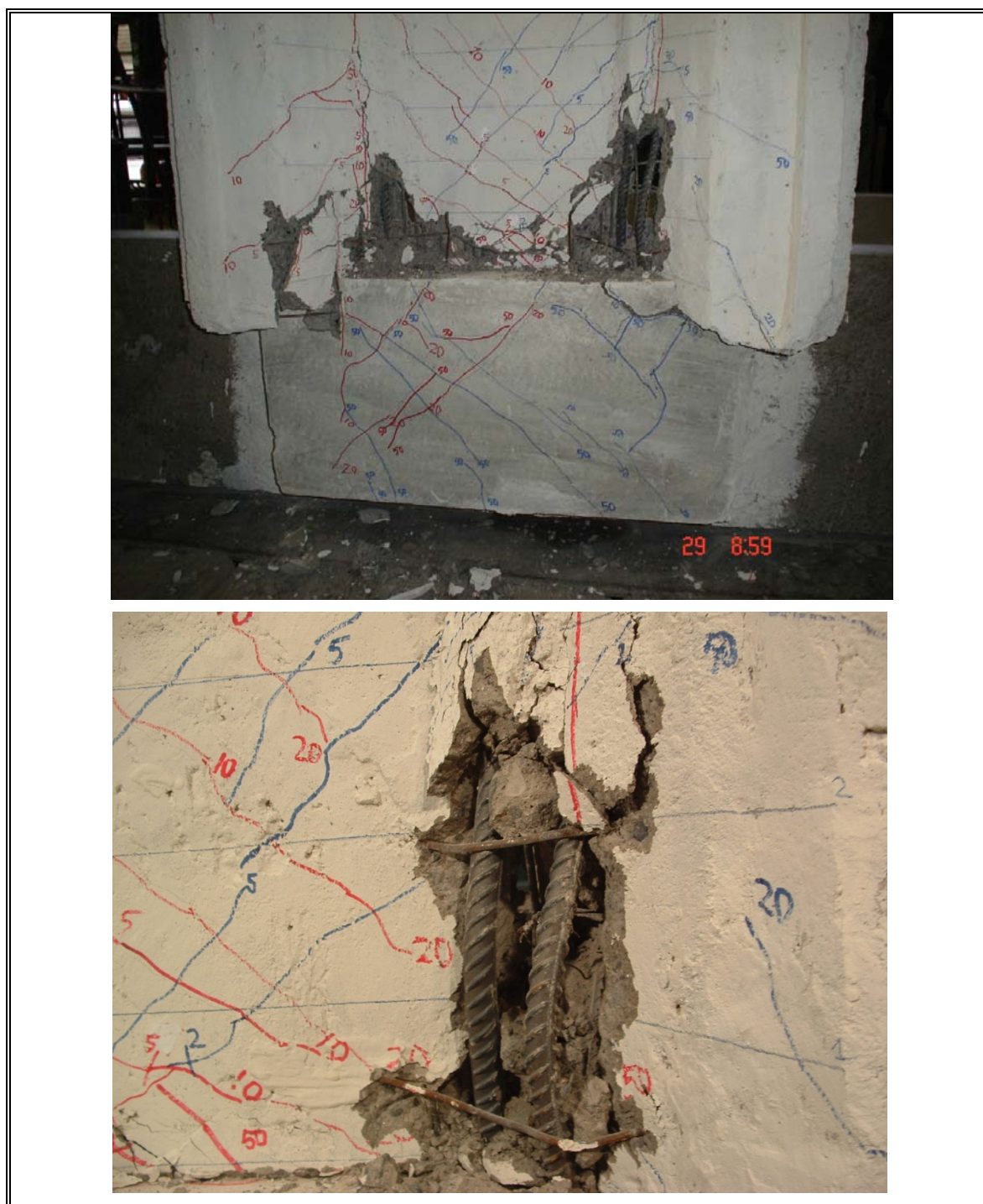


Figura 3-21: Tipo de falla de los ensayos cíclicos del nudo Dalla-Viga I-130 y evidencia del pandeo de las barras de las horquillas de anclaje.

Un mayor confinamiento en las zonas cercanas a la sección de empotramiento mejoraría el comportamiento y aumentaría de forma importante la ductilidad de la unión.

a) Carga de agrietamiento y desplazamiento asociado. Ensayos CN DV.

En la Tabla 3-9 se entregan los resultados referentes a la carga y desplazamiento que inducen un nivel de agrietamiento tal que sea evidente la variación en la rigidez inicial del elemento observado en las envolventes resultantes de los ensayos cíclicos. Se calculan también los valores promedio de cada ensayo en particular y generales de las pruebas cíclicas.

Tabla 3-9: Resultados carga de agrietamiento ensayos CN D-V.

| Ensayo                                  | Carga de Agrietamiento |                        |                        |                                       |                                       |                                        |                                       |
|-----------------------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|----------------------------------------|---------------------------------------|
|                                         | Ciclo                  | Carga Horizontal (Ton) | Despl. Horizontal (mm) | Carga Horizontal Promedio Ciclo (Ton) | Despl. Horizontal Promedio Ciclo (mm) | Carga Horizontal Promedio Ensayo (Ton) | Despl. Horizontal Promedio Ensayo(mm) |
| CN D-V 1                                | 1 (+)                  | 2.57                   | 5.7                    | 4.81                                  | 8.0                                   | 4.53                                   | 7.8                                   |
|                                         | 1 (-)                  | 7.05                   | 10.2                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
|                                         | 2 (+)                  | 2.80                   | 10.2                   | 4.25                                  | 7.7                                   |                                        |                                       |
|                                         | 2 (-)                  | 5.70                   | 5.2                    |                                       |                                       |                                        |                                       |
| CN D-V 2                                | 1 (+)                  | 4.95                   | 10.1                   | 3.63                                  | 7.6                                   | 3.61                                   | 7.6                                   |
|                                         | 1 (-)                  | 2.30                   | 5.1                    |                                       |                                       |                                        |                                       |
|                                         | 2 (+)                  | 5.11                   | 10.1                   | 3.59                                  | 7.6                                   |                                        |                                       |
|                                         | 2 (-)                  | 2.07                   | 5.1                    |                                       |                                       |                                        |                                       |
| Promedio ensayos CN D-V                 |                        |                        |                        | 4.07                                  | 7.72                                  |                                        |                                       |
| Desviación Estándar ensayos CN D-V      |                        |                        |                        | 0.58                                  | 0.2                                   |                                        |                                       |
| Coeficiente de Variación ensayos CN D-V |                        |                        |                        | 0.14                                  | 0.022                                 |                                        |                                       |

En la Tabla 3-9 se puede observar que la carga de agrietamiento promedio de los dos ensayos fue de 4.07 Ton para un desplazamiento horizontal medido promedio de 7.72mm. Se aprecia también que los valores promedios de los dos ciclos en un mismo ensayo no son muy diferentes entre sí. La desviación

estándar de los promedios por ciclos de los dos ensayos fue de 0.58Ton y 0.17mm para carga y desplazamiento horizontal medido respectivamente.

Los resultados del segundo ensayo reflejan un comportamiento más cercano a lo esperado ya que los niveles de carga y desplazamiento de agrietamiento en cada dirección (+/-) son bastante similares entre el primer y segundo ciclo de carga.

b) Carga de fluencia y desplazamiento asociado. Ensayos CN D-V.

La carga de fluencia fue determinada mediante la observación de las curvas de histéresis resultantes de cada ensayo en el punto donde existe un evidente cambio del comportamiento elástico inicial de las probetas. La Tabla 3-10 recopila los valores de carga horizontal y desplazamiento para los cuales se evidencia la fluencia de la unión Dalla-Viga I-130.

Tabla 3-10: Resultados carga de fluencia ensayos CN D-V.

| Ensayo                                  | Carga de Fluencia |                        |                        |                                       |                                       |                                        |                                       |
|-----------------------------------------|-------------------|------------------------|------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|----------------------------------------|---------------------------------------|
|                                         | Ciclo             | Carga Horizontal (Ton) | Despl. Horizontal (mm) | Carga Horizontal Promedio Ciclo (Ton) | Despl. Horizontal Promedio Ciclo (mm) | Carga Horizontal Promedio Ensayo (Ton) | Despl. Horizontal Promedio Ensayo(mm) |
| CN D-V 1                                | 1 (+)             | 5.54                   | 20.1                   | 6.86                                  | 20.0                                  | 6.58                                   | 20.0                                  |
|                                         | 1 (-)             | 8.19                   | 19.8                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
|                                         | 2 (+)             | 5.46                   | 20.1                   | 6.29                                  | 20.1                                  |                                        |                                       |
|                                         | 2 (-)             | 7.13                   | 20.1                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
| CN D-V 2                                | 1 (+)             | 7.95                   | 19.8                   | 6.38                                  | 20.0                                  | 6.17                                   | 20.3                                  |
|                                         | 1 (-)             | 4.80                   | 20.2                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
|                                         | 2 (+)             | 7.46                   | 20.0                   | 5.97                                  | 20.5                                  |                                        |                                       |
|                                         | 2 (-)             | 4.49                   | 21.1                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
| Promedio ensayos CN D-V                 |                   |                        |                        | 6.38                                  | 20.14                                 |                                        |                                       |
| Desviación Estándar ensayos CN D-V      |                   |                        |                        | 0.37                                  | 0.3                                   |                                        |                                       |
| Coeficiente de Variación ensayos CN D-V |                   |                        |                        | 0.06                                  | 0.013                                 |                                        |                                       |

Los resultados anteriores presentan una baja dispersión tanto en los desplazamientos como en la carga horizontal promedio y permiten afirmar que la fluencia de la unión se produce para un desplazamiento horizontal de 20mm. Se ratifica nuevamente el corrimiento de los ciclos hacia el lado negativo de carga para el ensayo 1 y hacia el lado positivo en el ensayo 2, aunque siempre para el nivel de desplazamiento de 20mm es evidente el inicio del comportamiento inelástico.

c) Carga máxima y desplazamiento asociado. Ensayos CN D-V.

La Tabla 3-11 resume los resultados referentes a la fuerza horizontal máxima registrada en los ensayos cíclicos de los nudos Dalla-Viga I-130, entregándose el valor de desplazamiento horizontal medido para el que se produjo la máxima fuerza horizontal, en cada dirección (+/-) y en cada ciclo de carga. También se entregan los valores promedio de los parámetros anteriores.

Tabla 3-11: Resultados resistencia máxima ensayos CN D-V.

| Ensayo                                  | Carga Máxima |                        |                        |                                       |                                       |                                        |                                       |
|-----------------------------------------|--------------|------------------------|------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|----------------------------------------|---------------------------------------|
|                                         | Ciclo        | Carga Horizontal (Ton) | Despl. Horizontal (mm) | Carga Horizontal Promedio Ciclo (Ton) | Despl. Horizontal Promedio Ciclo (mm) | Carga Horizontal Promedio Ensayo (Ton) | Despl. Horizontal Promedio Ensayo(mm) |
| CN D-V 1                                | 1 (+)        | 8.00                   | 50.8                   | 8.09                                  | 35.3                                  | 7.51                                   | 35.1                                  |
|                                         | 1 (-)        | 8.19                   | 19.8                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
|                                         | 2 (+)        | 6.74                   | 49.8                   | 6.93                                  | 35.0                                  |                                        |                                       |
|                                         | 2 (-)        | 7.13                   | 20.1                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
| CN D-V 2                                | 1 (+)        | 8.03                   | 49.6                   | 6.88                                  | 49.7                                  | 6.61                                   | 42.3                                  |
|                                         | 1 (-)        | 5.74                   | 49.8                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
|                                         | 2 (+)        | 7.46                   | 20.0                   | 6.34                                  | 34.9                                  |                                        |                                       |
|                                         | 2 (-)        | 5.22                   | 49.8                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
| Promedio ensayos CN D-V                 |              |                        |                        | 7.06                                  | 38.7                                  |                                        |                                       |
| Desviación Estándar ensayos CN D-V      |              |                        |                        | 0.74                                  | 7.3                                   |                                        |                                       |
| Coeficiente de Variación ensayos CN D-V |              |                        |                        | 0.10                                  | 0.19                                  |                                        |                                       |

De la Tabla 3-11 se observa que la carga máxima promedio de los dos ensayos fue 7.06 Ton para un desplazamiento horizontal medido promedio de 38.73mm. Como era de esperar, los valores de carga horizontal máxima son mayores para los primeros ciclos de carga en ambos ensayos lo que refleja el daño acontecido en ese punto y que representa una pérdida de resistencia para el siguiente ciclo. Un resultado atípico se tiene en el segundo ciclo de carga en sentido positivo del ensayo 2, donde la carga máxima se registra para 20mm de desplazamiento ya que la carga asociada a 50mm de desplazamiento disminuye en este punto para luego volver a aumentar a los 80mm de desplazamiento horizontal. Este comportamiento se ilustra en el Anexo C en el que se muestran los resultados individuales de cada ensayo. La desviación estándar de los promedios por ciclos de los dos ensayos fue de 0.74Ton y 7.31mm para carga y desplazamiento horizontal medido respectivamente. La dispersión en el caso de los desplazamientos se ve afectada por el valor promedio de los primeros ciclos del ensayo 2.

Para este nivel de carga la incorporación de la trabas de anclaje a la probeta 1 no representa ninguna mejora en el comportamiento del sistema puesto que no se registran daños de importancia en el hormigón del nudo.

d) Carga asociada a 80mm de desplazamiento horizontal. Ensayos CN D-V.

La Tabla 3-12 entrega los resultados de fuerza y desplazamiento correspondientes al nivel de deformación aproximada de 80mm en cada dirección (+/-) y en cada ciclo de carga. También se entregan los valores promedio de los parámetros anteriores. La importancia de estos resultados radica en que es el desplazamiento máximo que las probetas alcanzan sin presentar grandes pérdidas de resistencia y rigidez.

Tabla 3-12: Resultados desplazamiento horizontal de 80mm ensayos CN D-V.

| Ensayo                                  | Desplazamiento 80mm |                        |                        |                                       |                                       |                                        |                                       |
|-----------------------------------------|---------------------|------------------------|------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|----------------------------------------|---------------------------------------|
|                                         | Ciclo               | Carga Horizontal (Ton) | Despl. Horizontal (mm) | Carga Horizontal Promedio Ciclo (Ton) | Despl. Horizontal Promedio Ciclo (mm) | Carga Horizontal Promedio Ensayo (Ton) | Despl. Horizontal Promedio Ensayo(mm) |
| CN D-V 1                                | 1 (+)               | 7.25                   | 80.1                   | 6.57                                  | 80.1                                  | 5.90                                   | 79.8                                  |
|                                         | 1 (-)               | 5.88                   | 80.1                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
|                                         | 2 (+)               | 5.93                   | 78.8                   | 5.23                                  | 79.4                                  |                                        |                                       |
|                                         | 2 (-)               | 4.53                   | 80.1                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
| CN D-V 2                                | 1 (+)               | 7.93                   | 80.1                   | 6.54                                  | 79.6                                  | 6.19                                   | 79.5                                  |
|                                         | 1 (-)               | 5.14                   | 79.0                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
|                                         | 2 (+)               | 7.38                   | 79.3                   | 5.84                                  | 79.4                                  |                                        |                                       |
|                                         | 2 (-)               | 4.30                   | 79.6                   |                                       |                                       |                                        |                                       |
| Promedio ensayos CN D-V                 |                     |                        |                        | 6.04                                  | 79.6                                  |                                        |                                       |
| Desviación Estándar ensayos CN D-V      |                     |                        |                        | 0.64                                  | 0.3                                   |                                        |                                       |
| Coeficiente de Variación ensayos CN D-V |                     |                        |                        | 0.11                                  | 0.004                                 |                                        |                                       |

La Tabla 3-12 muestra que la carga promedio para alcanzar el nivel de 80mm de desplazamiento es de 6.04 Ton. La dispersión de los resultados de carga es relativamente baja, con una desviación estándar 0.64 Ton para todos los ensayos y ciclos. Como era de esperar, los valores de carga horizontal son mayores para los primeros ciclos de carga en ambos ensayos. No se aprecia ventaja alguna con el uso de la trabas de anclaje en la probeta 1.

e) Desplazamiento máximo alcanzado. Ensayos CN D-V.

En la Tabla 3-13 se entregan los valores de desplazamiento máximo alcanzado en cada ensayo y el registro de carga para el cual se dio dicho desplazamiento en los ensayos cíclicos de los nudos Dalla-Viga I-130. Estos resultados se presentan para ambas direcciones de aplicación de la solicitud (+/-) y únicamente para los primeros ciclos de carga puesto que el desplazamiento máximo alcanzado en los segundos ciclos llega al nivel de 80mm.

Tabla 3-13: Resultados desplazamiento máximo ensayos CN D-V.

| Ensayo                                  | Desplazamiento máximo alcanzado |                        |                                |                                        |                                                |
|-----------------------------------------|---------------------------------|------------------------|--------------------------------|----------------------------------------|------------------------------------------------|
|                                         | Ciclo                           | Carga Horizontal (Ton) | Desplazamiento Horizontal (mm) | Carga Horizontal Promedio Ensayo (Ton) | Desplazamiento Horizontal Promedio Ensayo (mm) |
| CN D-V 1                                | 1 (+)                           | 3.79                   | 114.3                          | 4.83                                   | 97.2                                           |
|                                         | 1 (-)                           | 5.88                   | 80.1                           |                                        |                                                |
| CN D-V 2                                | 1 (+)                           | 6.47                   | 116.9                          | 4.18                                   | 115.8                                          |
|                                         | 1 (-)                           | 1.89                   | 114.8                          |                                        |                                                |
| Promedio ensayos CN D-V                 |                                 |                        |                                | 4.51                                   | 106.5                                          |
| Desviación estándar ensayos CN D-V      |                                 |                        |                                | 0.46                                   | 13.2                                           |
| Coeficiente de Variación ensayos CN D-V |                                 |                        |                                | 0.10                                   | 0.124                                          |

Los resultados de desplazamiento máximo alcanzado y su respectiva sollicitación de carga son bastante disímiles en el primer ensayo debido al grado de daño experimentado por la probeta. Se observa una importante pérdida de resistencia, especialmente para el sentido de carga negativo en el ensayo 2. A este punto la resistencia promedio ha disminuido un 36% respecto del promedio de la carga máxima y un 25% respecto al promedio de la carga para el nivel de 80mm de desplazamiento.

### 3.3.2 Curvas envolventes de histéresis.

Las curvas envolventes de histéresis se obtienen de graficar la carga horizontal máxima para la cual se alcanza cierto nivel de desplazamiento en cada una de las direcciones y en cada ciclo de desplazamiento.

A partir de las envolventes de cada ensayo se construye una curva promedio de las ramas positiva y negativa y otra promedio de los dos ensayos. En general, se puede observar que no hay diferencias apreciables entre las envolventes del primer y segundo ciclo para cada nivel de desplazamiento cuando los desplazamientos son bajos. Conforme aumentan los desplazamientos inducidos

y el nivel de daño, se aprecia una degradación de resistencia expresada en la separación de las curvas del primer y segundo ciclo de cada nivel de desplazamiento. Este comportamiento se ilustra en el Anexo C.

En la Figura 3-22 se muestran las curvas envolventes promedio (entre el ciclo de desplazamiento positivo y negativo) de cada ensayo y la envolvente promedio de los dos ensayos.

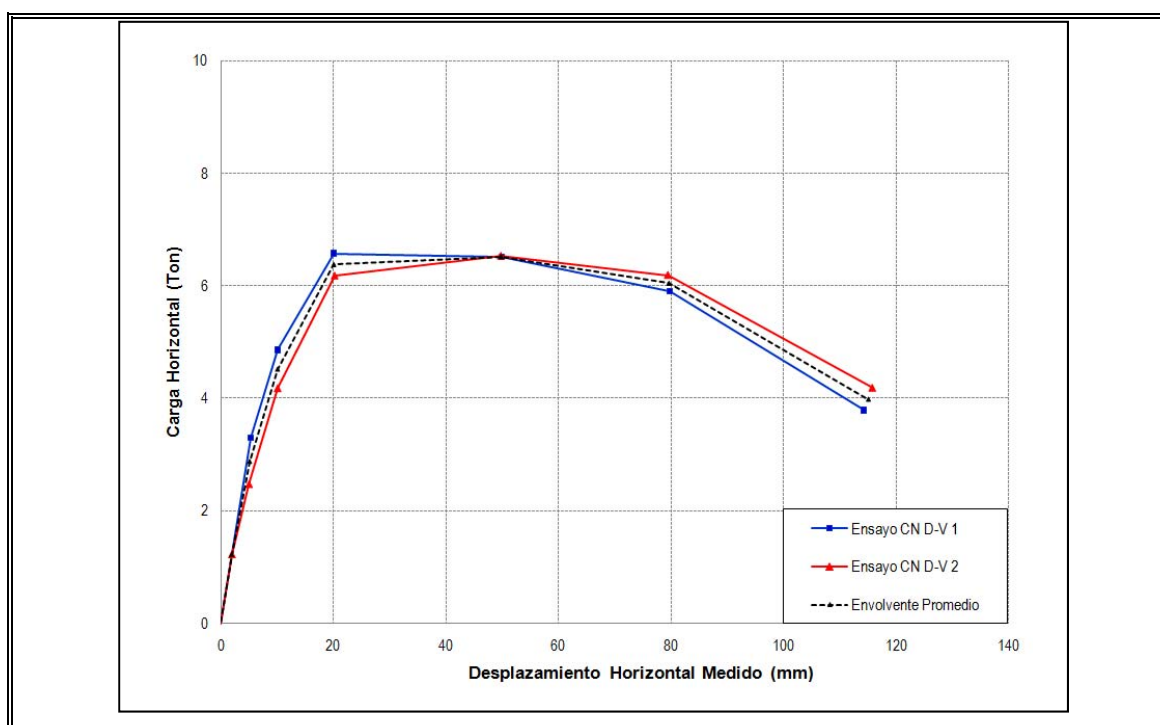


Figura 3-22: Curvas envolventes ensayos cíclicos según valores de carga promedio para cada nivel desplazamiento.

En la gráfica anterior se observa que es posible describir detalladamente el comportamiento histerético del nudo en seis etapas. La primera etapa es aproximadamente lineal elástica, controlada por la rigidez de la sección no fisurada y siendo muy similares los valores de carga y desplazamiento entre los

dos ensayos en esta zona. La rigidez medida de la curva promedio en esta zona es de 494 Ton/m. Esta etapa se encuentra limitada por el inicio de la fisuración en la base del muro al nivel de deformaciones. En la segunda etapa existe una leve disminución de la rigidez de la sección por cuenta de la aparición de las primeras fisuras.

La tercera etapa está caracterizada por una caída de la rigidez como consecuencia de la extensión del nivel de fisuración de la sección, aumentando la magnitud de los desplazamientos respecto a los registrados en la primera etapa. Esta fase se encuentra limitada por el inicio de la fluencia en las barras de las horquillas de anclaje traccionadas, aproximadamente a los 20mm de desplazamiento horizontal medido. La rigidez secante de la sección para este nivel de carga y desplazamiento es de 186 Ton/m.

La cuarta etapa está dominada por la fluencia del acero de la horquilla traccionada, con un leve aumento (observado en la curva promedio y en la curva del ensayo 2) hasta el valor de carga máxima, aproximadamente a los 50mm de desplazamiento horizontal, aunque no se observa que el acero haya entrado en rango de endurecimiento por deformación. Debiera considerarse la resistencia nominal de diseño la de esta zona.

En la quinta etapa, posterior a la carga máxima alcanzada, la rigidez lateral disminuye permitiendo altos incrementos en los desplazamientos y una leve degradación de resistencia, del orden de 7.0%. Esta etapa se agota aproximadamente a los 80mm de desplazamiento.

Finalmente, la sexta etapa se caracteriza por una marcada degradación de la resistencia y la rigidez del elemento como consecuencia de la falla del hormigón y la pérdida de adherencia de las barras de anclaje. La pérdida de resistencia promedio respecto a la carga máxima promedio es de 38.8%. Esta última fase debiera ser considerada parcialmente al momento de realizar los modelos teóricos del comportamiento ya que, aunque la degradación de rigidez es

inevitable y aceptable hasta cierto límite, la alta degradación de resistencia (mayor a 20%) no es aceptable si se pretende tener una disipación de energía apropiada y cierto grado de ductilidad en el elemento. De este modo, se recomienda usar esta zona de la curva solo hasta  $0.8P_u$ , es decir 5.2 Ton y 94mm de desplazamiento.

Con el fin de calibrar los resultados experimentales a un modelo analítico que reproduzca el comportamiento histerético de la conexión, por ejemplo el modelo Takeda Modificado de Otani (1974), se propone una alternativa de idealización de la envolvente adoptada, buscando considerar los puntos de mayor interés en un modelo analítico, asumiendo cuatro segmentos rectos que describan el comportamiento cíclico de la Dally. El primer segmento corresponde al tramo entre cero y el valor de fluencia –despreciando la etapa de agrietamiento y la rigidez de la sección no fisurada-; el siguiente tramo se extiende hasta la carga promedio al nivel de 50mm de desplazamiento; el tercero va desde el valor de carga promedio en 50mm de desplazamiento hasta la carga promedio a 80mm de desplazamiento; finalmente el último tramo se extiende hasta el desplazamiento asociado al 80% de la carga máxima de la envolvente –a 50mm de desplazamiento-, interpolando la recta que va desde 80mm hasta el desplazamiento máximo promedio alcanzado. La Figura 3-23 ilustra la envolvente adoptada y los parámetros más relevantes de esta.

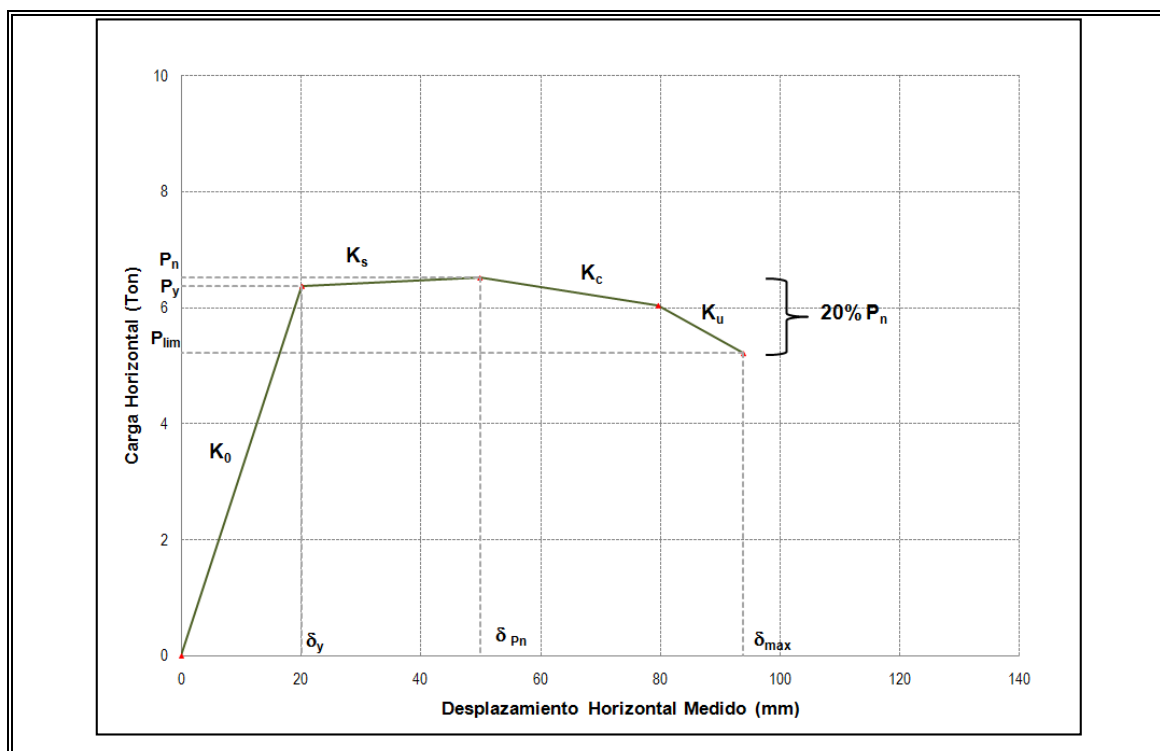


Figura 3-23: Curva envolvente o esqueleto experimental adoptada de los ensayos cíclicos.

De la Figura 3-23 se distinguen los siguientes parámetros de interés:  $P_y$  (6.38 Ton) corresponde a la carga de fluencia o carga nominal del elemento y  $\delta_y$  (20.14mm) el desplazamiento asociado;  $P_n$  (6.52 Ton) corresponde a la carga máxima y  $\delta_{Pn}$  (49.86mm) el desplazamiento para este nivel de carga;  $\delta_{max}$  (93.9mm) es el desplazamiento máximo para la resistencia límite de 5.21 Ton, es decir 80% de  $P_n$ ;  $K_0$  es la rigidez elástica (inicial);  $K_s$  es la rigidez de endurecimiento por deformación;  $K_c$  es la rigidez que representa la degradación de la curva en términos de rigidez y resistencia entre los desplazamientos  $\delta_{Pn}$  y  $\delta=80$ mm; finalmente  $K_u$  es la degradación de resistencia y rigidez entre la carga a 80mm de desplazamiento y el desplazamiento asociado al 80% de la carga máxima. Los valores indicados están tomados de la envolvente experimental.

Las rigideces  $K_s$ ,  $K_c$  y  $K_u$  se pueden expresar en función de la rigidez elástica  $K_e$  así:

$$K_s = \alpha_s K_e \quad (3.4)$$

$$K_c = \alpha_c K_e \quad (3.5)$$

$$K_u = \alpha_u K_e \quad (3.6)$$

Donde  $\alpha_s$ ,  $\alpha_c$  y  $\alpha_u$  son constantes de proporcionalidad con la rigidez elástica para los segmentos de endurecimiento y degradación. Calibrando  $\alpha_s$ ,  $\alpha_c$  y  $\alpha_u$  con los resultados experimentales se llega a los siguientes valores:

$$\alpha_s = 0.015$$

$$\alpha_c = -0.050$$

$$\alpha_u = -0.183$$

También se puede expresar la resistencia límite en función de la resistencia nominal o de fluencia así:

$$P_{\lim} = \lambda P_y \quad (3.7)$$

Calibrando la constante  $\lambda$  con los datos de los ensayo se tiene que  $\lambda=0.82$ .

Finalmente se puede determinar la ductilidad de desplazamiento  $\mu_\delta$  de la conexión Dalla-Viga I-130 como la razón  $\delta_{\max} / \delta_y$ . De esta manera la ductilidad resulta ser 4.66, significando que el elemento tiene la capacidad de deformarse en el rango inelástico casi 5 veces la deformación de fluencia sin una pérdida significativa de rigidez o resistencia.

Haciendo uso de los parámetros anteriormente calculados y de las propiedades elásticas de los canalones Dalla, se simuló con el programa Ruaumoko 2D, Carr (2007), el ensayo cíclico realizado para comprobar cómo el modelo con degradación de rigidez de Takeda reproduce el comportamiento cíclico de la

unión; se utiliza el modelo simplificado *Modified Takeda* (Otani, 1974) con los parámetros de descarga y recarga  $\alpha=0$  y  $\beta=0$  respectivamente. Los detalles del modelo se describen en la sección 2.4.

La calibración del modelo se realizó asignando todas las propiedades elásticas e inelásticas a un elemento *Spring* solicitado axialmente ya que la calibración con un elemento *Frame* requiere de la estimación de los parámetros mediante la relación momento – rotación ( $M-\theta$ ) como se tiene en la sección 4.3.2. La comparación de la curva de histéresis resultante del modelo analítico con los ensayos cíclicos realizados se muestra en la Figura 3-24.

Se puede observar que el modelo analítico reproduce bastante bien los ensayos cíclicos aunque es un tanto conservador en cuanto a que no reproduce la resistencia máxima siendo consecuente con la pendiente de endurecimiento dada en la envolvente. Un mejor ajuste entre los resultados analíticos y experimentales puede ser logrado al centrar los datos de los ensayos cíclicos ya que, como se ha discutido anteriormente, en ambos casos muestran cierto corrimiento hacia el lado positivo del sentido de carga.

La mayor diferencia entre resultados se aprecia a los 120mm de desplazamiento horizontal, donde la degradación de resistencia en el ensayo 1 y el sentido negativo de carga en el ensayo 2 no sigue la misma tasa que se tiene hasta los 80mm sino que, probablemente por la acumulación de daño en la base del canalón Dalla, la degradación es un tanto más acentuada y no el modelo analítico no es capaz de reproducirla.

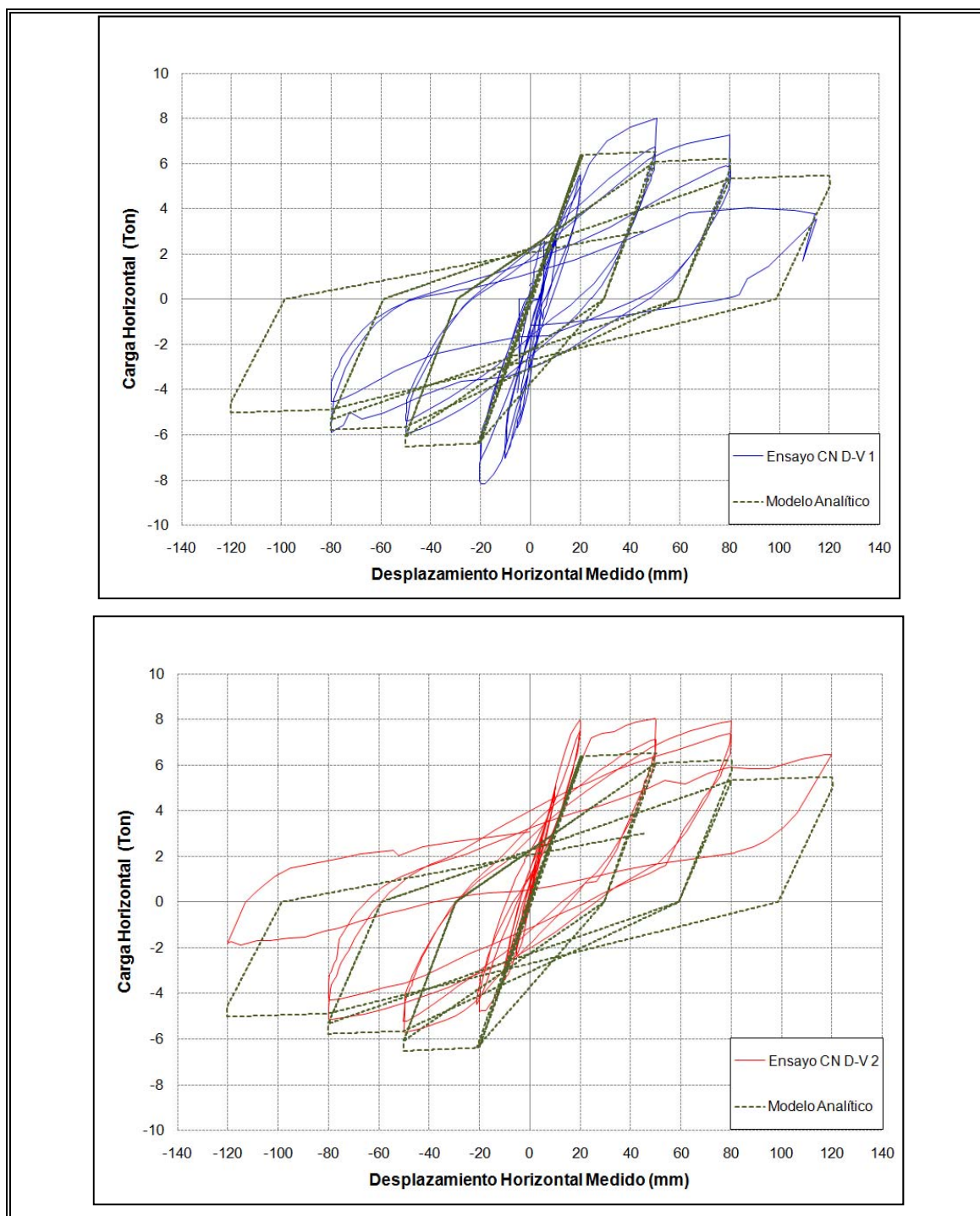


Figura 3-24: Comparación ciclos de histéresis entre modelo analítico con elemento spring con ensayo 1 (arriba) y ensayo 2 (abajo).

### 3.3.3 Degradación de rigidez lateral.

Para cada ciclo de carga se determinó la rigidez lateral secante  $K_{sec}$  como la razón entre la carga máxima registrada en cada dirección de aplicación y los desplazamientos horizontales asociados a esos niveles de carga en el ciclo, tal y como se indica en la Figura 3-25 y en la expresión 3.8.

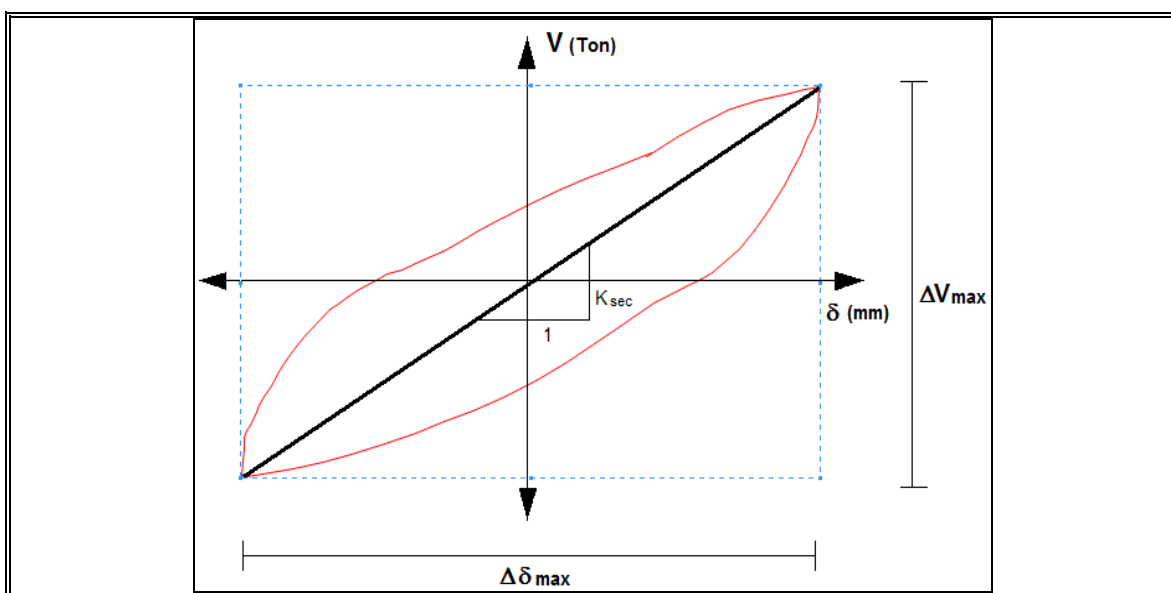


Figura 3-25: Esquema de cálculo rigidez lateral secante.

$$K_{sec} = \frac{\Delta V_{max}}{\Delta \delta_{max}} \quad (3.8)$$

Donde  $\Delta V_{max}$  y  $\Delta \delta_{max}$  son los valores indicados en la Figura 3-25. Los resultados obtenidos con la expresión 3.8 para cada ciclo de carga se grafican en función de los desplazamientos horizontales promedio (entre direcciones positiva y negativa) y son presentados en la Figura 3-26.

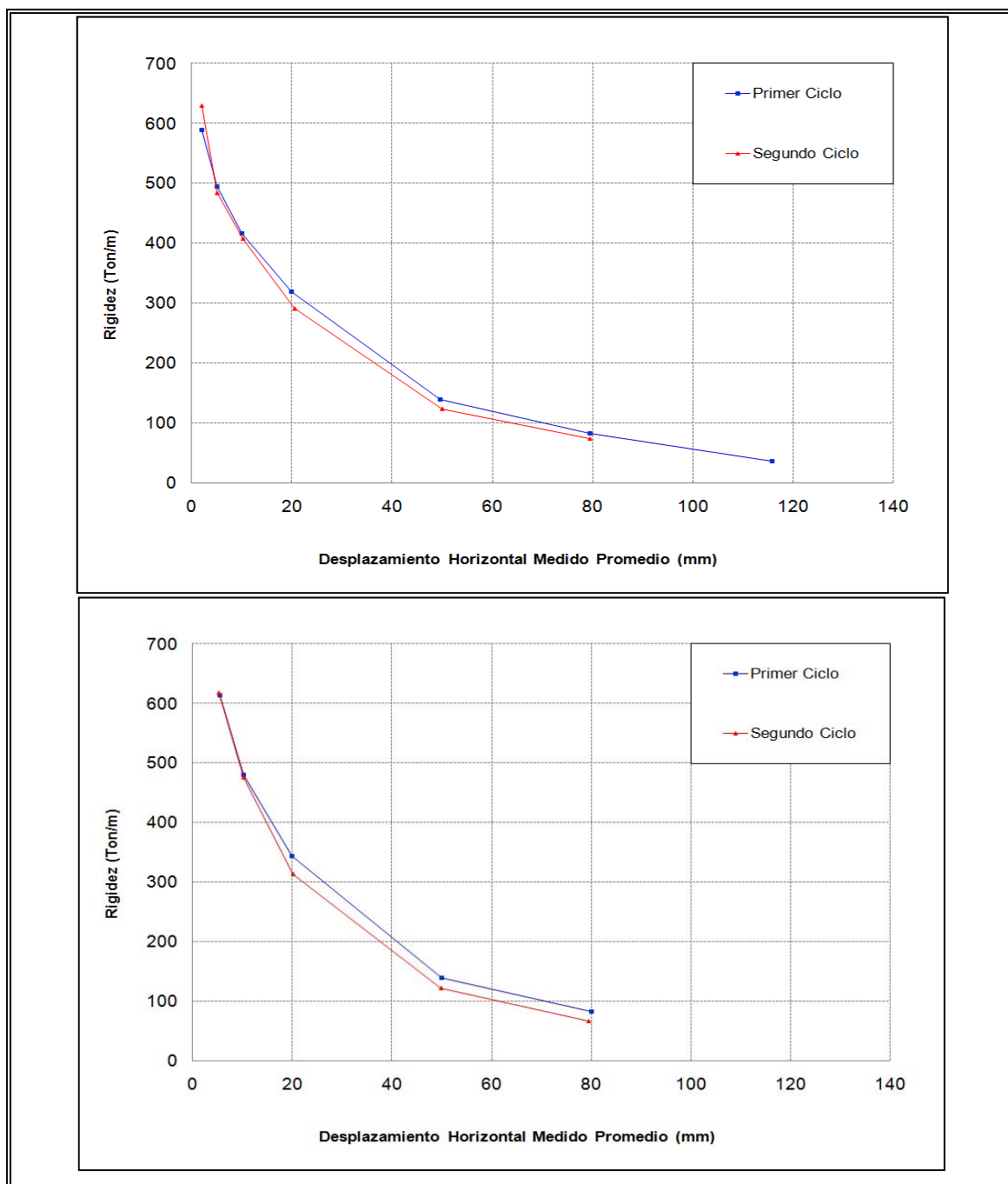


Figura 3-26: Rigidez lateral secante en ensayos 1 (arriba) y 2 (abajo).

Se puede ver que no hay diferencias significativas entre el primer ciclo y el segundo ciclo para niveles de desplazamiento bajos. En ambos ensayos, la rigidez del primer ciclo de carga es mayor que la del segundo para un mismo nivel de desplazamiento excepto para el primer nivel de desplazamiento, donde es levemente mayor. Hasta los 20mm de desplazamiento inducido, las pérdidas de rigidez entre el primer y segundo ciclo muestran valores entre 0.9% y 8.9% para el primer ensayo y entre 2.0% y 8.9% para el ensayo 2. Más allá de los 20mm de desplazamiento la pérdida de rigidez entre el primer y segundo ciclo de carga oscila entre 12.8% y 19.7% en el ensayo 1 y entre 10.5 y 10.9% en el caso del ensayo 2.

El aumento de la pérdida de rigidez a mayor nivel de desplazamiento está relacionado con el daño que experimenta la probeta en términos de agrietamiento del hormigón, daño en la cabeza de compresión en los ciclos inversos y pérdida de adherencia de la barras de anclaje traccionadas.

En la Figura 3-27 se entregan las curvas promedio de rigidez lateral de cada ensayo y la curva promedio de los dos ensayos en función del desplazamiento horizontal medido promedio en el ensayo correspondiente.

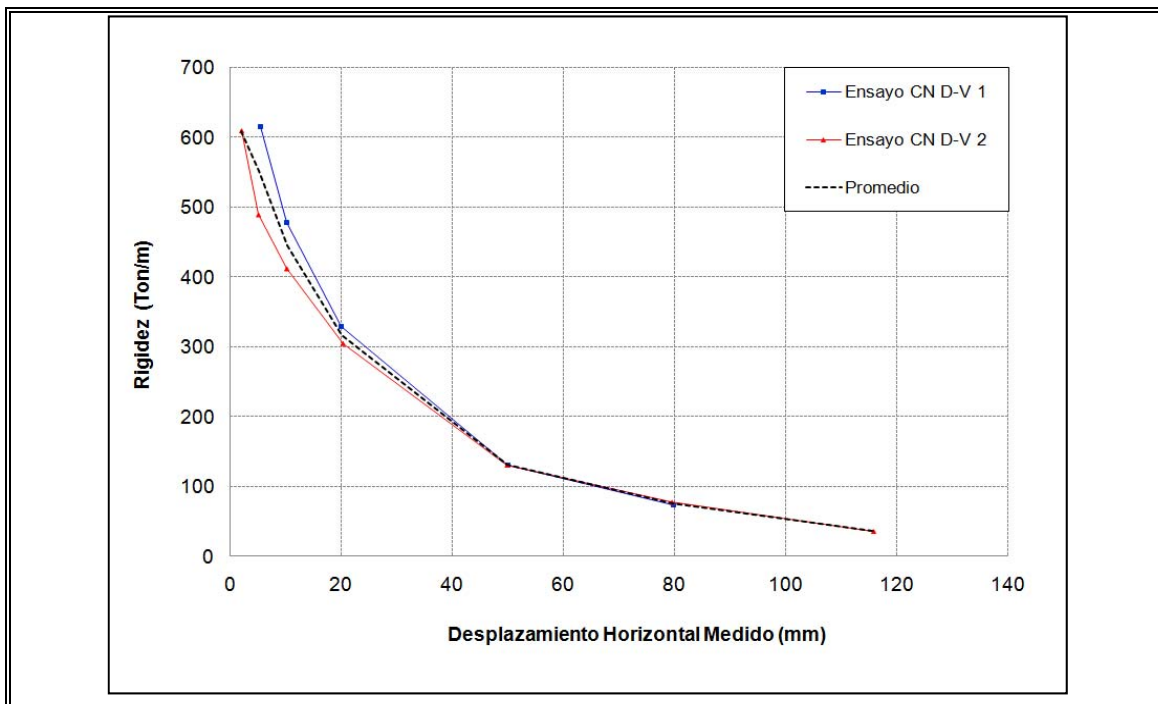


Figura 3-27: Rigidez lateral secante promedio de los ensayos cíclicos.

Se puede observar que para niveles bajos de desplazamiento las diferencias entre los dos ensayos son mayores y disminuye a medida que aumenta el nivel de desplazamiento. Para desplazamientos del orden de 5mm la diferencia entre ensayos es de 20.5% mientras que para 80mm disminuye a 5.0%. No se aprecia ninguna ventaja en términos de rigidez por la inclusión de las trabas de anclaje en la probeta 2.

### 3.3.4 Disipación de energía y amortiguamiento viscoso equivalente.

En las curvas fuerza-desplazamiento, el área bajo el gráfico es una medida de la energía de deformación almacenada en el elemento. En el comportamiento de elementos que responden en el rango no lineal, el hecho que exista un remanente de energía después de la descarga indica que hay una disipación de energía y que solo una fracción de la energía de deformación en el rango lineal

se recupere. Esta disipación de energía es deseable en el comportamiento sísmico de cualquier elemento estructural.

Por lo tanto, el área encerrada en cada ciclo de histéresis es una medida de la energía de deformación que no es recuperada porque ha sido disipada, tal como lo indica la Figura 3-28.

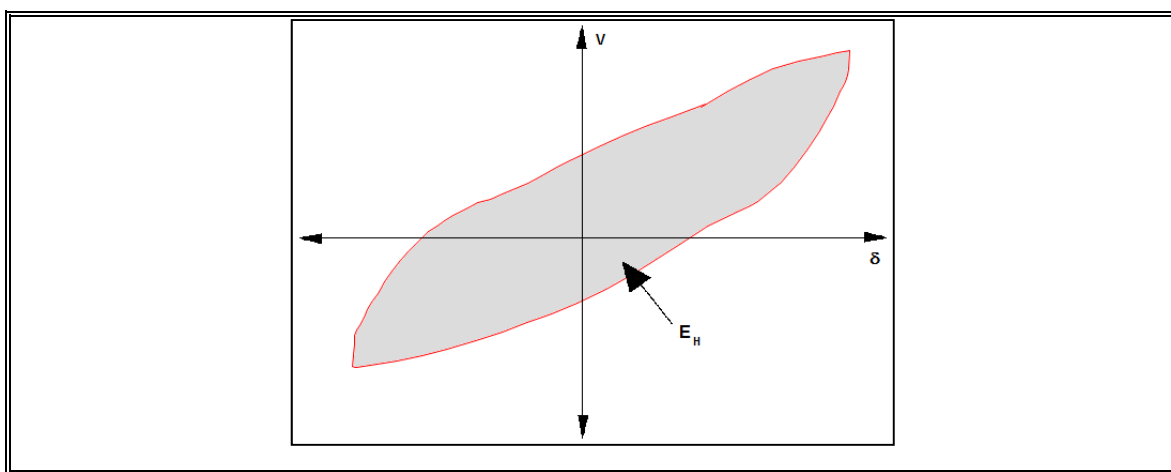


Figura 3-28: Energía disipada por ciclo.

La energía disipada mediante el cálculo del área encerrada en cada ciclo de histéresis está graficada en función de los desplazamientos horizontales medidos promedios en cada ciclo y es presentada en la Figura 3-29.

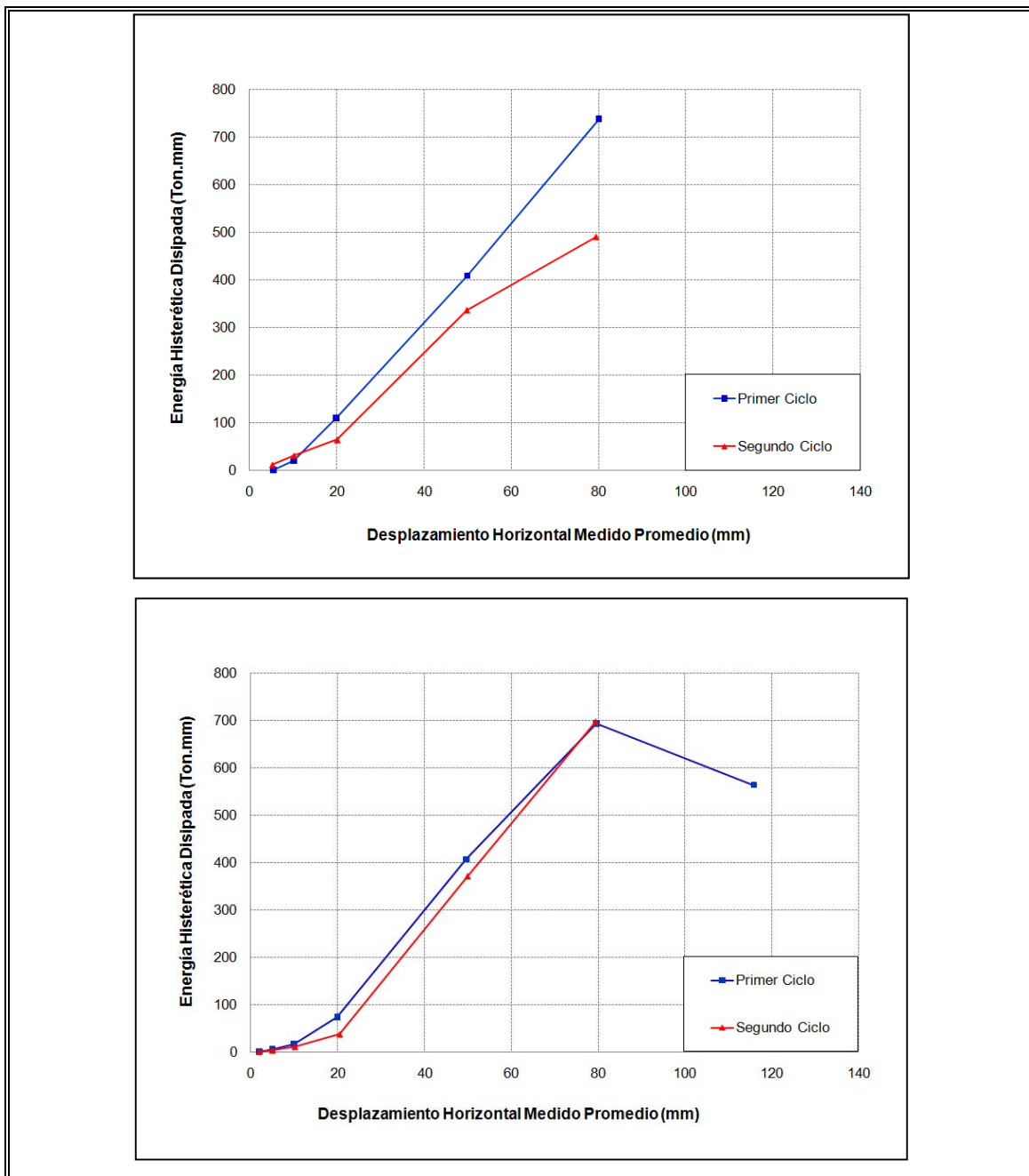


Figura 3-29: Energía disipada en ensayos 1 (arriba) y 2 (abajo).

Se puede observar que hay importantes diferencias en la energía disipada entre el primer y segundo ciclo, principalmente en el ensayo 1. Este comportamiento es

normal puesto que a medida que aumenta el daño en las probetas la disipación de energía para un mismo desplazamiento tiende a ser menor en el segundo ciclo de carga. Para desplazamientos del orden de 20mm, en el segundo ciclo del ensayo 1 se disipa un 41.7% menos de energía histerética comparado con el primer ciclo, mientras que para el ensayo 2 la disminución de energía disipada para el mismo nivel de desplazamiento es menor en un 48.8% en el segundo ciclo respecto al primero; para 50mm de desplazamiento la energía disipada en el segundo ciclo es menor respecto al primer ciclo un 17.8% y 8.7% en los ensayos 1 y 2 respectivamente; y para 80mm de desplazamiento un 33.7% y 0.52%. Para este último nivel de desplazamiento existen grandes diferencias entre los dos ensayos en términos de disipación de energía en los ciclos debido al estrangulamiento del segundo ciclo del ensayo 1 a causa del daño de la probeta y el resbalamiento de las horquillas de anclaje respecto al hormigón del canalón Dalla. Así mismo, aunque se observan ciclos de histéresis estables en el ensayo 2, la cantidad de energía disipada disminuye más allá de los 80mm de desplazamiento y a medida que hay más ciclos de respuesta en el rango inelástico debido también al estrangulamiento de los ciclos. Finalmente, en ambos ensayos para los primeros ciclos después de los 20mm de desplazamiento y hasta los 80mm, la disipación aumenta en forma prácticamente lineal.

Otra forma de expresar la capacidad de disipación de energía en el análisis de modelos no lineales es mediante el amortiguamiento viscoso equivalente que se obtiene de igualar la energía histerética disipada en un ciclo de carga con la energía disipada por un amortiguador viscoso en un ciclo sinusoidal de carga de la misma amplitud de desplazamiento que el ciclo de carga para el que se calcula. El resultado de esta igualdad se resume en la expresión 3.9.

$$\xi_{eq} = \frac{E_{HD}}{2\pi \cdot K_{sec} \delta_{max}^2} \quad (3.9)$$

Donde  $\xi_{eq}$  es el amortiguamiento viscoso equivalente,  $E_{HD}$  es la energía histerética disipada en el ciclo considerado,  $K_{sec}$  es la rigidez lateral secante del

ciclo considerado calculada según la expresión 3.8 y  $\delta_{\max}$  es el desplazamiento máximo registrado en el ciclo de interés. Este amortiguamiento equivalente es un camino indirecto para evaluar la respuesta inelástica, suponiendo que toda la energía de comportamiento inelástico se disipa con un amortiguamiento mayor.

Los valores obtenidos mediante la expresión 3.9 se grafican en función del desplazamiento horizontal medido promedio para el ciclo correspondiente y se muestran en la Figura 3-30.

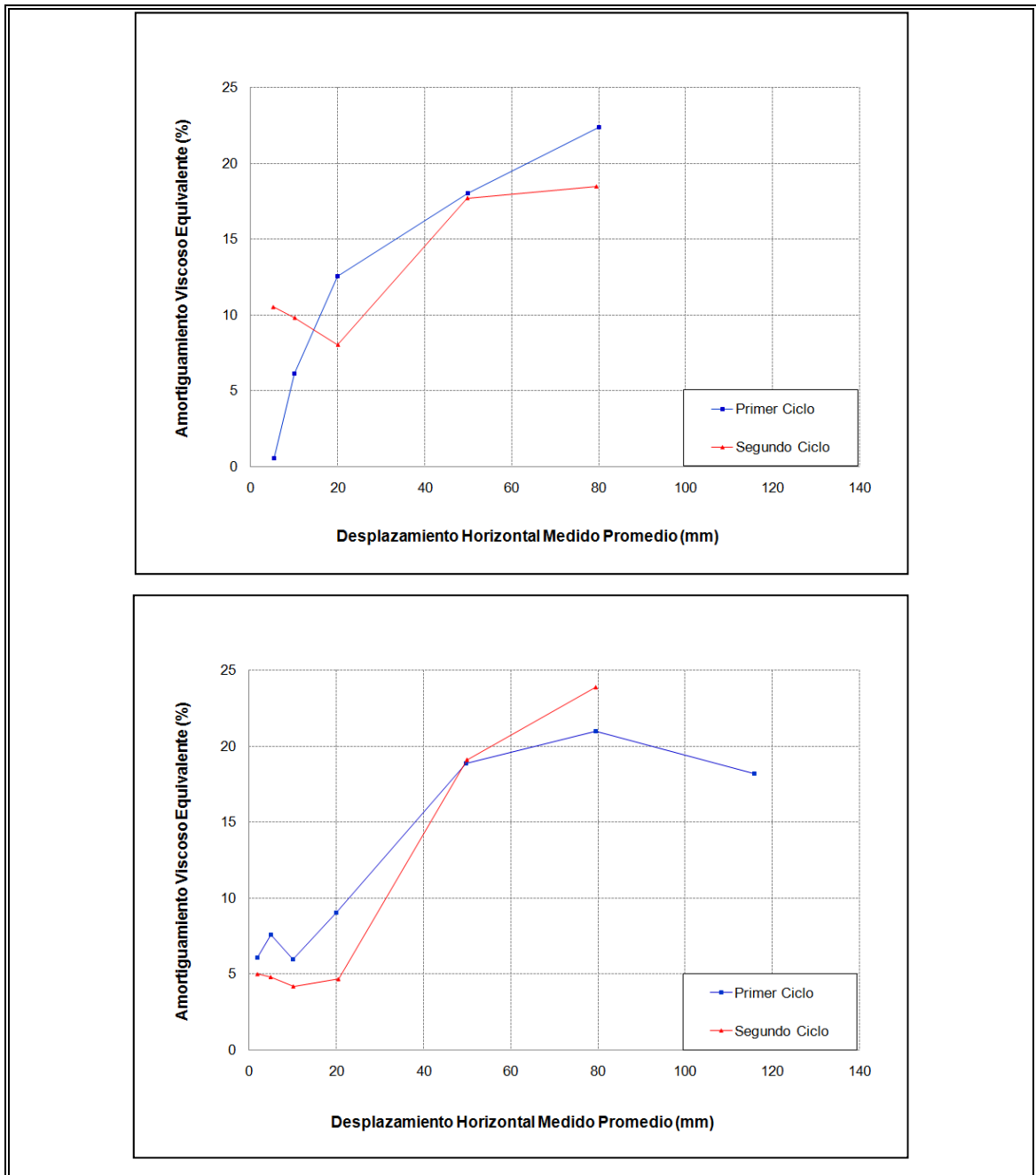


Figura 3-30: Amortiguamiento viscoso equivalente ensayos 1 (arriba) y 2 (abajo).

En las curvas anteriores se ve que para desplazamientos inferiores a los 20mm existen diferencias importantes en el amortiguamiento viscoso equivalente del primer y segundo ciclo de carga, reflejadas en la gran irregularidad y dispersión de las curvas en esos puntos; esto coincide con la etapa de fisuración de la probeta según lo explicado en 3.3.3, donde aparecen nuevas fisuras o crece la magnitud de las existentes. Se aprecia también que el comportamiento –mas no del todo los valores- del amortiguamiento en los segundos ciclos es más parecido y estable comparado con los primeros ciclos, en los que no se observa un patrón de comportamiento definido.

Para los dos ensayos, el valor del amortiguamiento viscoso equivalente es muy similar entre los ciclos de carga para el nivel de 50mm de desplazamiento, con un valor promedio de 18.4%. El valor promedio de amortiguamiento de los dos ensayos en general es de 13.1%.

### **3.3.5 Amortiguamiento equivalente de la conexión**

Para determinar el amortiguamiento equivalente de la conexión de los ensayos experimentales es necesario desacoplar la respuesta elástica flexural del canalón Dalla y obtener los ciclos histeréticos momento-rotación de la zona del sistema de conexión. La Figura 3-31 ilustra los ciclos histeréticos momento-rotación obtenidos de los ensayos cíclicos comparados con la respuesta histerética de la conexión al restarle la deformación de flexión elástica del trozo de canalón Dalla que se empleó en el ensayo.

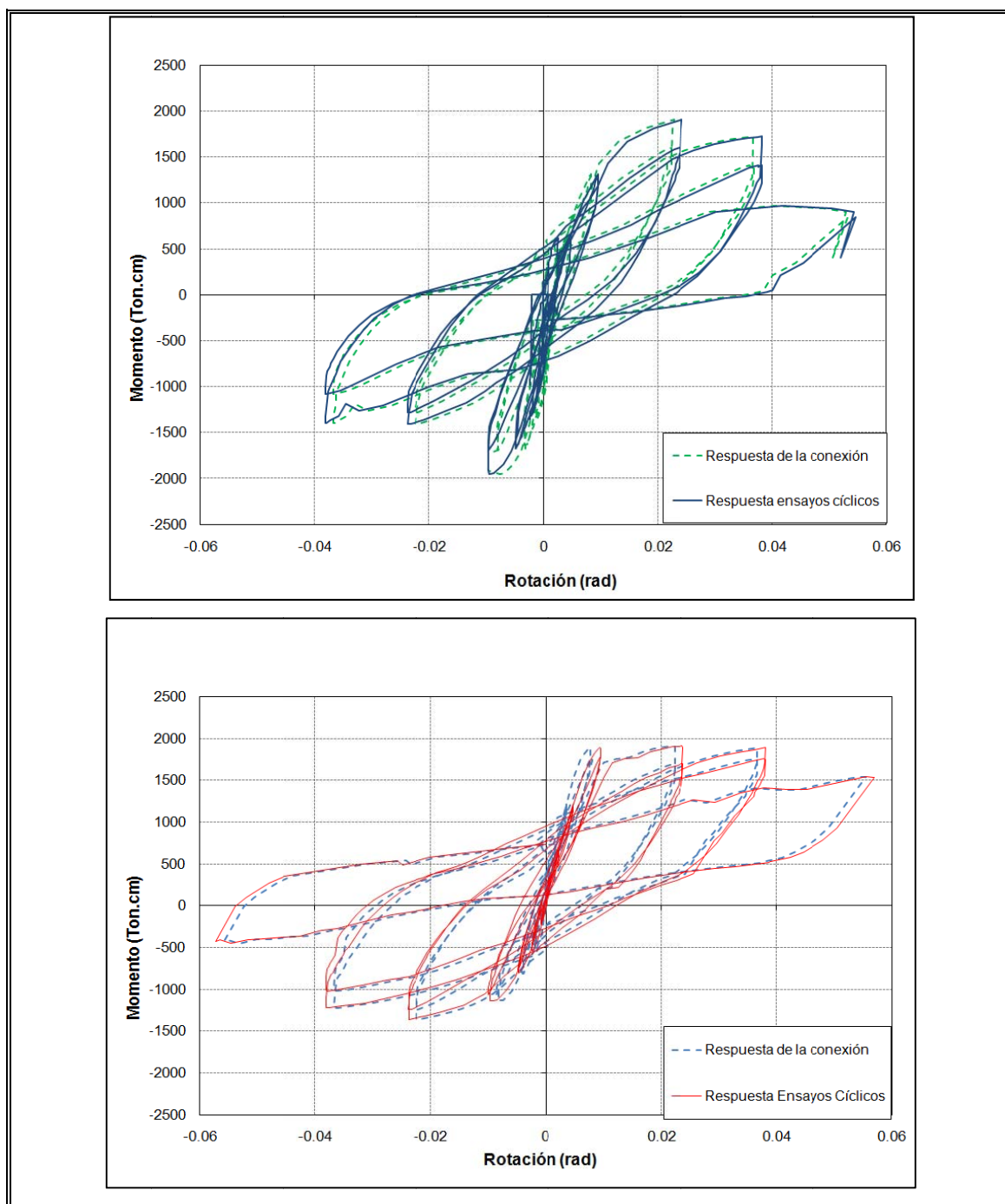


Figura 3-31: Respuesta cíclica de la conexión del sistema Dalla-Viga I-130.

En la Figura 3-32 se ilustra el amortiguamiento equivalente promedio de la conexión, obtenido de los dos ensayos cíclicos.

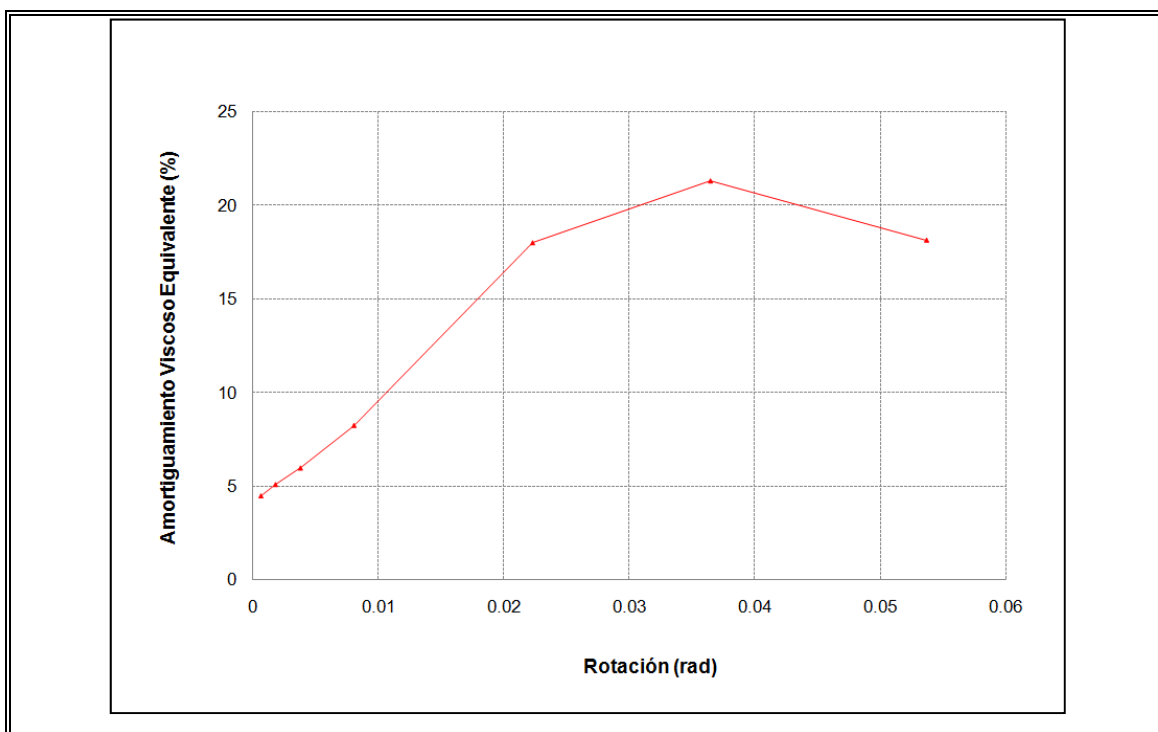


Figura 3-32: Amortiguamiento viscoso equivalente de la conexión.

El amortiguamiento viscoso equivalente de la conexión es dependiente de la rotación y debe usarse en esta forma en el análisis sísmico.

### 3.4 Conclusiones etapa experimental

En este capítulo se han examinado, discutido y evaluado los resultados de los ensayos experimentales llevados a cabo en el Laboratorio de Ingeniería Estructural de la Pontificia Universidad Católica de Chile a solicitud de Preansa, caracterizando el comportamiento de las horquillas de anclaje al ser extraídas del canalón Dalla y del nudo Dalla-Viga I-130 así como el comportamiento ante

cargas cíclicas alternadas, estableciendo modelos simples para la idealización del sistema.

En conclusión, la conexión húmeda que une el canalón Dalla a la viga I-130 es capaz de desarrollar las tensiones en el acero exigidas por el código ACI-318 - 2008 de acuerdo a lo observado en los ensayos de extracción. Además la conexión tiene una ductilidad de deformación importante (4.66 veces la deformación de fluencia) asociada al valor de 80% de la carga máxima de la envolvente de los ensayos cíclicos. Para aumentar la capacidad de deformación (ductilidad) de la conexión conviene proveer un mayor confinamiento de las horquillas de anclaje en las zonas que emergen del canalón.

En el capítulo siguiente se detallarán las propuestas de modelación y análisis del canalón Dalla como sistema arriostrante de techo.

#### **4. MODELACIÓN DEL NUDO CANALÓN DALLA-VIGA I-130**

En el capítulo anterior se han revisado y discutido los resultados obtenidos de los ensayos experimentales realizados por el Laboratorio de Ingeniería Estructural de la Pontificia Universidad Católica de Chile sobre distintos tipo de probetas que permitan conocer las principales características de comportamiento del nudo Dalla-Viga I-130. En el presente capítulo se estudia inicialmente la estabilidad de los canalones Dalla ante distintos tipos de apoyo y carga para la longitud utilizada en el proyecto de la planta Plywood de CMPC Maderas en Mininco. Una vez validada la estabilidad de estos elementos se plantean modelos elásticos e inelásticos representativos del comportamiento observado en la fase experimental.

Aunque el diseño de los canalones Dalla como tal no es parte del presente estudio, el análisis de su capacidad para desempeñarse como diafragma flexible si lo es y por ello es necesario evaluar la estabilidad global y local del elemento para cumplir con los requisitos de norma NCh 2369 Of. 2003. A partir de los resultados e idealizaciones del comportamiento presentados en el Capítulo 3, es posible proponer modelos de análisis del sistema en estudio cuando está sometido a solicitaciones que puedan llevarlo al rango inelástico.

##### **4.1 Estudio de estabilidad.**

Como se describió anteriormente, la validación de los canalones Dalla como sistema arriostrante horizontal parte de la premisa que no presentan inestabilidad global ni local ante la acción de las cargas gravitacionales y sísmicas a las que eventualmente estará sometido. Se realiza un análisis de pandeo elástico para evaluar la estabilidad de los canalones con la longitud tipo del proyecto de la planta Plywood de CMPC Maderas en Mininco, es decir 1160cm.

Para detectar fenómenos de inestabilidad global y local se construyeron modelos con elementos finitos tipo Shell de 10cm de longitud a lo largo del eje del elemento hasta completar la extensión de 1160cm. A estos modelos se le aplicaron distintas configuraciones de carga y se sometieron a un análisis de

pandeo para determinar el valor propio del primer modo de pandeo. La Figura 4-1 ilustra la representación de la sección transversal del canalón Dalla construida con elementos finitos y una vista general del modelo numérico.

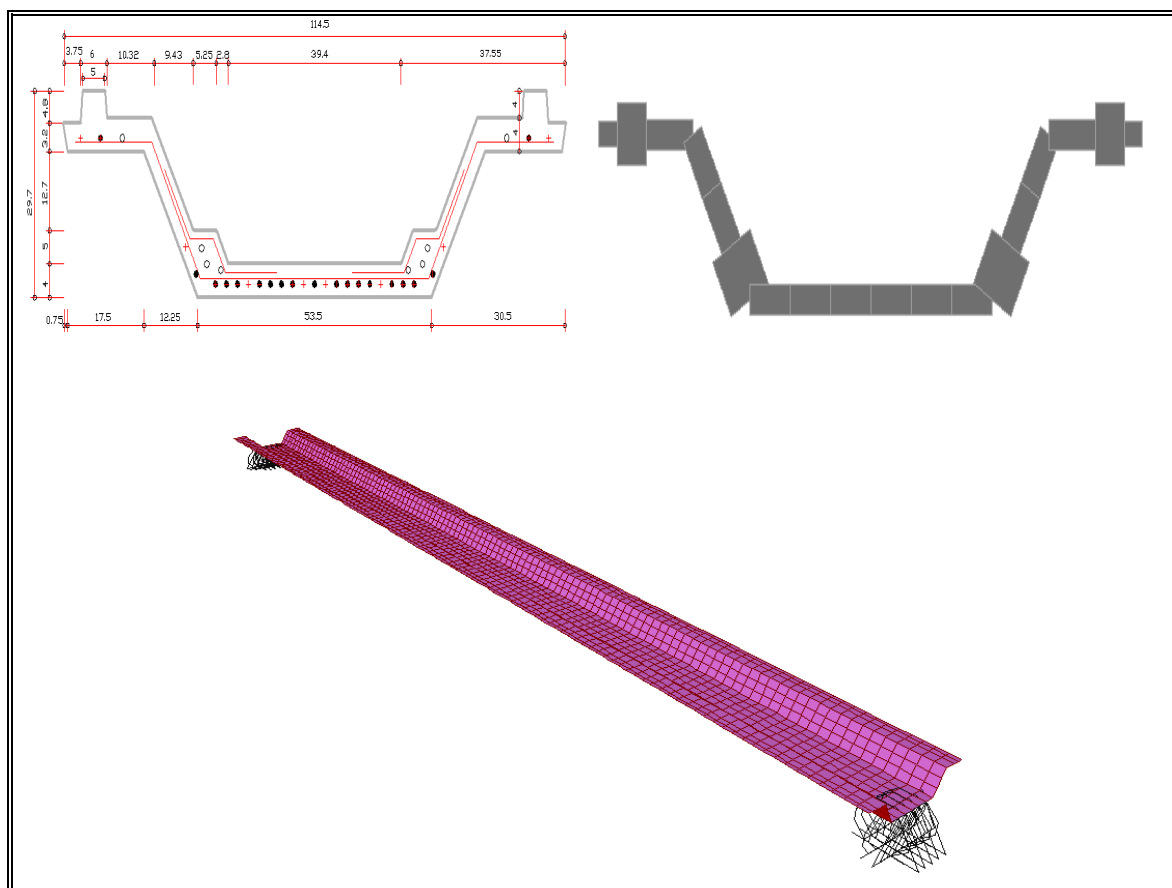


Figura 4-1: Sección transversal del canalón Dalla y su representación con elementos finitos (arriba) y vista general del modelo numérico.

Los tipos de carga considerados son los siguientes: peso propio del canalón Dalla (PP) considerando un peso unitario del hormigón de  $2.4 \text{ Ton/m}^3$ ; carga de techumbre (CT) consistente en planchas de acero cincada 5V y acanalada, usuales en este tipo de estructuras, que según la norma NCh 1537 Of 1986 es de

0.007 Ton/m<sup>2</sup>; sobrecarga de uso (SC) para techos conforme a la norma NCh 1537 de 0.1 Ton/m<sup>2</sup>, pero considerando la reducción por área tributaria es igual a 0.072 Ton/m<sup>2</sup>; y carga horizontal (CH) de 1.0 Ton aplicada en uno de los extremos en dirección perpendicular al eje del canalón Dalla.

En todos los casos se consideró el efecto del pretensado (PT) no como una carga externa sino por medio de tendones que transmiten las tensiones a lo largo del canalón Dalla. Se efectúan 4 análisis de estabilidad involucrando la acción de una o más cargas, la influencia del grado de restricción en los apoyos y determinando la carga de pandeo para los casos analizados. Para evaluar la influencia del grado de restricción en los extremos se consideraron modelos con apoyos simples asignados en la primera línea de los nodos en cada extremo en la base del canalón Dalla y otros modelos con apoyos en las dos primeras líneas de nodos en cada extremo. Los casos A consideran dos líneas de nodos apoyados en cada extremo, mientras que los B solo en una, como se observa en la Figura 4-2.

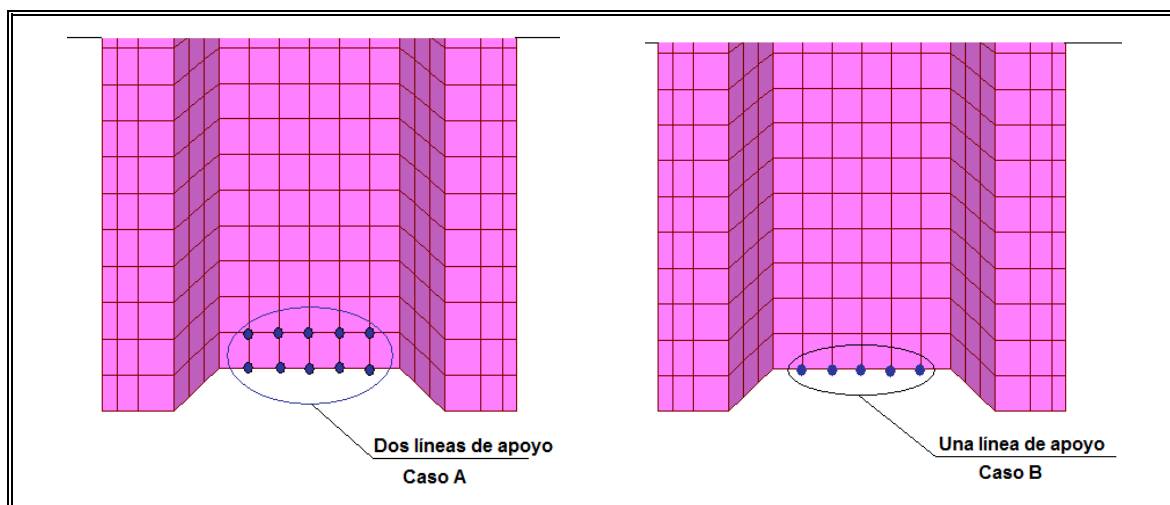


Figura 4-2: Modelos con dos líneas de apoyo en cada extremo (Caso A) y con una línea de apoyo en cada extremo (Caso B).

La carga horizontal unitaria aplicada en uno de los extremos pretende emular la tributación sísmica de un marco intermedio con falla prematura que exige la norma NCh 2369 Of.2003 para el análisis y diseño de sistemas de arriostramientos horizontales de naves industriales con columnas en voladizo. La Figura 4-3 ilustra la acción de la sobrecarga de uso (SC) y carga horizontal (CH) impuestas en el modelo numérico y que son objeto del análisis de pandeo elástico.

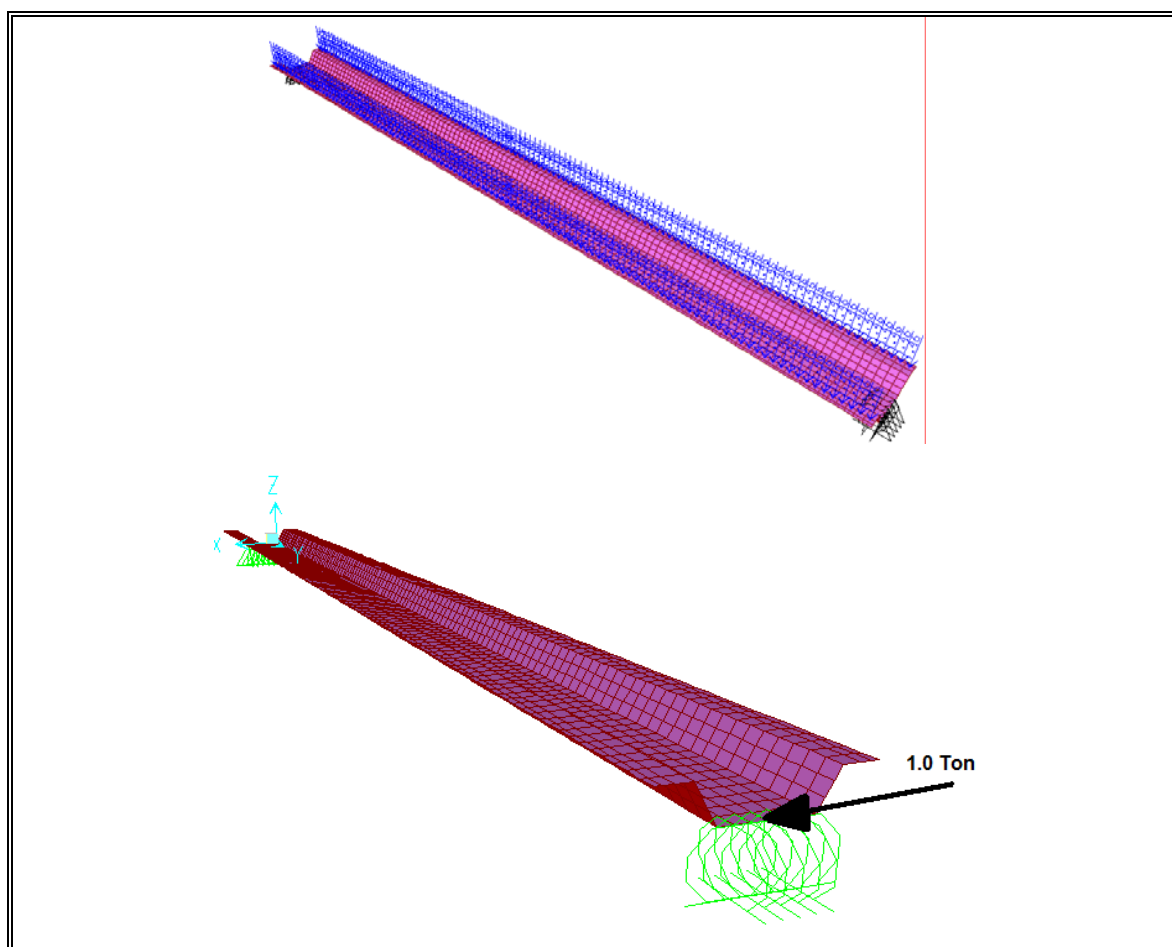


Figura 4-3: Acción de la carga de techumbre CT (arriba) y carga horizontal CH (abajo) en los modelos 1A y 2A respectivamente.

La Tabla 4-1 entrega un resumen de los casos estudiados y los resultados de carga de pandeos obtenidos.

Tabla 4-1: Casos y resultados de análisis de estabilidad.

| Caso | Líneas de apoyo en los extremos | Cargas       | Carga para análisis de pandeo | Carga de Pandeo Elástico (SC o CH) |
|------|---------------------------------|--------------|-------------------------------|------------------------------------|
| 1A   | 2                               | PT + PP + CT | SC                            | 2.93 Ton/m <sup>2</sup>            |
| 1B   | 1                               |              | SC                            | 2.28 Ton/m <sup>3</sup>            |
| 2A   | 2                               | PT + PP + CT | CH                            | 17.1 Ton                           |
| 2B   | 1                               |              | CH                            | 12.6 Ton                           |

Se aprecia en los resultados anteriores que ante las condiciones impuestas en el análisis de pandeo elástico de la sobrecarga de uso (SC) no se presenta inestabilidad del elemento ya que las cargas de pandeo en los casos 1 y 1A son mayores que las analizadas en cada modelo -los valores propios del factor de pandeo en cada caso son mayores que 1-. El considerar menos líneas de nodos apoyados en cada extremo reduce la carga de pandeo en un 22% en el caso de la sobrecarga de uso (SC).

En cuanto al análisis de pandeo elástico para la carga horizontal unitaria (CH) la disminución de la carga de pandeo al considerar menos líneas de nodos apoyados en cada extremo es de 26%. Los resultados de la carga horizontal (CH) de pandeo elástico deben compararse con la carga aferente a cada canalón que resulte del análisis sísmico de una estructura con la falla de un marco intermedio.

En cuanto a los tipos de inestabilidad observados se puede decir que en los casos de análisis de pandeo elástico para la sobrecarga de uso (SC) el tipo de pandeo es lateral torsional y local aproximadamente en el centro de la luz; para los análisis de pandeo elástico con carga horizontal unitaria en uno de los extremos

se presenta una situación similar a la anterior pero con el pandeo local más cercano al apoyo opuesto al que se aplica la carga. La Figura 4-4 ilustra las deformadas de los modos de pandeo para el análisis de estabilidad ante la acción de la sobrecarga de uso (SC) y carga horizontal unitaria (CH).

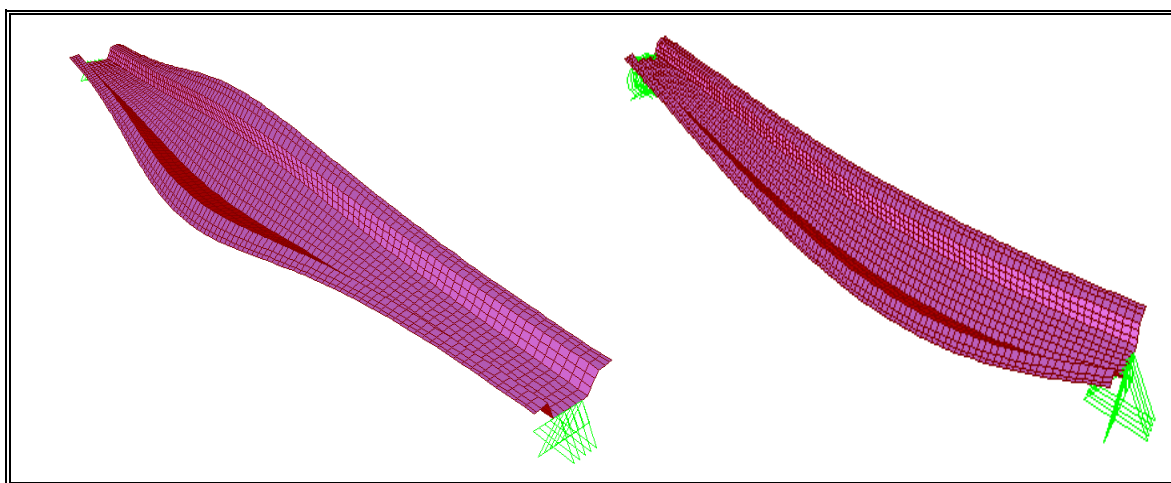


Figura 4-4: Modos de pandeo del análisis de estabilidad para la sobrecarga de uso SC (izquierda) y carga horizontal unitaria CH (derecha).

Como conclusión general de este análisis se tiene que los canalones Dalla son estables ante la acción de cargas gravitacionales y los casos de carga horizontal deben compararse con los resultados del análisis sísmico de la estructura. Para la acción de cargas gravitacionales de servicio la falla del elemento está controlada por la resistencia del elemento y/o la conexión y no por algún tipo de inestabilidad.

## 4.2 Modelo elástico.

Uno de los propósitos de esta investigación es proporcionar algunas pautas para el análisis y posterior diseño de estructuras industriales que utilicen canalones

Dalla como diafragma de techo y que se encuentren conectados a elementos prefabricados de la manera descrita en secciones previas.

Algunos de los análisis de los canalones Dalla, como el de estabilidad, se realizaron con modelos de Elementos Finitos para detectar y estudiar posibles efectos locales o globales que no se perciben con los elementos tipo Frame. Sin embargo, en la práctica de la ingeniería los análisis de este tipo de estructuras se efectúan, salvo casos muy específicos, con elementos Frame por lo que se busca determinar la validez de su uso en estudiando la rigidez elástica mediante la comparación con modelos de Elementos Finitos. Además es necesaria una validación de los modelos con el comportamiento observado ya sea mediante ajuste a los resultados experimentales, la información directamente obtenida en los ensayos o la calibración de análisis teóricos que predigan y reproduzcan el comportamiento de la conexión en estudio.

#### **4.2.1 Análisis comparativo de la modelación con elementos finitos y tipo frame.**

Los elementos tipo Frame son ampliamente utilizados en el modelamiento de componentes estructurales tales como vigas, columnas, arriostramientos y puntales de modelos planos o tridimensionales mediante líneas rectas que conectan dos puntos; su formulación permite incluir los efectos de flexión biaxial, torsión, deformación axial y deformaciones biaxiales de corte. Sin embargo, algunos efectos locales tales como inestabilidad local, entre otros, no son bien reproducidos por estos elementos y se requiere una modelación más compleja que represente adecuadamente el comportamiento esperado. Esta modelación puede realizarse mediante elementos finitos tipo Shell, cuya formulación de tres o cuatro nodos permite acoplar la respuesta flexural y de membrana del elemento. No obstante, la modelación y obtención de resultados para el análisis de estructuras simples, compuestas por vigas y columnas, mediante elementos tipo Shell puede ser compleja y sin ninguna ventaja significativa en términos de precisión y de respuesta cuando no existe algún tipo de fenómeno local presente.

En la sección 4.1 se estableció mediante un análisis de estabilidad que, para las cargas y solicitaciones a las que pueden estar expuestos los canalones Dalla, no existe inestabilidad de estos y que la falla del elemento está controlada por la resistencia del mismo o de la conexión. Con el fin de validar la modelación con elementos tipo *Frame*, en esta sección se hace un análisis comparativo de los resultados de rigidez elástica entregados por los modelos conformados por elementos finitos tipo *Shell* y por elementos tipo *Frame*, con longitudes variables entre 800cm y 1500cm, para determinar el error en términos de desplazamiento y su variación con la longitud de análisis al aplicar una carga de 1.0 tonelada en el extremo libre de una viga en voladizo. . La Figura 4-5 ilustra el esquema de análisis.

La construcción del modelo de elementos finitos se realizó de la misma manera que se hizo para el análisis de estabilidad. Para el modelo constituido con elementos *Frame* se definió la sección transversal con la herramienta Section Designer de SAP2000 como se muestra en la Figura 4-6, indicando las coordenadas que delimitan el contorno de la sección y las mismas características de los materiales que constituyen el modelo de Elementos Finitos.

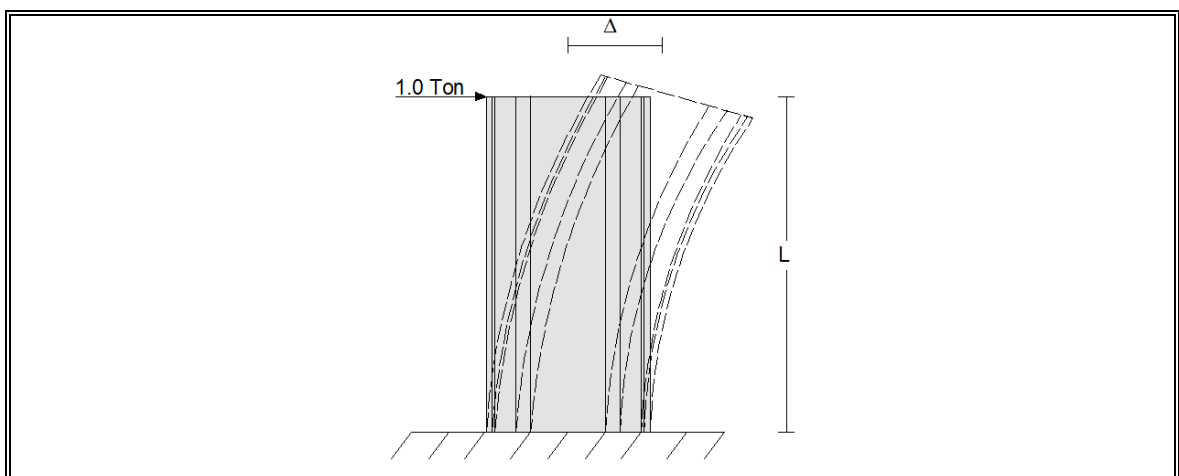


Figura 4-5: Esquema general modelos para comparación Elementos Finitos-  
Frame.

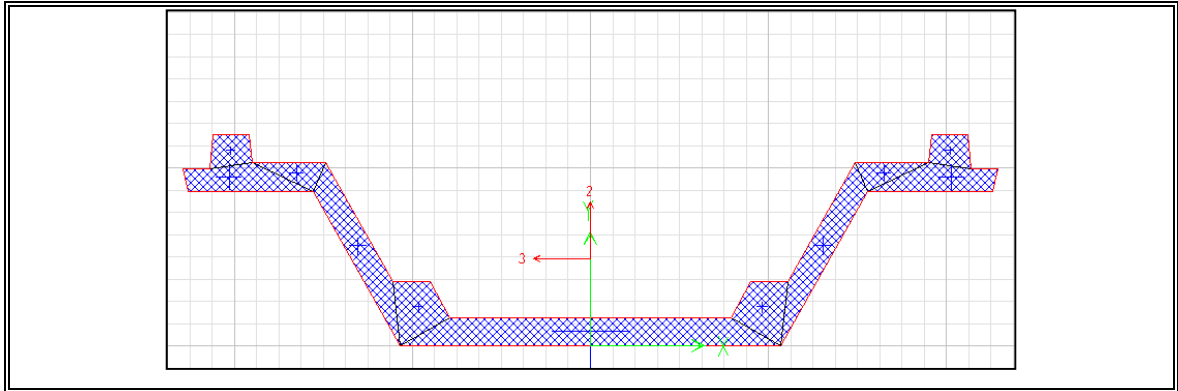


Figura 4-6: Sección elemento Frame definida con Section Designer. (Tomado de SAP 2000).

Se hacen lecturas del desplazamiento lateral en ambos tipos de modelos para determinar la variación para una misma longitud. Los resultados de la lectura de los desplazamientos y la variación porcentual entre ellos se presentan en la Tabla 4-2 y se grafican en la Figura 4-7.

Tabla 4-2: Resultados de modelos de Elementos Finitos y Frames.

| Modelo \ Long.           | Desplazamientos (cm) |       |        |        |        |        |        |        |
|--------------------------|----------------------|-------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
|                          | 800cm                | 900cm | 1000cm | 1100cm | 1200cm | 1300cm | 1400cm | 1500cm |
| <b>Elementos Finitos</b> | 0.72                 | 1.01  | 1.39   | 1.84   | 2.38   | 3.02   | 3.77   | 4.64   |
| <b>Frame</b>             | 0.73                 | 1.04  | 1.43   | 1.89   | 2.46   | 3.12   | 3.89   | 4.78   |
| <b>Error (%)</b>         | 2.6%                 | 2.8%  | 2.9%   | 2.9%   | 3.0%   | 3.0%   | 3.1%   | 3.1%   |

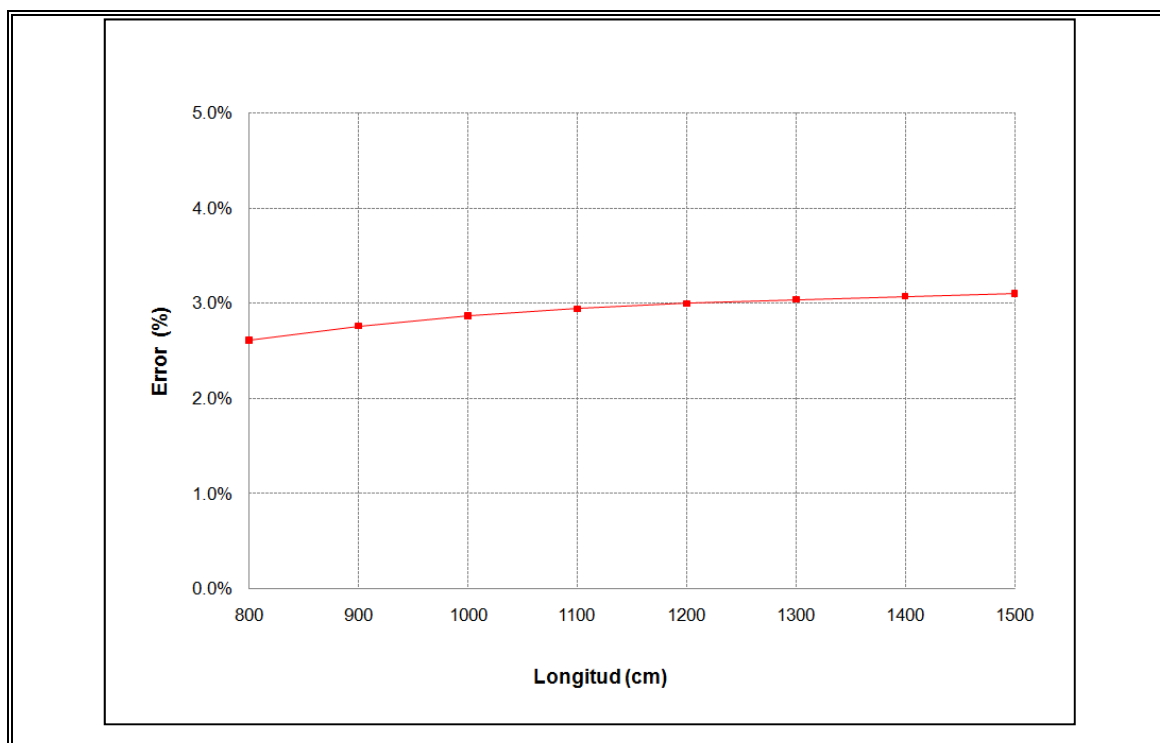


Figura 4-7: Variación de rigidez entre modelos de Elementos Finitos y Frames.

Los resultados de la Tabla 4-2, ilustrados en la Figura 4-7, exponen que la variación porcentual entre rigideces elásticas crece levemente a medida que aumenta de la longitud de cálculo con tendencia asintótica. El promedio de error entre modelos es de 2.9%, lo suficientemente bajo para afirmar que, para análisis elásticos, los modelos constituidos con elementos *Frames* representan de manera adecuada el comportamiento analítico de los canalones Dalla bajo las condiciones de apoyo y carga analizadas.

#### 4.2.2 Determinación analítica de la respuesta elástica.

Según se observó en los ensayos experimentales existe cierto grado de flexibilidad en la zona de la conexión húmeda hormigonada en terreno

posiblemente por el deslizamiento de las horquillas embebidas en el canalón Dalla y en el nudo hormigonado en terreno, lo que no permite considerar al canalón Dalla empotrado en la Viga I-130. Esta flexibilidad puede ser considerada por medio de una rigidez rotacional finita en esta zona descomponiendo la deformación horizontal ( $\delta$ ) en tres componentes, según se indica en la Figura 4-8 y en la expresión 4.1.

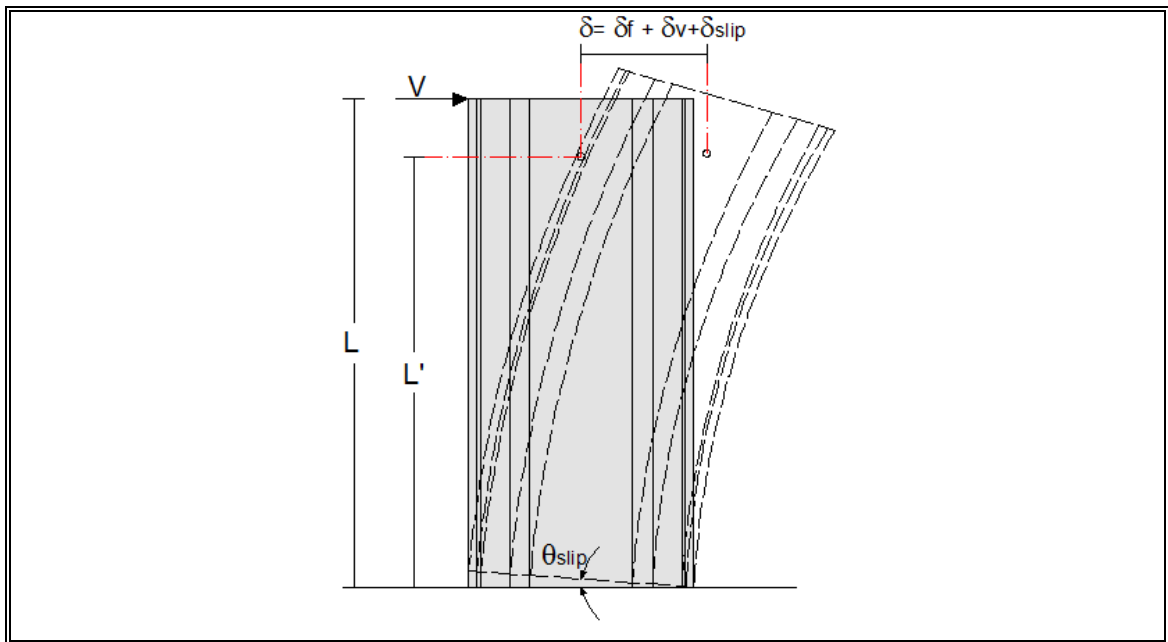


Figura 4-8: Componentes de la deformación horizontal medida en los ensayos cíclicos.

$$\delta = \delta_f + \delta_v + \delta_{slip} \quad (4.1)$$

Donde  $\delta_f$  corresponde a la deformación flexural del canalón Dalla,  $\delta_v$  es la deformación por corte del canalón Dalla y  $\delta_{slip}$  es la deformación asociada al giro en la base del elemento por concepto del deslizamiento de las horquillas. Sin embargo, la participación de la deformación por corte al desacoplarla de las

componentes flexural y de giro por deslizamiento es bastante baja respecto a las dos últimas, por lo cual resulta razonable no considerar su aporte y asumir que el desplazamiento horizontal es producto de la deformación por flexión ( $\delta_f$ ) más el giro en la base por deslizamiento de la horquilla de anclaje ( $\delta_{slip}$ ), según se indica en la Figura 4-9 y en la expresión la 4.2.

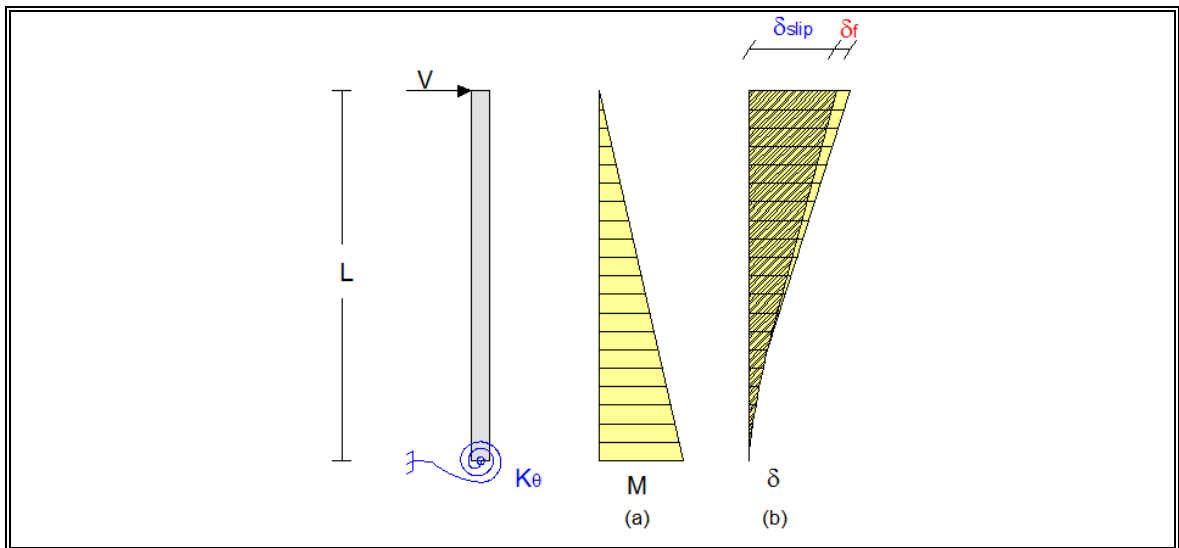


Figura 4-9: Distribución de (a) momento y (b) deformación en la altura.

$$\delta = \delta_f + \delta_{slip} \quad (4.2)$$

La expresión 4.2 es análoga a afirmar:

$$\theta = \theta_f + \theta_{slip} \quad (4.3)$$

a) Cálculo de la componente de giro por deslizamiento y rigidez rotacional de la conexión.

Como se enunció anteriormente, el giro en la zona de unión está asociado al deslizamiento de las horquillas de anclaje  $\phi 16\text{mm}$  embebidas en el canalón Dalla y en el nudo hormigonado en terreno, por el escaso recubrimiento de la horquilla en el canalón y la consecuente poca adherencia de las barras de anclaje que emergen del canalón Dalla, lo que genera la flexibilidad rotacional por acumulación de giro en la sección del nudo. La manera como esta acumulación de giro en el nudo, para un momento en el rango elástico, afecta la distribución y magnitud de la deformación se ilustró esquemáticamente en la Figura 4-9. La parte sombreada en el esquema (b) de la Figura 4-9 representa la componente de giro por deslizamiento en la zona de empotramiento.

No es posible deducir con certeza el valor teórico del giro en el nudo Dalla-Viga I-130 por el deslizamiento de las horquillas embebidas en el canalón Dalla para un momento dado en el rango lineal; sin embargo se puede hacer una estimación acudiendo a los modelos analíticos para el cálculo del deslizamiento propuestos por Alsiwat y Saatcioglu (1992) y Sezen (2002) expuestos en la sección 2.2, asumiendo la acumulación del giro en la base se debe exclusivamente al deslizamiento de las horquillas respecto al hormigón en el canalón Dalla y al deslizamiento que ocurre de las horquillas en el nudo hormigonado en terreno. De este modo, conociendo la magnitud del momento, la ubicación del eje neutro, la ubicación del centroide de las barras de la horquilla traccionada, la deformación unitaria en las barras para dicho momento y el deslizamiento en el canalón y en el nudo para esta deformación unitaria se puede conocer el ángulo de giro.

$$\theta_{slip} = \frac{\sum slip}{x} \quad (4.4)$$

Donde  $\theta_{slip}$  es el giro en la base por el deslizamiento de las horquillas;  $\Sigma_{slip}$  es la suma de los deslizamientos de la barra en el canalón Dalla y en el nudo; y  $x$  es la distancia del eje neutro al centroide de las barras de la horquilla traccionada.

La ubicación exacta del eje neutro involucra un proceso iterativo, haciendo compatibilidad de deformaciones entre el giro por deslizamiento en la horquilla traccionada y la deformación en el hormigón del canalón Dalla y del nudo hormigonado en terreno, y corroborándose equilibrio de fuerzas en la sección. Este proceso es complejo y requiere de un modelo numérico para estimar la compatibilidad de deformaciones –giro por deslizamiento y por aplastamiento del hormigón en las secciones señaladas- y la distribución tensiones que garanticen el equilibrio, por esta razón se realiza una estimación de la ubicación de eje neutro mediante un análisis con el programa XTRACT, de Imbsen (2006), en el que la sección transversal es discretizada en múltiples fibras a las cuales se les define una distribución lineal de deformaciones en el centroide de cada una y se calcula la tensión a la cual está sometida de acuerdo a la relación tensión – deformación del material de cada fibra. La sección transversal para este análisis, que es la porción del canalón Dalla que está en contacto con el nudo hormigonado en terreno, es la mostrada en la Figura 4-10.

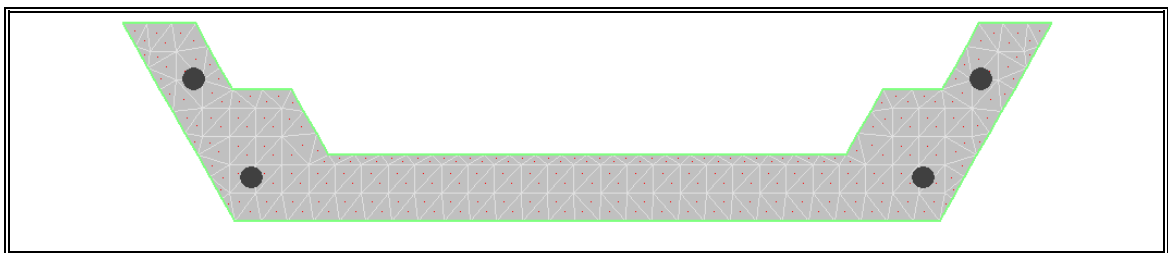


Figura 4-10: Sección analizada en la estimación de la ubicación del eje neutro. Tomado de XTRACT, Imbsen (2006).

Con el valor del ángulo de giro en la base ( $\theta_{slip}$ ), se calcula la rigidez rotacional con la expresión 4.5.

$$K_{\theta_{slip}} = \frac{M}{\theta_{slip}} = \frac{VL}{\theta_{slip}} \quad (4.5)$$

De acuerdo con las estimaciones del ensayo de extracción de horquillas desde el canalón Dalla y desde el nudo hormigonado en terreno realizadas en las secciones 3.1.3 y 3.2.3 respectivamente (Ver Figuras 3-6, 3-14 y 3-15), se pudo apreciar que el modelo de Alsiwat y Saatcioglu (1992) se ajusta mejor a los resultados experimentales en el rango elástico de deformaciones y aún en la zona de endurecimiento en comparación con el modelo propuesto por Sezen (2002). La Tabla 4-3 entrega las estimaciones hechas con ambos modelos de la rigidez rotacional para el momento producido por la carga de agrietamiento promedio de los ensayos cíclicos de 969 Ton.cm.

Tabla 4-3: Estimación analítica de la rigidez rotacional.

| Modelo analítico            | Momento (Ton.cm) | x (cm) | Deformación unitaria promedio en la horquilla | Deslizamiento (cm) | Rotación (rad) | Rigidez Rotacional (Ton.cm/rad) |
|-----------------------------|------------------|--------|-----------------------------------------------|--------------------|----------------|---------------------------------|
| Alsiwat y Saatcioglu (1992) | 969              | 49.6   | 0.0042                                        | 0.136              | 0.0028         | 352171                          |
| Sezen (2002)                |                  |        |                                               | 0.048              | 0.0010         | 1009379                         |

Se puede observar que el modelo de Sezen (2002), al subestimar más las deformaciones por deslizamiento de la horquilla en el canalón Dalla, entrega una rigidez rotacional de la conexión casi tres veces mayor comparativamente con el modelo de Alsiwat y Saatcioglu (1992).

b) Cálculo de la componente flexural del giro del canalón Dalla.

La componente flexural de giro puede calcularse como el área bajo la curva de variación de la curvatura  $\phi$  entre los puntos de interés:

$$\theta_f = \int_0^{L'} \phi(x) dx \quad (4.6)$$

Hasta el límite de fluencia, la curvatura se calcula como:

$$\phi(x) = \frac{M(x)}{EI} \quad (4.7)$$

Donde  $I$  es el momento de inercia de la sección considerada y  $E_c$  es el módulo de elasticidad del hormigón, que se puede calcular según el código ACI-318-2005 como:

$$E_c = 15.1 \sqrt{f'_c} \quad (4.8)$$

Siendo  $f'_c$  la resistencia cilíndrica a compresión del hormigón a los 28 días en Ton/cm<sup>2</sup>. Para  $f'_c=0.35$  Ton/cm<sup>2</sup> el valor del módulo de elasticidad según 4.8 es 282.5 Ton/cm<sup>2</sup>.

Asumiendo una distribución lineal del momento en la altura por concepto de la carga  $V$ , el giro por flexión viene dado por la siguiente expresión:

$$\theta_f = \int_0^{L'} \frac{M(1 - x/L)}{EI} dx \quad (4.9)$$

Sin embargo, la rigidez flexural viene dada por la sección que está en contacto con el nudo hormigonado en terreno hasta cierta longitud de influencia no definida, y no por la sección completa del canalón. Por lo tanto, para calcular la componente flexural se utiliza configuración propuesta en la Figura 4-11, con el elemento compuesto de dos secciones: la primera con la sección del canalón Dalla en contacto con el nudo ( $I_1$ ) desde la zona de empotramiento hasta una

longitud  $L_1$ ; y la segunda con la sección completa del canalón ( $I_2$ ) extendiéndose desde la distancia  $L_1$  hasta el largo del elemento, con una distancia medida hasta el punto de medición de los desplazamiento  $L_2$ .

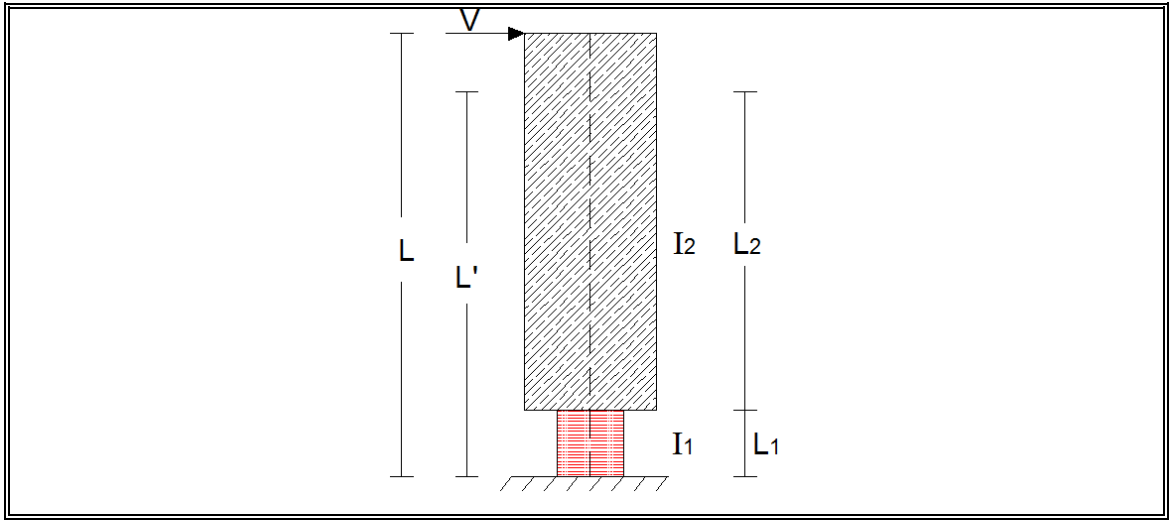


Figura 4-11: Configuración del canalón Dalla en la altura para el análisis flexural.

Con la configuración mostrada en la Figura 4-11, la componente flexural del giro expuesto en la expresión 4.9 queda como:

$$\theta_f = \int_0^{L_1} \frac{M \left(1 - \frac{x}{L}\right)}{EI_1} dx + \int_{L_1}^{L_2} \frac{M \left(1 - \frac{L_1}{L} - \frac{(x - L_1)}{L}\right)}{EI_2} dx \quad (4.10)$$

$$\theta_f = \frac{M(2L - x)}{2EI_1 L} \Big|_0^{L_1} + \frac{M(2L - x)}{2EI_2 L} \Big|_{L_1}^{L_2} \quad (4.11)$$

$$\theta_f = \frac{M}{2EI_1I_2L} \left[ I_1L_2(2L - L_1) + 2LL_1(I_2 - I_1) - L_1^2(I_2 - I_1) \right] \quad (4.12)$$

La estimación de la longitud  $L_1$  se realiza mediante la propuesta teórica de Paulay y Priestley (1992) para la determinación de la longitud de rótula plástica y la confirmación de un modelo analítico que se ajuste a los resultados de los ensayos cíclicos. Los detalles del cálculo de la longitud  $L_1$  se entregan posteriormente, en la sección 4.3.1. La Tabla 4-4 muestra los valores de las longitudes  $L$ ,  $L_1$  y  $L_2$ , justificados en la sección 4.3.1, los momentos de inercia de la sección del canalón en contacto con el nudo ( $I_1$ ) y de la Dalla ( $I_2$ ) para obtener el valor de la componente flexural de la rotación.

Tabla 4-4: Estimación analítica de la rotación flexural.

| Momento<br>(Ton.cm) | L (cm) | $L_1$ (cm) | $L_2$ (cm) | Inercia $I_1$<br>(cm <sup>4</sup> ) | Inercia $I_2$<br>(cm <sup>4</sup> ) | Rotación<br>Flexural $\theta_f$ (rad) |
|---------------------|--------|------------|------------|-------------------------------------|-------------------------------------|---------------------------------------|
| 969                 | 238.0  | 35.0       | 175.0      | 196043.4                            | 836647.1                            | 0.0011                                |

#### 4.2.3 Determinación de la rigidez rotacional elástica a partir de la medición del giro en la base en los ensayos cíclicos.

Durante la realización del ensayo cíclico del nudo Dalla-Viga I-130 se instalaron una serie de transductores en la zona de empotramiento; estos transductores permiten medir el desplazamiento relativo que existe entre el canalón Dalla y el nudo hormigonado en terreno o la Viga I-130. A partir de estas mediciones es posible obtener el ángulo de giro y calcular la rigidez rotacional elástica en función del giro en este rango. La Figura 4-12 muestra un esquema de la disposición de dichos transductores.

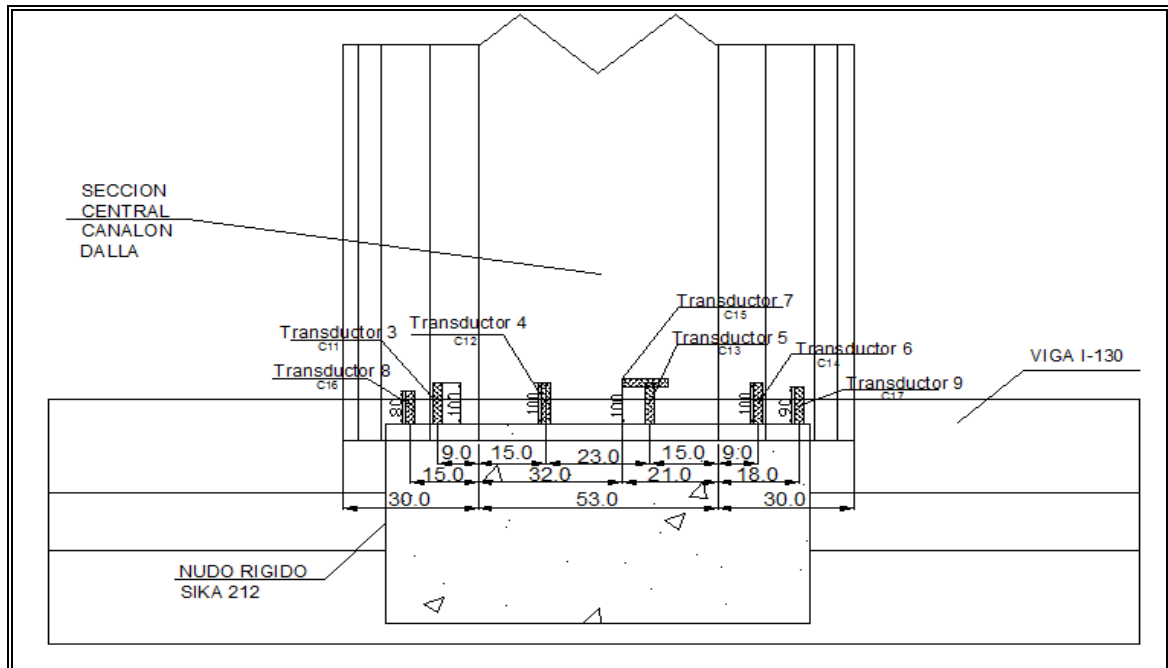


Figura 4-12: Disposición de los transductores en la base del canalón Dalla.

Como se describió anteriormente la rigidez rotacional en el rango elástico se obtiene mediante la razón entre el momento aplicado y el ángulo de giro asociado. El ángulo de giro se calcula como la suma de los desplazamientos medidos por alguna de las parejas de transductores simétricamente ubicados dividido por la distancia entre estos. Se seleccionan las parejas de transductores 3 – 6 y 4 – 5 para comparar los resultados obtenidos y hacer las estimaciones de la rigidez rotacional. Para ello se grafican el ángulo de rotación en abscisas y el momento aplicado en las ordenadas hasta alcanzar aproximadamente el momento de agrietamiento promedio determinado en la sección 3.3.1; no obstante, al estar desfasados los ciclos hacia el sentido positivo o negativo de carga, se grafica hasta el ciclo en el que el promedio de los momentos positivos y negativos sea aproximadamente el de agrietamiento.

En base a estas curvas se proponen dos métodos para estimar la rigidez rotacional: realizando una regresión lineal de los ciclos y definiendo la pendiente

de esta recta como el valor de rigidez; o mediante el concepto de rigidez secante, definida como la razón entre el momento máximo registrado en cada dirección de aplicación y los giros calculados asociados a esos niveles de sollicitación en las curvas trazadas. Las Figuras 4-13 y 4-14 ilustran las curvas para los ensayos 1 y 2 respectivamente con la regresión lineal y el grado de dispersión.

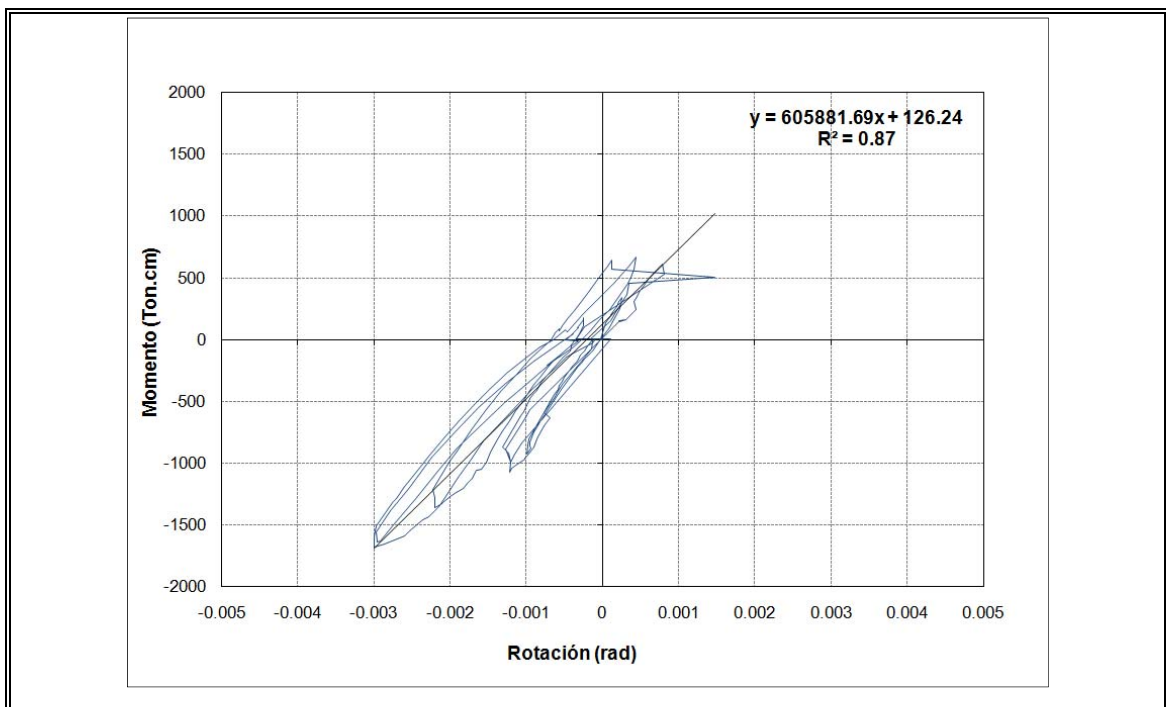


Figura 4-13: Cálculo de rigidez rotacional mediante regresión lineal.

Transductores 3-6 Ensayo 1.

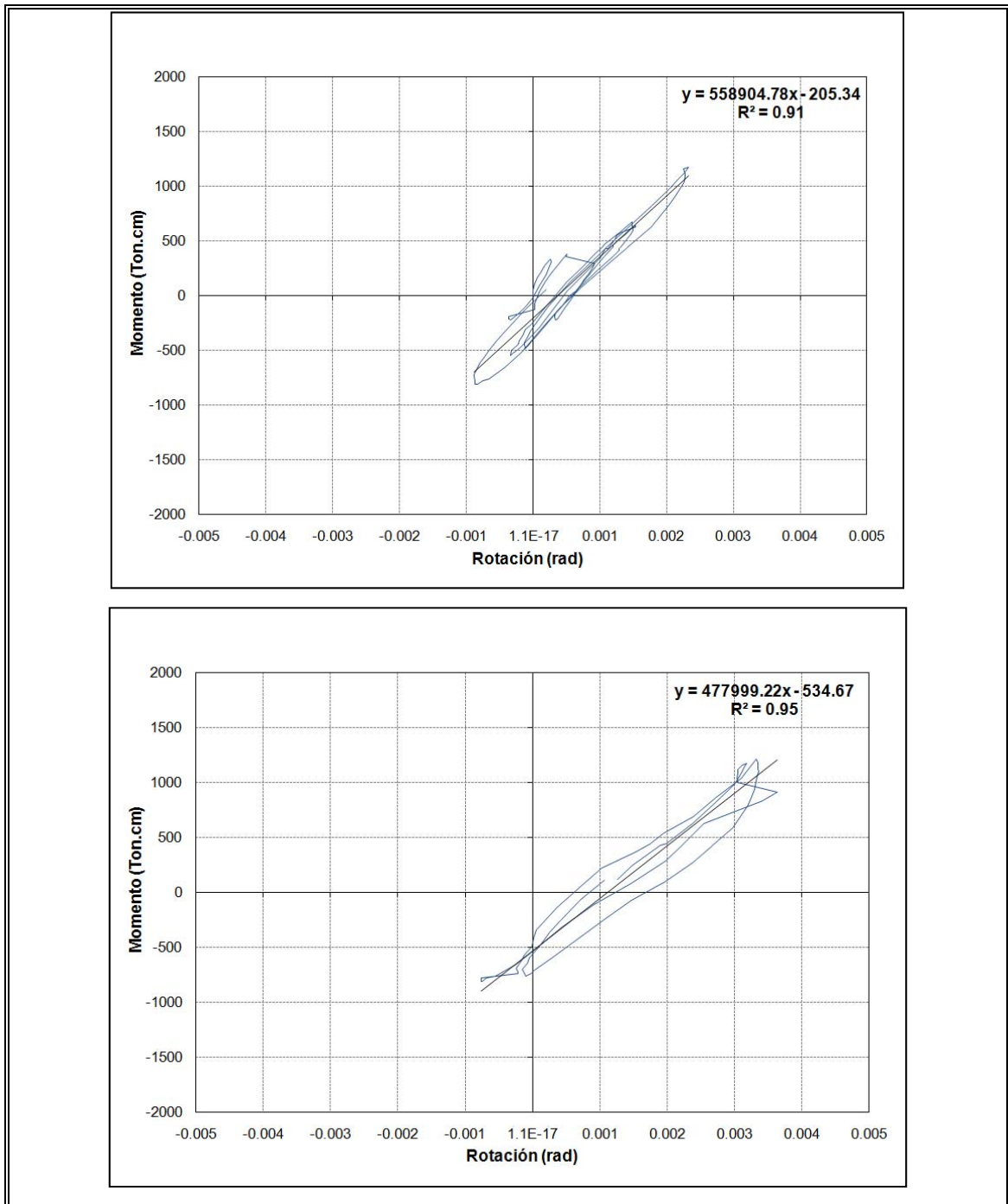


Figura 4-14: Cálculo de rigidez rotacional mediante regresión lineal.

Transductores 3-6 (arriba) y 4-5 (abajo). Ensayo 2.

La Tabla 4-5 resume las rigideces rotacionales de ambos ensayos calculadas mediante regresión lineal y rigidez secante para el momento más próximo al agrietamiento promedio.

Tabla 4-5: Cálculo de rigidez rotacional mediante regresión lineal y rigidez secante.

| Ensayo                   | Método           | Transductores | Rigidez Rotacional (Ton.cm/rad) |
|--------------------------|------------------|---------------|---------------------------------|
| 1                        | Regresión Lineal | 3-6           | 605882                          |
|                          |                  | 4-5           | -                               |
|                          | Rigidez Secante  | 3-6           | 657670                          |
|                          |                  | 4-5           | -                               |
| 2                        | Regresión Lineal | 3-6           | 558905                          |
|                          |                  | 4-5           | 477999                          |
|                          | Rigidez Secante  | 3-6           | 623010                          |
|                          |                  | 4-5           | 496910                          |
| Promedio                 |                  |               | 570063                          |
| Desviación Estándar      |                  |               | 71712                           |
| Coeficiente de Variación |                  |               | 0,13                            |

Se puede apreciar que la dispersión de los resultados no es muy alta y que ambos procedimientos entregan resultados en un rango que oscila entre 478000 y 657670 Ton.cm/rad. En estos cálculos no se tuvieron en cuenta los resultados de los transductores 4 y 5 del ensayo 1 debido al desajuste en las mediciones entregadas que presentaban un corrimiento total de los ciclos hacia el lado negativo de las rotaciones y resultados de rigidez rotacional erróneos.

Es importante señalar que los valores de rigidez rotacional de la Tabla 4-5 son muy sensibles a la lectura de los transductores, por lo que para niveles de carga bajos la calibración y exactitud de las lecturas de estos es muy importante para determinar con precisión el comportamiento y el giro que experimenta la zona

del nudo el canalón Dalla; por esta razón se prescindieron de algunos rangos de lecturas de los transductores que no indicaban ningún patrón de comportamiento y que mostraban datos atípicos, probablemente por el acomodo del sistema en los ciclos iniciales.

Otra estimación de la rigidez rotacional elástica a partir de la información de los transductores ubicados en la zona de empotramiento puede realizarse teniendo en cuenta las deformaciones unitarias en los materiales. Aunque los transductores entregan información de deformación indistintamente del sentido de aplicación de la carga, no toda la deformación medida corresponde a desplazamientos relativos propiamente tal sino también a deformaciones unitarias en la sección; es decir que la deformación unitaria del acero traccionado contribuye al desplazamiento total medido en los transductores y por ende a la determinación de la rigidez rotacional elástica. El ángulo de giro para el cálculo de la rigidez se define como la relación entre la deformación medida en uno de los transductores ubicados en la base y la distancia entre el transductor y el eje neutro para un momento dado.

Esta contribución de las deformaciones unitarias en la sección transversal al desplazamiento total, para un momento solicitante, depende de la distancia que hay desde el eje neutro hasta el transductor ubicado en la fibra traccionada. La Figura 4-15 ilustra el procedimiento explicado.

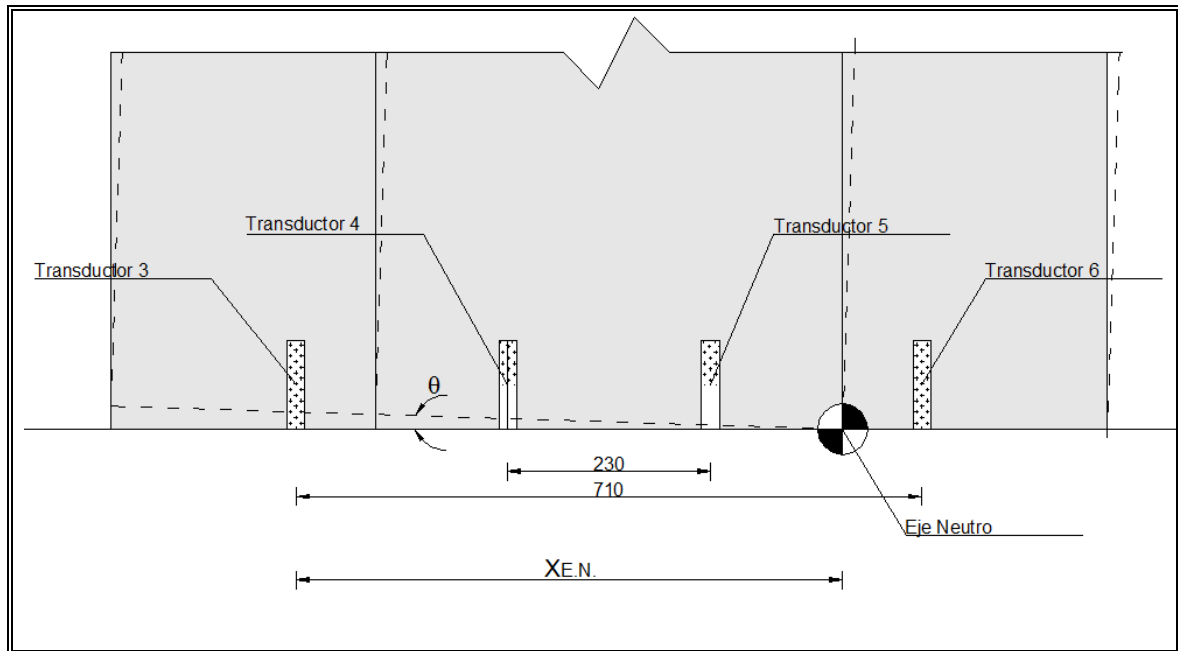


Figura 4-15: Esquema de cálculo de la rigidez rotacional con la ubicación del eje neutro.

De acuerdo con la Figura anterior, si se estudia la pareja de transductores 3 y 6, la distancia  $X_{E.N.}$  es aquella entre la ubicación del eje neutro para una solicitación dada y el transductor que mide la fibra traccionada –transductor 3 en este caso-. Por lo tanto, se define la ubicación del eje neutro con las propiedades nominales de los materiales y con la sección transversal del nudo para el momento de agrietamiento promedio de los ensayos cíclicos (969 Ton.cm). Así mismo, de los resultados experimentales, se obtiene la lectura del transductor asociada a ese momento para finalmente calcular el giro como el desplazamiento del transductor dividido entre la distancia  $X_{E.N.}$ . La ubicación del eje neutro se determina de la misma manera explicada en la sección anterior, afirmado otra vez que se trata de una aproximación aceptable. La Tabla 4-6 entrega los resultados de la rigidez rotacional calculada con la ubicación del eje neutro para los ensayos 1 y 2 con la información de la pareja de transductores 3 y 6 ya que el eje neutro para este

nivel de sollicitación siempre se encuentra fuera de la distancia comprendida entre los transductores 4 y 5.

Tabla 4-6: Cálculo de rigidez rotacional con la ubicación del eje neutro conocida.

| Ensayo                   | Momento<br>(Ton.cm) | x <sub>EN</sub> (cm) | Ciclo | Rigidez<br>Rotacional<br>(Ton.cm/rad) |
|--------------------------|---------------------|----------------------|-------|---------------------------------------|
| 1                        | 969                 | 57.2                 | (+)   | 558245                                |
|                          |                     |                      | (-)   | 396153                                |
| 2                        |                     |                      | (+)   | 614455                                |
|                          |                     |                      | (-)   | 573290                                |
| Promedio                 |                     |                      |       | 535536                                |
| Desviación Estándar      |                     |                      |       | 95911                                 |
| Coeficiente de Variación |                     |                      |       | 0.18                                  |

Se observa una disminución en el promedio de la rigidez rotacional y una mayor dispersión en los resultados (95911 Ton.cm/rad) comparados con aquellos obtenidos mediante regresión lineal y rigidez secante; esto debido a que la distancia para el cálculo de los giros es menor utilizando la ubicación del eje neutro y por lo tanto el ángulo de giro aumenta y disminuyendo la rigidez rotacional. El rango en el que oscila la rigidez rotacional varía entre 396150 y 614460 Ton.cm/rad, siendo más amplio que el resultante en el caso de los cálculos mediante regresión lineal y rigidez secante.

#### 4.2.4 Determinación de la rigidez rotacional elástica a partir de los resultados de desplazamiento horizontal de los ensayos cíclicos.

A continuación se determina la rigidez rotacional de la conexión canalón Dalla-Viga I-130 a partir de la deformación horizontal medida en los ensayos cíclicos. Para esto se parte de desacoplar analíticamente la respuesta flexural y rotacional del sistema, como se mostró en la sección 4.2.2, y con los resultados

experimentales de deformación calcular el giro en la base por deslizamiento y la rigidez rotacional elástica.

De la expresión 4.3, el giro en la base por el deslizamiento de las horquillas se puede determinar cómo:

$$\theta_{slip} = \theta - \theta_f \quad (4.13)$$

$$\theta_{slip} = \frac{\delta}{L'} - \theta_f \quad (4.14)$$

Donde  $\delta$  corresponde al valor del desplazamiento horizontal medido promedio en los ensayos cíclicos para una carga dentro del límite elástico y  $L'$  es el punto donde se miden los desplazamientos según la Figura 4-11. Reemplazando la componente flexural de la rotación  $\theta_f$  -ecuación 4.12- en 4.14, el giro en la base por el deslizamiento queda expresado de la siguiente manera:

$$\theta_{slip} = \frac{\delta}{L'} - \frac{M}{2EI_1I_2L} \left[ I_1L_2(2L - L_1) + 2LL_1(I_2 - I_1) - L_1^2(I_2 - I_1) \right] \quad (4.15)$$

La Tabla 4-7 entrega los resultados de rotación en la base por deslizamiento de las horquillas y de rigidez rotacional para el momento de agrietamiento promedio de los ensayos cíclicos y el desplazamiento promedio asociado.

Tabla 4-7: Cálculo de rigidez rotacional a partir de los resultados de desplazamiento horizontal de los ensayos cíclicos.

| Momento<br>(Ton.cm) | Desplazamiento<br>Horizontal Medido<br>(cm) | Rotación en la<br>base $\theta_{slip}$ (rad) | Rigidez Rotacional<br>(Ton.cm/rad) |
|---------------------|---------------------------------------------|----------------------------------------------|------------------------------------|
| 969                 | 0.772                                       | 0.00258                                      | 375823                             |

Se observa que la deformación por el giro de la sección en la base del elemento por el deslizamiento de la horquilla representa la componente más importante en el desplazamiento total, con un 70% de participación, destacando la poca importancia de la consideración de la deformación por corte en los resultados obtenidos.

#### 4.2.5 Comparación de los resultados de rigidez rotacional elástica.

A partir de los análisis de rigidez rotacional realizados en las secciones anteriores se presenta en la Tabla 4-8 y en la Figura 4-16 un resumen de las relaciones momento-rotación para el momento de agrietamiento promedio de los ensayos (969 Ton.cm).

La recta correspondiente al análisis experimental representa el valor promedio de los resultados obtenidos por regresión lineal y rigidez secante de los ciclos de mayor carga analizada.

Tabla 4-8: Resumen de resultados de rigidez rotacional.

| <b>Método</b>                                                         | <b>Rigidez Rotacional<br/>(Ton.cm/rad)</b> |
|-----------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------|
| Analítico Alsiwat y Saatcioglu (1992)                                 | 352171                                     |
| Analítico Sezen (2002)                                                | 1009379                                    |
| Experimental. Regresión Lineal y Rigidez Secante Promedio             | 570063                                     |
| Experimental. Análisis con Eje Neutro                                 | 535536                                     |
| Cálculo a partir de la deformación horizontal de los ensayos cíclicos | 375823                                     |

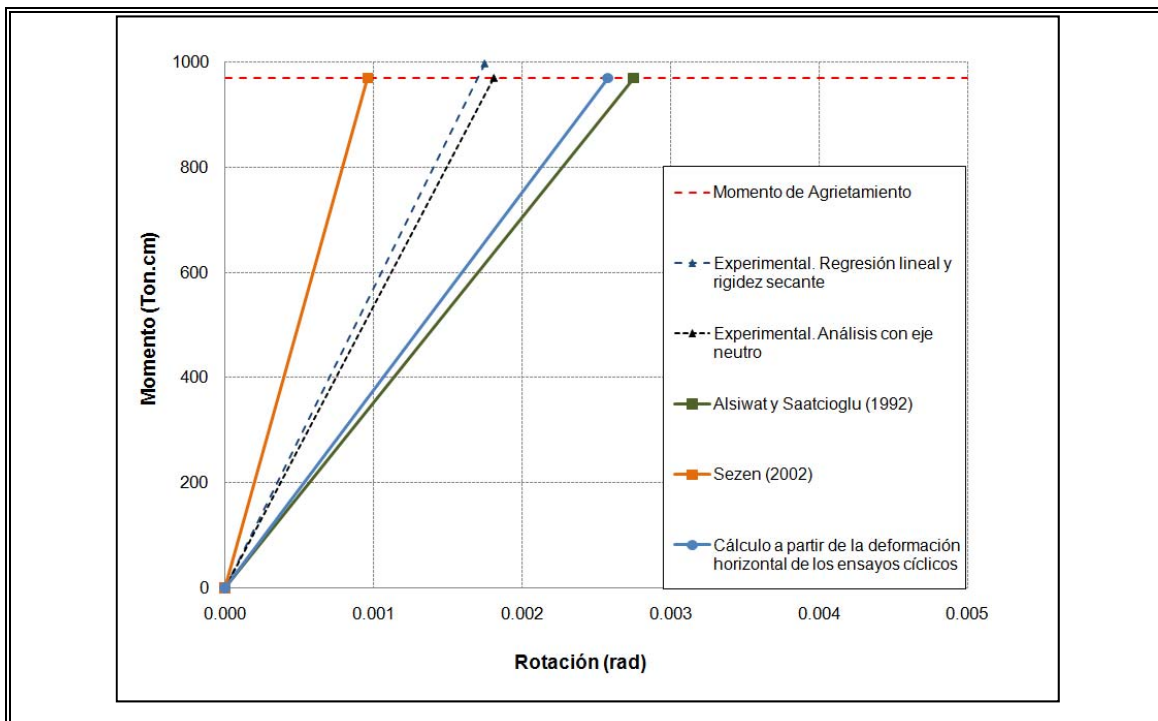


Figura 4-16: Visualización de resultados de rigidez rotacional.

Se observa que los resultados de rigidez rotacional calculados teóricamente mediante los modelos de deslizamiento propuestos por Sezen (2002) y Alsiwat y Saatcioglu (1992) se encuentran bastante distanciados entre sí, y que los resultados obtenidos a partir de los registros de los transductores ubicados en la zona de empotramiento están aproximadamente en la media de los resultados puramente teóricos.

Es importante señalar que los valores de rigidez rotacional del análisis experimental son muy sensibles a la lectura de los transductores, por lo que para niveles de carga bajos la calibración y exactitud de las lecturas de estos es muy importante para determinar con precisión el comportamiento y el giro que experimenta la zona del nudo el canalón Dalla; por esta razón se prescindieron de algunos rangos de lecturas de los transductores que no indicaban ningún patrón de comportamiento y que mostraban datos atípicos, probablemente por el

acomodo del sistema en los ciclos iniciales. Los análisis entregados en la sección 3.3 muestran respuestas en términos de desplazamientos horizontales medidos muy similares en los dos ensayos cíclicos, con lecturas de desplazamiento horizontal confiables para todos los niveles de carga a que fueron sometidas las probetas. Estos argumentos permiten afirmar que, aunque los análisis de los datos experimentales para el estudio del giro en la zona del nudo indican un patrón de comportamiento y entregan un rango acotado de valores de rigidez rotacional, la determinación de la rigidez rotacional a partir de los resultados de desplazamiento horizontal medido describe mejor y más conservadoramente el comportamiento de la unión canalón Dalla-Viga I-130. Se aprecia que el resultado puramente analítico, aplicando el modelo de deslizamiento de Alsiwat y Saatcioglu (1992), entrega un valor de rigidez rotacional muy aproximado al obtenido a partir de la deformación horizontal medida de los ensayos cíclicos, con un error de menos del 7%.

Como conclusión general del análisis de la modelación elástica del comportamiento del nudo Dalla-Viga I-130, el supuesto que la flexibilidad de la unión en el rango elástico se debe al giro producido por el deslizamiento de la horquilla en la zona de conexión entrega valores confiables para la determinación del comportamiento del sistema. Por lo tanto resulta razonable aplicar el modelo de deslizamiento de Alsiwat y Saatcioglu (1992) para deducir analíticamente la rigidez rotacional elástica del sistema.

#### **4.3 Modelo inelástico.**

En las secciones anteriores se ha descrito y analizado el comportamiento observado de la unión Dalla-Viga I-130 remarcando los parámetros más importantes que definen la envolvente cíclica en términos de fuerza – deformación y se ha evaluado respuesta elástica mediante un modelo que desacopla las componentes flexural y de giro en la base por deslizamiento de las horquillas. Todos estos conceptos sumados a los de comportamiento plástico de

elementos de hormigón armado son utilizados en la propuesta de un modelo para estimar el comportamiento inelástico de la unión Dalla-Viga I-130.

#### **4.3.1 Respuesta inelástica de la unión Dalla-Viga I-130 a partir de los resultados de deformación horizontal de los ensayos cíclicos.**

En la sección anterior se determinó la rigidez rotacional de la unión Dalla-Viga I-130 que existe por concepto del giro en la zona de empotramiento por deslizamiento de las horquillas embebidas en el canalón Dalla y en el nudo hormigonado en terreno; se compararon los resultados de rigidez rotacional calculados con las lecturas de los transductores en la zona de empotramiento de los ensayos cíclicos, a través de modelos puramente teóricos, y también a partir de los resultados de deformación horizontal de los ensayos cíclicos desacoplando la respuesta flexural y de giro en la base. Estos resultados fueron obtenidos para comportamiento del sistema en el rango elástico, por lo que la calibración de un modelo que se ajuste al comportamiento cíclico observado en los ensayos requiere de algunas consideraciones adicionales que describan el rango inelástico.

La calibración del modelo se realiza desacoplando la respuesta flexural y de giro en la base como en la sección 4.2.2, considerando la configuración propuesta en la Figura 4-11, y haciendo uso de los resultados de desplazamiento horizontal medido en los ensayos cíclicos.

En la Figura 3-23 fue establecida la envolvente fuerza – deformación de las curvas de histéresis de los ensayos cíclicos asumiendo una rigidez elástica secante hasta la fluencia. Una mejor estimación de la capacidad flexural de un elemento se realiza a través de las relaciones momento – rotación (giro) o momento – curvatura. Para ello se considera que por encima del límite elástico de flexión el incremento del giro es solo flexural, quedando fijo el valor de giro por deslizamiento de las horquillas ( $\theta_{slip}$ ) que se produce hasta la fluencia. Esta afirmación no es del todo cierta ya que existe cierta componente plástica del giro

por deslizamiento que no es posible deducir de los ensayos experimentales ni es fácil de estimar en la práctica; además, el considerar que el giro más allá del límite elástico solo es flexural hace conservadora y razonablemente aceptable la aproximación propuesta.

Para estimar la rigidez rotacional ( $K_\theta$ ) en la base debida al giro por deslizamiento de la horquilla a partir de los resultados de desplazamiento horizontal de acuerdo a la expresión 4.15, es necesario determinar las longitudes  $L_1$  y  $L_2$  de la Figura 4-11. Con este fin se considera que para un giro de la componente flexural mayor al giro de fluencia, la curvatura plástica  $\phi_p$  se concentra en una longitud  $\ell_p$  o longitud plástica como se describió en el Capítulo 2. Esta longitud plástica o longitud de la rótula plástica se calcula según el criterio expuesto en la sección 2.6 en el que la longitud plástica es igual a la mitad de la altura de la sección, que en este caso corresponde a la altura que está en contacto con el nudo hormigonado en terreno. Por eficiencia y buenos resultados en la calibración del modelo se hace que la longitud  $L_1$  sea igual a la longitud plástica  $\ell_p$ . Con las mediciones a la sección real del canalón Dalla y del nudo hormigonado en terreno, la longitud plástica es igual a 35.5 cm.

De esta manera, haciendo uso de la expresión 4.15, se determina el giro por deslizamiento de las barras en la base del elemento  $\theta_{slip}$  para el momento de fluencia promedio de los ensayos cíclicos y el desplazamiento horizontal asociado, mostrado en la envolvente de la Figura 3-23. Los resultados de la rotación y la rigidez rotacional se muestran en la Tabla 4-9.

Tabla 4-9: Resultado de rigidez rotacional para el momento de fluencia.

| Momento<br>(Ton.cm) | Desplazamiento<br>Horizontal Medido<br>(cm) | Rotación en la<br>base $\theta_{slip}$ (rad) | Rigidez Rotacional<br>(Ton.cm/rad) |
|---------------------|---------------------------------------------|----------------------------------------------|------------------------------------|
| 1518                | 2.014                                       | 0.00787                                      | 192987                             |

Continuando con las consideraciones y definiciones anteriores, es posible determinar las ramas plásticas de los giros y las curvaturas de la componente flexural para, junto con la componente de giro por deslizamiento, establecer la respuesta global del sistema canalón Dalla-Viga I-130.

Los giros flexurales de la rama plástica se miden desde la mitad de la altura de la rótula ( $L_1/2$ ) hasta la distancia en la cual se miden los desplazamientos, es decir:

$$\theta_p = \frac{\delta_p - \delta_y}{L' - \frac{l_p}{2}} = \frac{\delta_p - \delta_y}{L' - \frac{L_1}{2}} \quad (4.16)$$

Donde  $\delta_y$  es el desplazamiento de fluencia medido de los ensayos y  $\delta_p$  es el desplazamiento medido más allá del límite elástico. Retomando el concepto de la acumulación de la curvatura plástica  $\phi_p$  en la longitud  $l_p$ , la curvatura plástica es igual a:

$$\phi_p = \frac{\theta_p}{l_p} + \phi_y \quad (4.17)$$

Como la curvatura es proporcional al momento, esta es mayor en la zona de la unión y por lo tanto se utiliza para la curvatura de fluencia  $\phi_y$  la sección del canalón en contacto con el nudo.

$$\phi_y = \frac{M_y}{EI_1} \quad (4.18)$$

A partir de la curva envolvente fuerza – desplazamiento de la Figura 3-23 se construye la envolvente experimental idealizada momento – giro por flexión, haciendo uso de la configuración de la Figura 4-11, de las propiedades geométricas de la sección del canalón Dalla y del nudo y de las expresiones 4.12 y 4.16. De igual manera, de las expresiones 4.17 y 4.18 se determina la relación momento – curvatura. El resumen de los resultados se entrega en la Tabla 4-10 y se muestran en las Figuras 4-17 y 4-18.

Tabla 4-10: Resultados de relación momento – rotación flexural – curvatura a partir de ensayos cíclicos.

| <b>Momento<br/>(Ton.cm)</b> | <b>Rotación (rad)</b> | <b>Curvatura<br/>(1/cm)</b> |
|-----------------------------|-----------------------|-----------------------------|
| 0                           | 0                     | 0                           |
| 1517.4                      | 0.0014                | 0.000027                    |
| 1551.4                      | 0.0155                | 0.000463                    |
| 1438.2                      | 0.0309                | 0.000899                    |
| 1241.2                      | 0.0384                | 0.001108                    |

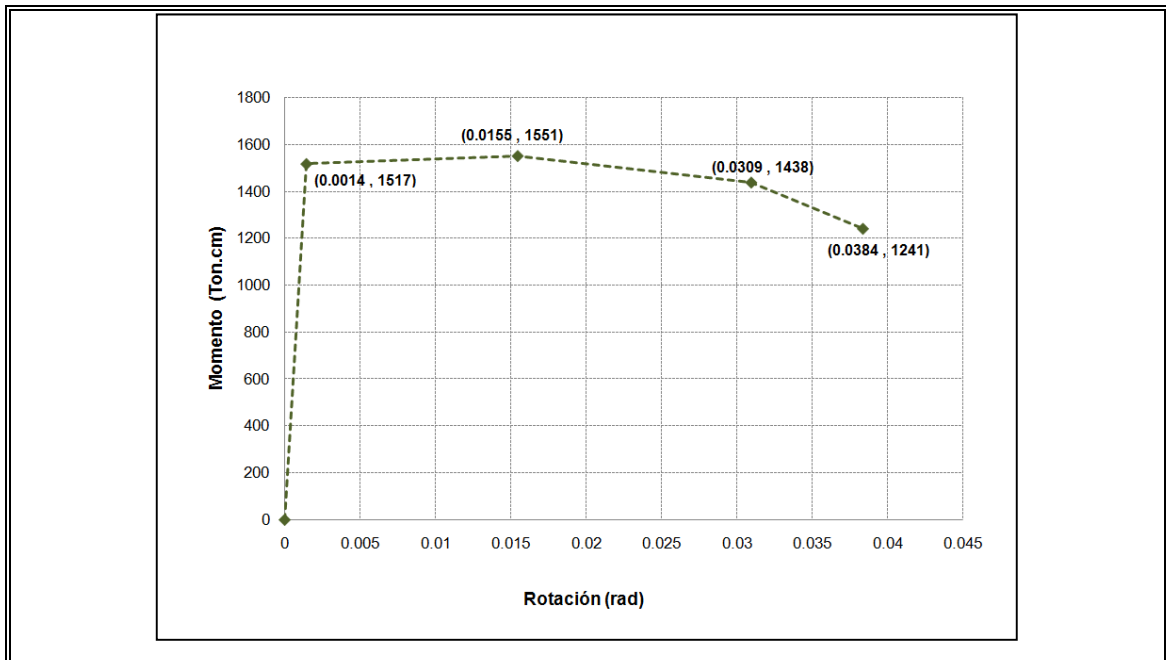


Figura 4-17: Curva envolvente momento – rotación flexural ensayos cíclicos.

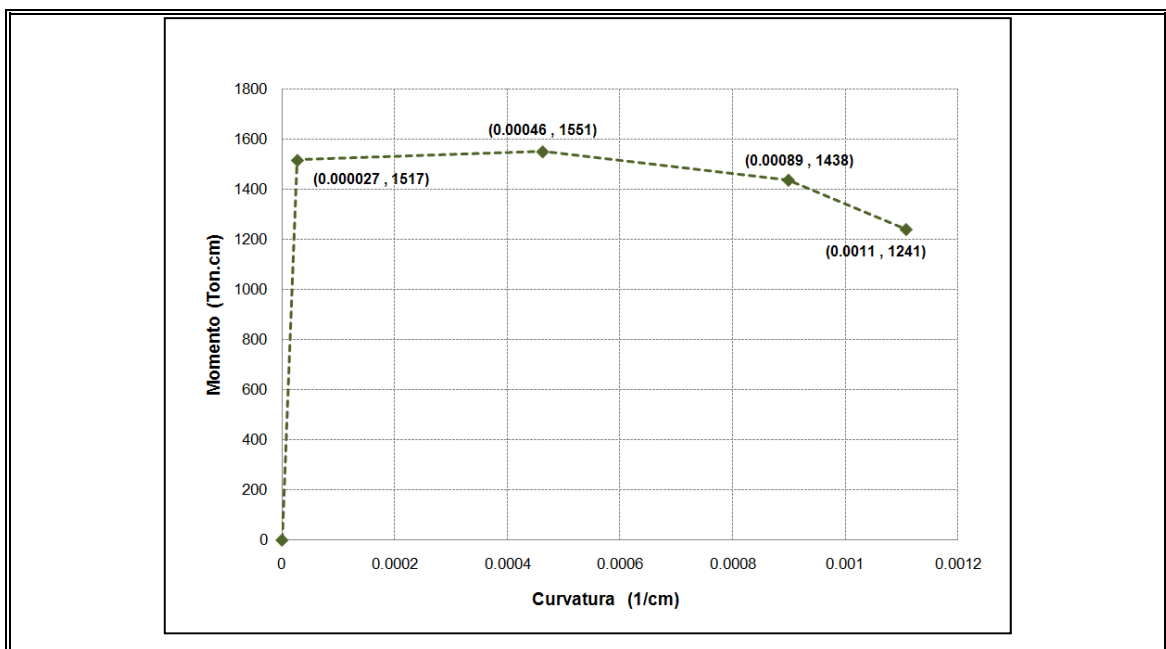


Figura 4-18: Curva envolvente momento – curvatura ensayos cíclicos.

La ductilidad de rotación  $\mu_\theta$  referida al punto de desplazamiento máximo admisible ( $80\%M_{max}$ ) es de 26.6. La ductilidad de curvatura  $\mu_\phi$  calculada en el mismo punto resulta igual a 40.4.

Con la rigidez rotacional por deslizamiento de las horquillas y la estimación de la respuesta flexural inelástica del canalón Dalla determinada a partir de los resultados de desplazamiento horizontal de los ensayos cíclicos realizados en esta sección es posible reproducir mediante un modelo analítico el comportamiento experimental observado.

#### **4.3.2 Modelo analítico mediante ajuste de los resultados experimentales.**

Con los resultados anteriores se busca reproducir el comportamiento cíclico del sistema canalón Dalla-Viga I-130 mediante un modelo analítico con el programa Ruaumoko 2D, Carr (2007), simulando el ensayo cíclico con la configuración del canalón Dalla ilustrada en la Figura 4-11.

Se utilizan 3 elementos *Frame* de una componente que siguen el modelo de Giberson (ver sección 2.5). El primero consta de la sección del canalón Dalla en contacto con el nudo en una longitud igual a  $L_1$ . A esta sección se le asignan las propiedades que definen el comportamiento inelástico del nudo Dalla-Viga I-130 en toda su longitud; los restantes dos elementos están conformados por las propiedades de la sección completa del canalón Dalla comportándose siempre elásticamente y se extienden, el primero de ellos desde  $L_1$  hasta el punto de medición de los desplazamientos horizontales (a  $L'$  desde la base), y el último desde el punto de medición hasta el lugar de aplicación de la fuerza (a  $L$  desde la base).

Al igual que en la calibración hecha en el Capítulo 3 utilizando la envolvente experimental fuerza-deformación de la Figura 3-23, en esta ocasión también se define el comportamiento histerético mediante las reglas para la degradación de rigidez del modelo Modified Takeda propuesto por Otani (1974) con los

parámetros de descarga y recarga  $\alpha=0$  y  $\beta=0$  respectivamente, pero con una envolvente momento-rotación que defina el comportamiento flexural. No obstante, en esta ocasión no fue posible asignar al elemento *Frame* que desarrolla comportamiento inelástico las condiciones de degradación de resistencia aplicadas al resorte ya que produce errores en el modelo o simplemente no lleva a cabo ninguna degradación de resistencia. Esta situación no afecta considerablemente los resultados obtenidos hasta los 80mm de desplazamiento horizontal pero si la degradación observada experimentalmente a los 120mm de desplazamiento, pero que al tener en promedio una resistencia menor al 80% de la máxima no ha sido tenido en cuenta dentro de los puntos de desempeño del sistema aceptables.

La constante de proporcionalidad  $\alpha$  determina la relación entre la rigidez elástica y el segmento de endurecimiento. A partir de los resultados de la Tabla 4-10 se calcula la constante de proporcionalidad de las envolventes momento – rotación ( $\alpha_\theta$ ) y momento – curvatura ( $\alpha_\phi$ ), con los siguientes resultados:

$$\alpha_\theta = 0.0023$$

$$\alpha_\phi = 0.0014$$

Se obtiene un mejor ajuste a los resultados experimentales si el modelo analítico se calibra con la curva envolvente momento – rotación; sin embargo, dado que las constantes de proporcionalidad resultan ser muy bajas, no existe una diferencia práctica en términos de la respuesta flexural utilizando uno u otro valor.

La Figura 4-19 ilustra la comparación entre la curva envolvente momento – rotación idealizada, con constante de proporcionalidad de endurecimiento  $\alpha_\theta=0.0023$  extrapolada hasta la rotación equivalente a 80mm de deformación, y la mostrada en la Figura 4-17. La Figura 4-20 muestra lo propio pero en términos de la relación momento – curvatura. Esta idealización sobreestima la resistencia promedio a 80mm de desplazamiento en un 10%.

De esta manera, la idealización bilineal propuesta de las envolventes entregan valores de ductilidad de rotación  $\mu_\theta=21.4$  y curvatura  $\mu_\phi=32.8$ .

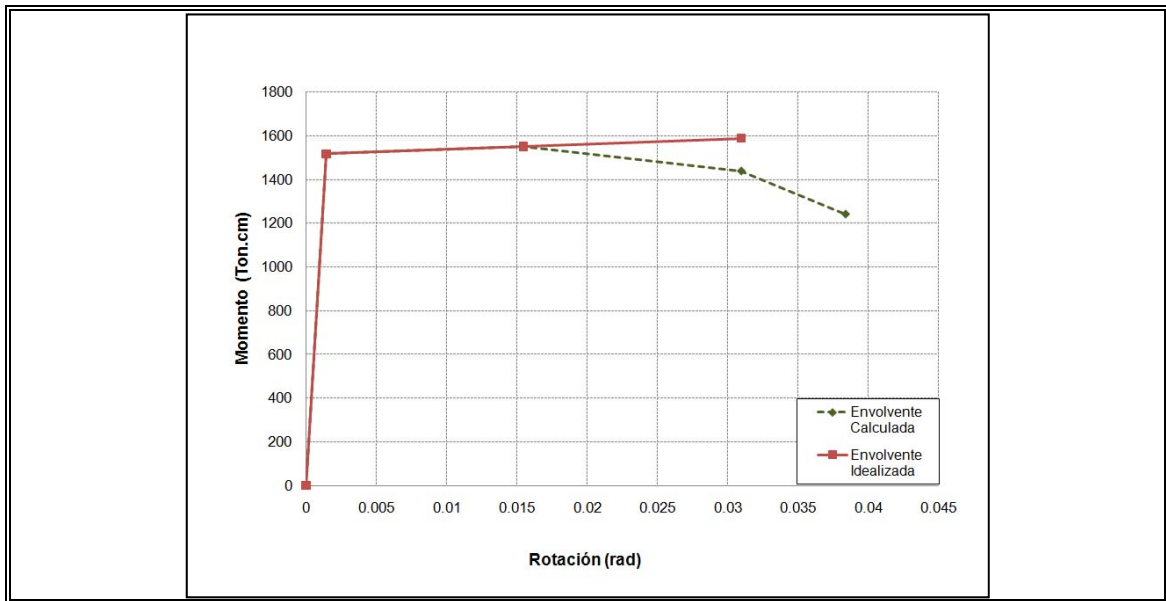


Figura 4-19: Comparación envoltentes momento – rotación flexural calculada e idealizada.

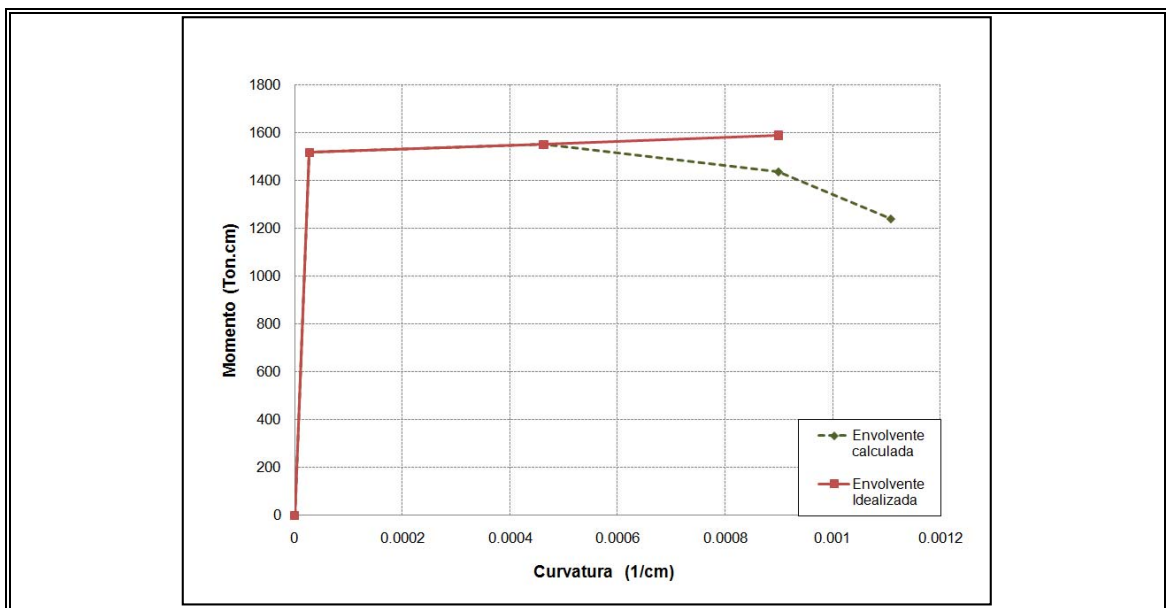


Figura 4-20: Comparación envoltentes momento – curvatura calculada e idealizada.

La Figura 4-21 ilustra la respuesta histerética momento – rotación obtenida del modelo analítico y la envolvente idealizada de la Figura 4-19 sumado el giro por flexibilidad (deslizamiento de las horquillas) en el nudo. La respuesta histerética momento – rotación obtenida del modelo en Ruaumoko concuerda con el supuesto asumido anteriormente según el cual por encima del límite elástico el incremento del giro es enteramente flexural y que el valor de giro por deslizamiento de las horquillas ( $\theta_{slip}$ ) que se tiene hasta la fluencia es fijo por encima del límite elástico.

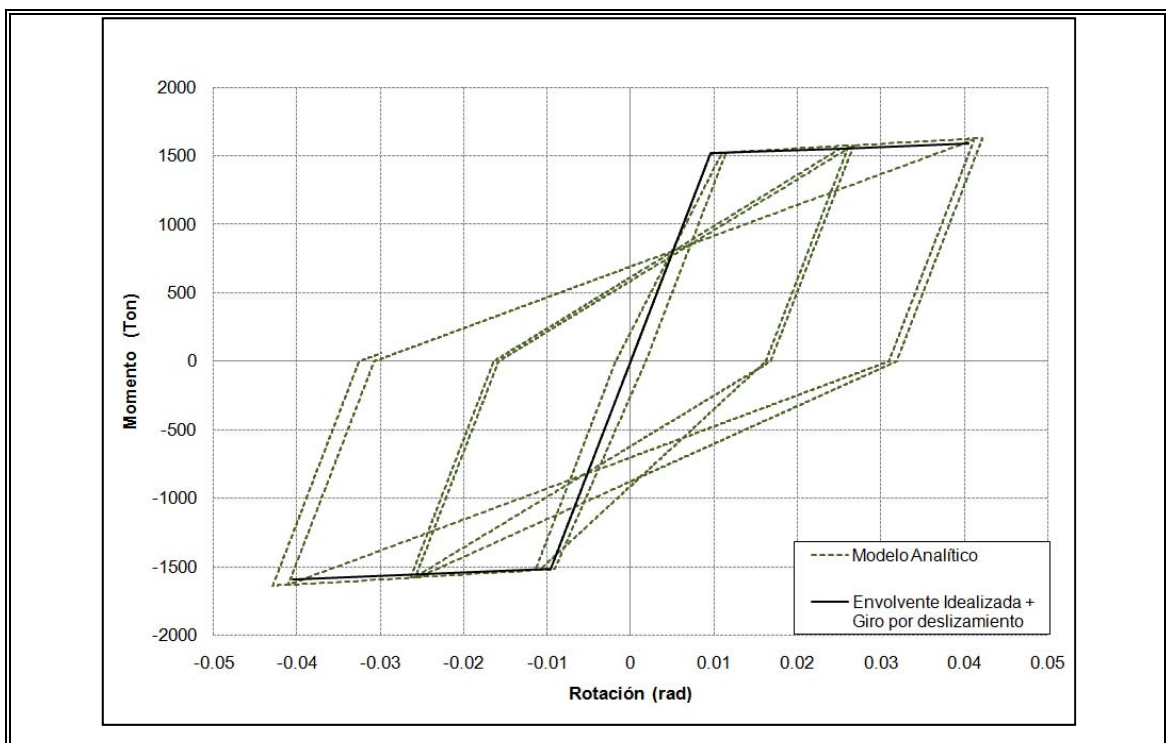


Figura 4-21: Respuesta histerética momento – rotación modelo analítico y envolvente idealizada más componente de giro por deslizamiento en la base.

La Figura 4-22 muestra la comparación de la curva de histéresis fuerza – deformación resultante del modelo analítico con los ensayos cíclicos realizados. Los datos de entrada del modelo al programa Ruaumoko 2D se presentan en el Anexo D.

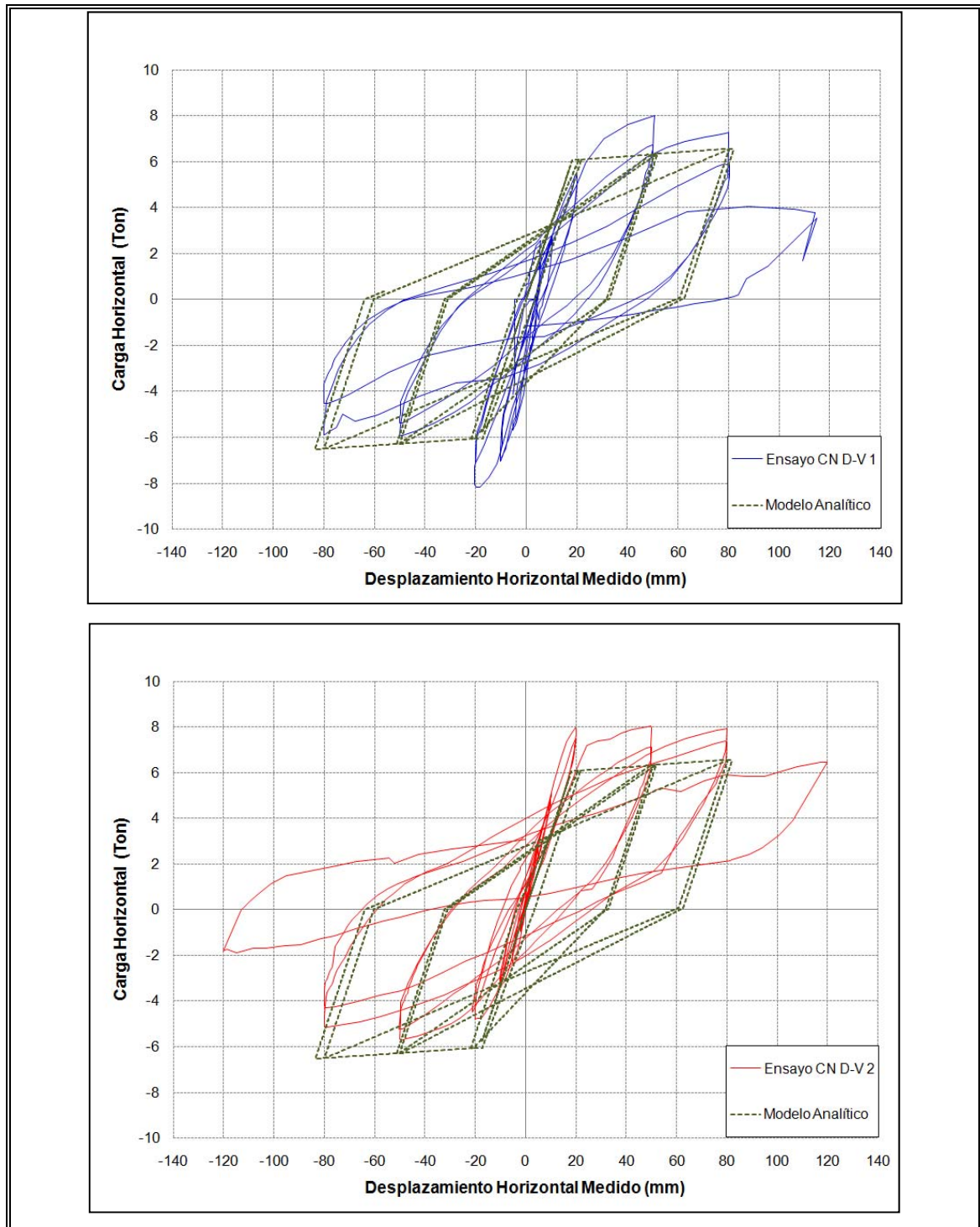


Figura 4-22: Comparación ciclos de histéresis entre modelo analítico con elemento frame con ensayo 1 (arriba) y ensayo 2 (abajo).

En términos generales, el modelo analítico reproduce de manera aceptable los ensayos cíclicos aunque es conservador al no captar la resistencia máxima promedio desarrollada. Similar al modelo empleado en el Capítulo 3, se puede obtener una mejor aproximación a los resultados experimentales centrando los datos de los ensayos cíclicos dado el corrimiento que existe hacia el lado positivo del sentido de carga.

#### **4.3.3 Estimación de la respuesta flexural.**

En secciones anteriores se ha determinado que la parte elástica de la respuesta global de la unión Dalla-Viga I-130 puede ser estimada mediante modelos analíticos de deslizamiento de barras embebidas en hormigón como el propuesto por Alsiwat y Saatcioglu (1992). Igualmente se ha desacoplado la respuesta flexural del sistema haciendo uso de la teoría de deflexión suponiéndose comportamiento lineal elástico hasta la fluencia de la sección. De otro lado, en la evaluación de los resultados experimentales de los ensayos de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla y del nudo Dalla- Viga I-130 se comprobó que las barras de las horquillas pueden desarrollar la tensión de fluencia, e incluso la tensión máxima nominal, antes de ocurrir la falla del elemento cumpliendo con el requisito del código ACI-318 para conexiones húmedas.

A continuación, haciendo uso de la teoría de resistencia de elementos de hormigón armado sometidos a flexión, se busca predecir o estimar la respuesta flexural en términos de la relación momento – curvatura y momento – rotación flexural en el análisis de los canalones Dalla como diafragma flexible de techo. La sección a analizar corresponde a la del canalón Dalla en contacto con el nudo hormigonado en terreno unida mediante dos horquillas de anclaje  $\phi 16\text{mm}$ , ya que es la sección que resiste la flexión en la zona de unión.

La respuesta momento - curvatura fue calculada usando el supuesto según el cual las secciones planas permanecen planas ante la acción flexural. La solución

del diagrama momento – curvatura fue implementada usando el programa XTRACT de Imbsen (2006), con la sección transversal mostrada en la Figura 4-10.

La relación tensión deformación para el hormigón es la propuesta por Hognestad (1955) detallada en la sección 2.3.1, con resistencia a la compresión  $f'_c = 0.35$  Ton/cm<sup>2</sup>, deformación en el punto de resistencia máxima  $\epsilon_o = 0.002$  y deformación última  $\epsilon_{cu} = 0.003$ .

Puesto que no se realizaron ensayos de tracción de las barras de las horquillas y en el ensayo de extracción de las horquillas desde el canalón Dalla se no se apreció un plateau de fluencia previo al inicio del endurecimiento por deformación, se consideraron cuatro tipos diferentes de acero con dos tipos de relación tensión deformación para establecer las diferencias entre los resultados.

La primera relación es la teórica propuesta por Mander (1984) de la sección 2.3.2; la segunda, partiendo de los resultados de los ensayos de extracción de las horquillas de anclaje desde los canalones Dalla donde no se evidencia un rango de fluencia del las barras, es una relación bilineal con segmentos que unen los puntos de fluencia y tensión máxima. La Figura 4-23 muestra las curvas de respuesta momento – curvatura y la idealización de éstas para los parámetros de calibración de las constitutivas de los cuatro tipos de acero empleados y que se entregan en la Tabla 4-11.

Tabla 4-11: Parámetros para la calibración de las curvas constitutivas del acero empleadas en la estimación de la respuesta flexural.

| Tipo de Acero | Constitutiva Tensión - Deformación | Tensión de fluencia (Ton/cm <sup>2</sup> ) | Tensión máxima (Ton/cm <sup>2</sup> ) | Deformación al inicio del endurecimiento (%) | Deformación última (%) |
|---------------|------------------------------------|--------------------------------------------|---------------------------------------|----------------------------------------------|------------------------|
| 1             | Mander                             | 4.20                                       | 6.30                                  | 2.0                                          | 12.0                   |
| 2             | Mander                             | 4.85                                       | 6.95                                  | 2.0                                          | 12.0                   |
| 3             | Bilineal                           | 4.20                                       | 6.30                                  | 2.0                                          | 12.0                   |
| 4             | Bilineal                           | 4.85                                       | 6.95                                  | 2.0                                          | 12.0                   |

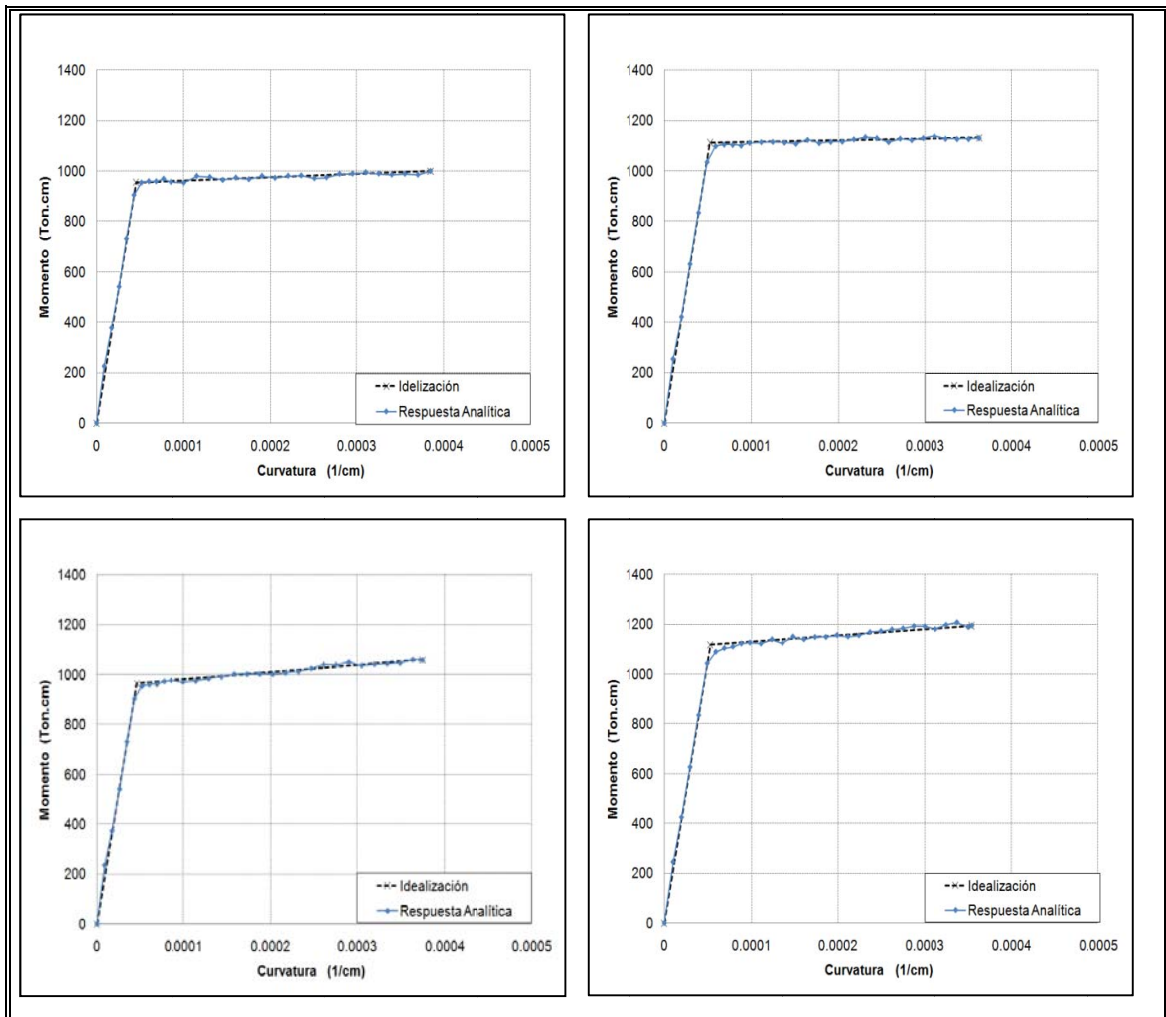


Figura 4-23: Curvas de respuesta de la sección del canalón Dalla en contacto con el nudo momento – curvatura e idealización para el acero 1 (arriba-izquierda); acero 2 (arriba-derecha); acero 3 (abajo-izquierda) y acero 4 (abajo-derecha) según Tabla 4-11.

Adicionalmente, se realiza la estimación de la respuesta flexural de una sección con el refuerzo de las horquillas con las propiedades nominales del acero A63-42H y los cables de acero activo que emergen de los canalones Dalla y quedan embebidos en el mortero Sika Grout 212 del nudo hormigonado en terreno. La

comparación entre las envolventes momento – curvatura idealizada de los ensayos experimentales mostrada en la Figura 4-20 y las presentadas en la Figura 4-23 para los cuatro modelos de acero de la Tabla 4-11 y aquel que considera el aporte de los cables de acero activo se enseña en la Figura 4-24. Los datos más relevantes de estas gráficas son los contenidos en la Tabla 4-12.

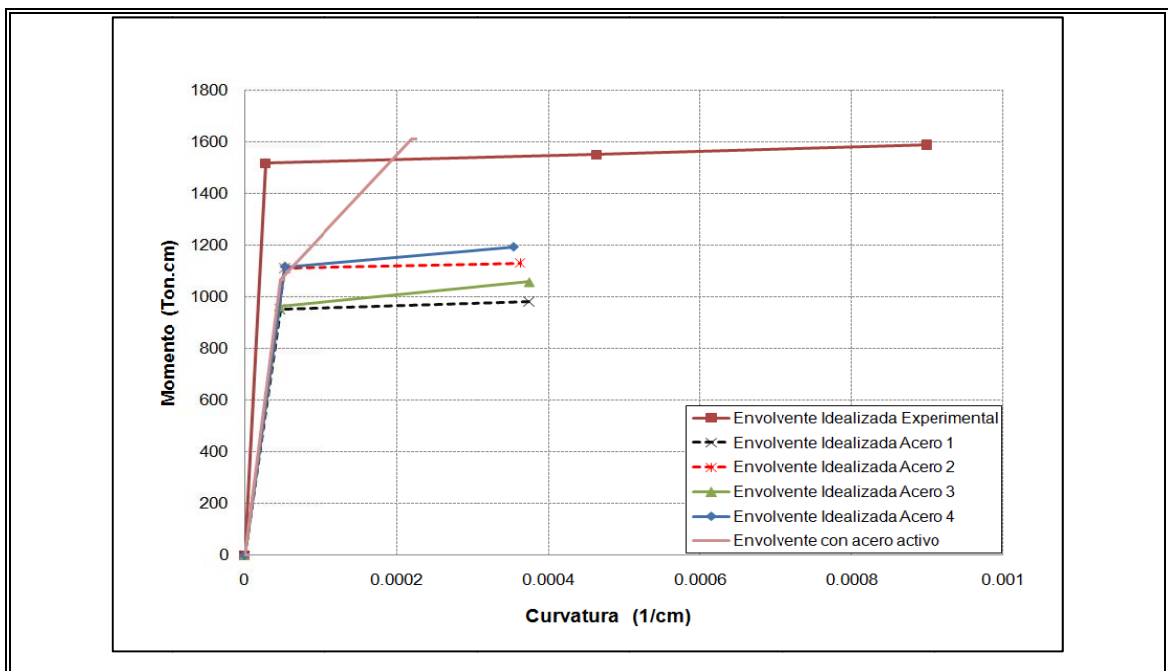


Figura 4-24: Comparación de las curvas envolventes idealizadas momento – curvatura experimental y analíticas para los distintos tipos de acero.

Tabla 4-12: Momentos de fluencia y último y curvaturas asociadas de las envolventes experimental y analíticas.

| <b>Envolvente</b>       | <b>Momento de fluencia (Ton.cm)</b> | <b>Curvatura de fluencia (1/cm)</b> | <b>Momento último (Ton.cm)</b> | <b>Curvatura última (1/cm)</b> |
|-------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|
| Idealizada Experimental | 1517.4                              | 0.000027                            | 1589.1                         | 0.00090                        |
| Idealizada Acero 1      | 952.3                               | 0.000046                            | 982.6                          | 0.00037                        |
| Idealizada Acero 2      | 1112.0                              | 0.000053                            | 1131.0                         | 0.00036                        |
| Idealizada Acero 3      | 964.9                               | 0.000046                            | 1059.0                         | 0.00037                        |
| Idealizada Acero 4      | 1117.0                              | 0.000053                            | 1193.0                         | 0.00035                        |
| Con acero activo        | 1066.0                              | 0.000047                            | 1613.0                         | 0.00022                        |

Las envolventes idealizadas analíticas momento – curvatura de la sección del canalón Dalla en contacto con el nudo subestiman los momentos de fluencia y último en un 29% en promedio, siendo más notoria la diferencia al estimar la respuesta con las propiedades nominales del acero de las horquillas y el modelo constitutivo de la sección 2.3.2 (Acero 1) con un 37% de discrepancia. En cuanto a la curvatura, la ductilidad máxima promedio en la estimación analítica es 7.20 mientras que en la idealización de los datos experimentales alcanza a ser 32.7 veces la curvatura de fluencia.

La sección que considera el refuerzo de los cables que emergen del canalón estima bastante bien la resistencia de la sección máxima de la sección, no siendo así con la curvatura, donde la ductilidad máxima 4.7. Sin embargo, dado que no existe certeza sobre la capacidad de los cables para desarrollar la totalidad de las tensiones por la manera en que se anclan en el nudo hormigonado en terreno, se asume conservadoramente que la resistencia a la tracción es proporcionada únicamente por las horquillas de anclaje.

Alguna de las razones que explicarían la diferencia entre la estimación teórica y la idealización experimental de la respuesta flexural es que no se cuenta con ensayos de los materiales que permitan calibrar con mayor precisión las

constitutivas teóricas. Sin embargo, los ensayos de extracción de las horquillas desde el nudo hormigonado en terreno entregan una buena información respecto al comportamiento de las barras de anclaje del canalón.

## 5. MODELACIÓN DEL SISTEMA ESTRUCTURAL

En los capítulos preliminares se han desarrollado diversos análisis de tipos cuantitativos y cualitativos, experimentales y analíticos para definir el comportamiento del nudo Dalla-Viga I-130. El fin último de esta investigación consiste en, una vez conocido el comportamiento del sistema estructural en estudio y la forma de predecirlo mediante modelos analíticos, comprobar su eficacia como sistema arriostrante horizontal de instalaciones industriales a nivel de techo mediante modelos numéricos elásticos e inelásticos que representen la estructura de la planta Plywood de CMPC Maderas en Mininco.

Los modelos de tipo elástico se construyen y analizan de acuerdo con las disposiciones de la norma NCh 2369 Of. 2003 para naves industriales compuestas por columnas en voladizo. Los modelos inelásticos consideran la componente plástica de los canalones Dalla, de acuerdo a lo presentado en las secciones previas, y se someten a análisis tiempo-historia para evaluar el comportamiento cíclico del sistema arriostrante –concretamente en la zona de la conexión con la Viga I-130- ante las señales del sismo del 3 de Marzo de 1985 registradas en suelo tipo II en las estaciones de Llolleo, Melipilla y San Felipe. Los registros de cada una de estas estaciones cuentan con dos componentes ortogonales horizontales.

La geometría de la estructura analizada implementada en los modelos está constituida por 5 marcos con espaciamiento entre ejes de 1200 cm y constituidos por dos líneas de columnas de 80cm x 80cm de sección y 1205cm de altura medidos desde el nivel del terreno, y conectadas entre sí mediante vigas prefabricadas pretensadas tipo I-130 de 3000cm de largo con la sección mostrada en la Figura 1-1. Estos marcos se unen perpendicular a su plano mediante los canalones Dalla conectados a la viga I-130 de la manera ilustrada en la Figura 1-1, con un espaciamiento entre ejes de 300cm. Las vigas I-130 se encuentran rotuladas en la zona de conexión con las columnas razón por la cual la estructura se asume como una nave industrial compuesta por columnas en voladizo. Las columnas se consideran empotradas en el suelo. Las Figuras 5-1 y 5-2 presentan una fotografía de la estructura en etapa de construcción y una vista del modelo numérico ensamblado en el programa SAP 2000.



Figura 5-1: Fotografía de la estructura estudiada en etapa de construcción.

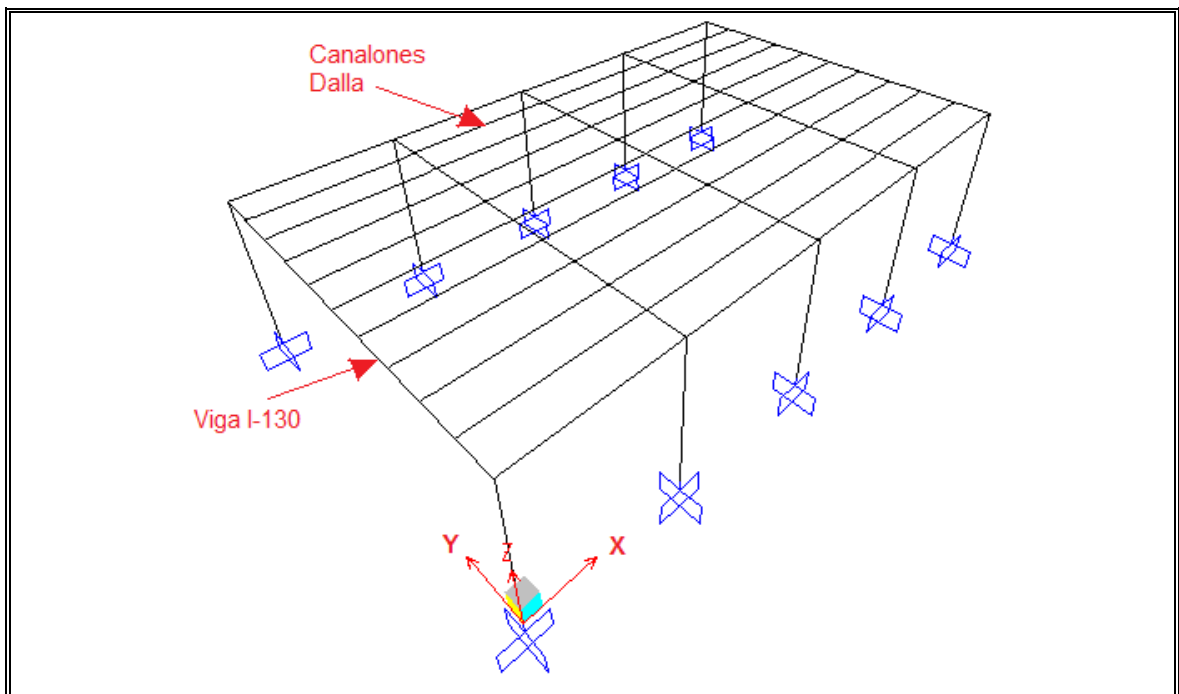


Figura 5-2: Vista del modelo estructural elaborado en SAP 2000.

Para efectos de todos los análisis sobre los modelos tanto elásticos como inelásticos la dirección del eje coordenado X corresponde al sentido longitudinal de los canalones Dalla, mientras que la dirección Y se ubica en el sentido de los marcos compuestos por las vigas I-130, de la manera indicada en la Figura 5-2.

### 5.1 Modelos elásticos.

Las estructuras industriales diseñadas y construidas en Chile deben cumplir con los requisitos sísmicos de la norma NCh 2369 Of. 2003. En esta sección se realizan análisis del tipo elástico dinámico haciendo uso del espectro de diseño contenido en la norma para suelo tipo II y aceleración efectiva máxima para zona sísmica 3. Aunque el proyecto en particular de la planta Plywood de CMPC Maderas en Mininco se ubica en zona sísmica 2, las exigencias del mandante piden verificar el comportamiento en zona sísmica 3. El espectro de diseño de la norma viene definido según la expresión 5.1:

$$S_a = \frac{2.75A_0 I}{R} \left( \frac{T'}{T} \right)^n \left( \frac{0.05}{\xi} \right)^{0.4} \quad (5.1)$$

Donde  $A_0$  es la aceleración efectiva máxima igual a 0.4g;  $I$  es el coeficiente de importancia de la estructura e igual a 1;  $R$  es el factor de modificación de la respuesta que para estructuras compuestas por columnas en voladizo toma el valor de 3;  $T'$  y  $n$  son parámetros relativos al suelo de fundación y toman valores de 0.35 y 1.33 respectivamente;  $T$  es el periodo de vibración del modo considerado; finalmente  $\xi$  es la razón de amortiguamiento que es igual a 0.002 para este tipo de estructuras. La aceleración espectral máxima es 0.4g. La Figura 5-3 ilustra el espectro de diseño en función del periodo.

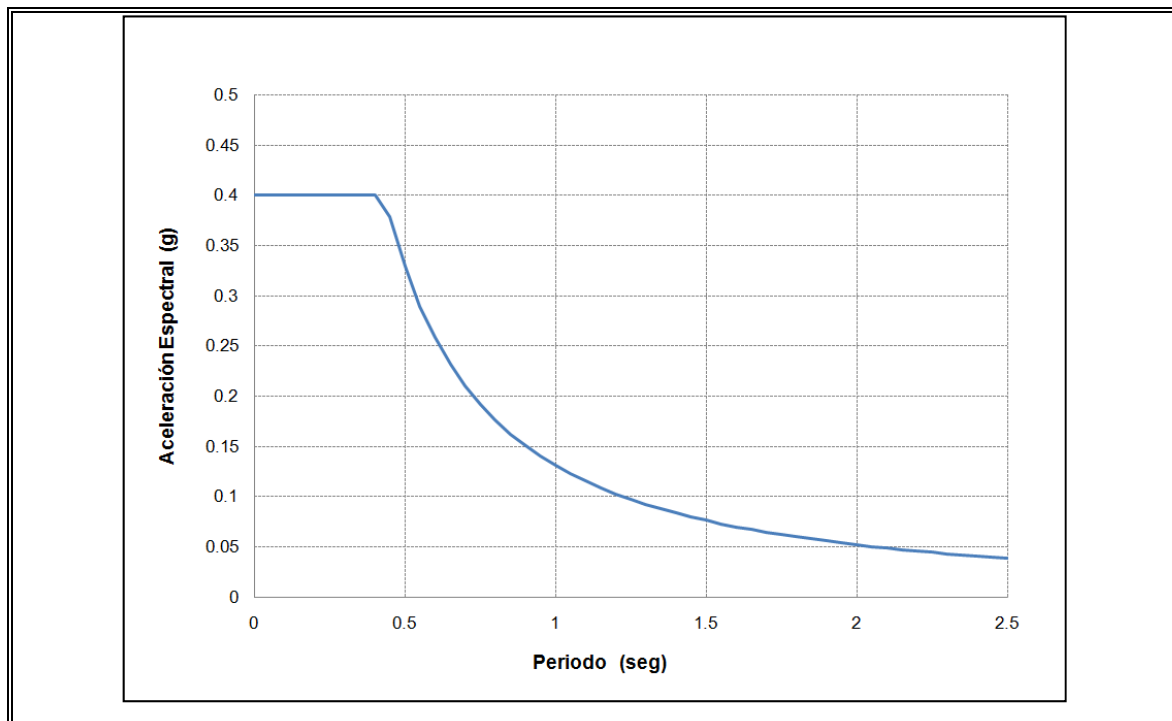


Figura 5-3: Espectro calculado según la norma NCh 2369 Of. 2003 para suelo

II.

El modelo elástico de la estructura elaborado en SAP2000 sigue la configuración descrita en el inicio del presente capítulo y está constituida por elementos tipo Frame con las secciones de los elementos estructurales involucrados. La zona de unión Dalla-Viga I-130 se modela con elementos rígidos de 20cm de largo desde el eje de la viga I-130, que emulan el nudo hormigonado en terreno, y con una rigidez rotacional elástica por deslizamiento en el extremo que lo une al canalón, calculada de acuerdo con lo expuesto en la sección 4.2.4 para el momento que produce la fluencia de las horquillas traccionadas. Igualmente se considera una rotula de momento para cargas gravitacionales en el mismo extremo de este elemento. Finalmente, los canalones Dalla se modelan como elementos 1160cm de largo con la sección que está en contacto con el nudo de 35.5 cm en cada extremo, y con la sección completa nominal en la longitud restante.

Para considerar la flexibilidad de la zona de unión por el deslizamiento de la horquilla, se sigue el modelo propuesto en la sección 4.2.4 para el cálculo de la rigidez rotacional elástica mediante el modelo de deslizamiento propuesto por Alsiwat y Saatcioglu (1992) y se define el momento que produce la fluencia de las horquillas y la rotación por deslizamiento asociada a ese nivel de tensión con los resultados de la Tabla 5-1:

Tabla 5-1: Cálculo rigidez rotacional para el modelo elástico.

| <b>Tensión horquilla traccionada (Ton/cm<sup>2</sup>)</b> | <b>Distancia eje neutro al centroide horquilla (cm)</b> | <b>Momento (Ton.cm)</b> | <b>Deslizamiento en Dalla (cm)</b> | <b>Deslizamiento en nudo (cm)</b> | <b>Rotación por deslizamiento (rad)</b> | <b>Rigidez rotacional (Ton.cm/rad)</b> |
|-----------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------|-------------------------|------------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------------|----------------------------------------|
| 4.20                                                      | 45.6                                                    | 935.0                   | 0.12                               | 0.018                             | 0.00296                                 | 315789                                 |

Se efectuaron análisis con la estructura normal -sin falla en ningún marco- y otros considerando la falla de un marco intermedio para evaluar el comportamiento del sistema arriostrante ante una mayor sollicitación de la carga sísmica –según exigencias de la norma NCh 2369 Of. 2003-, mediante la implementación de rótulas en la base de las columnas del marco en falla. Se construyen modelos con falla en el marco central (tercer marco) y en otro de los marcos intermedios –segundo marco- por separado.

De otro lado, para verificar la rigidez del diafragma se construyen modelos asignándole restricciones a la rotación alrededor del eje vertical de la estructura al nivel del techo a manera de diafragma rígido, teniéndose solo tres grados de libertad a nivel de techo. En total se analizan siete modelos combinando los casos anteriormente mencionados –para un parcial de seis- y uno adicional suponiendo completamente rotuladas las uniones canalón Dalla-Viga I-130 para obtener un sistema de diafragma más flexible. La Tabla 5-2 muestra los modelos considerados, las características que diferencian uno de otro, los periodos en las

direcciones horizontales ortogonales y el porcentaje de participación de masa en cada dirección obtenidos del análisis modal.

Tabla 5-2: Descripción de los modelos elásticos, periodos y porcentajes de participación de masa en las componentes horizontales.

| <b>Modelo</b> | <b>Descripción</b>                                         | <b>Periodo x<br/>(seg)</b> | <b>% de<br/>participación<br/>de masa.<br/>Dirección x</b> | <b>Periodo<br/>y (seg)</b> | <b>% de<br/>participación<br/>de masa.<br/>Dirección y</b> |
|---------------|------------------------------------------------------------|----------------------------|------------------------------------------------------------|----------------------------|------------------------------------------------------------|
| 1             | Con rigidez de conexiones Dalla-Viga - Sin falla de marcos | 0.98                       | 96.20                                                      | 0.88                       | 100                                                        |
| 1A            | Dallas Rotuladas                                           | 1.73                       | 99.94                                                      | 0.91                       | 100                                                        |
| 2             | Diafragma                                                  | 0.88                       | 99.98                                                      | 0.88                       | 100                                                        |
| 3             | Con rigidez de conexiones Dalla-Viga - Falla marco central | 1.07                       | 97.50                                                      | 1.06                       | 100                                                        |
| 4             | Diafragma - Falla Marco Central                            | 0.98                       | 99.98                                                      | 0.98                       | 100                                                        |
| 5             | Con rigidez de conexiones Dalla-Viga - Falla Marco No. 2   | 1.07                       | 97.46                                                      | 1.09                       | 99.99                                                      |
| 6             | Diafragma - Falla Marco No. 2                              | 0.98                       | 99.98                                                      | 1.00                       | 100                                                        |

Las cargas gravitacionales impuestas a la estructura para el análisis elástico se describen en la Tabla 5-3.

Tabla 5-3: Cargas gravitacionales para los modelos elásticos.

|                              |                    | <b>Carga (Ton/m<sup>2</sup>)</b> |
|------------------------------|--------------------|----------------------------------|
| <b>Carga Permanente (CP)</b> | Peso Propio        | Calculada por el modelo          |
|                              | Carga de Techumbre | 0.007                            |
| <b>Sobre Carga (SC)</b>      | Sobre Carga de uso | 0.072                            |

Aunque la norma NCh 2369 Of. 2003 exige la utilización simultanea de la componente vertical del sismo con cada componente horizontal por aparte para estructuras con elementos prefabricados o pretensados, no incorporar el sismo vertical al análisis no afecta los resultados de los esfuerzos resultantes en el sentido de interés ni las deformaciones laterales sísmicas, por lo que no hacen parte de los análisis siguientes. La norma NCh 2369 Of. 2003 establece que la sobrecarga SC se afecta en las combinaciones de carga por un factor  $\alpha$ , que para techos es igual a cero. Finalmente, las combinaciones de las solicitaciones sísmicas con las cargas permanentes empleadas en el modelo elástico se resumen a continuación:

Tabla 5-4: Combinaciones de carga.

| <b>Combinación</b> | <b>Carga Permanente</b> | <b>Sismo X</b> | <b>Sismo Y</b> |
|--------------------|-------------------------|----------------|----------------|
| i                  | 1.2                     | 1.4            | 0              |
| ii                 | 1.2                     | 0              | 1.4            |
| iii                | 0.9                     | 1.4            | 0              |
| iv                 | 0.9                     | 0              | 1.4            |

### 5.1.1 Resultados de los modelos elásticos.

La evaluación de los modelos elásticos se hace separadamente para aquellos que no presentan falla prematura de alguno de los marcos y para los que se asume la falla en el marco central o en el marco No. 2.

a) Modelos elásticos. Marcos sin falla.

Como se mostró en la Tabla 5-2, tres modelos elásticos fueron evaluados sin rotular la base de alguno de los marcos a manera de falla. Las diferencias entre estos modelos -1, 1A y 2- consisten en el grado de rigidez del diafragma a nivel de techo. El primer modelo plasma el comportamiento estudiado en etapas previas de esta investigación de la conexión canalón Dalla-Viga I-130 y que determinan el grado de rigidez del diafragma; el segundo modelo flexibiliza el diafragma a nivel de techo mediante rótulas en la conexión de los canalones Dalla con la viga I-130 y se denomina modelo 1A; finalmente el tercer modelo – modelo 2- impone una condición de diafragma rígido a nivel de techo. En la Tabla 5-5 se muestran los resultados de deformación sísmica elástica máxima y mínima en cada una de las direcciones de análisis para los tres modelos sin falla en alguno de los marcos.

Tabla 5-5: Resultados de deformaciones sísmicas para modelos elásticos sin falla en los marcos.

| <b>Modelo</b> | <b>Deformación sísmica máxima X (cm)</b> | <b>Deformación sísmica mínima X (cm)</b> | <b>Deformación sísmica máxima Y (cm)</b> | <b>Deformación sísmica mínima Y (cm)</b> |
|---------------|------------------------------------------|------------------------------------------|------------------------------------------|------------------------------------------|
| 1             | 4.78                                     | 2.92                                     | 3.25                                     | 2.82                                     |
| 1A            | 16.15                                    | 2.71                                     | 3.36                                     | 2.73                                     |
| 2             | 3.04                                     | 3.04                                     | 3.04                                     | 3.04                                     |

Se aprecia que la dirección en la cual se presentan las mayores demandas sísmicas en términos de deformaciones es en el sentido paralelo a la longitud de los canalones Dalla, es decir la dirección x, exceptuando el modelo 2 que asume diafragma rígido donde, por la simplicidad en la configuración de la estructura las deformaciones sísmicas son iguales en un sentido y en otro. En la dirección X las

deformaciones máximas se alcanzan en el centro de la luz de la viga I-130 y las menores en los extremos donde se encuentra apoyada, mientras que en la dirección Y las máximas deformaciones se alcanzan en el marco central y las menores en los marcos extremos. En la Figura 5-4 se ilustra una vista en planta a nivel de techo del modelo 1 con la deformación por carga sísmica en las direcciones X e Y. La deformación sísmica en el sentido X depende de la rigidez flexural de las vigas I-130 en el sentido débil y se compatibilizan entre ellas mediante la acción de los canalones Dalla actuando como puntales y solicitándoseles a estos últimos flexuralmente alrededor del eje vertical global (gravitacional). Las vigas I-130 al ser sometidas al sismo en la dirección X tienen una sollicitación de flexión lateral máxima de 915 Ton.cm.

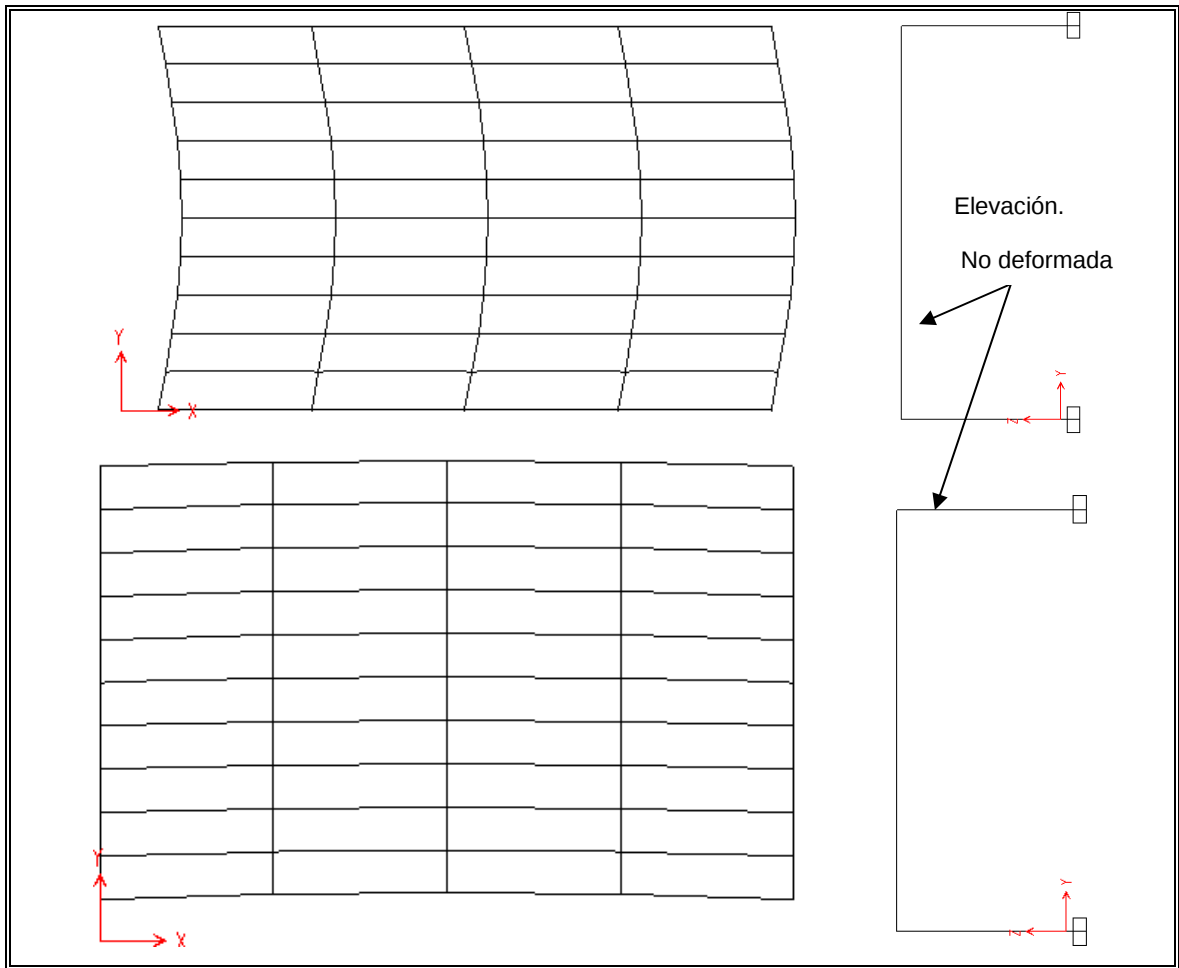


Figura 5-4: Vista en planta de la deformación por carga sísmica del modelo elástico 1 elaborado en SAP 2000 en la dirección x (arriba) y dirección y (abajo).

Un análisis de la tabla anterior muestra que existe un trabajo efectivo como diafragma de los canalones Dalla al modelarlos de acuerdo con el comportamiento experimental y analítico detallado en los capítulos anteriores en comparación con un sistema perfectamente rotulado que actúe únicamente como puntal.

En cuanto a la sollicitación lateral en la dirección Y se observa que los desplazamientos son bastante parecidos entre sí y no existe una diferencia significativa entre los valores máximos y mínimos

En lo referente a la sollicitación flexural sobre la unión Dalla-Viga I-130, estudiada en la presente investigación, se tienen valores máximos de la envolvente de las combinaciones de carga de la Tabla 5-4 de 520 Ton.cm y de 89.7 Ton.cm para la acción sísmica X e Y respectivamente. Al multiplicar estos valores por la razón entre el corte basal mínimo y el resultante los momentos de diseño serían 713 Ton.cm y 119 Ton.cm.

Los elementos más demandados en la envolvente con acción sísmica en X son aquellos que se encuentran hacia los bordes de la estructura mientras que los centrales permanecen prácticamente con sollicitación nula. Para el sismo actuando en la dirección Y los canalones más sollicitados son los de los marcos externos, mientras que los que conectan el marco central están menos sollicitados, aunque en todo caso el sismo Y demanda muy poco los canalones. En la Figura 5-5 se ilustra la distribución de las envolventes de momento sobre los canalones Dalla para las dos componentes sísmicas y los valores en algunos de estos elementos.

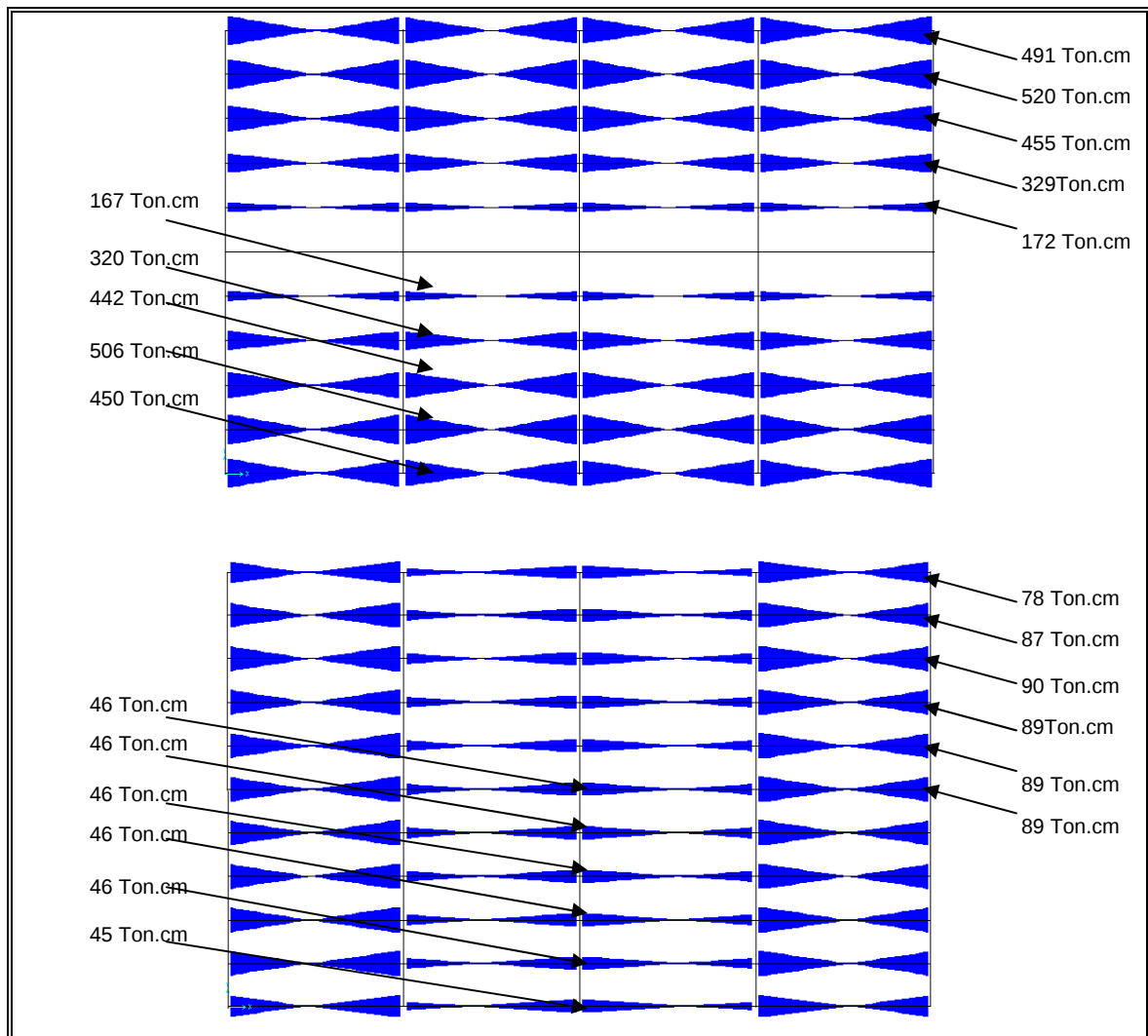


Figura 5-5: Distribución de la solicitación flexural en planta de las envolventes del modelo elástico 1 elaborado en SAP 2000 en la dirección del sismo x (arriba) y sismo y (abajo).

Otra forma de evaluar la flexibilidad o rigidez del diafragma que conforman el conjunto de canalones Dallah es mediante la distribución de momentos en la base de las columnas por las cargas laterales sísmicas en cada uno de los modelos evaluados. La Figura 5-6 ilustra la distribución de los momentos en la base de las 5 columnas que demanda la acción del sismo Y normalizado al momento

promedio de las 5 columnas para los tres casos de análisis elástico sin falla. La misma distribución se obtiene en el caso de evaluar las deformaciones laterales de las columnas.

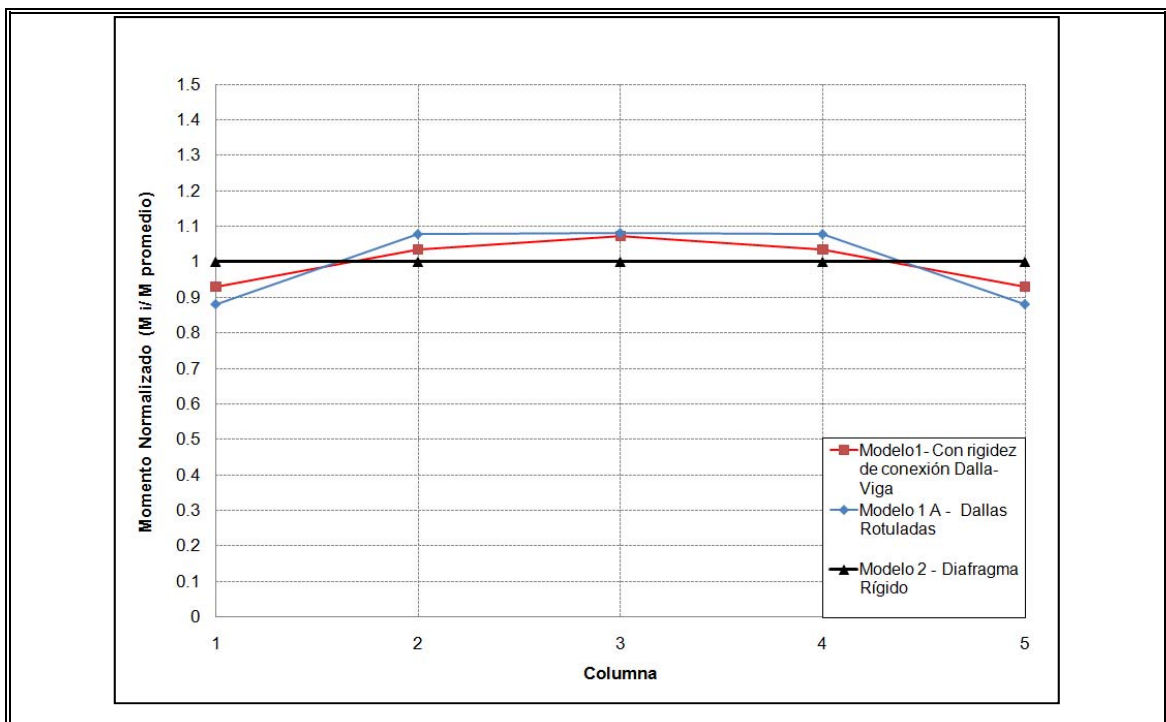


Figura 5-6: Distribución del momento en la base de las columnas por la acción sísmica Y, normalizado al momento promedio en las cinco columnas. Modelos sin falla.

Como es de esperar la distribución de los momentos en el modelo con diafragma rígido es uniforme para todas las columnas, no siendo así en los restantes dos modelos, donde la columna central aparece más solicitada que las otras cuatro. En el modelo 1, que refleja mejor el comportamiento real de la estructura con los canalones Dallya actuando como sistema arriostrante horizontal, la columna central está un 7% más solicitada que el momento promedio de la línea de cinco

columnas, mientras que las columnas externas están un 7% debajo del promedio. La diferencia promedio entre el modelo que considera la flexibilidad del diafragma –modelo 1- y el que asume diafragma rígido –modelo 2- es de +/-6%. En términos de magnitud, el momento que demanda el sismo en la dirección Y corregido por la razón de corte basal mínimo y el resultante es de 11488 Ton cm en el modelo 1, 12797 Ton.cm en el modelo 1A y 10335 Ton.cm en el modelo 2.

b) Modelos elásticos. Falla en marco central.

Se evaluaron dos modelos con falla en el marco central: el primero –modelo 3- describe el comportamiento de la conexión Dalla-Viga I-130 y el segundo-modelo 4- asume diafragma rígido. En la Tabla 5-6 se muestran los resultados de deformación sísmica máxima y mínima en cada una de las direcciones de análisis para los dos modelos con falla en el marco central.

Tabla 5-6: Resultados de deformaciones sísmicas para modelos elásticos con falla en el marco central.

| Modelo | Deformación sísmica máxima X (cm) | Deformación sísmica mínima X (cm) | Deformación sísmica máxima Y (cm) | Deformación sísmica mínima Y (cm) |
|--------|-----------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|
| 3      | 5.53                              | 3.70                              | 6.30                              | 3.05                              |
| 4      | 3.80                              | 3.80                              | 3.80                              | 3.80                              |

Al considerar la falla del marco central la mayor demanda sísmica en términos de deformaciones es en la dirección Y, es decir perpendicular a la longitud de los canalones Dalla, a diferencia de lo que se observó en la sección anterior para los marcos sin falla. Similar a los casos sin falla, en la dirección X las deformaciones máximas se alcanzan en el centro de la luz de la viga I-130 y las menores en los extremos, mientras que en la dirección Y las máximas deformaciones se alcanzan en el marco central –marco que falla- y las menores en los marcos

extremos. En la Figura 5-7 se ilustra una vista en planta a nivel de techo de las deformaciones sísmicas del modelo 3. Se observa que el patrón de deformación en el sentido X se mantiene aunque las magnitudes en comparación con los modelos sin falla en los marcos aumentan un 17% y un 25% entre los modelos 1 – 3 y 2 - 4. En cambio, era de esperar que la deformada en el sentido Y del sismo difiera de la de los modelos sin falla en los marcos y que sea más notoria la diferencia entre la deformación máxima en el marco central y la que se tiene en los extremos.

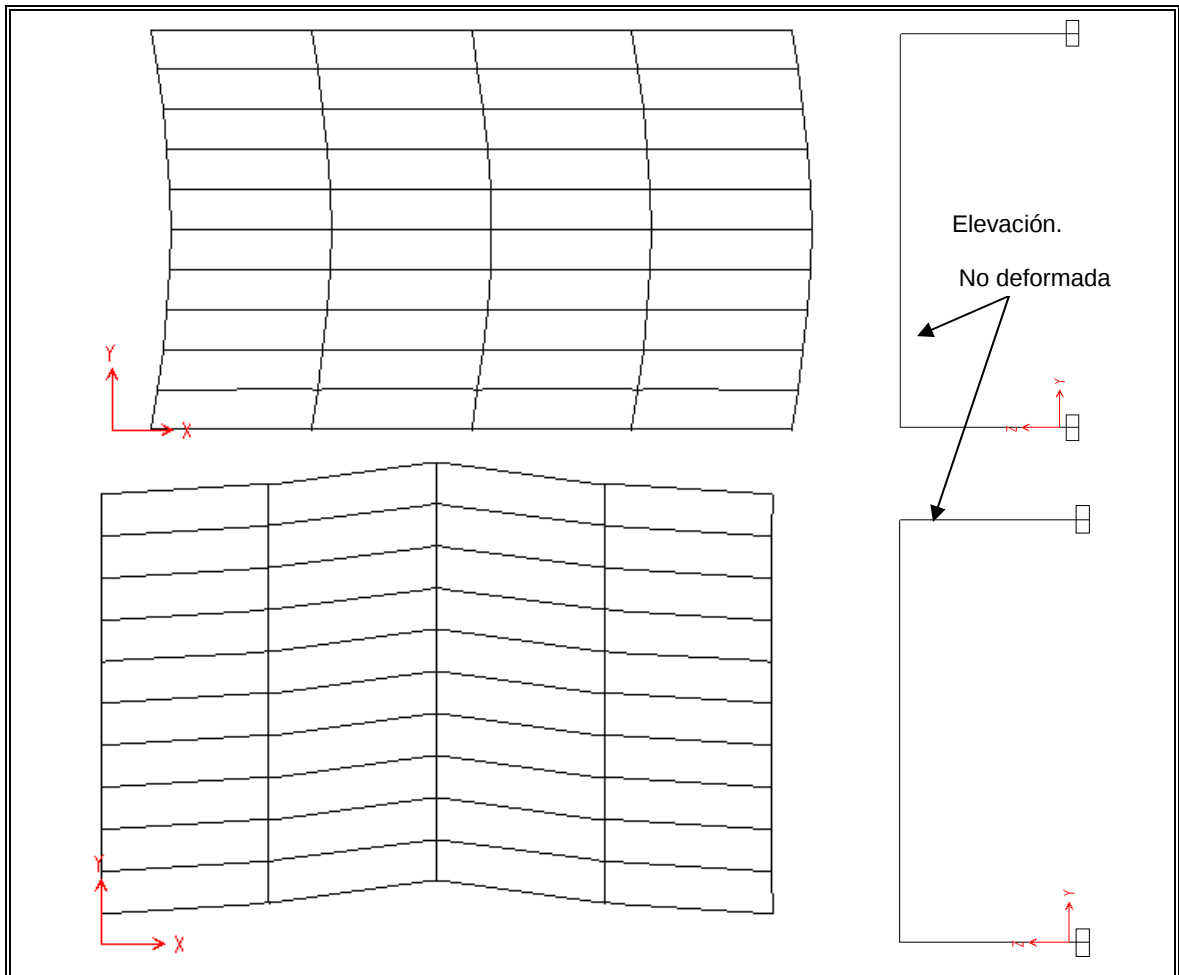


Figura 5-7: Vista en planta de la deformación por carga sísmica del modelo elástico 3 elaborado en SAP 2000 en la dirección x (arriba) y dirección y (abajo).

En lo relacionado con la sollicitación de momento en la unión Dalla-Viga I-130 se tienen valores máximos de la envolvente de las combinaciones de carga de la Tabla 5-4 de 516 Ton.cm y de 565 Ton.cm para la acción sísmica X e Y respectivamente. Al multiplicar estos valores por la razón entre el corte basal mínimo y el resultante los momentos de diseño serían 699 Ton.cm y 801 Ton.cm. Al tener en cuenta la falla del marco la demanda flexural sobre el canalón más solicitado aumenta en el sentido Y casi siete veces comparado con el modelo 1 -

sin falla- ya que los canalones sujetan el marco rotulado y transmiten la carga sísmica aferente a este pórtico a los demás satisfactoriamente.

Similar al caso de marcos sin falla los elementos más exigidos en la envolvente con acción sísmica en X son aquellos que se encuentran hacia los bordes de la estructura y con una participación insignificante de las costaneras intermedias. Sin embargo cuando el sismo ejerce en la dirección Y los canalones más solicitados son los que sujetan el marco central –marco que falla-. La Figura 5-8 enseña la distribución de las envolventes de momento sobre los canalones Dalla para las dos componentes sísmicas.

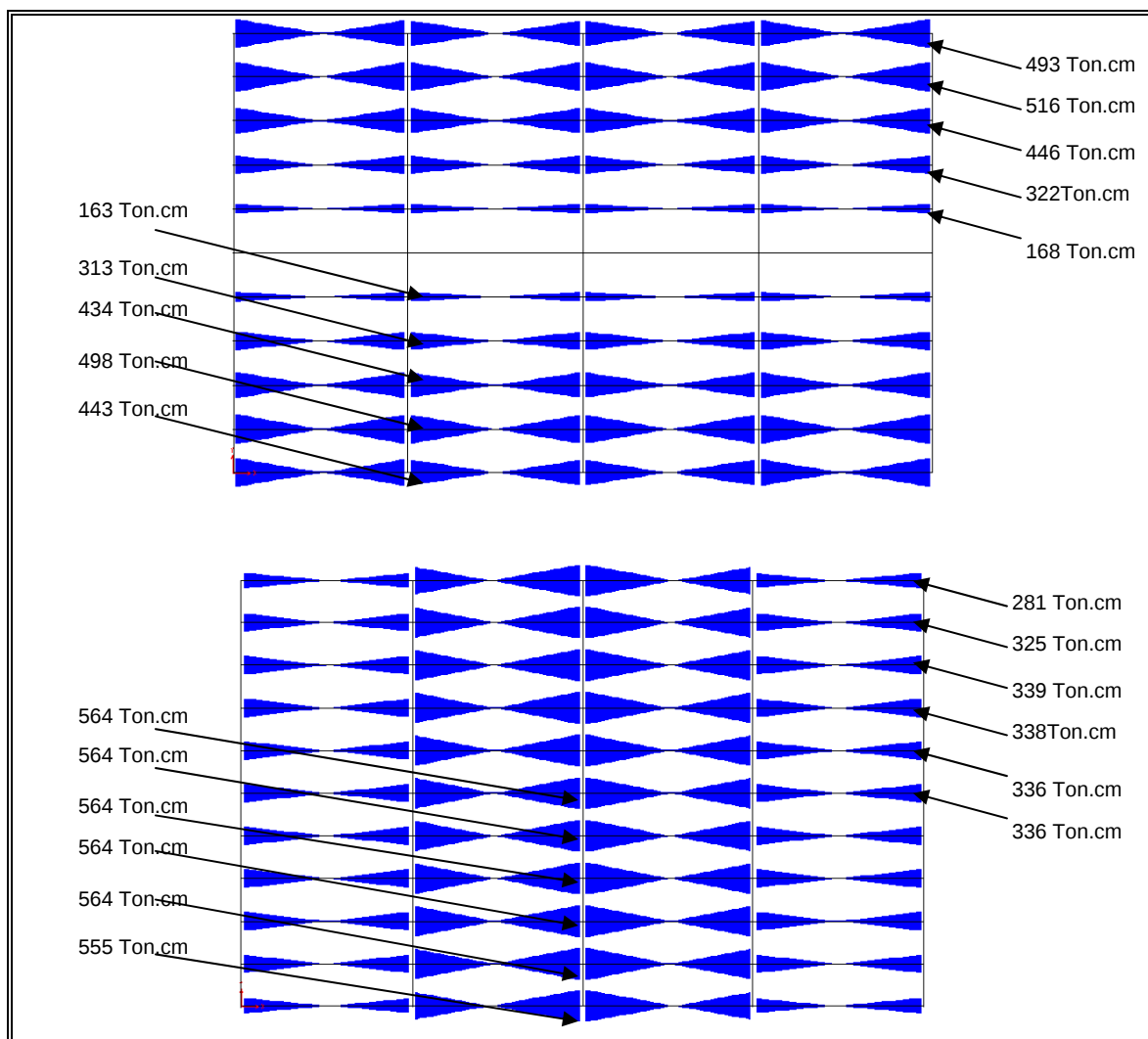


Figura 5-8: Distribución de la sollicitación flexural en planta de las envolventes del modelo elástico 3 elaborado en SAP 2000 en la dirección del sismo x (arriba) y sismo y (abajo).

La Figura 5-9 presenta la distribución de los momentos en la base de las 5 columnas que demanda la acción del sismo Y normalizado al momento promedio de las 5 columnas para los dos casos de análisis elástico con falla del marco central para observar la flexibilidad del diafragma.

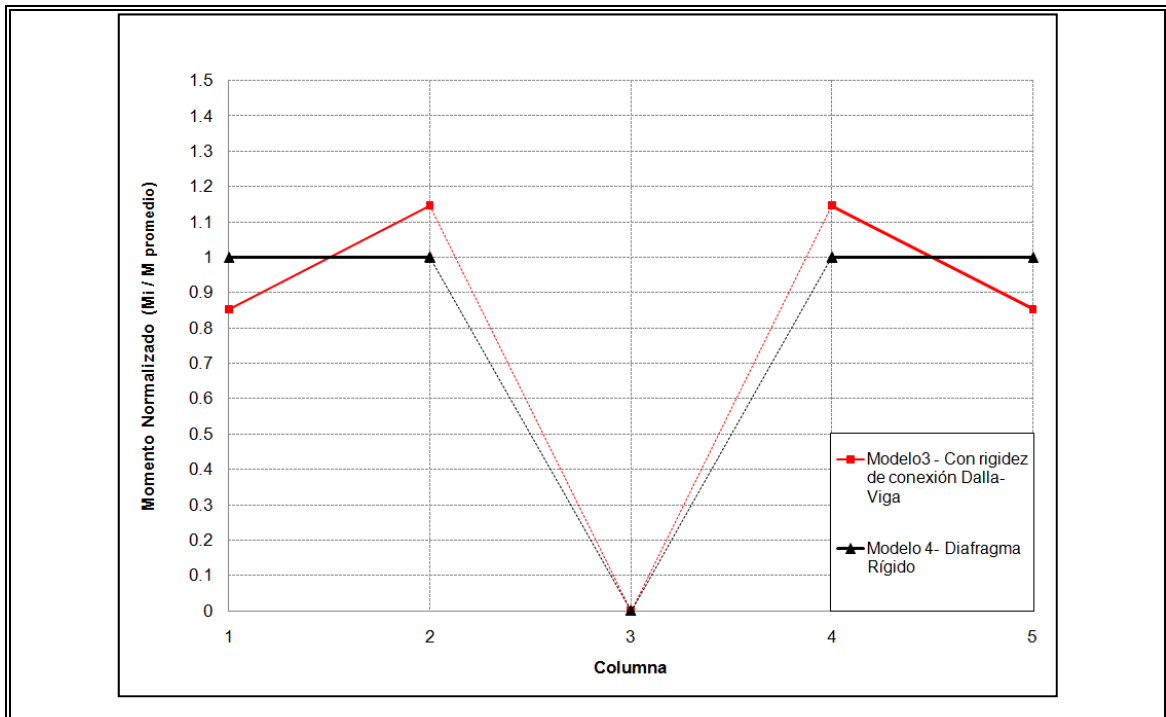


Figura 5-9: Distribución del momento en la base de las columnas por la acción sísmica Y, normalizado al momento promedio en las cinco columnas. Modelos con falla del marco central.

La distribución de los momentos en el modelo con diafragma rígido es uniforme para las cuatro columnas resistentes, asumiendo por partes iguales la tributación correspondiente al marco que falla. La diferencia promedio de los momentos en la base de las columnas entre el modelo que considera la flexibilidad y el que asume diafragma rígido es de +/- 15%. Cuantitativamente, el momento demandado por la acción sísmica en la dirección Y corregido por la razón de corte basal mínimo y el resultante es de 14949 Ton cm en el modelo 3 y 12917 Ton.cm en el modelo 4.

La Figura 5-10 presenta la distribución de las deformaciones de las columnas que demanda la acción del sismo Y normalizada a la deformación promedio de las 5

columnas para los dos casos de análisis elástico con falla del marco central para determinar de otra manera la flexibilidad del diafragma.

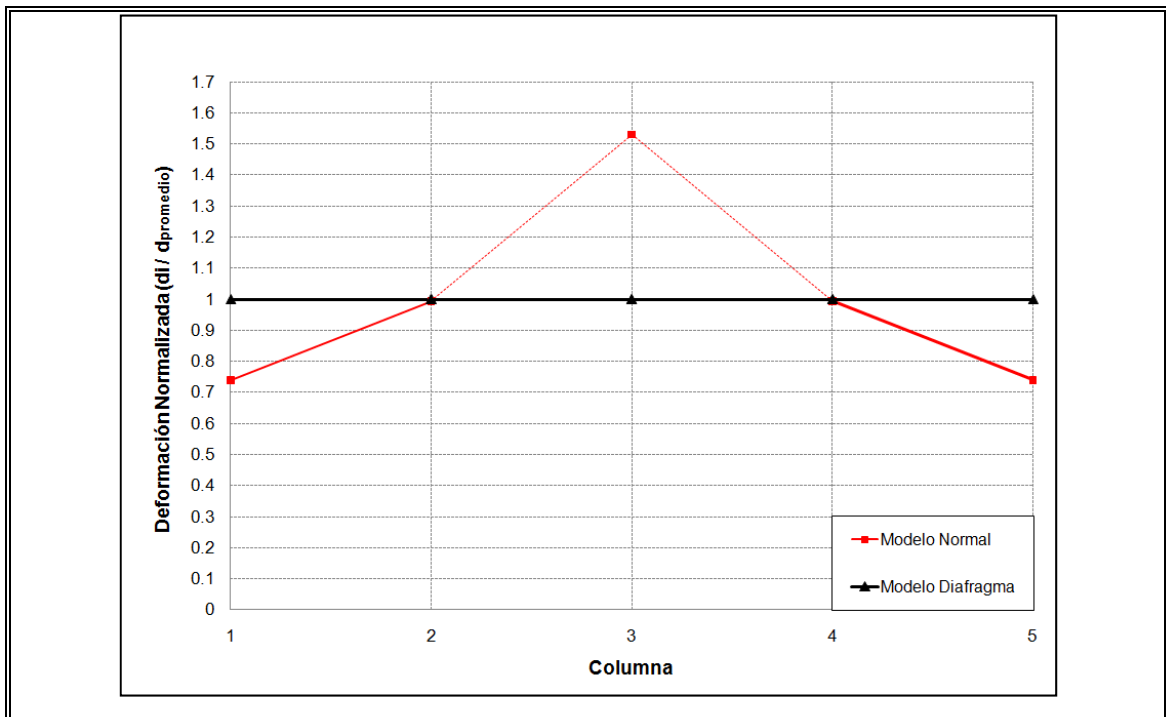


Figura 5-10: Distribución de la deformación de las columnas por la acción sísmica Y, normalizada a la deformación promedio en las cinco columnas. Modelos con falla del marco central.

Para la columna central, el modelo que asume diafragma rígido subestima en más de 50% la deformación lateral, mientras que en las columnas externas se sobreestima un 26% las deformaciones. Estas diferencias hacen evidente la necesidad de considerar la flexibilidad del diafragma.

c) Modelos elásticos. Falla en marco 2.

Similar a la sección anterior se realizaron análisis a dos modelos con falla en el marco número 2: el primero –modelo 5- describe el comportamiento de la conexión Dalla-Viga I-130 y el segundo-modelo 6- asume diafragma rígido. En la Tabla 5-7 se muestran los resultados de deformación sísmica máxima y mínima en cada una de las direcciones de análisis para los dos modelos con falla en el marco central.

Tabla 5-7: Resultados de deformaciones sísmicas para modelos elásticos con falla en el marco 2.

| Modelo | Deformación sísmica máxima X (cm) | Deformación sísmica mínima X (cm) | Deformación sísmica máxima Y (cm) | Deformación sísmica mínima Y (cm) |
|--------|-----------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|
| 5      | 5.53                              | 3.72                              | 6.46                              | 2.24                              |
| 6      | 3.80                              | 3.80                              | 4.97                              | 2.69                              |

Al rotular el marco 2 la mayor demanda de deformación sísmica es en la dirección X, es decir paralelo a la longitud de los canalones Dalla, a diferencia de lo que se observó en la sección anterior para los marcos con falla en el marco central, sin embargo en órdenes de magnitud los máximos son muy similares. Al igual que en los casos anteriormente estudiados, en la dirección X las deformaciones máximas se alcanzan en el centro de la luz de la viga I-130 y las menores en los extremos. En el sentido Y las máximas deformaciones se alcanzan en el marco que falla y las menores en el marco más alejado al que se encuentra rotulado. Se presenta en la Figura 5-11 las deformaciones sísmicas del modelo 5. Se observa que el patrón de deformación en el sentido X y las magnitudes de estas se mantienen prácticamente iguales que cuando falla el marco.

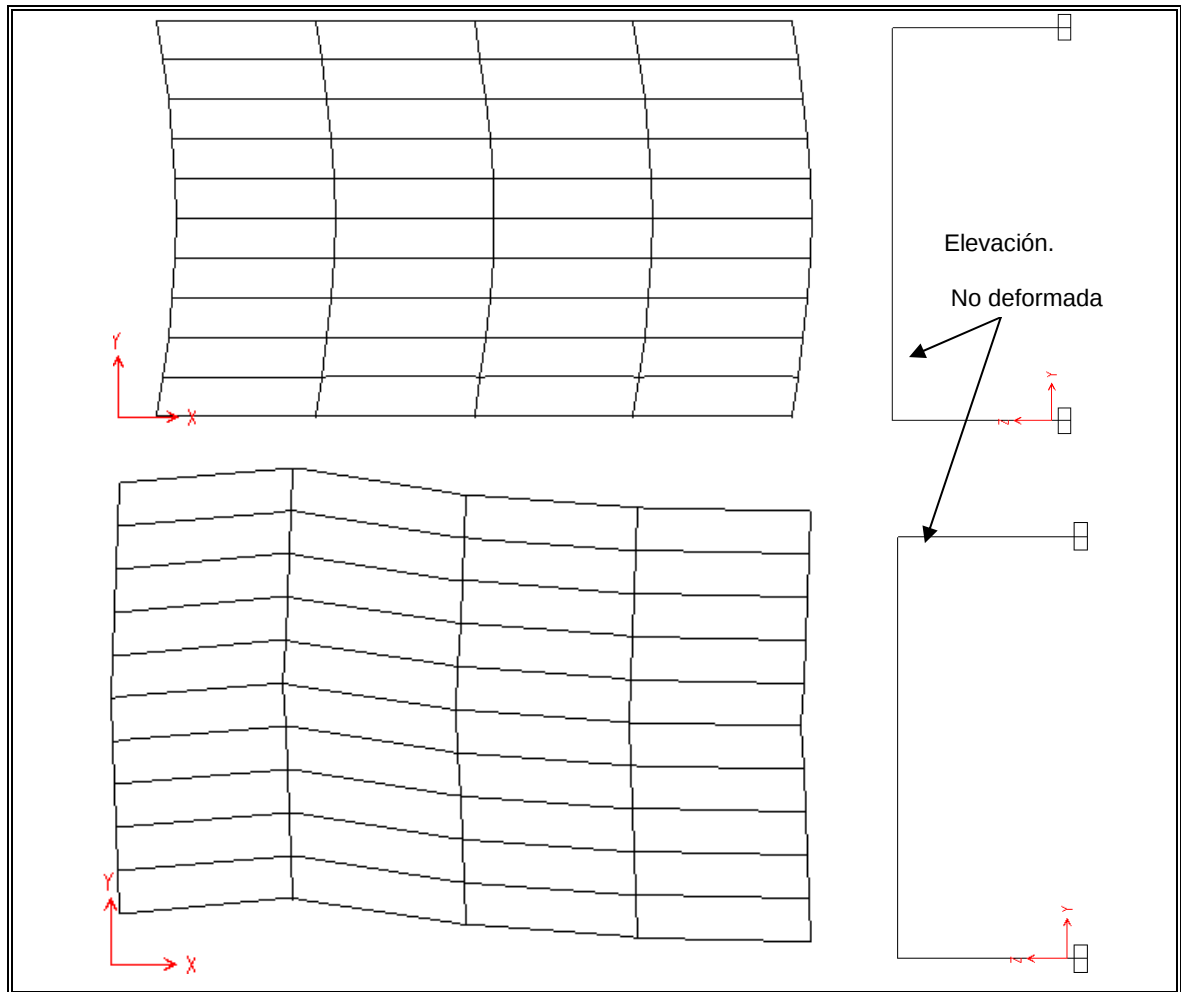


Figura 5-11: Vista en planta de la deformación por carga sísmica del modelo elástico 5 elaborado en SAP 2000 en la dirección x (arriba) y dirección y (abajo).

Los valores máximos de momento de la envolvente de las combinaciones de carga de la Tabla 5-4 son 523 Ton.cm y de 554 Ton.cm para la acción sísmica X e Y respectivamente. Al multiplicar estos valores por la razón entre el corte basal mínimo y el resultante los momentos de diseño serían 708 Ton.cm y 898 Ton.cm. Como en el caso de la falla del marco central el sismo en el sentido Y demanda en mayor medida a los canalones que sujetan el marco rotulado.

Los elementos más exigidos en la envolvente con acción sísmica en X son aquellos que se encuentran hacia los bordes de la estructura y con una participación insignificante de las costaneras intermedias. En la dirección Y los canalones más solicitados son los más próximos al marco que falla. La Figura 5-12 presenta la distribución de las envolventes de momento sobre los canalones Dalla para las dos componentes sísmicas.

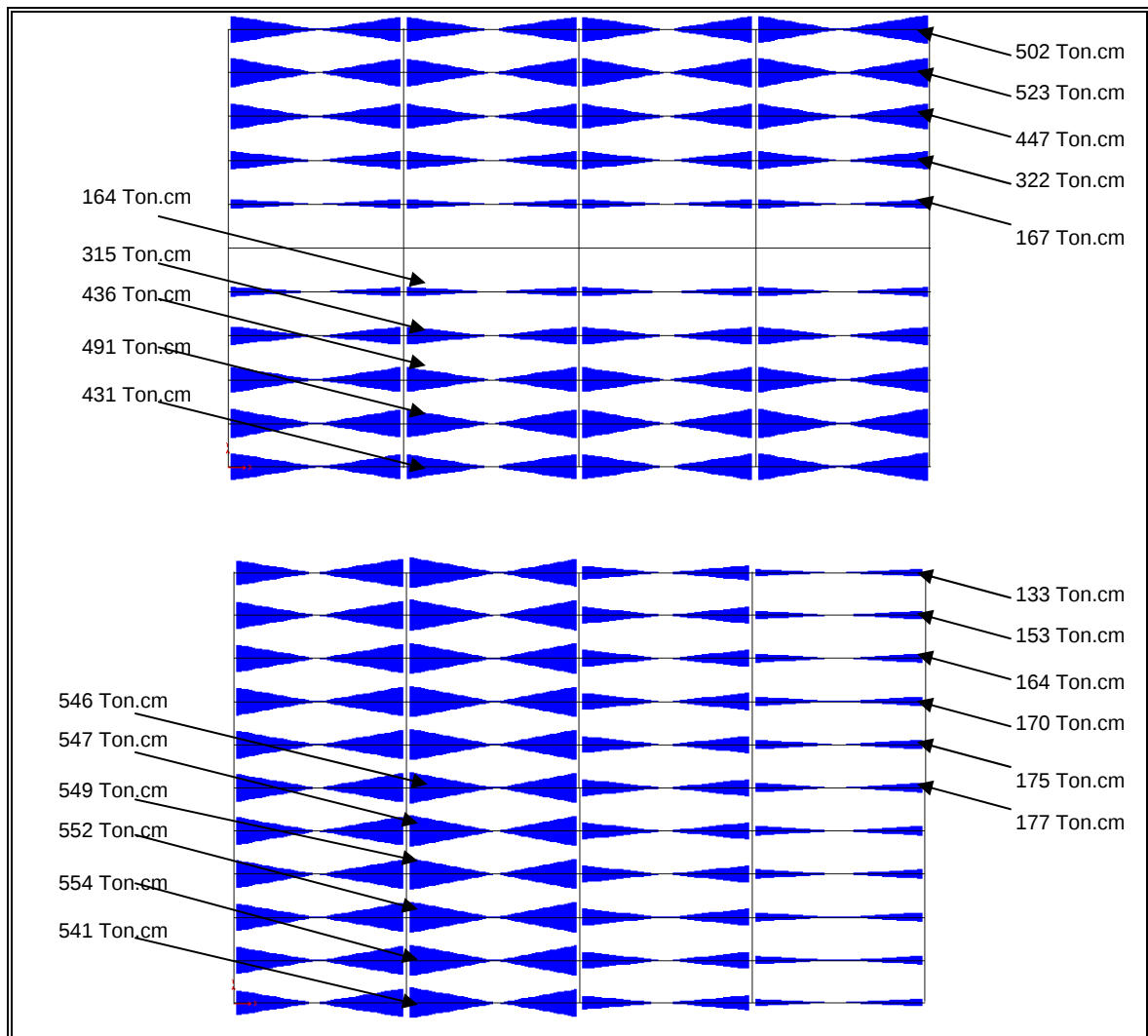


Figura 5-12: Distribución de la solicitación flexural en planta de las envolventes del modelo elástico 5 elaborado en SAP 2000 en la dirección del sismo x (arriba) y sismo y (abajo).

La distribución de los momentos en la base de las 5 columnas que demanda la acción del sismo Y normalizado al momento promedio de las 5 columnas es mostrada en la Figura 5-13 para los dos casos de análisis elástico con falla del marco 2.

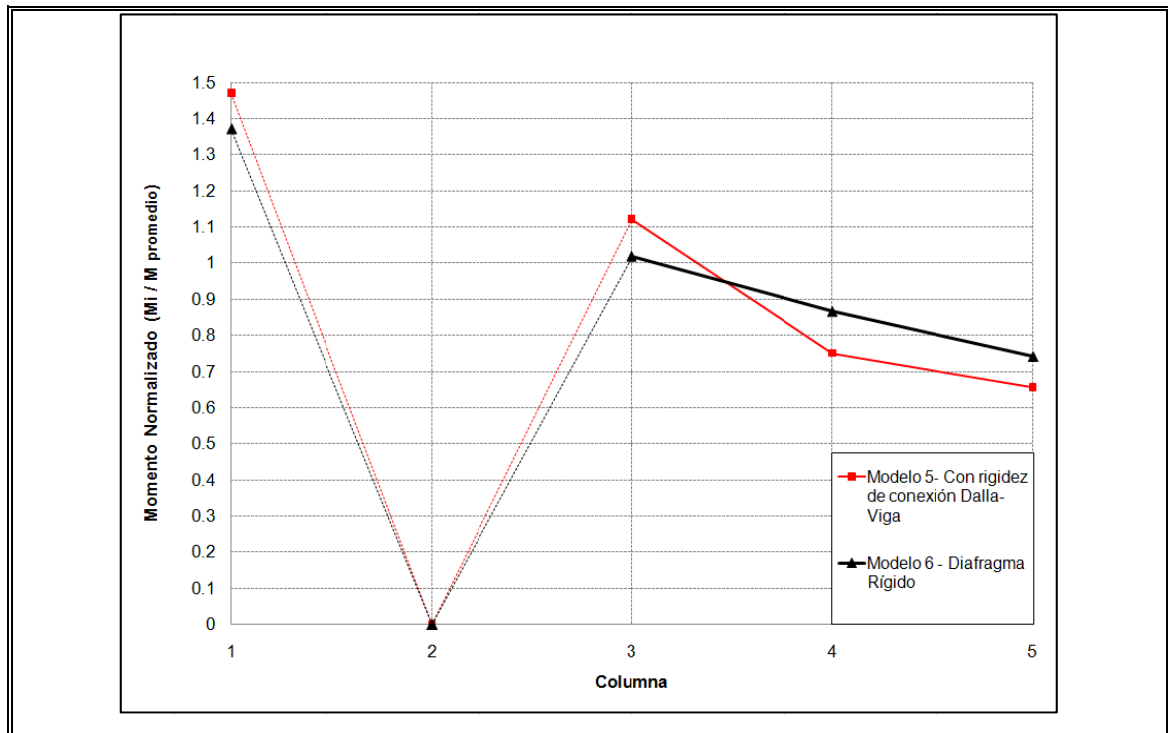


Figura 5-13: Distribución del momento en la base de las columnas por la acción sísmica Y normalizado al momento promedio en las cinco columnas.

#### Modelos con falla del marco 2.

La distribución de los momentos en el modelo 6 con diafragma rígido es más uniforme para las 3, 4 y 5 comparado con el modelo que incorpora la flexibilidad del sistema. Las dos columnas adyacentes al marco que falla toman una mayor responsabilidad en la tributación sísmica en el modelo normal comparado con el modelo con diafragma rígido. Para el modelo 5 que considera la flexibilidad en las conexiones canalón Dalla-Viga I-130, la columna 1 está un 47% más exigida que el momento promedio de la línea de cinco columnas, mientras que en el modelo 6 está un 37% encima del promedio. La diferencia promedio de los momentos en la base de las columnas entre el modelo que considera la flexibilidad y el que asume diafragma rígido es de +/- 10%. Cuantitativamente, el momento demandado por la acción sísmica en la dirección Y corregido por la razón de

corte basal mínimo y el resultante es de 20912 Ton cm en el modelo 5 y 18092 Ton.cm en el modelo 6.

La Figura 5-14 presenta la distribución de las deformaciones de las columnas que demanda la acción del sismo Y normalizada a la deformación promedio de las 5 columnas para los dos casos de análisis elástico con falla del marco 2 para determinar de otra manera la flexibilidad del diafragma.

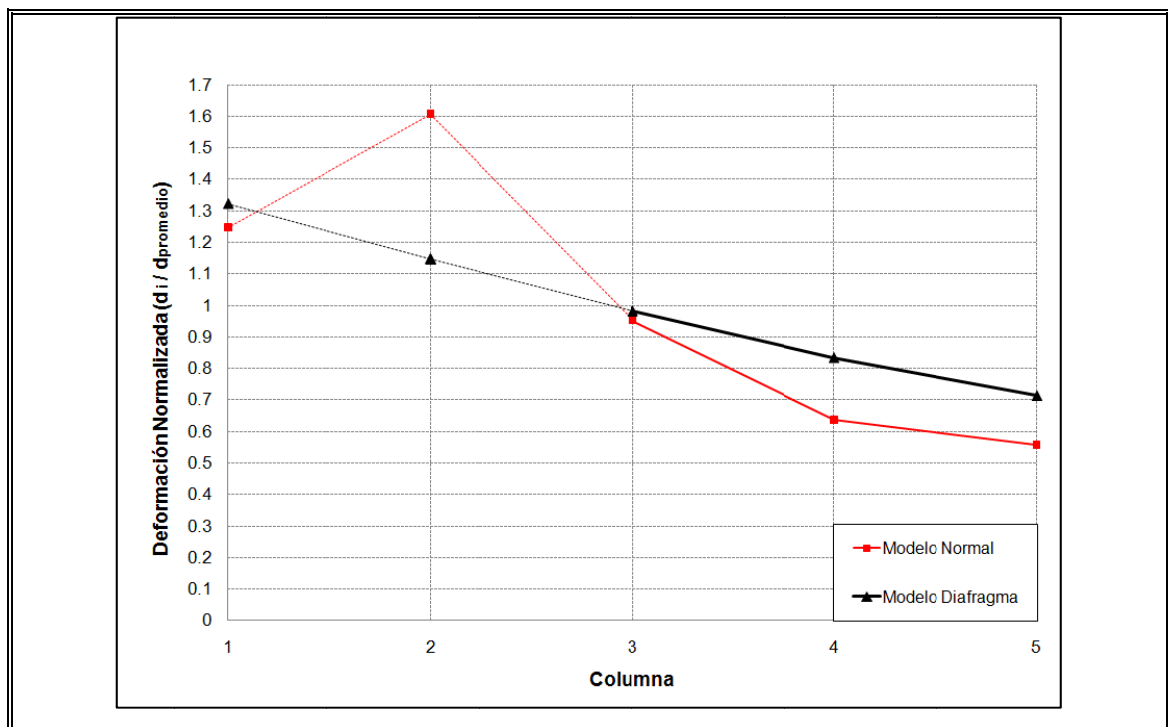


Figura 5-14: Distribución de la deformación de las columnas por la acción sísmica Y, normalizada a la deformación promedio en las cinco columnas. Modelos con falla del marco 2.

En este caso, la deformación de la columna que falla en el modelo que asume diafragma rígido subestima en 46% la deformación lateral comparada con aquel que considera la flexibilidad del diafragma, mientras que en la columna 4 se

sobreestima un 19% las deformaciones. Igual al caso con falla en el marco central se establece la necesidad de considerar la flexibilidad del diafragma.

### **5.1.2 Evaluación de los modelos elásticos.**

A partir de los resultados entregados anteriormente para los modelos sin falla de marcos, con asignaciones de rigidez total del diafragma a nivel de techo o considerando la flexibilidad de este, la suposición de diafragma rígido entrega una buena aproximación con una diferencia promedio de 6% entre los modelos. Sin embargo, al realizar la verificación de la norma NCh 2369 Of. 2003 referente a la falla prematura de un marco intermedio, se concluye que el sistema arriostrante horizontal en estudio no es perfectamente rígido ya que no compatibiliza completamente las deformaciones horizontales de las columnas resistentes, dejando de lado la validez de la distribución de las solicitaciones horizontales a los elementos resistentes en proporción a sus rigideces. Las diferencias de las deformaciones en este caso son del orden de un 50%.

La unión de los elementos que conforman el diafragma –conexión canalón Dalla-Viga I-130- es incapaz de proveer un vínculo suficientemente rígido aunque la resistencia que esta tiene es suficiente para resistir los esfuerzos demandantes. El máximo momento demandante sobre los canalones Dalla es de 898 Ton.cm – para el caso de falla del marco 2- que es inferior al momento resistente nominal de 982.6 Ton.cm y se encuentra aún en el rango elástico de comportamiento analítico y experimental observado. Se puede afirmar que, dada la alta rigidez de los canalones Dalla, el sistema arriostrante horizontal es rígido pero unido por elementos flexibles lo que clasifica como diafragma flexible.

En cuanto al comportamiento estructural evaluado según la norma NCh 2369 Of. 2003, el sistema es capaz de resistir la tributación sísmica de un marco intermedio en eventual falla prematura como es exigencia de la norma.

## **5.2 Modelos inelásticos.**

Los análisis inelásticos permiten conocer el desempeño en el rango plástico de los diferentes elementos que constituyen el sistema estructural al ser sometidos a esfuerzos y deformaciones mayores al límite elástico. Una opción para evaluar este comportamiento es mediante análisis tiempo-historia que sometan la estructura a excitaciones sísmicas y generando la plastificación de algunos elementos que componen el sistema resistente.

El estudio del comportamiento inelástico de los canalones Dalla y su unión a la viga I-130, experimental y analíticamente, ha reflejado la capacidad de este sistema de trabajar en el rango inelástico durante varios ciclos de carga y descarga con una importante capacidad de deformación. El desempeño cíclico de la unión Dalla-Viga I-130 formando parte de un sistema estructural sometido a las señales del sismo del 3 de Marzo de 1985 registradas en suelo tipo II en las estaciones de Llolleo, Melipilla y San Felipe es evaluado a continuación mediante modelos numéricos de la estructura elaborados en SAP 2000. Solo se considera la inelasticidad de los canalones Dalla en la zona de unión a la viga I-130, y se supone que tanto las columnas como las Vigas I-130 se encuentran siempre en el rango elástico.

### **5.2.1 Registros sísmicos considerados.**

Los tres registros del sismo del 3 de Marzo de 1985 utilizados en el análisis tiempo-historia de tipo no lineal de la estructura de la planta Plywood de CMPC Maderas en Mininco corresponden a aquellos tomados en suelo II para coincidir con el tipo de suelo de fundación del proyecto. Se analizan las aceleraciones corregidas de las dos componentes horizontales –perpendiculares entre sí– de cada estación.

El registro de Llolleo tiene una duración de 116 segundos y la componente 10 presenta una aceleración máxima del suelo (PGA) de 0.71g, mientras que la

componente 100 alcanza un PGA de 0.45g. En la Figura 5-15 se ilustran los registros de aceleración corregida de las dos componentes horizontales en la estación Llolleo.

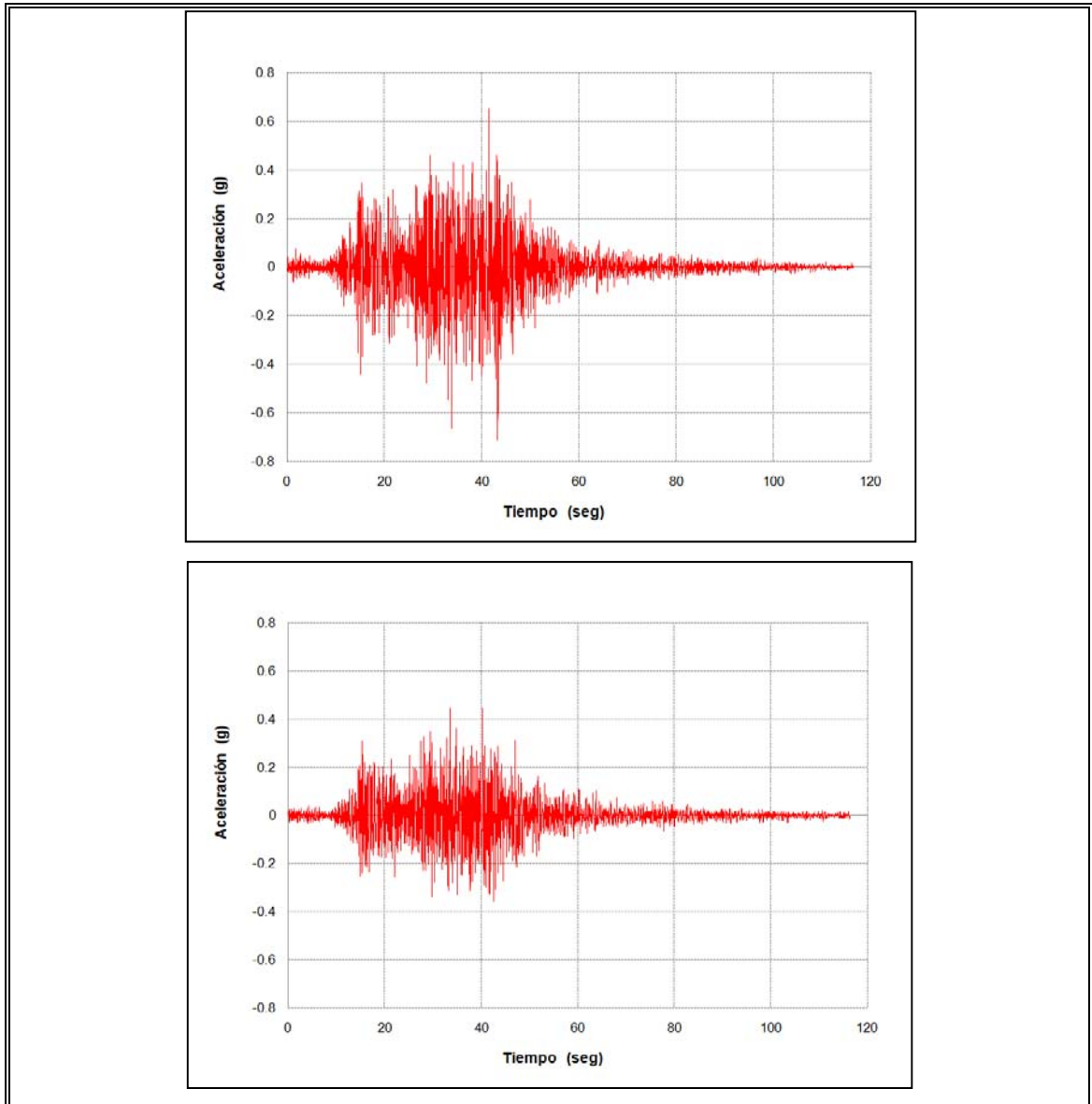


Figura 5-15: Registros de aceleración corregida en la estación Llolleo  
componentes 10 (arriba) y 100 (abajo).

Para la estación Melipilla se tiene una duración del registro de 79 segundos con un PGA de 0.68g en la componente 0 y 0.53g en la componente 90. La Figura 5-16 presenta los registros de aceleración corregida de las dos componentes horizontales en la estación Melipilla.

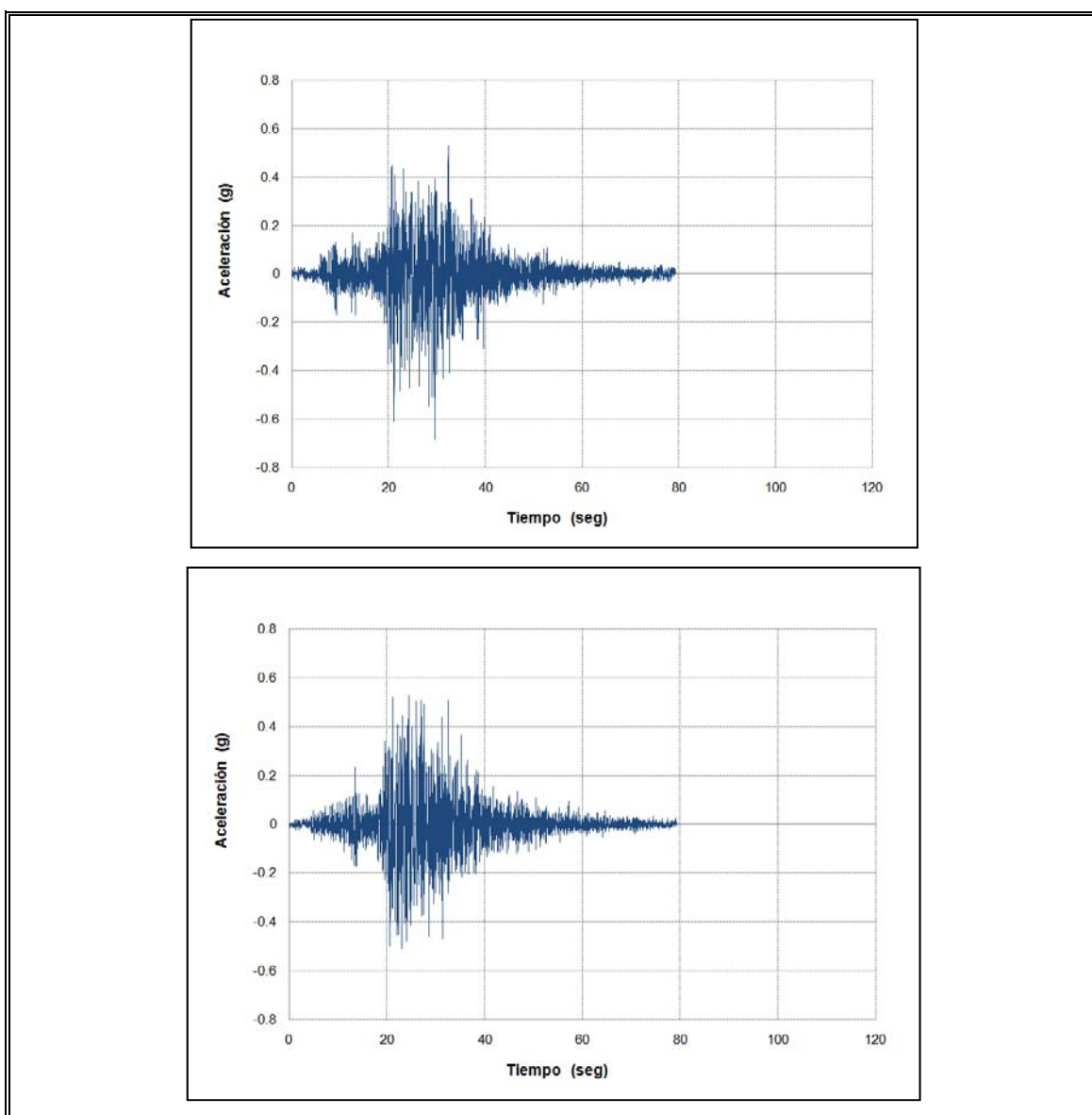


Figura 5-16: Registros de aceleración corregida en la estación Melipilla  
componentes 0 (arriba) y 90 (abajo).

El registro de aceleración corregida de la estación San Felipe tiene una duración 64 segundos con un PGA de 0.43g en la componente 80 y 0.31g en la componente 170. Debido a la baja sollicitación que este registro imponía a la estructura se decidió escalarlo a una aceleración máxima del suelo de 0.6g. La Figura 5-17 presenta los registros de aceleración corregida escalado a PGA de 0.6g de las dos componentes horizontales en la estación San Felipe.

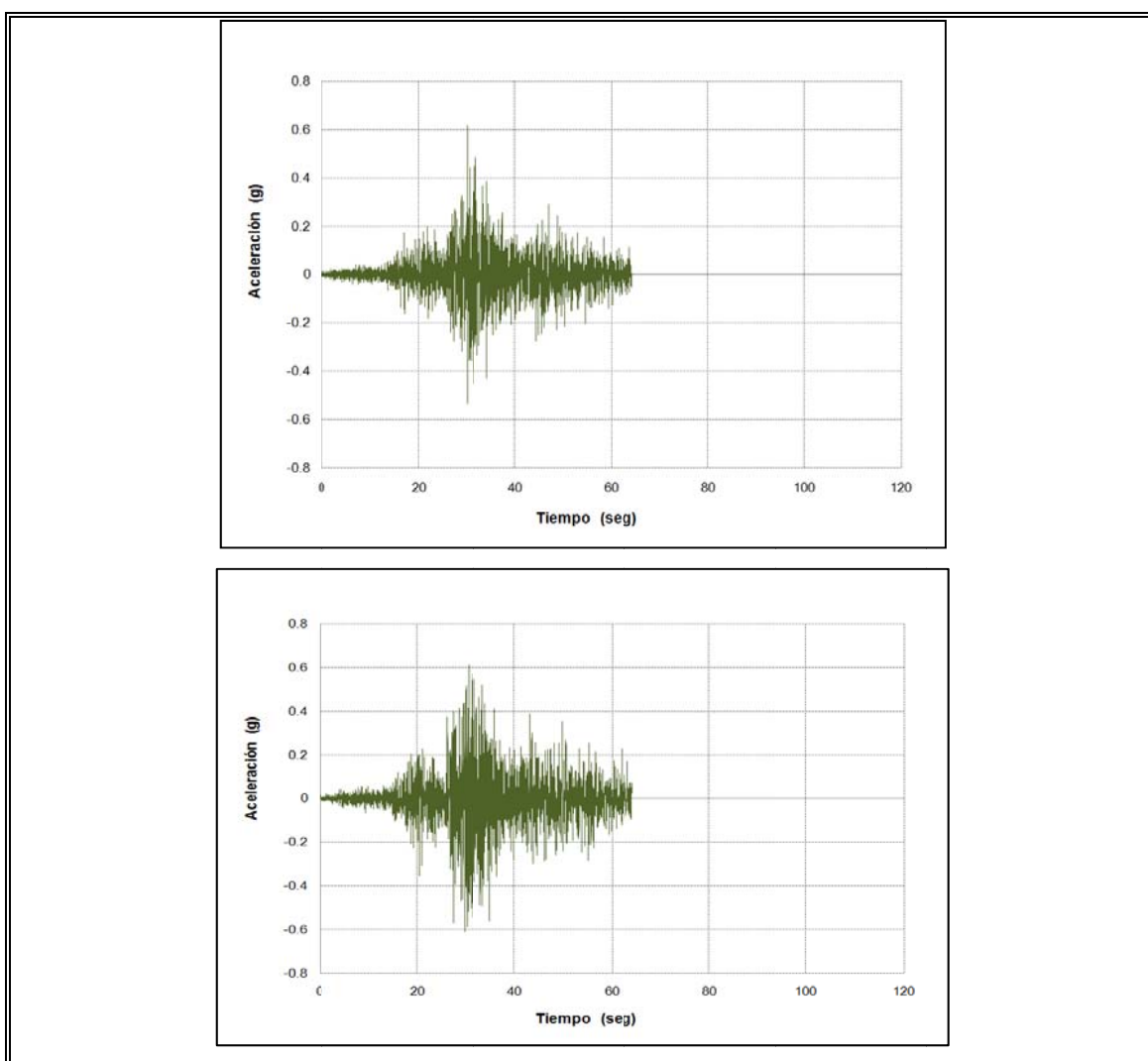


Figura 5-17: Registros de aceleración corregida en la estación San Felipe  
componentes 80 (arriba) y 170 (abajo).

Los espectros de cada registro combinando los espectros de cada componente mediante la raíz cuadrada del promedio de los cuadrados para un amortiguamiento de 0.02 se muestran en la Figura 5-18.

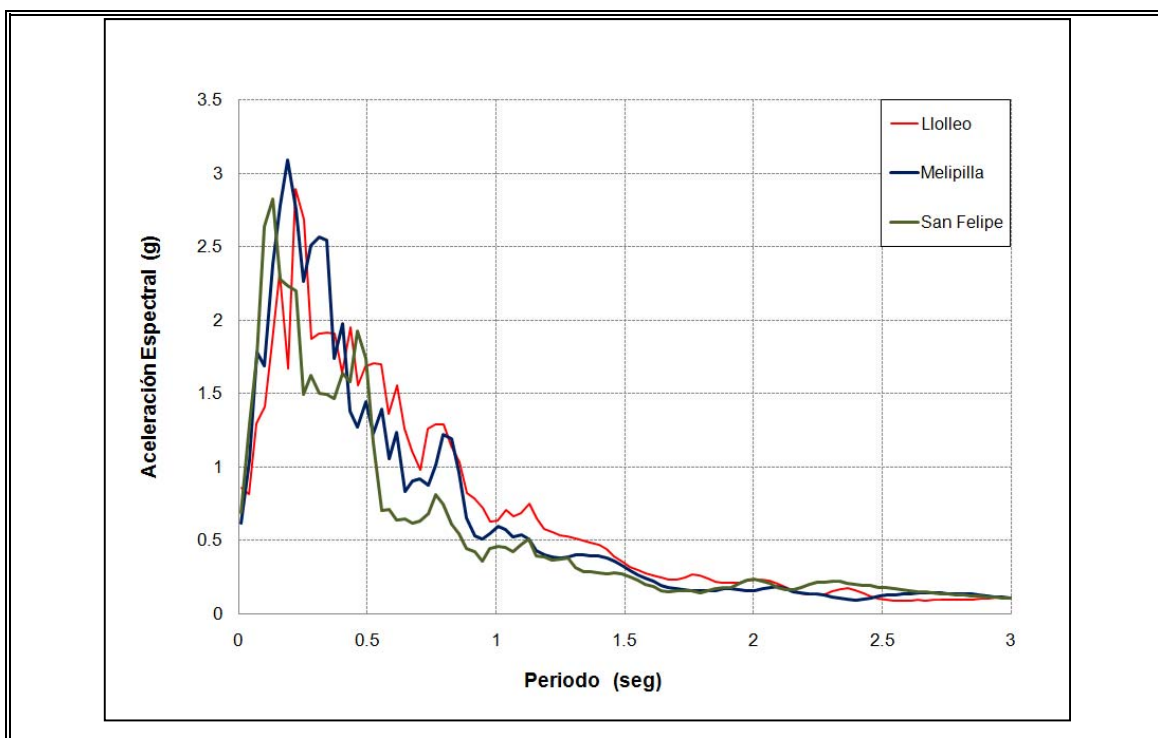


Figura 5-18: Espectros de respuesta de los sismos considerados para 2% de amortiguamiento.

Finalmente, en la Figura 5-19 se compara el espectro resultante de combinar los espectros mostrados en la Figura 5-18 mediante la raíz cuadrada del promedio de los cuadrados de los valores individuales y el espectro elástico de la norma NCh 2369 Of. 2003. Se puede apreciar que para el rango de periodos en que se describe la estructura –demarcado en líneas a trazos– el espectro resultante de las señales de Lolloo, Melipilla y San Felipe está levemente por encima del espectro elástico definido la norma NCh 2369 Of. 2003.

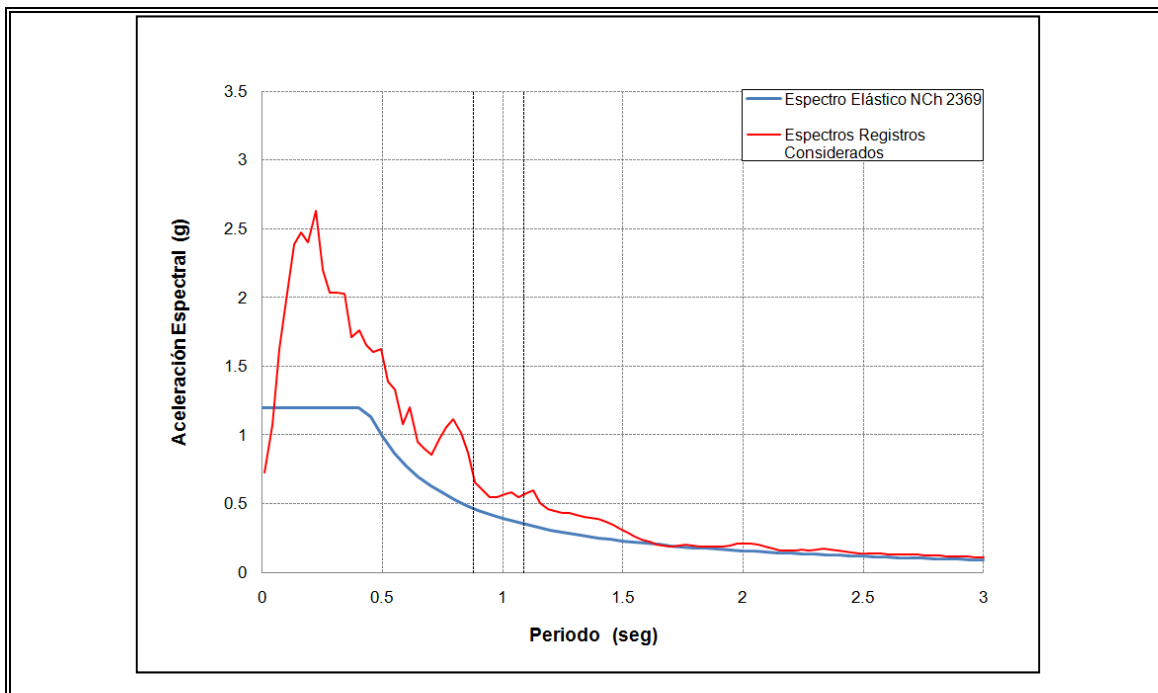


Figura 5-19: Espectros resultante de los sismos considerados comparado con espectro elástico de la norma NCh 2369 Of. 2003.

### 5.2.2 Definición del modelo inelástico.

Como se describió anteriormente, el comportamiento inelástico es definido únicamente para la zona de unión canalón Dalla-Viga I-130 y sigue el patrón usado en el análisis inelástico de los canalones Dalla hecho en la sección 4.3.

La definición de los modelos es básicamente la misma descrita para los modelos elásticos en la sección 5.1 con la salvedad que involucra las rótulas plásticas con elementos Link tipo Multilinear Plastic, de 35.5 cm de longitud en cada extremo de los canalones Dalla.

La respuesta de estos elementos Link se asocia a los grados de libertad de los dos nudos conectados y las deformaciones internas asociadas –axial, corte en el plano 1-2, corte en el plano 1-3, torsión, flexión pura en el plano 1-3 y flexión pura

en el plano 1-2- que se permitan o activen según sea el comportamiento esperado. En el caso de interés de la presente investigación se fijan en cero las deformaciones axiales, por corte y de torsión y se define una rigidez efectiva elástica para la flexión que solicitan las cargas gravitacionales según se indica en la expresión 5.2:

$$k_r = \frac{EI}{L} \quad (5.2)$$

Donde E es el módulo de elasticidad del hormigón, I es el momento de inercia en el que actúan las cargas gravitacionales y L es la longitud del elemento, en este caso la longitud de la rótula establecida en 35.5cm.

El grado de libertad restante corresponde a la respuesta flexural en planta, alrededor del eje vertical de la estructura, a la cual se asignan las propiedades flexurales inelásticas de la unión Dalla-Viga I-130 evaluadas previamente. La curva esqueleto momento-rotación de la rótula establecida analíticamente se introduce al modelo y se describe su comportamiento histerético mediante el modelo de Takeda (1970) definido en SAP 2000. La envolvente momento-rotación mostrada en la Figura 5-20 se obtiene de la relación momento-curvatura deducida analíticamente multiplicando la curvatura por la longitud de la rótula plástica de 35.5cm. La ductilidad teórica de rotación ( $\mu_\theta$ ) es aproximadamente 8.0.

Para análisis elásticos, la rigidez efectiva introducida a este grado de libertad es igual a la razón del momento de fluencia calculado analíticamente y la rotación asociada. Las demás consideraciones referentes a la geometría de la estructura y las secciones de los elementos son idénticas a las descritas para los modelos elásticos.

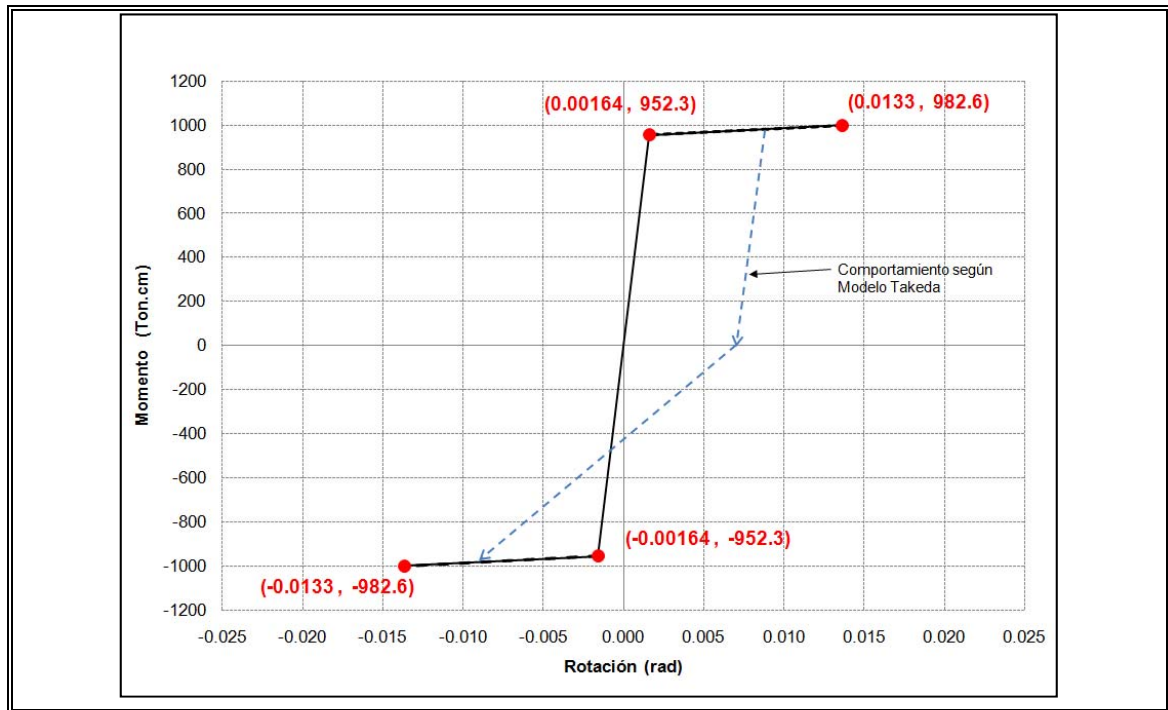


Figura 5-20: Envolvente momento-rotación analítica introducida al modelo inelástico en SAP 2000.

Los análisis desarrollados en SAP 2000 fueron análisis de historia en el tiempo (*non linear time history*), con el fin de obtener la respuesta inelástica de la estructura. El método de análisis definido al programa fue el de integración directa (Hilber-Hughes-Taylor) con  $\alpha = -0.333$  –valor más negativo– para asegurar la convergencia de la solución no lineal.

La selección de la cantidad de pasos para el tiempo total de cada señal se hizo como se muestra a continuación:

$$\text{Número de pasos} = \frac{\text{Tiempo total de la señal}}{\left( \frac{\text{Periodo de la estructura}}{20} \right)} \quad (5.3)$$

En este análisis se sometieron los modelos de las estructuras (SAP 2000) a los registros de las dos componentes de las tres estaciones consideradas. Cada componente de cada sismo se analizó actuando en las direcciones X e Y de la estructura, para un total de doce (12) análisis tiempo-historia. Los resultados de estos se confrontan ante los mismos modelos pero con diafragma rígido a nivel de techo, es decir doce análisis adicionales.

Adicionalmente, con el fin de conocer el comportamiento de la unión Dalla-Viga I-130 ante condiciones más extremas, se rotularon las columnas de los marcos centrales y marco 2 –igual que en el caso elástico- aunque los resultados de estas evaluaciones no son determinantes para la evaluación inelástica global de la estructura puesto que no es correcto afirmar que las columnas están rotuladas desde el inicio de la acción sísmica.

### **5.2.3 Resultados de los modelos inelásticos.**

En la Tabla 5-8 se muestran los resultados del modelo 1 –configuración real de la estructura- de corte basal máximo, momento máximo en la unión Dalla-Viga I-130 y deformación sísmica máxima y mínima en el instante que se presenta el desplazamiento máximo absoluto en cada una de las direcciones de análisis para las dos componentes de los registros de Llolleo, Melipilla y San Felipe, sin falla en los marcos.

Cuando el evento sísmico ocurre en la dirección X se generan los máximos esfuerzos sobre la unión canalón Dalla-Viga I-130, aunque no la demanda máxima de deformación sobre la estructura. Al igual que en el caso elástico, en la dirección X las deformaciones máximas se alcanzan en el centro de la luz de la viga I-130 y las menores en los extremos donde se encuentra apoyada, mientras que en la dirección Y las máximas deformaciones se alcanzan en el marco central y las menores en los marcos extremos. Esto último demuestra la flexibilidad del diafragma, pues las diferencias de las deformaciones de las columnas para registros como el de Melipilla 90Y llega a ser hasta de 4.5cm. En

la Figura 5-21 se ilustra el perfil de deformaciones de las columnas en el instante en que se presenta el máximo desplazamiento absoluto en dirección Y normalizado al desplazamiento promedio de las cinco columnas.

Tabla 5-8: Resultados de corte basal, momento en la unión Dalla-Viga I-130 y deformaciones sísmicas para el modelo inelástico 1.

| <b>Modelo</b>       | <b>Corte Basal<br/>Máximo<br/>(Ton)</b> | <b>Momento<br/>máximo<br/>(Ton.cm)</b> | <b>Deformación<br/>sísmica<br/>máxima (cm)</b> | <b>Deformación<br/>sísmica<br/>mínima (cm)</b> |
|---------------------|-----------------------------------------|----------------------------------------|------------------------------------------------|------------------------------------------------|
| 1 - Llolleo 10X     | 164.9                                   | 981.1                                  | 24.7                                           | 9.1                                            |
| 1 - Llolleo 100X    | 124.6                                   | 956.5                                  | 14.6                                           | 7.7                                            |
| 1 - Llolleo 10Y     | 438.3                                   | 516.7                                  | 31.0                                           | 26.6                                           |
| 1 - Llolleo 100Y    | 192.9                                   | 271.2                                  | 14.0                                           | 11.3                                           |
| 1 - Melipilla 0X    | 126.7                                   | 956.5                                  | 13.0                                           | 7.3                                            |
| 1 - Melipilla 90X   | 174.0                                   | 972.2                                  | 20.6                                           | 8.4                                            |
| 1 - Melipilla 0Y    | 174.6                                   | 293.9                                  | 12.4                                           | 9.3                                            |
| 1 - Melipilla 90Y   | 386.5                                   | 464.1                                  | 27.4                                           | 22.9                                           |
| 1 - San Felipe 80X  | 133.2                                   | 955.6                                  | 15.3                                           | 8.7                                            |
| 1 - San Felipe 170X | 148.7                                   | 960.3                                  | 14.9                                           | 6.7                                            |
| 1 - San Felipe 80Y  | 102.9                                   | 132.3                                  | 7.3                                            | 6.2                                            |
| 1 - San Felipe 170Y | 223.6                                   | 232.5                                  | 15.6                                           | 13.7                                           |

Se observa la diferencia que existe en la distribución de las deformaciones que alcanza valores de 15% por encima de la deformación promedio en la columna central y 13% bajo el promedio para las columnas extremas. La diferencia promedio de todos los modelos es de 7.3%. Estas diferencias evidencian la flexibilidad del diafragma, aún más que lo observado en los modelos elásticos, donde las diferencias en promedio eran de 6%. Por lo tanto, los modelos inelásticos, individualmente, reflejan mejor el grado de flexibilidad del diafragma.

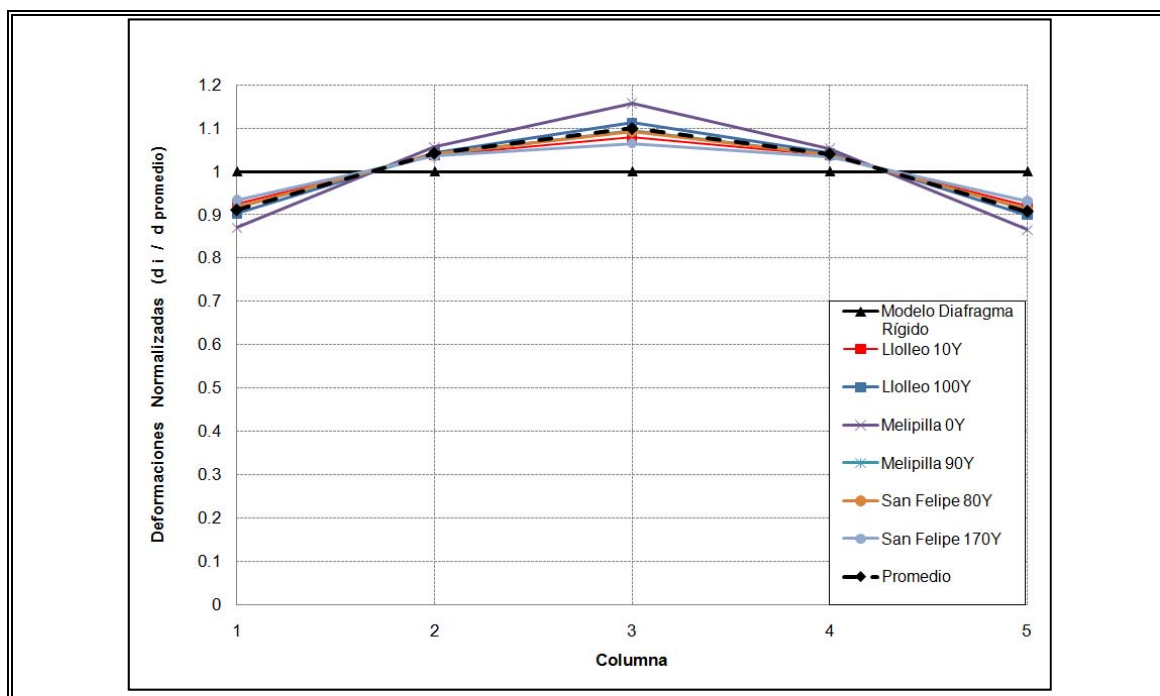


Figura 5-21: Distribución de las deformaciones de las columnas por la acción sísmica de las señales consideradas en la dirección Y, normalizado a la deformación promedio en las cinco columnas.

La componente 10 del registro de Lollo actuando en la dirección Y es la que genera los máximos esfuerzos sobre la unión Dalla-Viga I-130, llegando prácticamente a la resistencia teórica de la conexión (982.3 Ton.cm). La acción en la dirección X de todos los registros también induce a la conexión a trabajar en el rango plástico –todos por encima de 955 Ton.cm- pero con una menor demanda de deformación. En cuanto a los registros analizados en la dirección Y se puede decir que el comportamiento de la conexión es esencialmente elástico, con momento máximo para el registro de San Felipe 80 de 132.3 Ton.cm –un 13% del momento nominal-.

La distribución de los momentos en la base de las 5 columnas que demanda la acción de los registros actuando en la dirección Y normalizado al momento

promedio de las 5 columnas en el instante en que se presenta el mayor corte basal, es prácticamente la misma en todos los registros analizados para la configuración normal del modelo. La Figura 5-22 presenta el promedio de estas distribuciones en el modelo 1 –con la rigidez de la conexión Dalla-Viga I-130- y el modelo 2 - diafragma rígido- de las seis señales consideradas. Se observa que en los modelos sin diafragma rígido la columna central es la más solicitada - 7%-, mientras que las columnas externas están debajo del promedio en un 7%. El patrón de comportamiento y los órdenes de magnitud de la distribución es el mismo al del análisis elástico mostrado en la Figura 5-6 para el modelo con la rigidez de la conexión Dalla-Viga I-130.

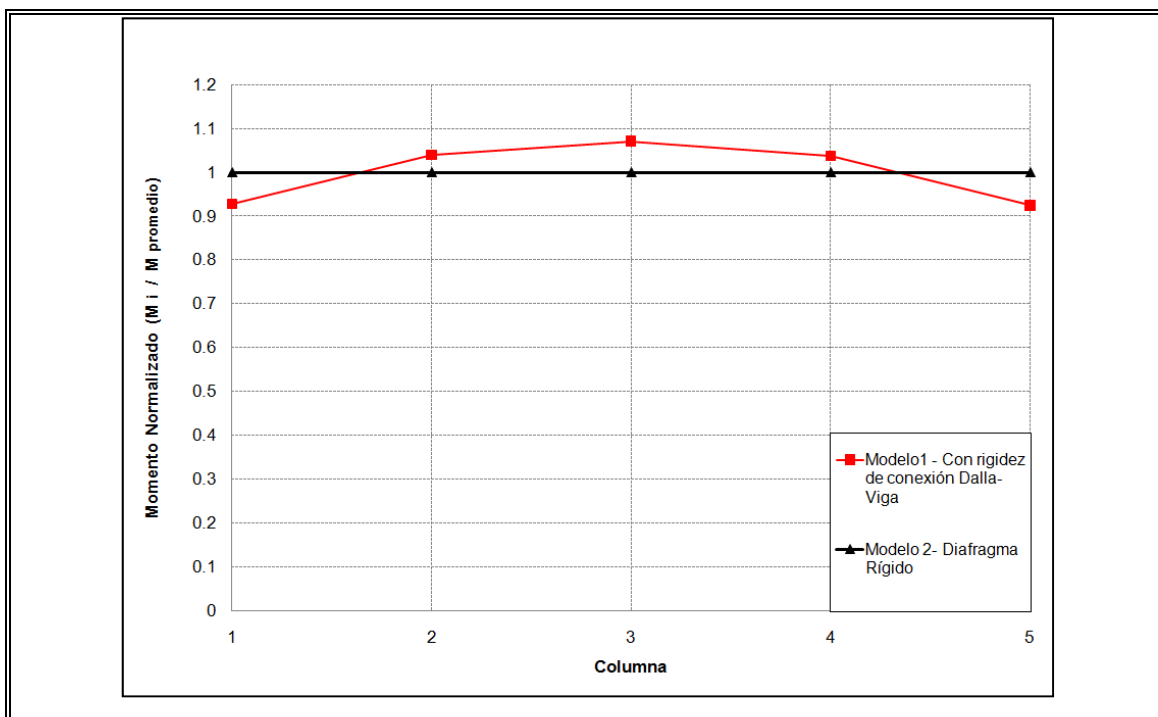


Figura 5-22: Distribución promedio del momento en la base de las columnas por la acción sísmica de las señales consideradas en la dirección Y, normalizado al momento promedio en las cinco columnas.

En la Figura 5-23 se ilustra la respuesta momento rotación de los elementos Link más solicitados en la dirección X para los registros en estudio, superpuesta a la envolvente analítica de la Figura 5-20.

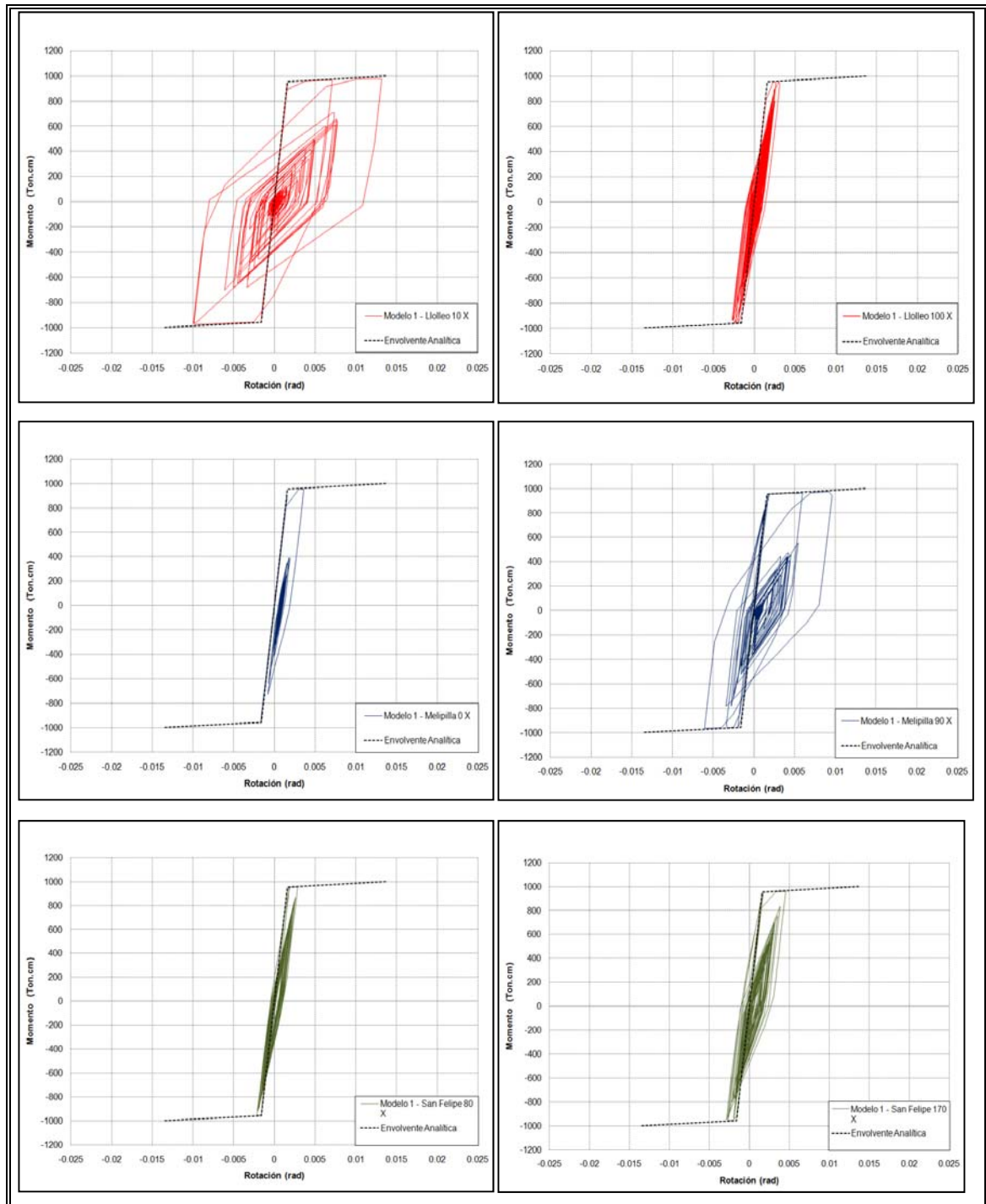


Figura 5-23: Respuesta momento - rotación de los elementos más solicitados.

Lloleo (arriba), Melipilla (medio) y San Felipe (abajo). Modelo 1.

Se aprecia que la rotación máxima alcanzada en la respuesta para la componente 10 del registro de Llolleo actuando en la dirección X está muy próxima al valor máximo que define la curva esqueleto (0.0133 rad), pero basado en los resultados experimentales se sabe que, conservadoramente, se tiene una ductilidad máxima de rotación de 21.4, lo que es equivalente a 0.035 radianes de deformación flexural máxima. Para el registro de Melipilla, la componente 90 también solicita de manera importante a la unión Dalla-Viga I-130, con ciclos histeréticos amplios, corridos hacia el cuadrante de las rotaciones positivas. En cuanto al registro de San Felipe los valores de momento máximo son bastante parecidos en ambas componentes debido a que están escalados a  $PGA=0.6g$ , pero la demanda de deformación es mayor en la componente 170. En cuanto a la flexión lateral sobre la viga I-130, la componente 10 del sismo de Llolleo genera un momento máximo de 377 Ton.cm.

En la Figura 5-24 se ilustra la distribución de las rótulas plásticas en planta en las zonas de unión canalón Dalla – Viga I-130 para las dos componentes de cada estación analizada al final del registro actuando en la dirección X. Según lo muestra la Figura 5-24, un aumento tamaño de las rótulas significa un mayor grado de incursión en el rango plástico.

En general se aprecia cierta simetría en la formación de rótulas en todos los casos y que en ningún análisis hay plastificación de las tres líneas centrales de canalones Dalla. La tendencia de formación de las rótulas es de afuera hacia adentro. Los registros de Llolleo 10X y Melipilla 90X son los que exhiben un mayor número de plastificaciones en la conexión con 64 cada uno, siendo mayor el daño para el registro de Llolleo, mientras que San Felipe 80X solo genera rótulas en 12 puntos con un nivel de daño relativamente bajo.

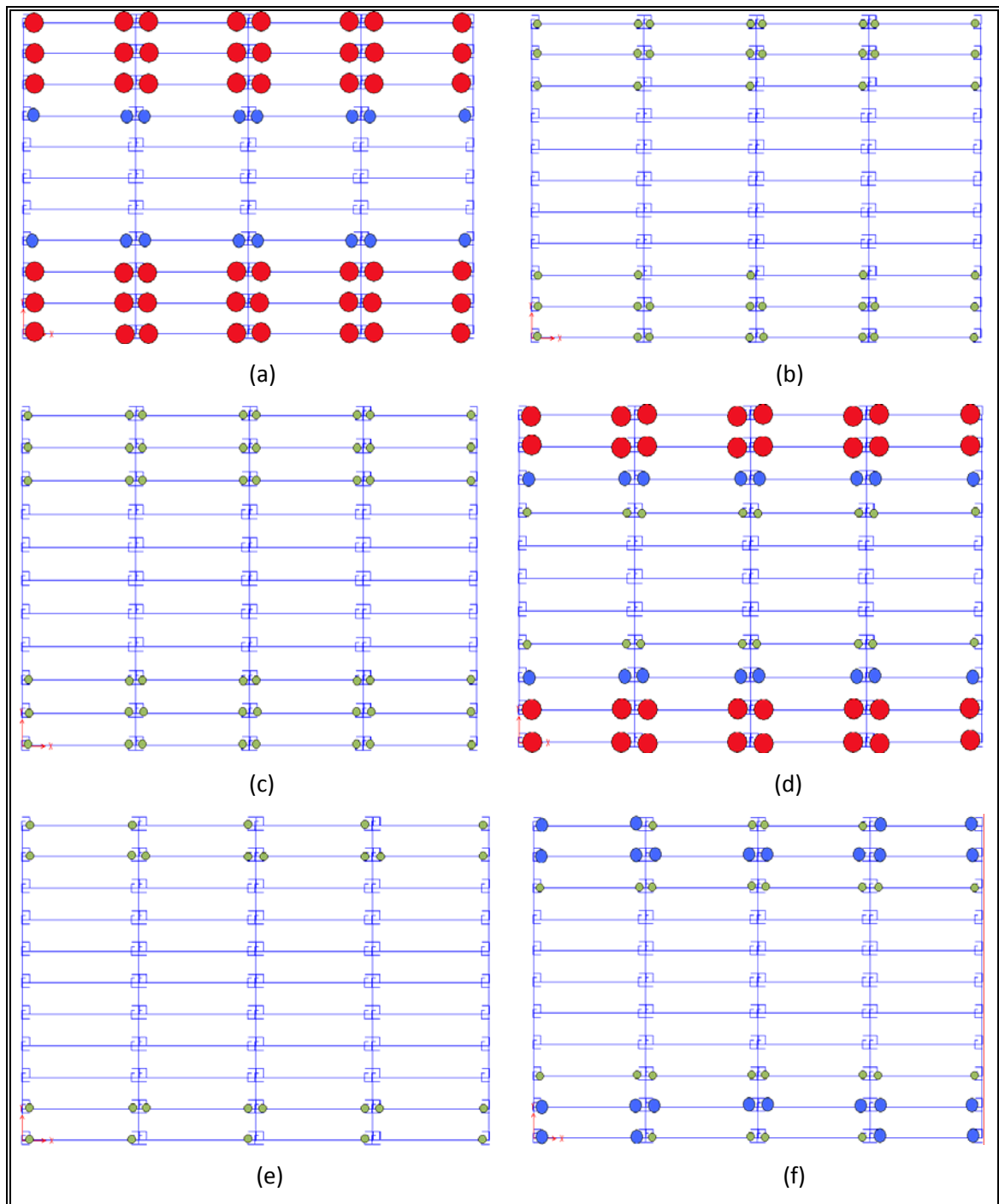


Figura 5-24: Distribución de las rótulas plásticas al final de las señales sísmicas aplicadas en dirección X de Lollo 10 (a) y 100 (b); Melipilla 0 (c) y 90 (d); y San Felipe 80 (e) y 170 (f) . Modelo 1.

Como se enunció anteriormente, se configuraron modelos adicionales con las columnas rotuladas en la base en el marco central –modelo 3- y en el marco 2 – modelo 4- con el fin de conocer el comportamiento de la unión Dalla-Viga I-130 ante condiciones más extremas, aunque no es correcto afirmar que las columnas están rotuladas desde el inicio de la acción sísmica. Las curvas de respuesta momento-rotación para los modelos 3 y 4 de las uniones Dalla-Viga I-130 más solicitadas se muestran en la Figura 5-25.

Se observa que tanto en el modelo 3 como en el modelo 4, analizados con las señales de Lloleo 10 y Melipilla 90, las respuestas exceden la curva envolvente analítica, siendo aún más evidente en la respuesta del modelo 4 para el registro de Melipilla 90 donde la demanda de ductilidad de rotación máxima es del orden de 13; no obstante, tal y como se manifestó en párrafos anteriores, el canalón Dalla acepta valores de ductilidad de rotación hasta de 21 veces la deformación de fluencia. Ninguna de las componentes horizontales del registro del sismo en San Felipe demanda una deformación o esfuerzo mayor a la envolvente analítica.

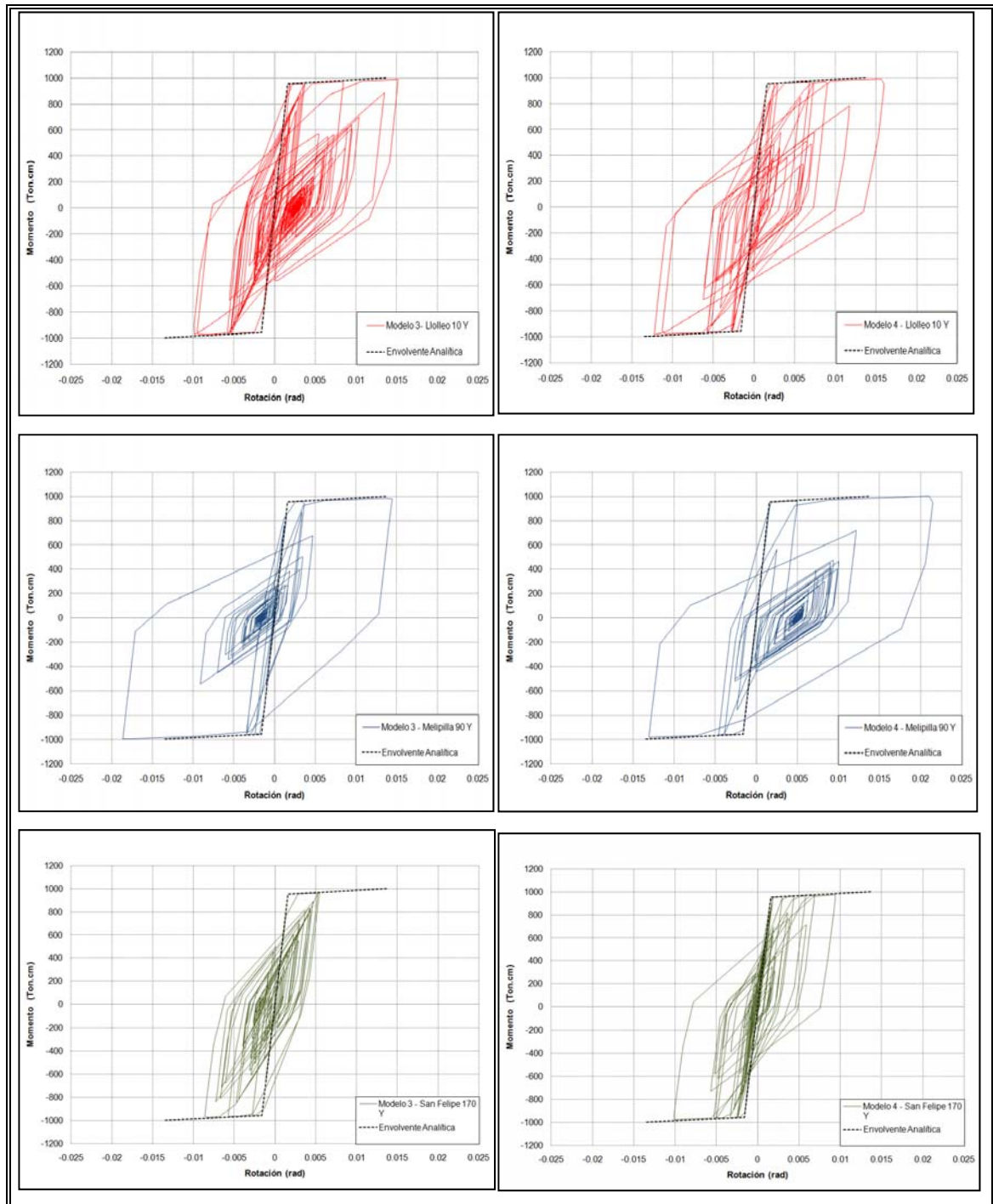


Figura 5-25: Respuesta momento - rotación de los elementos más solicitados para las componentes de los registros de Lloleo (arriba), Melipilla (medio) y San Felipe (abajo). Modelos 3 (izquierda) y 4 (derecha).

#### 5.2.4 Evaluación de los modelos inelásticos.

En base a los resultados de los modelos inelásticos sin falla de marcos se puede afirmar que los canalones Dalla actuando como sistema arriostrante horizontal no generan diafragma perfectamente rígido, aunque las diferencias entre las deformaciones horizontales y la distribución de momentos a lo largo de las líneas de columnas, ilustradas en las Figuras 5-21 y 5-22, son bastante bajas –del orden del 7%- y permiten concluir que resulta aceptable el supuesto de diafragma rígido. En promedio, las distribuciones de los momentos en la base de las columnas cuando se produce el corte basal máximo para las señales sísmicas consideradas, es igual a la distribución obtenida del análisis de los modelos elásticos al considerar la flexibilidad de la conexión canalón Dalla-Viga I-130, con diferencias promedio entre los modelos con y sin diafragma rígido del orden de 6%. En este caso, basta con un análisis elástico que involucre la flexibilidad de la conexión Dalla-Viga I-130 en el cálculo de esfuerzos y deformaciones en todo el sistema estructural.

La deformación sísmica máxima promedio de los modelos inelásticos analizados con los registros de Llolleo, Melipilla y San Felipe es de 17.6cm. Esto equivale a 3.67 veces la deformación elástica del modelos elástico sin falla de ningún marco, por lo que se podría afirmar que el valor del factor de modificación de la respuesta  $R=3$  dado por la norma NCh 2369 para este tipo de estructuras resulta ser una buena aproximación. Sin embargo, es necesario un análisis más detallado para entregar un valor más adecuado.

De otro lado, la respuesta momento-rotación de la unión canalón Dalla-Viga I-130 no supera los límites calculados analíticamente y se cuenta además con la evidencia experimental que un mayor nivel de momentos y rotaciones pueden ser desarrollados por esta unión. Los únicos casos en que la demanda supera la capacidad disponible supone la falla de alguno de los marcos desde el comienzo del evento sísmico, supuesto cuya probabilidad de ocurrencia es bastante baja.

## 6. CONCLUSIONES

En etapas previas al desarrollo de la presente investigación se realizaron ensayos experimentales sobre tres tipos de probetas representativas de una conexión húmeda Dalla – Viga I-130 construidas en la planta Plywood de CMPC Maderas en Mininco, y que son parte del sistema arriostrante horizontal de la estructura a nivel de techo. El objetivo del programa experimental fue evaluar el comportamiento del nudo Dalla – Viga I-130, cuantitativa y cualitativamente, al someterlo a pruebas de extracción de las horquillas de anclaje desde el canalón Dalla y desde el nudo hormigonado en terreno, así como a ensayos cíclicos del sistema. Los resultados de los ensayos entregan un satisfactorio cumplimiento de los requisitos del código ACI 318-2008 referentes a las tensiones desarrolladas por las horquillas de anclaje y una aceptable capacidad de deformación del sistema que permite la disipación de energía ante un evento sísmico.

Posteriormente se analizó el comportamiento elástico e inelástico del nudo Dalla -Viga I-130 y se calibraron mediante modelos analíticos de deslizamiento y flexurales para proponer metodologías de estimación de la respuesta de los canalones Dalla y del nudo hormigonado en terreno ante solicitaciones sísmicas. El modelo de estimación propuesto en el caso inelástico se correlaciona conservadoramente con el comportamiento cíclico experimental del sistema pero es suficiente para entregar parámetros de análisis y diseño con cierto margen de seguridad.

Finalmente se analizaron modelos numéricos de marcos incluyendo las propiedades elásticas e inelásticas de las conexiones de los canalones Dalla y la viga I-130, obteniendo un buen desempeño del sistema arriostrante ante las exigencias de la norma NCh 2369 Of. 2003 y ante la solicitación sísmica del sismo del 3 de Marzo de 1985 registrado en tres estaciones diferentes en suelo 2.

A continuación se detallan las conclusiones particulares de cada una de las etapas desarrolladas en el presente estudio, y luego se destacan las conclusiones principales.

## 6.1 Análisis Experimental.

### 6.1.1 Extracción de las horquillas desde el canalón Dalla y desde el nudo hormigonado en terreno.

Los resultados de los ensayos de extracción de horquillas de anclaje desde el canalón Dalla y desde el nudo hormigonado en terreno, demuestran que estas son capaces de desarrollar más de 1.25 veces el valor nominal de la tensión de fluencia del acero A63-42H, exigido por el ACI 318 – 2008 para conexiones húmedas de elementos prefabricados con el fin de evitar una falla frágil en la zona del nudo.

El modo de falla característico al extraer las horquillas desde el canalón Dalla fue el deslizamiento total de la longitud embebida de las horquillas en el canalón. Este proceso se define como falla en cadena del anclaje, explicado por el desprendimiento del recubrimiento de hormigón en la zona de la barra inferior de la horquilla y el corte de la armadura especial de malla electrosoldada cercana al borde inferior y la falla por tracción o “*splitting*” en el hormigón cercana al borde superior en el lugar que emerge la barra. En cambio, en los ensayos de extracción desde el nudo el patrón de falla es la rotura de las barras de las horquillas fuera del nudo ya sea en la longitud o la zona de doblado “u” de las barras; en ningún caso la falla implicó un desprendimiento de las barras en el hormigón del nudo y solo se apreciaron daños locales menores. Tampoco hubo falla o daños visibles del hormigón del nudo respecto al hormigón de las vigas I-130.

Es importante resaltar que el ensayo de extracción de horquillas desde el nudo de Sika Grout 212, hormigonado en terreno, se realizó para dos horquillas yuxtapuestas –en una misma línea de acción- y no para horquillas opuestas, lo que duplicaría la sollicitación de corte en la interfaz nudo-viga I-130. En la práctica la tracción ocurre en horquillas opuestas, por lo que se debe verificar la capacidad de corte por fricción que puede transmitirse a través de hormigón colocado sobre hormigón endurecido con la superficie intencionalmente rugosa,

como es el caso de la conexión en estudio, según las disposiciones del capítulo 11 del código ACI-318-2008.

No se aprecia ninguna ventaja en el comportamiento del anclaje de las horquillas de los canalones Dalla con la incorporación de las dos trabas de anclaje  $\phi 18\text{mm}$  en las horquillas en la sección de doblado “u” en dos de las probetas en el ensayo de extracción desde el nudo, puesto que la falla es debida a la rotura de la barra en la zona expuesta fuera del nudo y no por falta de adherencia o anclaje de la misma. Por lo tanto no se justifica la implementación de estas trabas.

La representación teórica del comportamiento de las horquillas de anclaje ante cargas monotónicas mediante el modelo de deslizamiento propuesto por Alsiwat y Saatcioglu (1992) se ajusta bastante bien a los resultados de extracción desde el nudo hormigonado en terreno y subestiman las deformaciones al extraer la horquilla desde el canalón Dalla. La razón de la diferencia entre los modelos teóricos y los resultados experimentales en el último caso es el escaso recubrimiento de las horquillas y el nulo confinamiento del hormigón en los canalones Dalla, ya que los modelos teóricos han sido calibrados con resultados experimentales sobre probetas con recubrimientos típicos y normalmente confinadas.

Una mayor longitud embebida de las horquillas de anclaje en el canalón Dalla no reduce la posibilidad de deslizamiento de las barras.

#### **6.1.2 Comportamiento cíclico del nudo Dalla – Viga I-130.**

El comportamiento experimental de los nudos Dalla – Viga I-130 puede ser descrito, inicialmente, por la formación de algunas grietas menores en la sección del canalón Dalla cerca de la zona de empotramiento para niveles de desplazamiento entre 2mm (0.001rad) y 5mm (0.0024 rad), que no afectaron la rigidez del elemento. A partir de los 10mm de desplazamiento (0.0048 rad), se observó un aumento del grosor y extensión de las fisuras, así como la formación

de nuevas grietas, incluso en el hormigón del nudo en las proximidades de la Dalla, lo que produce una disminución de la rigidez. Entre 20mm y 50mm de desplazamiento (0.0095 rad y 0.024 rad respectivamente) hay un elevado aumento del nivel de agrietamiento en el canalón Dalla y en el nudo, con una considerable degradación de la rigidez del sistema aunque sin daños en el hormigón.

El comportamiento para 80mm de desplazamiento horizontal (0.038 rad) se caracterizó por un incremento en el grosor de las grietas preexistentes y daño en el hormigón del canalón en la zona de empotramiento, lo que provocó que para ciclos posteriores -120mm de deformación- se produzca una alta degradación de resistencia y la falla por compresión del hormigón.

Como era de esperar, existe poca disipación de energía durante los ciclos con desplazamientos máximos bajos; al entrar en el rango inelástico se tiene un importante aumento en la disipación por cuenta del ensanchamiento progresivo de los ciclos y una buena capacidad del elemento en términos de rigidez y resistencia. Para ciclos con desplazamientos altos –mayores a 50mm (0.024 rad)- los desplazamientos crecen significativamente sin aumentos de carga y se inicia un descenso de la rigidez como consecuencia de la pérdida de adherencia de las barras de anclaje debido al daño del hormigón al ser sometido a compresión, por el escaso confinamiento, y al poco recubrimiento de las horquillas. Para deformaciones próximas a la falla se evidencia el pandeo en las barras de las horquillas de anclaje, lo que tiende a reflejarse en el estrangulamiento de los últimos ciclos histeréticos.

La progresiva pérdida de rigidez con el aumento del nivel de desplazamiento está relacionada con el daño en la probeta en términos de agrietamiento del hormigón, daño en la cabeza de compresión en los ciclos inversos y pérdida de adherencia de las barras de anclaje traccionadas. Así mismo, existe una importante disipación de energía a medida que aumentan los ciclos de desplazamiento.

Al igual que en los ensayos de extracción desde el nudo, no se observa ninguna influencia de la traba de anclaje en el nudo incorporada en una de las probetas en términos de rigidez, disipación de energía o amortiguamiento viscoso equivalente.

La descripción del comportamiento del sistema puede idealizarse por medio de una envolvente fuerza-deformación, con cuatro segmentos rectos bien definidos. El primer tramo es lineal elástico, definido por la pendiente secante hasta la fluencia.

El segundo segmento de la envolvente representa el inicio del comportamiento inelástico, con un ligero endurecimiento por deformación hasta alcanzar el valor máximo de resistencia.

El tercer tramo describe el ablandamiento del sistema y el inicio de la degradación de resistencia hasta un nivel de deformación igual a 80mm (0.038 rad).

En el cuarto y último segmento de la idealización la tasa de degradación de rigidez y resistencia es más alta, y se extiende desde el nivel de 80mm de desplazamiento (0.038 rad) hasta el punto donde la pérdida de resistencia alcanza un 20% de la resistencia máxima del sistema.

La respuesta histerética del nudo Dalla –Viga I-130 se puede representar por el modelo *Modified Takeda* (Otani, 1974) con los parámetros de descarga y recarga  $\alpha=0$  y  $\beta=0$  respectivamente. La representación analítica del ensayo con este modelo no puede captar con precisión el desplazamiento último generado en los ensayos debido al grado de degradación en los últimos ciclos; este hecho sin embargo no afecta los resultados analíticos de la estructura puesto que no es recomendable aceptar niveles tan altos de deformación.

## **6.2 Modelación del comportamiento del nudo Dalla – Viga I-130.**

### **6.2.1 Estabilidad del canalón Dalla.**

Para las cargas gravitacionales y laterales a las que puede estar sometido el canalón Dalla no se nota ningún riesgo de inestabilidad del elemento que afecte el desempeño del sistema, ya que todos los valores propios del factor de pandeo ante las condiciones de carga de servicio analizadas son mayores a 1. Por lo tanto la falla del elemento está controlada por la resistencia del elemento y/o la conexión y no por algún tipo de inestabilidad.

### **6.2.2 Modelo elástico del nudo Dalla – Viga I-130.**

Los modelos de los canalones Dalla constituidos con elementos *Frame* entregan resultados en términos de deformación muy similares a la modelación con elementos finitos tipo *Shell*. El error entre una y otra alternativa de modelación es de solo 3%.

La deformación por corte en la estimación del comportamiento del sistema puede despreciarse al desacoplar la deformación horizontal total.

Los canalones Dalla no presentan pandeo elástico ante las solicitaciones sísmicas de la estructura estudiada.

La respuesta elástica del sistema se describe por la flexión del canalón Dalla y por la rotación en la zona de conexión, aceptando que este giro en la base es debido al deslizamiento de las horquillas respecto al canalón Dalla y al nudo hormigonado en terreno, y que se puede estimar aceptablemente mediante el modelo de deslizamiento propuesto por Alsiwat y Saatcioglu (1992).

### 6.2.3 Modelo inelástico del nudo Dalla – Viga I-130.

El comportamiento inelástico de la unión canalón Dalla - Viga I-130 puede ser estimado asumiendo que el giro en la base, similar al modelo elástico, es debido al deslizamiento y que este se puede calcular usando el modelo de Alsiwat y Saatcioglu (1992). La respuesta flexural se estima con la rigidez de la sección del canalón Dalla en contacto con el nudo en una longitud igual a la mitad de la altura de esta sección y con la rigidez completa del canalón Dalla en la longitud restante.

La respuesta histerética fuerza - deformación calibrada al modelo analítico Modified Takeda, asumiendo que las curvaturas y rotaciones plásticas se concentran en una longitud plástica igual a la longitud donde actúa la rigidez de la sección del canalón Dalla en contacto con el nudo, y que sigue una idealización bilineal de la envolvente momento-rotación, se ajusta aceptablemente a los resultados experimentales, con una subestimación de la resistencia máxima y desechando, conservadoramente, la capacidad de deformación del elemento para el último ciclo de desplazamiento debido a la degradación de resistencia observada.

La ductilidad de rotación máxima resultante del ajuste de los resultados experimentales al modelo inelástico analítico es de 21, mientras que la de curvatura es cercana a 33. Esto demuestra que la conexión tiene una buena capacidad de deformación y de disipación de energía por este concepto, deseable desde el punto de vista sísmico.

La estimación analítica de la respuesta flexural momento-curvatura y momento rotación de la sección de canalón Dalla en contacto con el nudo, con el refuerzo que proveen las horquillas de anclaje, subestima la capacidad medida del sistema en términos de deformación y resistencia, en este último caso en 37%. Al incluir el refuerzo de los cables de pretensado que emergen del canalón Dalla se ajusta de mejor manera a la resistencia experimental de la conexión. Sin embargo, conservadoramente no se considera el efecto de los cables ya que no se tiene certeza del anclaje de esto y por lo tanto se asume que el refuerzo está

dado únicamente por las horquillas de anclaje. Este hecho entrega un importante margen de seguridad al diseñar estructuras con estos elementos actuando como sistema arriostrante de techo, y permite diseñar flexuralmente la conexión con un factor de disminución de la resistencia de  $\phi=0.9$ .

### **6.3 Evaluación del comportamiento del sistema arriostrante Dalla-Viga I-130 de estructuras industriales.**

Los modelos elásticos e inelástico sin falla de ninguno de los marcos muestran que la diferencia en la distribución de momentos en la base de las columnas al considerar o no diafragma rígido son del orden de 6%, por lo que resulta aceptable para configuraciones estructurales como la analizada en esta investigación suponer que el sistema de arriostramiento se comporta como diafragma rígido. Si se asume esta consideración es necesario verificar las diferencias en las deformaciones de las columnas ante la falla de un marco intermedio y, con algún criterio, estimar o no la conveniencia de esta suposición, ya que en el caso particular analizado en esta investigación la suposición de diafragma rígido subestima hasta en un 50% las deformaciones en las columnas.

La conexión de los elementos que conforman el diafragma –nudo Dalla-Viga I-130- es incapaz de proveer un vínculo suficientemente rígido; no obstante, la resistencia que la conexión tiene es suficiente para resistir los esfuerzos demandantes por la acción sísmica de la norma NCh 2369.

Los análisis elásticos entregan suficiente información respecto al comportamiento de la estructura ante la ocurrencia de un evento sísmico comparado con los resultados de los modelos inelásticos, por lo que resulta aceptable la modelación elástica de estructuras industriales con el sistema de arriostramiento en estudio con un valor del factor de modificación de la respuesta  $R$  igual a 3.

La estructura elástica evaluada cumple con el requisito de deformación sísmica máxima que acepta la norma NCh 2369 y tiene la capacidad de resistir la

tributación sísmica de un marco intermedio en la eventual falla prematura de ese marco, como es exigencia de la norma.

#### **6.4 Conclusiones Principales**

Los resultados experimentales reflejan una apreciable capacidad de deformación en el rango inelástico de la conexión Dalla-Viga I-130 sin una pérdida considerable de resistencia, deseable en el comportamiento sísmico de una estructura. A partir de los análisis de los ensayos experimentales se observó que existe una flexibilidad en la zona de la conexión debida al deslizamiento de las horquillas de anclaje embebidas en el canalón Dalla y en el nudo hormigonado en terreno. Esta flexibilidad se debe considerar en el modelamiento de estructuras que utilicen el sistema estudiado en la presente investigación como arriostramiento horizontal de estructuras industriales.

Las evaluaciones de los modelos elásticos e inelásticos de una estructura industrial muestran que es aceptable suponer que el sistema arriostrante trabaja como diafragma rígido, verificando que las diferencias en las deformaciones al fallar uno de los marcos permitan esta suposición.

Finalmente, se cumplen los requisitos de deformación sísmica máxima y la capacidad de resistir la tributación sísmica de un marco intermedio en la eventual falla prematura de ese marco, que exige la norma NCh 2369.

#### **6.5 Investigaciones futuras.**

Debido al tipo de falla observada en la extracción de las horquillas de anclaje y el pandeo de estas barras generado por el desprendimiento del hormigón del canalón Dalla próximo al nudo, se sugiere pensar en una configuración alternativa de la sección transversal en esta zona para proveer un mayor confinamiento de las barras de las horquillas y así mejorar la capacidad de la conexión y el comportamiento del sistema arriostrante.

Finalmente sería recomendable un estudio para determinar un valor más apropiado del factor de modificación de la respuesta  $R$  basado en la capacidad de deformación y disipación de energía mostrado por los resultados experimentales de la presente investigación.

## BIBLIOGRAFÍA

Alsiwat JM. y Saatcioglu M. (1992). Reinforcement anchorage slip under monotonic loading. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, 118(9), 2421-2438.

American Concrete Institute (1996). *Design recommendations for precast concrete structures* (ACI 550R-96). Farmington Hills, MI, EE.UU.: Autor

American Concrete Institute (2001). *Emulating cast-in-place detailing in precast concrete structures* (ACI 550.1R-01). Farmington Hills, MI, EE.UU.: Autor

American Concrete Institute (2008). *Requisitos de reglamento para concreto estructural y comentario* (ACI 318S-08). Farmington Hills, MI, EE.UU.: Autor

Carr, A. (2007). Ruamoko manual. Theory. Christchurch, Nueva Zelanda: University of Canterbury.

Clough, R., Benuska, K. y Wilson, E., (1965). Inelastic Earthquake response of tall buildings. *Proceedings, Third world conference on earthquake engineering*, 2, 68-89.

Computers and structures, Inc. (2006). *SAP2000 static and dynamic finite element analysis of structures advanced 10.0.7*. Berkeley, CA, EE.UU.: Autor.

Dictuc S.A. (2008). *Informe N° 738760. Comportamiento estructural de nudos Dalla-Viga I-130. Resultados de ensayos experimentales*. Santiago, Chile: Autor

Elliott, K. (2002). *Precast concrete structures*. Oxford, Inglaterra: Butterworth-Heinemann.

Englekirk, R. (2003). *Seismic design of reinforced and precast concrete buildings*. New Jersey, EE.UU: John Wiley and Sons.

Garcia, L. (1998). *Dinámica estructural aplicada al diseño sísmico*. Bogotá, Colombia: Universidad de los Andes.

Giberson M. (1967). *The response of non-linear multi-story structures subjected to earthquake excitation*. Disertación doctoral, California Institute of Technology, Pasadena, E.E.U.U.

Hognestad, E (1952). Inelastic Behavior in Tests of Eccentrically Loaded Short Reinforced Concrete Columns. *Journal of the American Concrete Institute*, 117-139.

Ibarra L., Medina R. y Krawinkler H. (2005). Hysteretic models that incorporate strength and stiffness deterioration. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 34(12), 1489-1511.

Imbsen (2006). *Xtract cross sectional structural analysis of components 3.0.5*. Sacramento, CA, EE.UU.: Autor.

Instituto Nacional de Normalización (1986). *Diseño estructural de edificios – Cargas permanentes y sobrecargas de uso* (NCH1537). Santiago, Chile: Autor.

Instituto Nacional de Normalización (2003). *Diseño sísmico de estructuras e instalaciones industriales* (NCH2369). Santiago, Chile: Autor.

Khaloo A. y Parastesh H. (2003). Cyclic loading response of simple moment-resisting precast concrete beam-column connection. *ACI Structural Journal*, 100-S46, 440-445.

Lehman D. y Moehle J. P. (2000). Seismic Performance of Well-confined Concrete Bridge Columns. Pacific Earthquake Engineering Research Center PEER-1998/01, University of California, Berkeley, EE.UU.

Lynn A. (2001). Seismic Evaluation of Existing Reinforced Concrete Building Columns. Disertación doctora, University of California, Berkeley, EE.UU.

Mander J., Priestley N. y Park R. (1984). Seismic design of bridge piers. *Research report No. 84-2*. University of Canterbury, Christchurch, Nueva Zelanda.

Mizam D. y Kiran N. (2009). Analysis of seismic load to prefabricated connection. *Proceedings of World Academy of Science, Engineering and Technology*, 38, 1353-1364.

Otani S. (1974). Analysis of Reinforced Concrete Frame Structures. *ASCE Journal of the Structural Division*. 100, 1433-1449.

Otani S. (1980). Nonlinear Dynamic Analysis of Reinforced Concrete Building Structures. *Canadian Journal of Civil Engineering*. 7, 334-344.

Paulay T. y Priestley N. (1992). *Seismic design of reinforced concrete and masonry buildings*. New Jersey, EE.UU: John Wiley and Sons.

Pochanart S. y Harmon T. (1989). Bond-slip Model for Generalized Excitations Including Fatigue. *ACI Materials Journal*, 86-5, 465-474.

Rodríguez R., Botero P (1996). *Aspectos del comportamiento sísmico de estructuras de concreto reforzado considerando las propiedades mecánicas de aceros de refuerzo producidos en México*. Coyoacán, México: Series del Instituto de Ingeniería.

Sezen H. (2002). *Seismic behavior and modeling of reinforced concrete buildings columns*. Disertación doctoral no publicada, University of California, Berkeley, EE.UU.

Sezen H. y Setzler J. (2008). Reinforcement slip in reinforced concrete columns. *ACI Structural Journal*, 105(3), 280-289.

Takeda T, Sozen MA., Nielson NN. (1970). Reinforced concrete response to simulated earthquakes. *ASCE Journal of the Structural Division*. 96, 2557-2573.

## ANEXOS

**ANEXO A: RESULTADOS DE ENSAYOS DE EXTRACCIÓN DE HORQUILLAS  
DESDE CANALÓN DALLA**

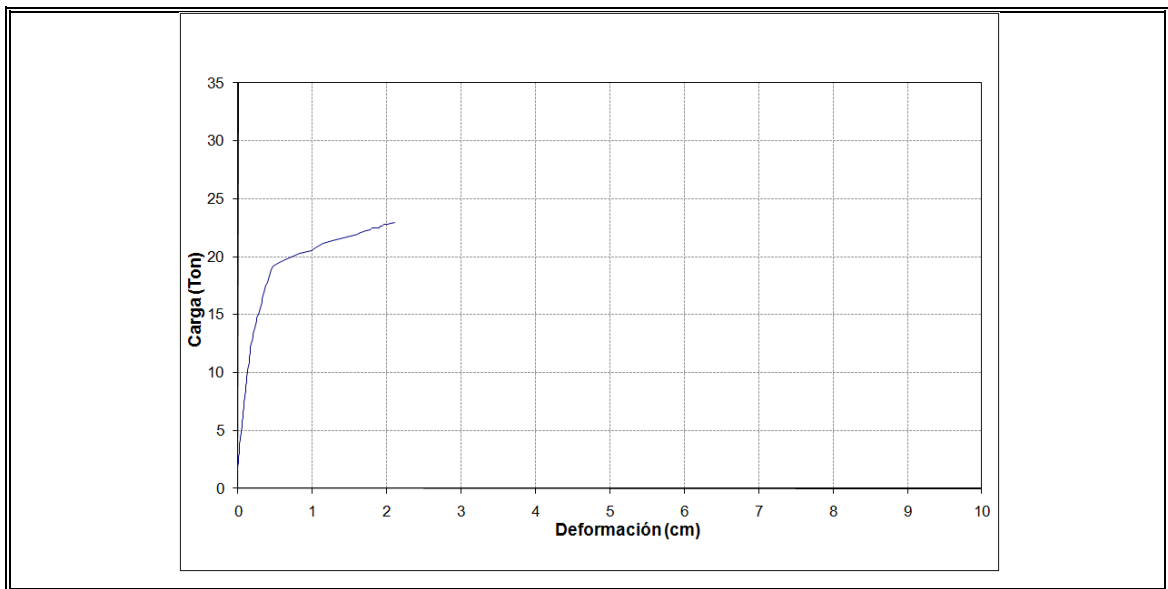


Figura A-1: Ensayo No. 1 de extracción de horquilla de canalón Dalla.

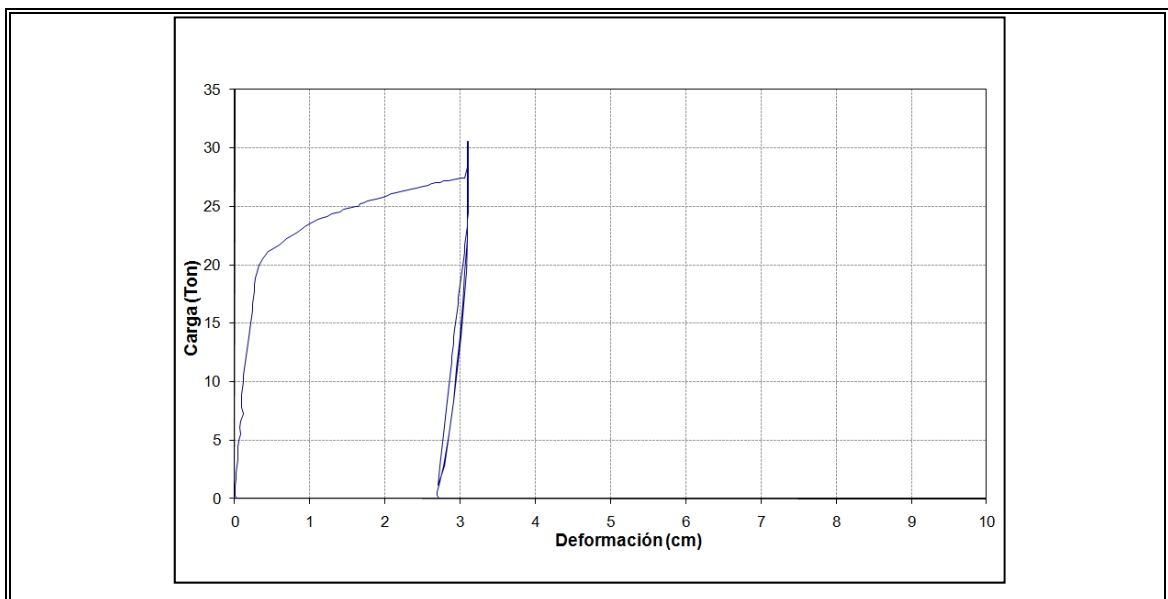


Figura A-2: Ensayo No. 2 de extracción de horquilla de canalón Dalla.

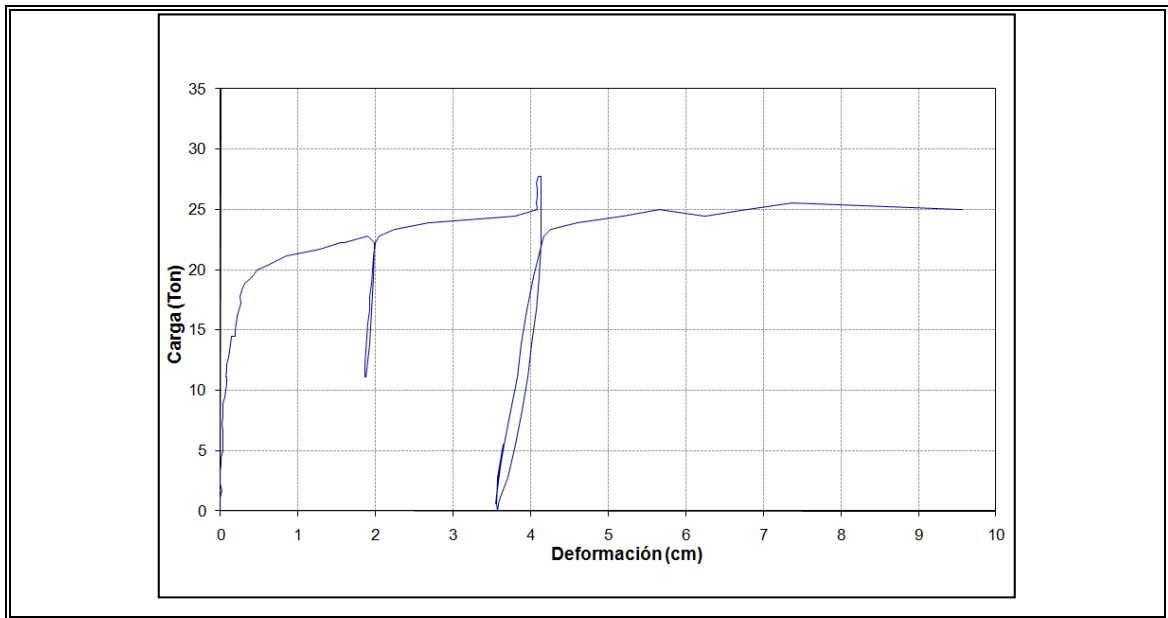


Figura A-3: Ensayo No. 3 de extracción de horquilla de canalón Dalla.

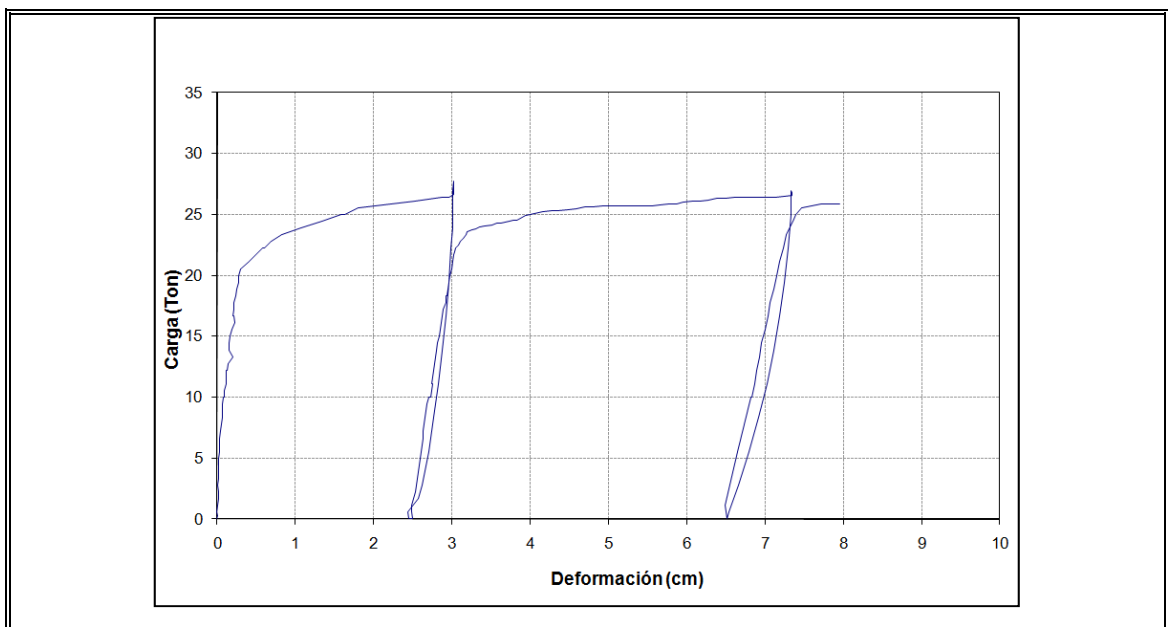


Figura A-4: Ensayo No. 4 de extracción de horquilla de canalón Dalla.

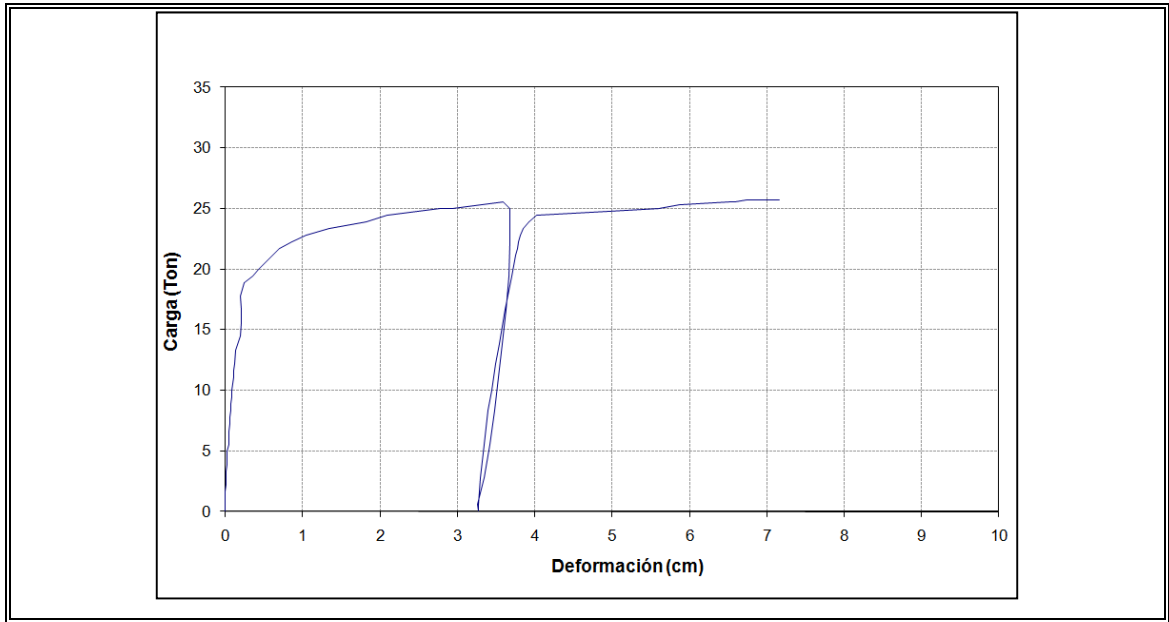


Figura A-5: Ensayo No. 5 de extracción de horquilla de canalón Dalla.

**ANEXO B: RESULTADOS DE ENSAYOS DE EXTRACCIÓN DE HORQUILLAS  
DESDE NUDO DALLA-VIGA I-130.**

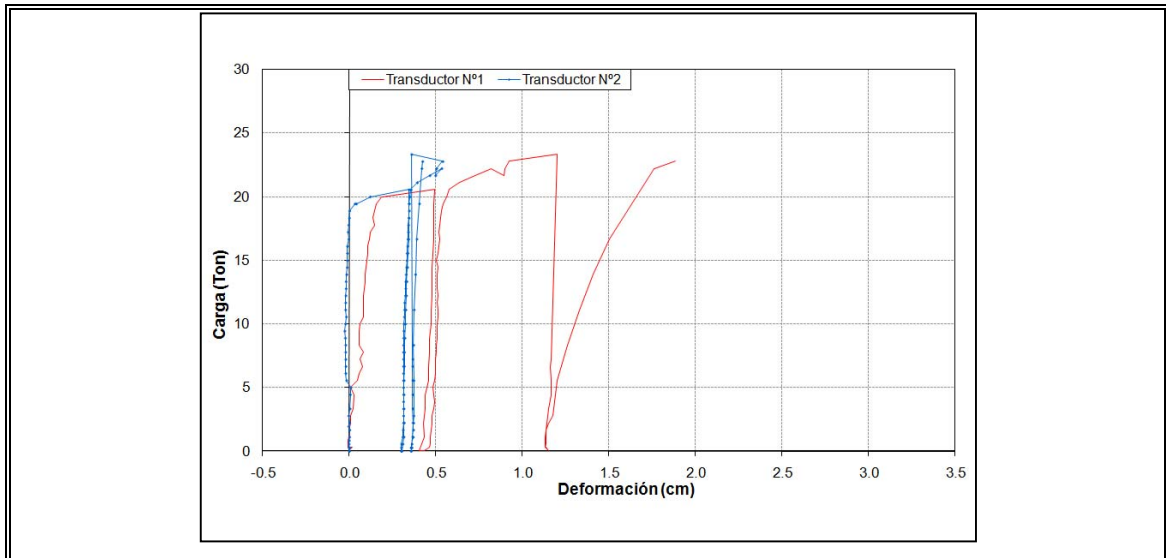


Figura B-1: Ensayo No. 1 de extracción de horquilla de nudos Dalla-Viga I-130.

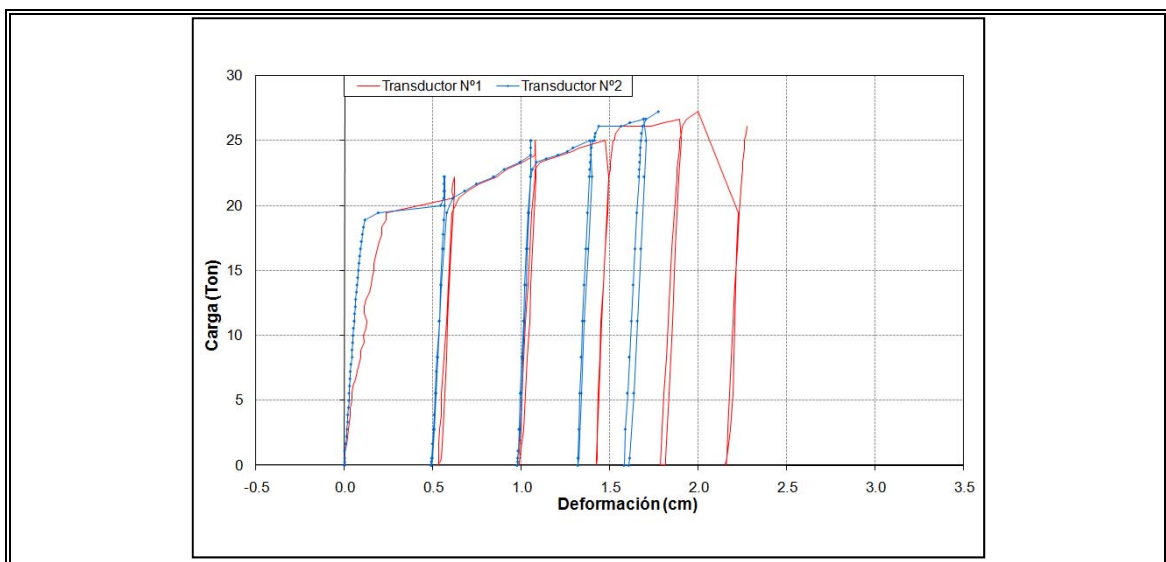


Figura B-2: Ensayo No. 2 de extracción de horquilla de nudos Dalla-Viga I-130.

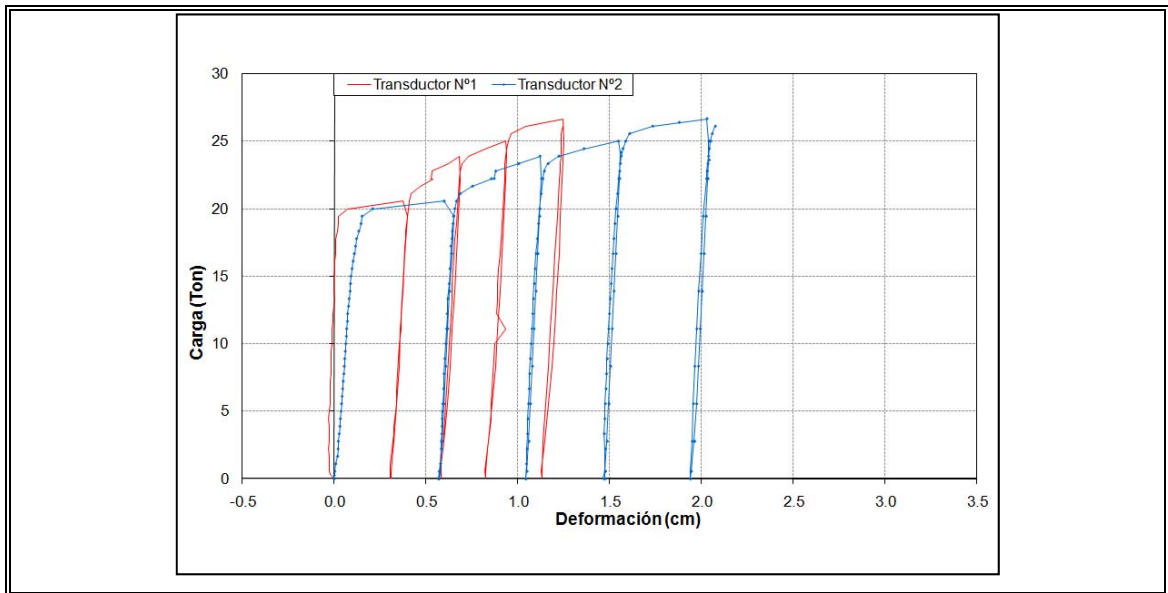


Figura B-3: Ensayo No. 3 de extracción de horquilla de nudos Dalla-Viga I-

130.

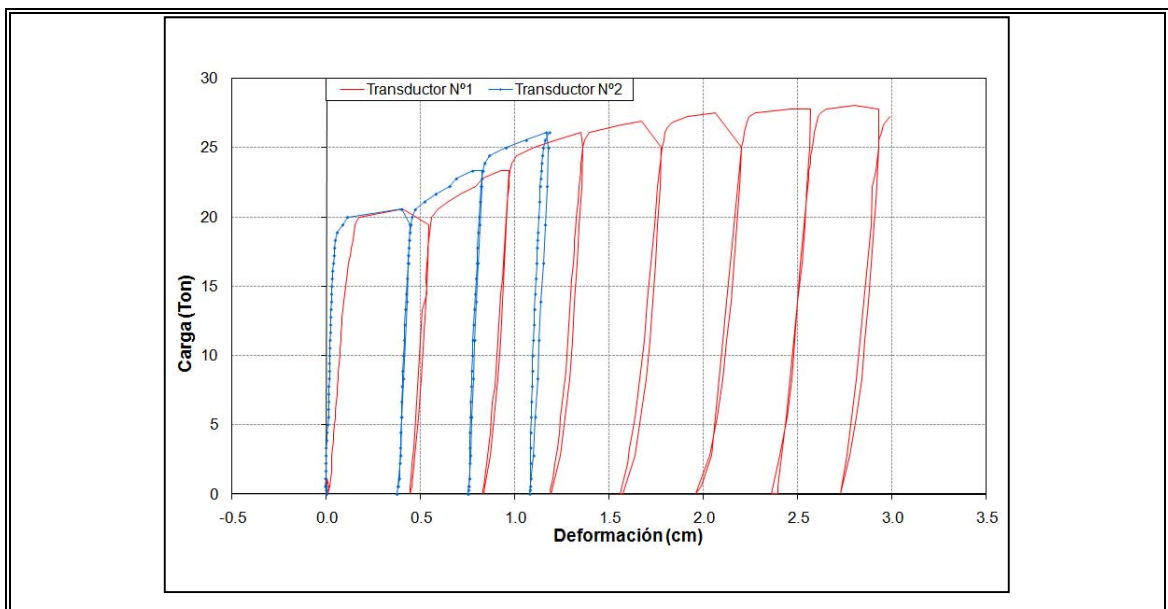


Figura B-4: Ensayo No. 4 de extracción de horquilla de nudos Dalla-Viga I-

130.

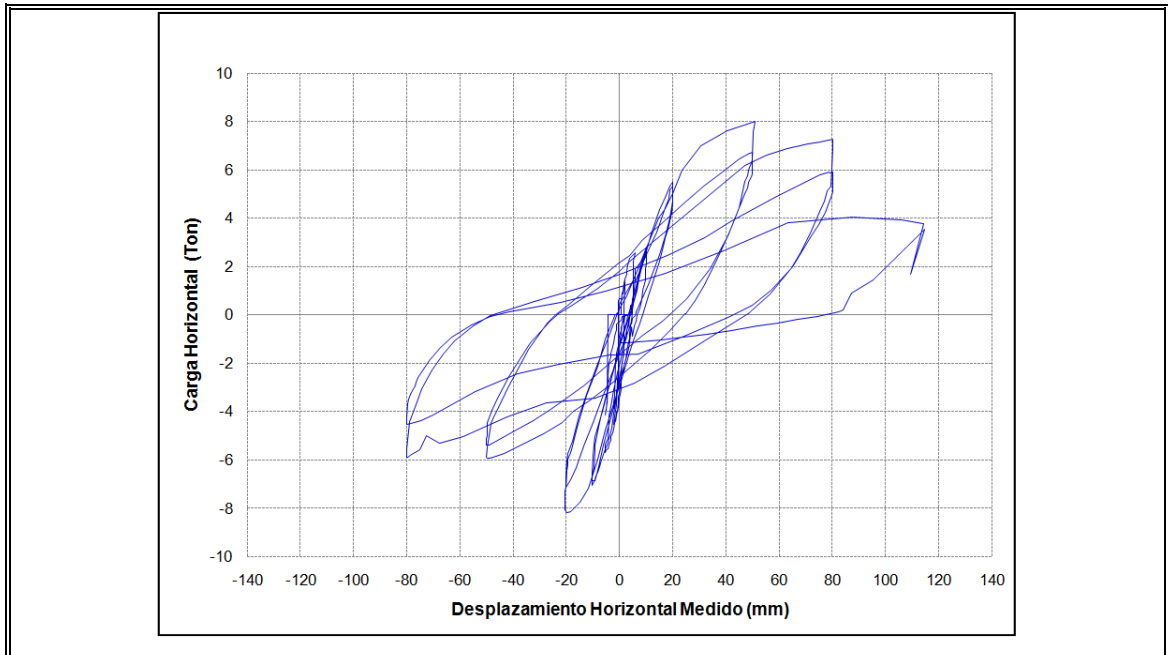
**ANEXO C: RESULTADOS DE ENSAYOS CÍCLICOS NUDO DALLA-VIGA I-130**

Figura C-1: Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130.

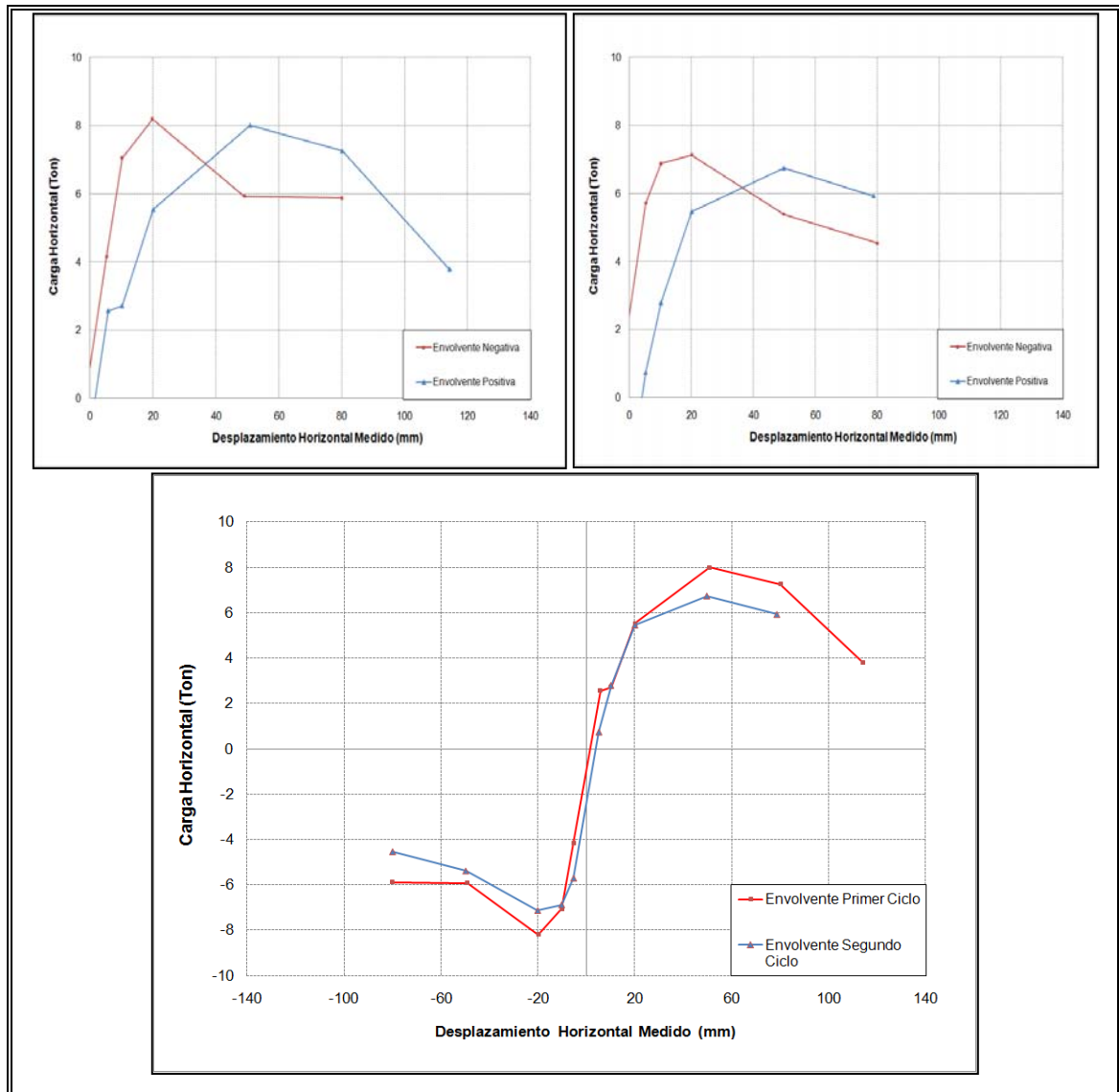


Figura C-2: Envolvente de carga primer ciclo (arriba izquierda), segundo ciclo (arriba derecha) y envolvente general de ambos ciclos (abajo). Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130.

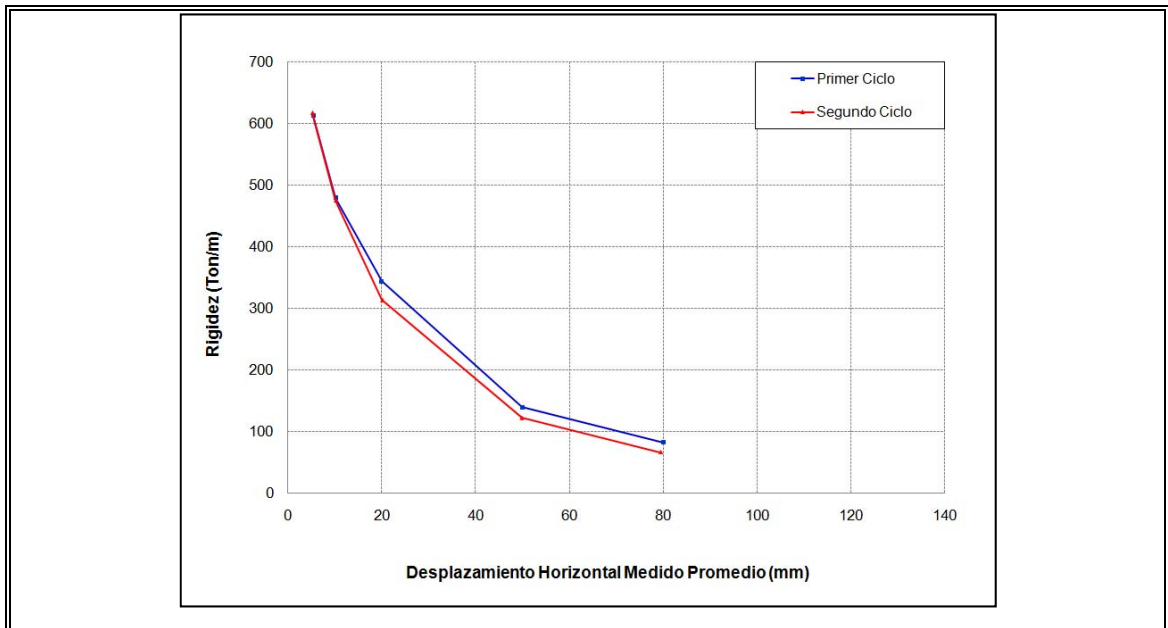


Figura C-3: Rigidez lateral secante para primer y segundo ciclo de carga y valores promedio. Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130.

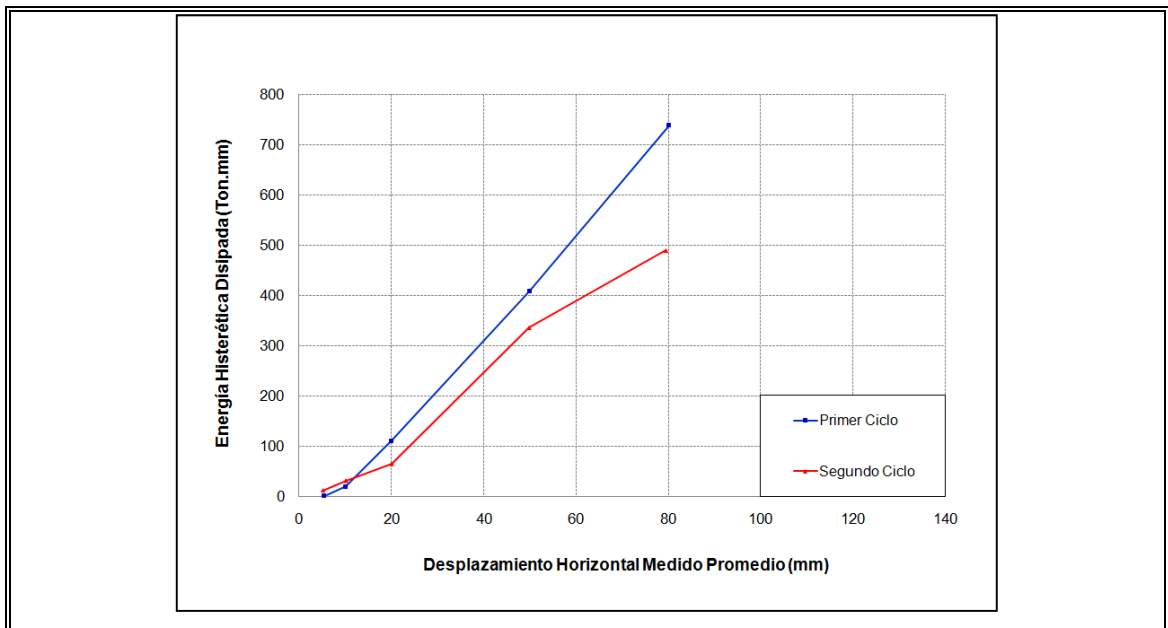


Figura C-4: Energía histerética disipada en ambos ciclos de carga y valores promedio. Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130.

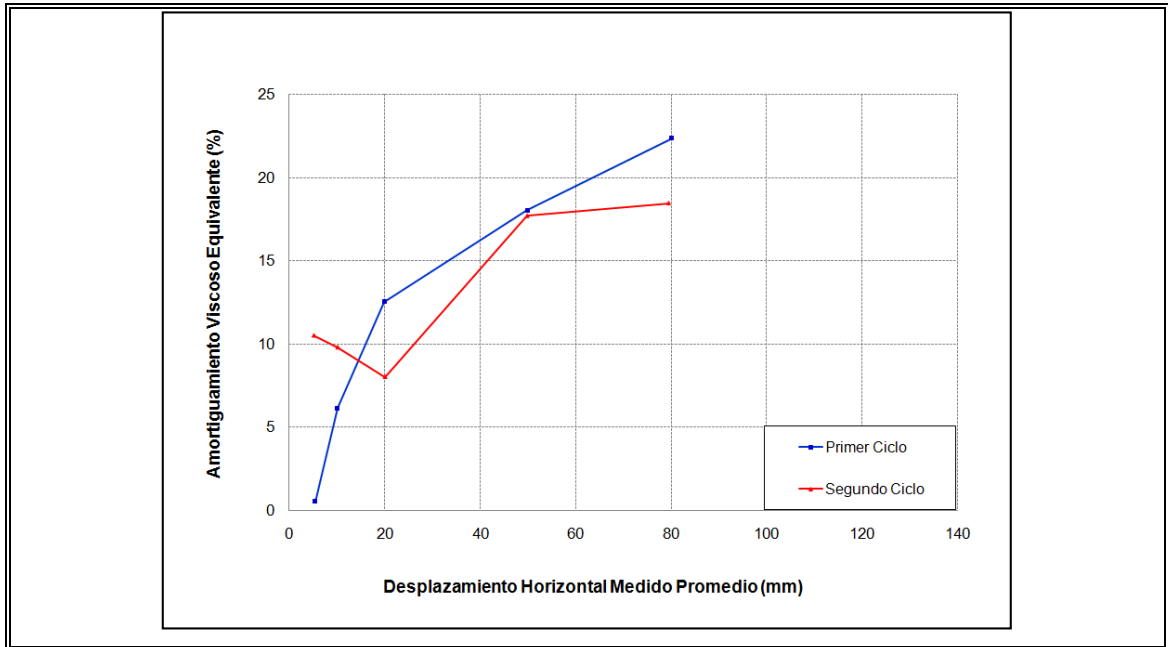


Figura C-5: Amortiguamiento viscoso equivalente para el primer y segundo ciclo de carga y valores promedio. Ensayo cíclico No. 1 de nudos Dalla-Viga I-130.

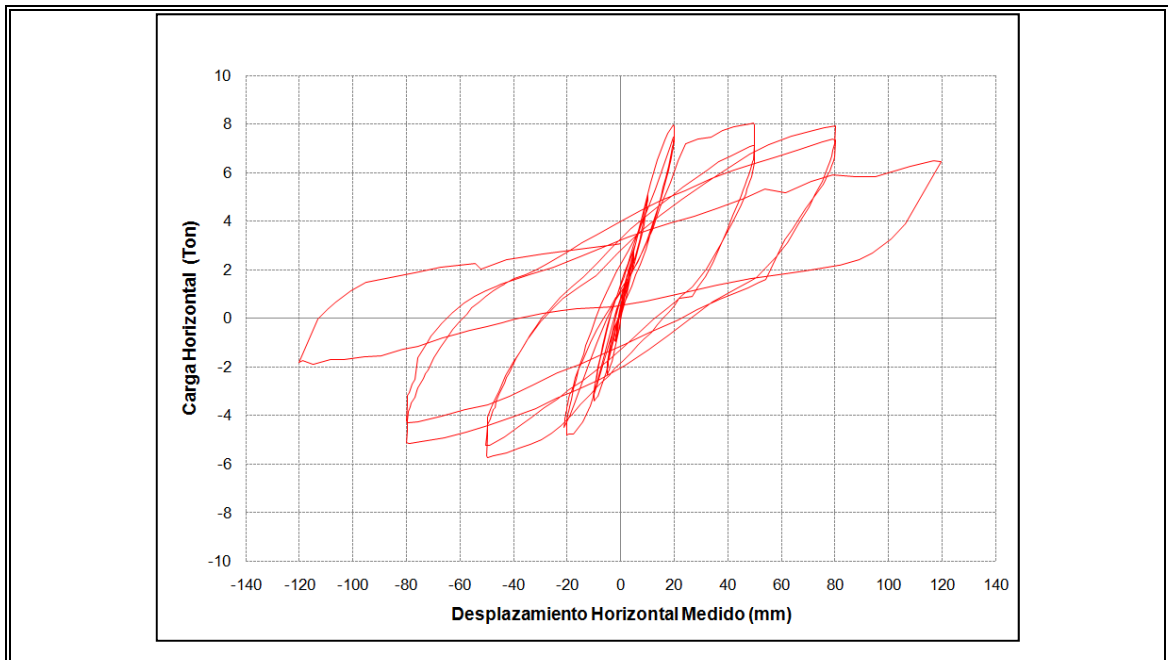


Figura C-6: Ensayo cíclico No. 2 de nudos Dalla-Viga I-130.

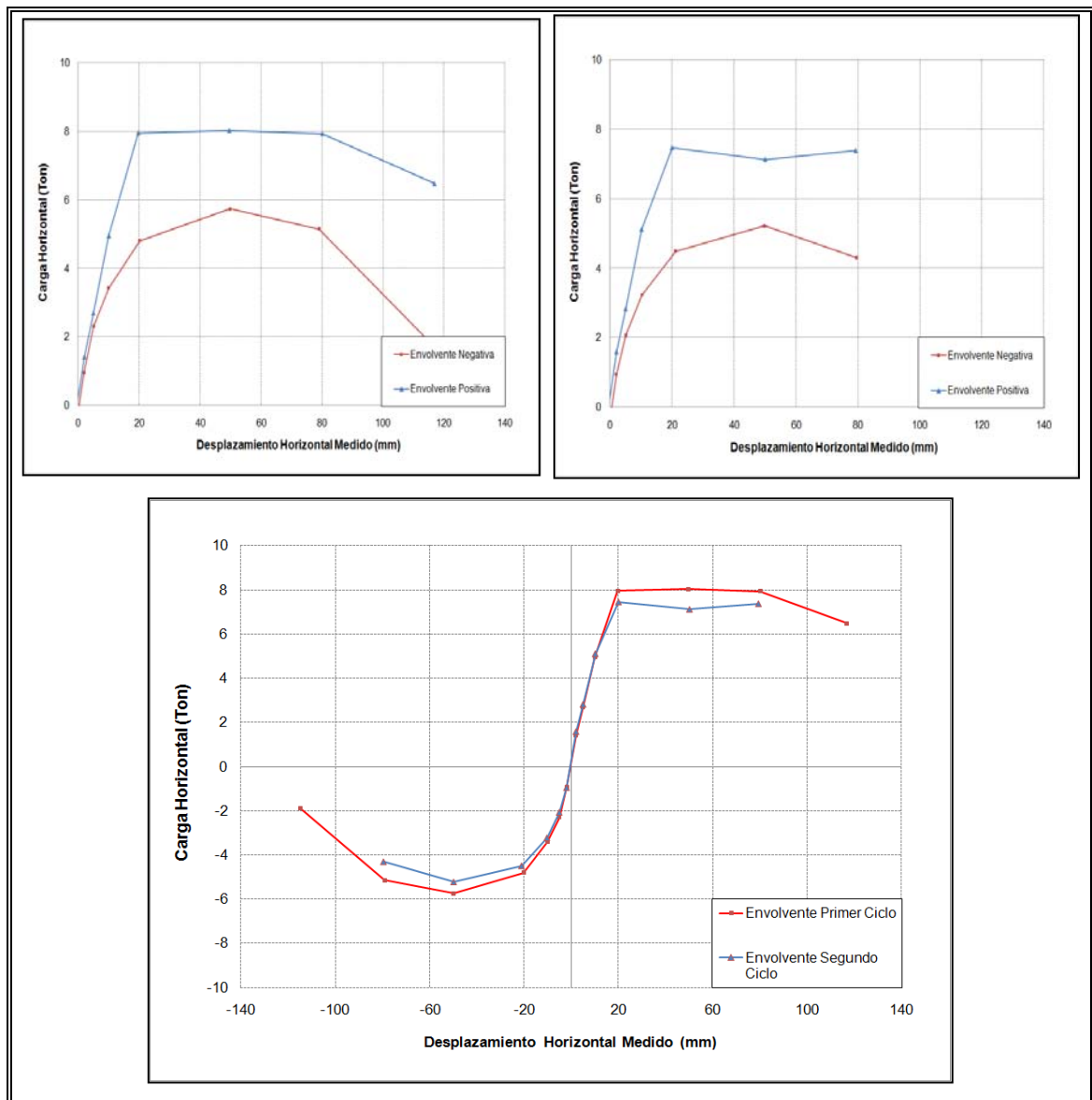


Figura C-7: Envolvente de carga primer ciclo (arriba izquierda), segundo ciclo (arriba derecha) y envolvente general de ambos ciclos (abajo). Ensayo cíclico No. 2 de nudos Dalla-Viga I-130.

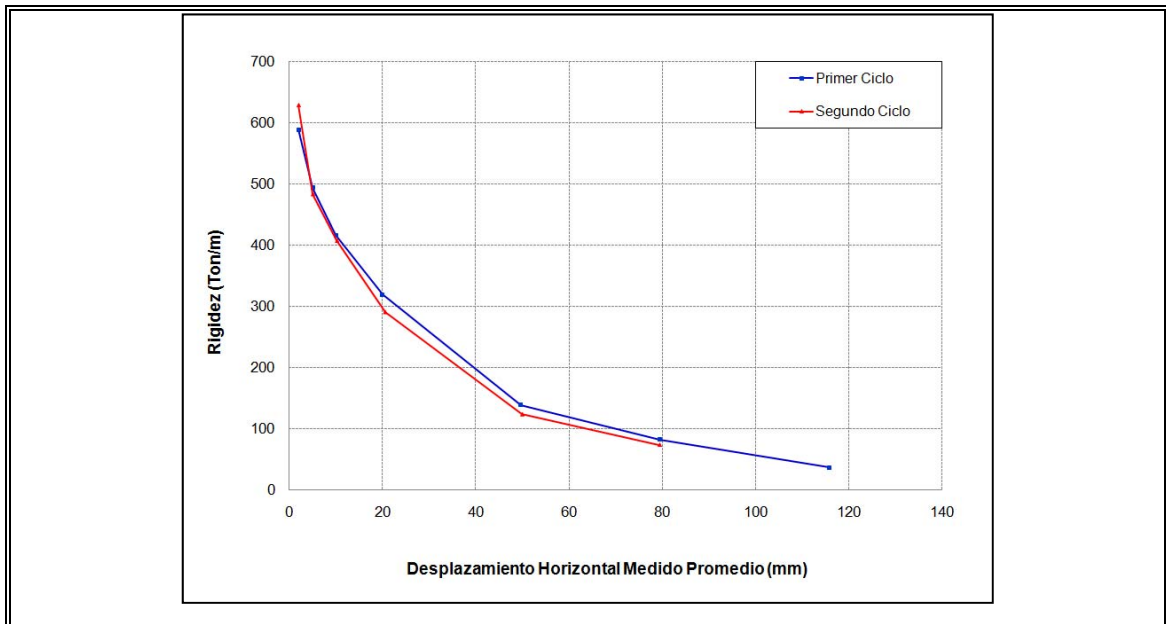


Figura C-8: Rigidez lateral secante para primer y segundo ciclo de carga y valores promedio. Ensayo cíclico No. 2 de nudos Dalla-Viga I-130.

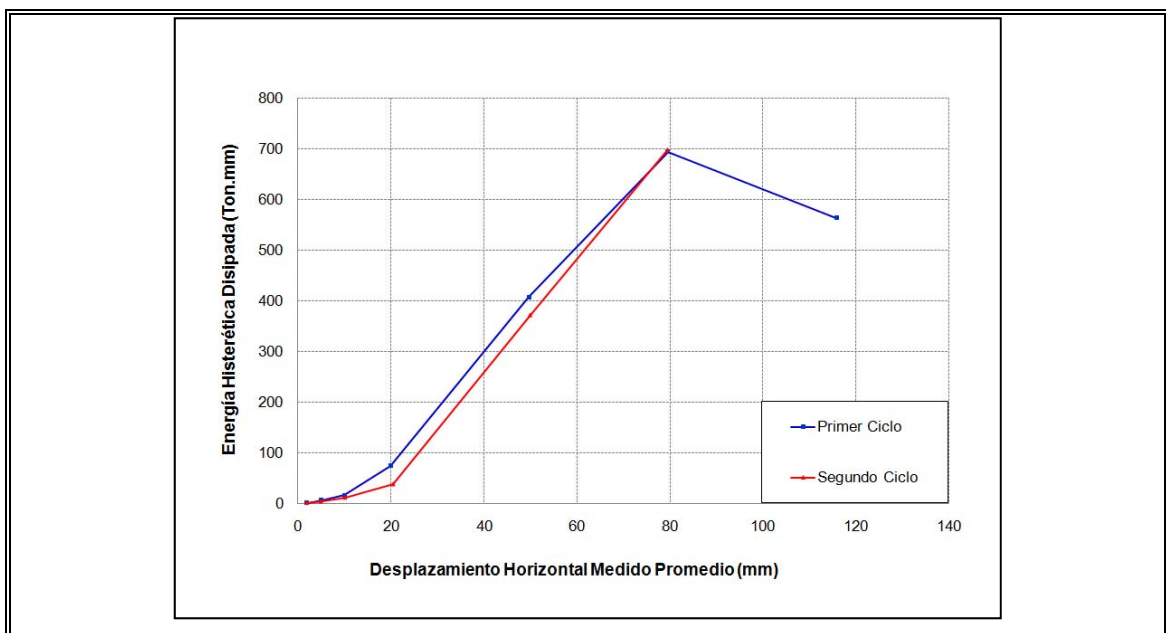


Figura C-9: Energía histerética disipada en ambos ciclos de carga y valores promedio. Ensayo cíclico No. 2 de nudos Dalla-Viga I-130.

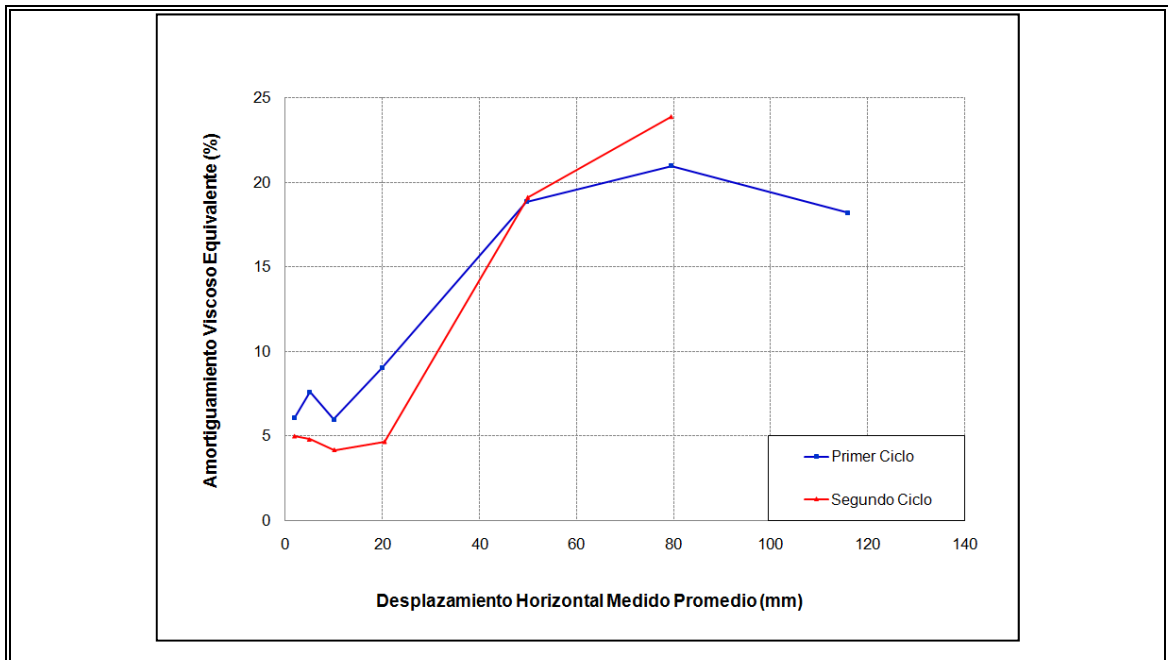


Figura C-10: Amortiguamiento viscoso equivalente para el primer y segundo ciclo de carga y valores promedio. Ensayo cíclico No. 2 de nudos Dalla-Viga I-130.

# **ANEXO D: DATOS DE ENTRADA AL PROGRAMA RUAUMOKO 2-D**

! Principal Analysis Options

7 1 1 1 0 0 0 0 0 0 0

! Frame Control Parameters

3 2 2 3 1 4 981 5 5 0.001 80 1

! Output and Plotting

1 1 1 0 1 1 12 12 1 1 1 0

! Iteration Control and Wave Velocities

10 0

NODES 0

1 0 0 1 1 1 0 0 0 0

2 0 36 0 1 0 0 1 0 0

3 0 238 0 1 0 0 1 0 0

ELEMENTS 0

1 1 1 2 0 0 0

2 2 2 3 0 0 0

PROPS

1 FRAME

1 0 0 4 0 0 0 0

282.5 117.7 436 0 196043 0.00182 0 0 0.00000537 0 !Elastic  
section properties

0 0.00231 35.5 0.5 !Member Bi-linear Factors and Hinge Properties

0 0 1517. -1517. 1517. -1517. !Yield Conditions

0.0 0.0 1 1

2 FRAME

1 0 0 0 0 0 0 0

282.5 117.7 759 0 836647 0.00182 0 0 0 0 !Elastic properties

WEIGHTS

1 0.0 0.0

2 0.0 0.0

3 0.0 0.0

LOADS

2 0 0 0

3 0 0 0

SHAPE

2 0 0 0

3 1 0 0

EQUAKE

1080 3 1 1 1