



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

**ESTUDIO NUMÉRICO DE LLAVES DE CORTE DE ACERO EN CRUZ
PARA PLACAS BASE DE COLUMNAS**

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERO CIVIL

ORIEL IGNACIO NÚÑEZ ARMIJO

PROFESOR GUÍA:

RICARDO HERRERA MARDONES

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:

JUAN FELIPE BELTRÁN MORALES

CARLOS AGUIRRE AHUMADA

SANTIAGO DE CHILE

ENERO 2014

RESUMEN DE LA MEMORIA PARA OPTAR AL
TÍTULO DE INGENIERO CIVIL
POR: ORIEL NUÑEZ A.
FECHA: 09/01/2014
PROF.GUIA: Sr. RICARDO HERRERA M.

“ESTUDIO NUMÉRICO DE LLAVES DE CORTE DE ACERO EN CRUZ PARA PLACAS
BASE DE COLUMNAS”

Una llave de corte es un elemento estructural de acero, embebido en la fundación de hormigón y conectado a la placa base, cuya funcionalidad es transmitir los esfuerzos de corte a la subestructura. En zonas de alta sismicidad como Chile, los esfuerzos de corte basales pueden llegar a ser de gran magnitud, por lo que el diseño de las llaves de corte adquiere gran importancia. Existen distintas geometrías para este elemento, siendo el perfil cruz el más utilizado en nuestro país, ya que es capaz de resistir esfuerzos de corte en dos direcciones perpendiculares.

Este trabajo de título tiene por objetivo estudiar de forma numérica, utilizando el método de los elementos finitos, las llaves de corte de acero en cruz para placas base de columnas, identificando el modo de falla predominante y su respectiva resistencia, además de contrastar los resultados obtenidos con los criterios de diseño actuales. Para esto se desarrolla un modelo de elementos finitos 3D en la plataforma ANSYS *Workbench*, para la conexión entre la base de una columna de acero y la fundación de hormigón que incluye la llave de corte y su interacción con el hormigón circundante, considerando las no linealidades del problema.

En una primera etapa los modelos son calibrados utilizando datos experimentales existentes de llaves de corte tipo cruz ensayados por otros. De los resultados obtenidos y de los análisis realizados se puede concluir que el modo de falla predominante es la fluencia al corte en la sección transversal de la llave, lo que difiere de los criterios de diseño actuales, en donde la fluencia a flexión en la base de llave es considerada como el modo de falla principal. Por otro lado, también se puede descartar el supuesto de la llave de corte actuando como viga en voladizo. Esto sugiere revisar los criterios de cálculo utilizados en la actualidad para las llaves de corte en cruz. A pesar de que los modelos calibrados no reproducen el modo de falla asociado al hormigón, del análisis de los elementos de concreto es posible asegurar que si bien su nivel tensional provocaría daño en éstos, no se comprometería la integridad estructural del sistema, permitiendo que la falla ocurra en el elemento de acero.

En una segunda etapa, se realiza un análisis paramétrico con algunas variables de la geometría de la llave de corte, obteniendo que el espesor (t) es el parámetro geométrico que influye mayormente en el comportamiento del conjunto, lo que es consistente con el modo de falla identificado previamente. Su altura (H) por otra parte, y el espesor del *grout* (G), no inciden significativamente en la respuesta del sistema resistente.

A mis padres, Blanca y Oriel

A mi hermana, Verónica

AGRADECIMIENTOS

Deseo agradecer a las personas que me ayudaron en la realización de este trabajo y a los que me acompañaron durante esta etapa universitaria que ahora culmina.

En primer lugar quiero agradecer a mi profesor guía Ricardo Herrera por proponerme este tema de investigación y darme la oportunidad de trabajar con él, además de acceso al mejor lugar de trabajo que he conocido hasta ahora: la “pecera”. También al profesor J.F Beltrán por ayudarme en diversos aspectos teóricos cuando el avance del estudio se vio estancado. Al profesor Carlos Aguirre y al ingeniero civil Iván Palma por facilitarme los datos experimentales, imágenes y conocimientos, haciendo posible este trabajo.

A mis amigos de la universidad; los desde primer año: Seba, Javier, Jaime, J.P. y Eduardo; a todos los que conocí después: Carlos, Cristian R., Pato, Jairo, Javier T., Pablo F., Hermo, Pardo, Pablo R.; gracias por los partidos, la camaradería, la confianza y el apoyo. También debo agradecer a Valeria por estar ahí en los momentos más difíciles y ayudarme sin saberlo.

A mis amigos del colegio: Osvaldo, Mario y Manuel, por todos esos momentos de relajación, risas y diversión. A Eduardo M. por todas esas tocatas y conciertos.

A Consuelo, por ser parte importante de mi vida durante los primeros años de universidad y por revisar la ortografía y redacción de este trabajo.

A mis papas Blanca y Oriol, por la incondicionalidad a toda prueba y por el infinito apoyo.

A mi hermana Verónica, por siempre estar ahí.

A todos, muchas gracias, esto no hubiese sido posible sin ustedes.

TABLA DE CONTENIDO

RESUMEN	i
TABLA DE CONTENIDO	iv
ÍNDICE DE TABLAS	viii
ÍNDICE DE FIGURAS	x
CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN	1
1.1 MOTIVACIÓN.....	1
1.2 OBJETIVOS	2
1.2.1 Objetivo general	2
1.2.2 Objetivos específicos	2
1.3 ALCANCES	3
1.3.1 CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN	3
1.3.2 CAPÍTULO 2: ANTECEDENTES.....	3
1.3.3 CAPÍTULO 3: CALIBRACIÓN MODELO DE ELEMENTOS FINITOS	3
1.3.4 CAPÍTULO 4: ANÁLISIS DEL MODELO DE ELEMENTOS FINITOS	4
1.3.5 CAPÍTULO 5: CONCLUSIONES Y LIMITACIONES	4
CAPÍTULO 2. ANTECEDENTES	5
2.1 REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA	6
2.1.1 Norma Chilena NCh2369.Of 2003 (INN, 2003).....	6
2.1.2 Guía de Diseño N°1 “ <i>Column Base Plates</i> ” (AISC, 2003).....	7
2.1.3 Estudio experimental de llaves de corte en cruz (Palma, 2008)	11
2.1.3.1 Montaje experimental.....	12
2.1.3.2 Materiales.....	15
2.1.3.2.1 Hormigón Bloque.....	15
2.1.3.2.2 Grout de nivelación.....	16
2.1.3.2.3 Acero.....	17
2.1.3.2.4 Pernos de anclaje.....	18
2.1.3.3 Mediciones.....	19
2.1.3.3.1 Sistema de carga.....	19
2.1.3.3.2 Medición de desplazamientos	19
2.1.3.4 Resultados	21
2.1.3.5 Metodología propuesta.....	23
2.1.4 Daño observado en bases de columnas para el sismo del 27-F.....	27

2.2	DESCRIPCIÓN Y SELECCIÓN DE DATOS EXPERIMENTALES	30
2.2.1	Criterios de selección	30
2.2.2	Descripción de datos experimentales seleccionados.....	32
2.2.2.1	Llave de corte N°1.....	32
2.2.2.2	Llave de corte N°4.....	35
2.2.2.3	Llave de corte N°6.....	37
2.3	MARCO TEÓRICO.....	39
2.3.1	Flexión.....	39
2.3.2	Corte.....	42
2.3.2.1	Corte asociado a la flexión.....	42
2.3.2.2	Esfuerzo cortante por fluencia al corte en la sección transversal.....	43
2.3.2.3	Tensión de corte en pernos de anclaje.....	44
2.3.3	Criterio de falla	45
2.3.3.1	Teoría de la Energía de Distorsión.....	45
2.3.3.2	Tensión de fluencia al corte	49
2.3.3.3	Consideraciones adicionales	50
2.3.4	Plataforma de elementos finitos ANSYS <i>Workbench</i>	52
2.3.4.1	Contactos.....	52
2.3.4.2	Mallado	57
2.3.4.2.1	Elemento finito SOLID185	58
2.3.4.2.2	Elemento finito SOLID285	59
2.3.4.2.3	Elemento finito SOLID186.....	59
2.3.4.2.4	Elemento finito SOLID187	60
2.3.4.2.5	Elemento finito CONTA173	61
2.3.4.2.6	Elemento finito CONTA174	61
2.3.4.2.7	Elemento finito TARGE170	62
CAPÍTULO 3. CALIBRACIÓN MODELO DE ELEMENTOS FINITOS		63
3.1	ELABORACIÓN DEL MODELO	64
3.1.1	Geometría.....	64
3.1.2	Contactos.....	67
3.1.2.1	Contacto Bloque con Grout.....	67
3.1.2.2	Contacto Grout con Llave de Corte	68
3.1.2.3	Contacto Grout con Placa Base.....	69
3.1.2.4	Contacto Llave de Corte con Placa Base	69
3.1.3	Mallado (<i>mesh</i>).....	71

3.1.3.1	Mapeado de caras.....	72
3.1.3.2	Refinamiento.....	73
3.1.3.3	Tamaño elementos finitos	74
3.1.3.3.1	Elementos sólidos.....	74
3.1.3.3.2	Elementos de superficie	75
3.1.4	Propiedades de los Materiales.....	76
3.1.4.1	Hormigón Bloque.....	76
3.1.4.2	Grout	78
3.1.4.3	Acero	78
3.1.5	Condiciones de apoyo	79
3.1.6	Solicitud.....	80
3.1.7	Otras opciones.....	81
3.2	CALIBRACIÓN DEL MODELO	82
3.2.1	Coefficiente de fricción	83
3.2.2	Parámetros de los materiales.....	84
3.2.2.1	Pendiente de endurecimiento del acero.....	84
3.2.2.2	Resistencia a compresión grout.....	85
3.2.2.3	Propiedades no lineales del hormigón.....	87
3.2.3	Curvas calibradas	91
3.2.4	Ajuste curva de ensayo: Llave de corte N°1	94
3.2.5	Análisis de sensibilidad: <i>Mesh</i>	98
CAPÍTULO 4. ANÁLISIS DEL MODELO DE ELEMENTOS FINITOS		103
4.1	ANÁLISIS MODELOS CALIBRADOS	104
4.1.1	Modo de falla	104
4.1.1.1	Deformada de la llave de corte.....	104
4.1.1.2	Esfuerzos en el sistema estructural	107
4.1.1.2.1	Caracterización respuesta global.....	108
4.1.1.2.2	Corte.....	113
4.1.1.2.3	Flexión.....	115
4.1.1.3	Tensiones en la llave de corte	117
4.1.1.3.1	Tensión de Corte	117
4.1.1.3.2	Tensión normal en Z	121
4.1.1.3.3	Tensión y deformación equivalente de Von Mises	125
4.1.2	Comportamiento bloque de hormigón y grout de nivelación.....	131
4.1.2.1	Bloque de hormigón.....	132

4.1.2.1.1	Deformaciones	132
4.1.2.1.2	Tensiones principales	133
4.1.2.1.3	Tensiones normales en Y	136
4.1.2.1.4	Tensión y deformación equivalente de Von Mises	138
4.1.2.2	Grout	141
4.1.2.2.1	Deformaciones	141
4.1.2.2.2	Tensiones principales	142
4.1.2.2.3	Tensión y deformación equivalente de Von Mises	144
4.1.2.3	Tensión normal en la altura (H)	146
4.1.3	Influencia parámetros calibrados	149
4.1.3.1	Coefficiente de fricción	150
4.1.3.2	Parámetros de los materiales	155
4.1.3.2.1	Pendiente de endurecimiento del acero	155
4.1.3.2.2	Resistencia a compresión del grout	160
4.2	ANÁLISIS PARAMÉTRICO	164
4.2.1	Espesor de la llave de corte (t)	165
4.2.2	Altura de la llave de corte (H)	176
	CAPÍTULO 5. CONCLUSIONES.....	190
5.1	Modelos calibrados	191
5.1.1	Calibración modelo de elementos finitos	192
5.1.2	Modo de falla	193
5.1.2.1	Fluencia a flexión en la base	193
5.1.2.2	Fluencia al corte en la sección transversal	195
5.1.3	Comportamiento del hormigón y del grout	197
5.1.4	Influencia parámetros calibrados	199
5.1.4.1	Coefficiente de fricción	199
5.1.4.2	Pendiente de endurecimiento del acero	200
5.1.4.3	Resistencia a compresión del grout	201
5.2	Análisis paramétrico	202
5.2.1	Espesor de la llave de corte (t)	202
5.2.2	Altura de la llave de corte (H)	203
5.3	Limitaciones y futuros análisis	204
	BIBLIOGRAFÍA	206
	ANEXO A	208

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2.1: Disposiciones referidas al diseño de placas bases de columnas (INN, 2003).....	6
Tabla 2.2: Área de contacto necesaria para llave de corte (AISC, 2003).....	9
Tabla 2.3: Cálculo de momento en la llave de corte (AISC, 2003).....	10
Tabla 2.4: Cálculo de espesor de la llave de corte (AISC, 2003).....	10
Tabla 2.5: Dimensiones probetas ensayadas (Palma, 2008).....	11
Tabla 2.6: Resistencia hormigón bloque, Llave N°1 (Palma, 2008)	15
Tabla 2.7: Resistencia hormigón bloque, Llaves N° 3, 4, 6, 8, 9 (Palma, 2008).....	16
Tabla 2.8: Resistencia hormigón bloque, Llaves N° 2, 5, 7, 10, 11, 12 (Palma, 2008).....	16
Tabla 2.9: Resistencia a compresión <i>grout</i> (Palma, 2008).....	16
Tabla 2.10: Propiedades acero ASTM A36 ensayado (Palma, 2008)	17
Tabla 2.11: Cálculo fluencia pernos de anclaje (Palma, 2008)	18
Tabla 2.12: Verificación de fluencia al corte de la llave (Palma, 2008)	24
Tabla 2.13: Verificación de esfuerzos de compresión en el hormigón (Palma, 2008).....	26
Tabla 2.14: Tipos de contactos disponibles (ANSYS, 2012)	54
Tabla 3.1: Propiedades hormigón del bloque en modelos de elementos finitos.....	77
Tabla 3.2: Propiedades <i>grout</i> de nivelación en modelo de elementos finitos	78
Tabla 3.3: Propiedades del acero en modelo de elementos finitos	79
Tabla 3.4: Comparación resistencia calibrada y muestras	87
Tabla 3.5: Casos para comparación leyes constitutivas hormigón	89
Tabla 3.6: Valores utilizados en ajuste de la curva del ensayo de Llave de Corte N°1	96
Tabla 3.7: Modelos y casos análisis de sensibilidad	98
Tabla 3.8: Numero de nodos y elementos, modelos con y sin nodos intermedios.....	102
Tabla 4.1: Límite lineal curvas carga vs desplazamiento.....	108
Tabla 4.2: Comparación rigidez y resistencia Ensayos vs Modelos.....	109
Tabla 4.3: Comparación sistema vs llave de corte: Tramo lineal y Resistencia	110
Tabla 4.4: Momento máximo y último en llaves de corte	111
Tabla 4.5: Esfuerzos de corte: ensayos y modelos	114
Tabla 4.6: Esfuerzos de corte: modelos y criterios de cálculo	114
Tabla 4.7: Esfuerzos de flexión: modelos y criterios de cálculo	115
Tabla 4.8: Límite elástico tensión de corte en YZ.....	118

Tabla 4.9: Límite elástico tensión de Von Mises	128
Tabla 4.10: Propiedades del <i>grout</i> en modelo de elementos finitos.....	142
Tabla 4.11: Sumario modelos y parámetros calibrados.....	149
Tabla 4.12: Aporte porcentual en resistencia de la llave de corte: modelos calibración fricción	152
Tabla 4.13: Razón de valores últimos de resistencia: acero con y sin endurecimiento.....	157
Tabla 4.14: Razón de valores últimos de resistencia: modelos calibración <i>grout</i>	162
Tabla 4.15: Sumario modelos análisis paramétrico.....	164
Tabla 4.16: Propiedades llave de corte con distinto espesor	165
Tabla 4.17: Esfuerzos totales del sistema: modelos con distinto espesor (t).....	167
Tabla 4.18: Esfuerzos en la llave de corte: modelos con distinto espesor (t).....	169
Tabla 4.19: Ajuste de resultados para el estado último: modelos con distinto espesor (t)	171
Tabla 4.20: Esfuerzos totales del sistema: modelos con distinta altura (H)	178
Tabla 4.21: Ajuste de resultados para el estado último: modelos con distinta altura (H)	181
Tabla 4.22: Flexión en la llave: modelos con distinta altura (H)	186
Tabla A.5.1: Resumen parámetros geométricos de modelos de elementos finitos	210

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1: Llave de corte actuando como viga en voladizo (AISC, 2003)	8
Figura 2.2: Esquema llave de corte en cruz (Aguirre, 2012).....	11
Figura 2.3: Montaje experimental ensayos de llave de corte en cruz (Palma, 2008)	12
Figura 2.4: Detalle dimensiones de bloque de hormigón (Palma, 2008)	13
Figura 2.5: Detalle armadura de bloque de hormigón (Palma, 2008)	13
Figura 2.6: Detalle sección tipo I (Palma, 2008).....	14
Figura 2.7: Detalle dimensiones placa base (Palma, 2008).....	14
Figura 2.8: Ensayo acero llave de corte (Palma, 2008).....	17
Figura 2.9: Ensayo de pernos de anclajes (Palma, 2008).....	18
Figura 2.10: Celda de carga utilizada en los ensayos (Palma, 2008)	19
Figura 2.11: Ubicación transductor de desplazamiento para placa base (Palma, 2008)	20
Figura 2.12: Ubicación transductor de desplazamiento para llave de corte (Palma, 2008)	20
Figura 2.13: Carga vs desplazamiento, falla por fluencia al corte (Aguirre y Palma, 2009)	21
Figura 2.14: Carga vs desplazamiento, falla en el hormigón (Aguirre y Palma, 2009)	21
Figura 2.15: Pedestales con daño: a) Hormigón triturado; b) Daño en <i>grout</i> y pernos de anclaje	27
Figura 2.16: Pedestales fracturados por corte local (Montecinos et al., 2012).....	28
Figura 2.17: Detalles: a) Armadura de pedestal típico; b) Pernos de anclaje que fluyeron	28
Figura 2.18: Curva carga vs desplazamiento, Llave de corte N°1 (Palma, 2008).....	32
Figura 2.19: Deformación en Llave de corte N°1 (Aguirre, 2012).....	33
Figura 2.20: Zona de rotura del acero, Llave de corte N°1 (Palma, 2008).....	34
Figura 2.21: Curva carga vs desplazamiento, Llave de corte N°4 (Palma, 2008)	35
Figura 2.22: Deformación en Llave de corte N°4 (Palma, 2008)	36
Figura 2.23: Zona de rotura en el hormigón, Llave de corte N°4 (Palma, 2008)	36
Figura 2.24: Curva carga vs desplazamiento, Llave de corte N°6 (Palma, 2008)	37
Figura 2.25: Deformación en Llave de corte N°6 (Palma, 2008)	38
Figura 2.26: Zona de rotura en el hormigón, Llave de corte N°6 (Palma, 2008)	38
Figura 2.27: Esquema llave actuando como viga en voladizo	39
Figura 2.28: Perfil de tensiones para flexión pura (Timoshenko & Young, 1970)	40
Figura 2.29: Deformación elástica de corte.....	44
Figura 2.30: Tensiones principales: Componentes hidrostática y deviatorica (ANSYS, 2012)....	45

Figura 2.31: Superficie de fluencia para estado tridimensional de tensiones (ANSYS, 2012).....	48
Figura 2.32: Curvas tensión vs deformación distintos aceros (Salmon & Johnson, 1996)	50
Figura 2.33: Curva simplificada tensión vs deformación: hormigón sin confinar y confinado	51
Figura 2.34: Esquema general de contacto entre dos superficies (ANSYS, 2012)	53
Figura 2.35: Esquema formulación contactos (ANSYS, 2012).....	53
Figura 2.36: Modelo de fricción de Coulomb: a) Esquema fuerzas resultantes; b) Ley de tensiones, (ANSYS, 2012).....	55
Figura 2.37: Decaimiento coeficiente de fricción (ANSYS, 2012).....	56
Figura 2.38: Contacto simétrico vs Contacto asimétrico (ANSYS, 2012).....	57
Figura 2.39: Esquema de elemento finito SOLID185 (ANSYS, 2012)	58
Figura 2.40: Esquema de elemento finito SOLID285 (ANSYS, 2012)	59
Figura 2.41: Esquema de elemento finito SOLID186 (ANSYS, 2012)	60
Figura 2.42: Esquema de elemento finito SOLID187 (ANSYS, 2012)	60
Figura 2.43: Esquema de elemento finito CONTA173 (ANSYS, 2012)	61
Figura 2.44: Esquema de elemento finito CONTA174 (ANSYS, 2012)	61
Figura 2.45: Esquema de elemento finito TARGE170 (ANSYS, 2012).....	62
Figura 3.1: a) Simetría montaje experimental; b) Geometría modelo de elementos finitos.....	64
Figura 3.2: Partes de los modelos de elementos finitos.....	65
Figura 3.3: Llaves de corte en modelo de elementos finitos	66
Figura 3.4: Espesor del <i>grout</i> en modelo de elementos finitos	66
Figura 3.5: a) Superficie de contacto (Bloque); b) Superficie objetivo (<i>Grout</i>)	67
Figura 3.6: a) Superficie de contacto (<i>Grout</i>); b) Superficie objetivo (Llave de corte)	68
Figura 3.7: a) Superficie de contacto (<i>Grout</i>); b) Superficie objetivo (Placa Base)	69
Figura 3.8: a) Superficie de contacto (Llave de corte); b) Superficie objetivo (Placa Base)	70
Figura 3.9: Mallado partes del modelo de elementos finitos, Llave de corte N°1	71
Figura 3.10: Caras externas del bloque: a) Mallado por defecto; b) Mallado mapeado.....	72
Figura 3.11: Refinamiento casilla al interior del bloque de hormigón.....	73
Figura 3.12: Mallado Llave de corte: a) Sección transversal; b) Cuerpo entero	74
Figura 3.13: Elementos finitos de superficie: Contacto <i>Grout</i> con Llave de Corte	75
Figura 3.14: Elementos finitos de superficie: Contacto <i>Grout</i> con Placa Base.....	76
Figura 3.15: a) Apoyo deslizante; b) Apoyo empotrado	80
Figura 3.16: Superficie de aplicación del desplazamiento	80

Figura 3.17: Calibración coeficiente de fricción	83
Figura 3.18: Ley constitutiva acero: a) Con endurecimiento; b) Sin endurecimiento.....	84
Figura 3.19: Calibración curva de acero.....	85
Figura 3.20: Ley constitutiva del <i>grout</i>	86
Figura 3.21: Calibración resistencia a compresión del <i>grout</i>	86
Figura 3.22: Ley constitutiva para hormigón: a) Opción N°1; b) Opción N°2	88
Figura 3.23: Ley constitutiva para hormigón: Curva bilineal	89
Figura 3.24: Curvas carga vs desplazamiento: distintas propiedades hormigón, Casos	90
Figura 3.25: Ley constitutiva para hormigón: Modelos Llaves de Corte N°4 y N°6	91
Figura 3.26: Gráfico Curva calibrada VS Ensayo corregido: Llave de corte N°1	91
Figura 3.27: Gráfico Curva calibrada VS Ensayo: Llave de corte N°4.....	92
Figura 3.28: Gráfico Curva calibrada VS Ensayo: Llave de corte N°6.....	93
Figura 3.29: Esquema deformación al corte de pernos de anclaje	95
Figura 3.30: Deformación al corte, Llave de corte N°1: a) Bloque hormigón; b) Placa base.....	95
Figura 3.31: Curva ensayo sin corregir VS Curva ensayo corregido	97
Figura 3.32: Refinamiento sección transversal: a) Llave N°1; b) Llave N°2; c) Llave N°3	98
Figura 3.33: Comparación curvas para modelos con distinto mallado: Llave de corte N°1	99
Figura 3.34: Comparación curvas para modelos con distinto mallado: Llave de corte N°4	100
Figura 3.35: Comparación curvas para modelos con distinto mallado: Llave de corte N°6	100
Figura 3.36: Def. Modelo Llave N°1: a) Sin nodos intermedios; b) Con nodos intermedios	101
Figura 3.37: Def. Modelo Llave N°4: a) Sin nodos intermedios; b) Con nodos intermedios	102
Figura 4.1: Deformada llave, vista lateral: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	105
Figura 4.2: Deformada llave, vista isométrica: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	105
Figura 4.3: Evolución deformación Llave de corte N°4, vista lateral	106
Figura 4.4: Fuerza y desplazamiento: a) Ensayos; b) Modelos	107
Figura 4.5: Curvas momento (M_x/M_p) vs desplazamiento para llaves de corte	110
Figura 4.6: Curvas carga vs desplazamiento: Llave de Corte N°1	111
Figura 4.7: Curvas carga vs desplazamiento: Llave de Corte N°4.....	112
Figura 4.8: Curvas carga vs desplazamiento: Llave de Corte N°6.....	112
Figura 4.9: Curvas momento (M_x/M_y) vs desplazamiento para llaves de corte	116
Figura 4.10: Tensión de corte YZ: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	117
Figura 4.11: Curvas tensión de corte máxima vs desplazamiento.....	118

Figura 4.12: Evolución tensión de corte YZ, Llave N°6: Tramo lineal	119
Figura 4.13: Evolución tensión de corte YZ, Llave N°6: Tramo no lineal	120
Figura 4.14: Tensión normal en Z, vista frontal: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	121
Figura 4.15: Tensión Normal en Z, vista posterior: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	121
Figura 4.16: Tensión Normal en base de llave: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	122
Figura 4.17: Tracciones sobre $f_y = 317\text{MPa}$: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	123
Figura 4.18: Compresiones sobre $f_y = 317\text{MPa}$: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	123
Figura 4.19: Deformación en X: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	124
Figura 4.20: Tensión de Von Mises: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	125
Figura 4.21: Def. Plástica eq. vista lateral: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	126
Figura 4.22: Def. Plástica eq. vista isométrica: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	126
Figura 4.23: Deformación total equivalente: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	127
Figura 4.24: Deformación elástica equivalente: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	127
Figura 4.25: Curvas tensión de Von Mises máxima vs desplazamiento para llaves de corte	128
Figura 4.26: Evolución tensión de Von Mises, Llave N°6: Tramo lineal	129
Figura 4.27: Evolución tensión de Von Mises, Llave N°6: Tramo no lineal	130
Figura 4.28: Desplazamiento del bloque en Y: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	132
Figura 4.29: Desplazamiento del bloque, Llave N°4: a) Dirección Y; b) Dirección Z	133
Figura 4.30: Tensión ppal. Máx. Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	133
Figura 4.31: Tensión ppal. Máx. Tracción: a) $f_r = 3.6\text{MPa}$; b) $f_r = 3.2\text{MPa}$; c) $f_r = 3.2\text{MPa}$	134
Figura 4.32: Tensión ppal. Mín. Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	135
Figura 4.33: Tensión ppal. Mín. Compresión: a) $f_c = 34\text{MPa}$; b) $f_c = 26\text{MPa}$; c) $f_c = 26\text{MPa}$	135
Figura 4.34: Tensión normal en Y, Casilla: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	136
Figura 4.35: Tensión normal en Y, Apoyo fijo: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	137
Figura 4.36: Tensión de Von Mises, Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	138
Figura 4.37: Def. Plástica equivalente, Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	139
Figura 4.38: Def. Total equivalente, Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	139
Figura 4.39: Def. Elástica equivalente, Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	139
Figura 4.40: Desplazamiento del <i>grout</i> en Y: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	141
Figura 4.41: Desplazamiento del <i>grout</i> en Y, Llave N°6: a) Zona superior; b) Zona inferior....	142
Figura 4.42: Tensión ppal. Mín. <i>Grout</i> , compresión: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	143

Figura 4.43: Tensión ppal. Máx. <i>Grout</i> , tracción: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6 ...	143
Figura 4.44: Tensión de Von Mises, <i>Grout</i> Llave N°6: a) Zona superior; b) Zona inferior	144
Figura 4.45: Def. Plástica equivalente, <i>Grout</i> , Llave N°6: a) Zona superior; b) Zona inferior ..	144
Figura 4.46: Def. Elástica equivalente, <i>Grout</i> , Llave N°6: a) Zona superior; b) Zona inferior ..	145
Figura 4.47: Tensión normal en Y, caras Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6 ...	146
Figura 4.48: Tensión normal en Y, caras <i>Grout</i> : a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6	146
Figura 4.49: Tensión normal en Y, caras Bloque Llave N°4: Tramo lineal.....	147
Figura 4.50: Tensión normal en Y, caras <i>Grout</i> Llave N°4: Tramo lineal.....	147
Figura 4.51: Curvas carga vs desplazamiento: calibración coeficiente de fricción.....	150
Figura 4.52: Corte en llave vs desplazamiento: coeficientes de fricción	151
Figura 4.53: Aporte porcentual llave vs desplazamiento: coeficientes de fricción	151
Figura 4.54: Tensión de Von Mises Bloque, Llave N°1: a) Modelo c1; b) Modelo c5	153
Figura 4.55: Tensión de Von Mises, zona sup. <i>Grout</i> , Llave N°1: a) Modelo c1; b) Modelo c5	153
Figura 4.56: Tensión de Von Mises, zona inf. <i>Grout</i> , Llave N°1: a) Modelo c1; b) Modelo c5	153
Figura 4.57: Modelo c5: a) Deformación en Y; b) Tensión de corte YZ; c) Tensión de V.M....	154
Figura 4.58: Curvas carga vs desplazamientos: calibración propiedades del acero	155
Figura 4.59: Corte en llave vs desplazamiento: calibración propiedades del acero	156
Figura 4.60: Aporte porcentual llave vs desplazamiento: calibración propiedades del acero.....	156
Figura 4.61: Tensión de Von Mises, Modelo a2: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	158
Figura 4.62: Tensión de corte en YZ, Modelo a2: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6 ...	158
Figura 4.63: Curvas carga vs desplazamientos: calibración resistencia del <i>grout</i>	160
Figura 4.64: Corte en llave vs desplazamiento: calibración resistencia <i>Grout</i>	161
Figura 4.65: Aporte porcentual llave vs desplazamiento: calibración resistencia <i>Grout</i>	161
Figura 4.66: Tensión ppal. Mín. en <i>grout</i> : a) $f_c = 30$ MPa; b) $f_c = 40$ MPa; c) $f_c = 50$ MPa	162
Figura 4.67: Curvas carga vs desplazamiento, var. espesor (t): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	166
Figura 4.68: Corte en llave vs desplazamiento, var. espesor (t): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	168
Figura 4.69: Aporte porcentual llave vs desplazamiento: variación espesor (t).....	169
Figura 4.70: Corte normalizado en llave vs desplazamiento: variación espesor (t)	170
Figura 4.71: Modelo t2, Llave N°6: a) Deformación en Y; b) Tensión de corte YZ; c) Tensión de V.M.....	172

Figura 4.72: Curvas momento (M_x/M_p) vs desplazamiento: variación espesor (t)	172
Figura 4.73: Curvas momento (M_x/M_y) vs desplazamiento: variación espesor (t)	173
Figura 4.74: Tensiones normales en Y, modelo t2 Llave N°6: a) Elemento llave; b) Sección transversal base.....	174
Figura 4.75: Curvas carga vs desplazamiento, var. altura (H): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	177
Figura 4.76: Corte en llave vs desplazamiento, var. altura (H): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	179
Figura 4.77: Aporte llave vs desplazamiento: var. altura (H): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	180
Figura 4.78: Tensión de corte YZ, Llave N°1: a) H=100mm; b) H=120mm; c) H=140mm	182
Figura 4.79: Tensión de Von Mises, Llave N°1: a) H=100mm; b) H=120mm; c) H=140mm ...	182
Figura 4.80: Deformada Llave N°1, vista lateral: a) H=100mm; b) H=120mm; c) H=140mm..	183
Figura 4.81: Deformación plástica equivalente, Llave N°1, H=140mm	184
Figura 4.82: Curvas momento vs desplazamiento: var. altura (H): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6.....	185
Figura 4.83: Tracción y compresión en Z, modelo H2 Llave N°1: a) Sobre f_y ; b) Bajo $-f_y$	186
Figura 4.84: Tensión ppal. Mín. Zona superior <i>Grout</i> : a) G=15mm; b) G=35mm; c) G=55mm	187
Figura 4.85: Tensión ppal. Mín. Zona inferior <i>Grout</i> : a) G=15mm; b) G=35mm; c) G=55mm	187
Figura 4.86: Tensión ppal. Máx. Zona superior <i>Grout</i> : a) G=15mm; b) G=35mm; c) G=55mm	188
Figura A.1: Geometria modelos de elementos finitos, vista lateral.....	209
Figura A.2: Geometria modelos de elementos finitos, vista en planta	209

CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN

1.1 MOTIVACIÓN

Una llave de corte es un elemento estructural de acero, embebido en la fundación de hormigón y conectado (soldado) a la placa base, cuya funcionalidad es transmitir los esfuerzos de corte a la subestructura. La llave de corte es uno de los elementos que forma parte de las placas base de columnas, las que deben garantizar un adecuado anclaje y fijación de la estructura a la fundación mediante la acción de una serie de piezas. Existen distintas geometrías de llaves de corte (planchas simples, perfiles doble T, perfiles tubulares), pero la más utilizada en nuestro país es el perfil cruz, ya que es capaz de resistir esfuerzos laterales en dos direcciones perpendiculares.

En zonas de alta sismicidad como Chile, los esfuerzos de corte basales pueden llegar a ser de gran magnitud, por lo que las llaves de corte deben estar presentes en casi la totalidad de las estructuras de acero y en consecuencia, el diseño de estos elementos adquiere gran relevancia. A pesar de esto, existen pocos estudios sobre su comportamiento. La normativa nacional vigente contiene algunos requisitos mínimos que se deben satisfacer, basados en criterios conservadores de diseño (INN, 2003). No se detalla una metodología para el cálculo de la resistencia, ni tampoco se hace mención a sus posibles modos de falla.

A nivel internacional la referencia más importante corresponde a una guía de diseño de la AISC, la cual aporta algunos fundamentos básicos para el cálculo de llaves de corte (AISC, 2003). Sin embargo, el elemento tratado en esta guía es una plancha simple de acero, lo que difiere con la geometría más utilizada en nuestro país, por lo que la aplicación de los principios ahí mencionados, no es directa y se requieren consideraciones adicionales para el diseño.

Debido a la escasez de estudios tanto experimentales como numéricos y/o analíticos enfocados en el comportamiento de la pieza de acero, a partir del año 2008 se comienza a desarrollar un programa experimental de investigación en la Universidad Federico Santa María, respecto a llaves de corte de distintas geometrías, siendo la primera etapa de este programa el estudio experimental de llaves de corte tipo cruz (Palma, 2008).

El presente trabajo de título tiene por objetivo estudiar de forma numérica, las llaves de corte de acero con geometría tipo cruz. Para esto se propone desarrollar modelos tridimensionales, basados en el método de los de elementos finitos, en el programa ANSYS *Workbench* y calibrarlos utilizando los datos experimentales antes mencionados, para luego analizar su comportamiento y modos de falla, contrastando los resultados obtenidos con las hipótesis y criterios de diseño actuales.

Este trabajo de investigación tiene su foco en el comportamiento de la llave de corte de acero y su respectivo modo de falla (dúctil), por lo que el modo de falla asociado al hormigón (frágil) no es reproducido en los modelos desarrollados.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 Objetivo general

Estudiar numéricamente el comportamiento de llaves de corte de acero en cruz, analizando los modos de falla y la resistencia del elemento.

1.2.2 Objetivos específicos

- ✓ Elaboración y calibración de un modelo de elementos finitos para llaves de corte tipo cruz.
- ✓ Identificación de modos de falla producidos en la llave de corte.
- ✓ Evaluación de la validez de las hipótesis utilizadas actualmente en el diseño de llaves de corte.

1.3 ALCANCES

1.3.1 CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN

Se presenta la motivación del trabajo de título, basada en la problemática no resuelta asociada al análisis de llaves de corte de acero para placas base de columnas. Además, se plantean los objetivos del trabajo, la metodología a seguir para llevarlo a cabo y los alcances por capítulo.

1.3.2 CAPÍTULO 2: ANTECEDENTES

Se realiza una recopilación de los antecedentes más relevantes para el trabajo. Se lleva a cabo una revisión bibliográfica sobre el tema, reconociendo las metodologías de cálculo propuestas en la literatura e incluyendo una breve descripción de los daños observados en bases de columnas para el sismo del Maule del 2010. Se recopilan los datos experimentales con los que el modelo de elementos finitos es calibrado, realizando un análisis y selección de éstos, explicando a su vez los aspectos fundamentales de los ensayos estudiados, sus consideraciones, hipótesis y resultados. Finalmente, se desarrolla el marco teórico del trabajo.

1.3.3 CAPÍTULO 3: CALIBRACIÓN MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

Se describe la elaboración del modelo de elementos finitos en la plataforma ANSYS *Workbench* y su calibración utilizando datos experimentales. Para la calibración se varían diferentes parámetros, como propiedades de los materiales y tipos de contacto, entre otros. El objetivo de este capítulo es reproducir el comportamiento de los ensayos seleccionados, logrando resultados físicos aceptables y adecuados para el sistema estructural. En este capítulo además se incluyen algunos análisis de sensibilidad, para observar la influencia de ciertas variables en la respuesta global.

1.3.4 CAPÍTULO 4: ANÁLISIS DEL MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

En este capítulo, utilizando los modelos calibrados, se analiza el comportamiento del sistema resistente en general y de la llave de corte en particular, identificando el modo de falla producido y la resistencia asociada del elemento. Luego, se contrastan los resultados obtenidos con los criterios de diseño disponibles en la literatura, verificando sus respectivas hipótesis. El comportamiento de los elementos circundantes a la llave también es revisado y se analiza la influencia de los parámetros calibrados en la respuesta global y local. Finalmente, se realiza un análisis paramétrico, variando dimensiones de la geometría de la llave de corte, para analizar su influencia en el modo de falla identificado y en la respuesta del sistema.

1.3.5 CAPÍTULO 5: CONCLUSIONES Y LIMITACIONES

En este capítulo se describen los resultados obtenidos más relevantes, se exponen las limitaciones presentes y se realizan las conclusiones del trabajo. Además, se plantean recomendaciones para investigaciones futuras.

CAPÍTULO 2. ANTECEDENTES

En este capítulo se exponen los antecedentes del trabajo. En primer lugar, se realiza una revisión bibliográfica en la cual se incluyen las fuentes de información más importantes sobre llaves de corte para placas base de columnas. Dentro de esta revisión, los puntos que se estudian con detalle, son los que proponen alguna metodología de cálculo y/o algún criterio de diseño para las llaves de corte. También se incluye una breve descripción de los daños observados en bases de columnas, ocurridos durante el terremoto del Maule del 2010.

En una segunda etapa se seleccionan los datos experimentales con los que se realiza, en capítulos posteriores, la calibración del modelo de elementos finitos, explicando el criterio de selección de estos ensayos. Finalmente, se presenta el marco teórico del trabajo, que incluye todos los conceptos y definiciones necesarias para realizar los análisis posteriores.

2.1 REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA

2.1.1 Norma Chilena NCh2369.Of 2003 (INN, 2003)

La Norma Chilena NCh2369.Of2003: “*Diseño sísmico de estructuras e instalaciones industriales*”, corresponde a la principal referencia nacional para el diseño de estructuras de acero. En su artículo 8.6 “Anclajes”, se señalan una serie de condiciones referidas al diseño al corte en las placas bases de columnas. En la Tabla 2.1 se presenta un resumen de estas disposiciones:

Tabla 2.1: Disposiciones referidas al diseño de placas bases de columnas (INN, 2003)

Artículo	Indicación
8.6.3	<p>Las placas bases de columnas y equipos en general deben estar provistas de placas de corte o topes sísmicos diseñados para transmitir el 100% del esfuerzo de corte basal.</p> <p>Se exceptúan de esta exigencia los casos siguientes:</p> <p>a) Apoyos con esfuerzo de corte inferior a 50 kN; en este caso se aceptará tomar el corte con los pernos, considerando que sólo dos de ellos son activos para ese fin y las correspondientes fórmulas de interacción corte-tracción.</p> <p>b) Bases de estanques y equipos provistos de nueve o más pernos; en este caso se aceptará tomar el 100% del corte con los pernos, considerando activos un tercio del número total de pernos, y aplicando las correspondientes fórmulas de interacción corte-tracción con la tracción máxima y el corte así calculado.</p> <p>c) Estanques de razón de aspecto menor que uno, que no requieren anclaje de acuerdo con 11.8. En este caso el corte podrá ser tomado con conicidad en la base.</p>
8.6.4	<p>En el diseño de la placa de corte no se debe considerar la resistencia del mortero de nivelación.</p>

8.6.5	El diseño de los elementos de anclaje al corte no debe contemplar el roce entre la placa base y la fundación.
8.6.6	No se debe considerar la superposición de resistencia entre placas de corte y pernos de anclaje.
8.6.8	El hormigón de las fundaciones se debe diseñar para resistir los esfuerzos verticales y horizontales transmitidos por los elementos metálicos de anclaje. La resistencia del hormigón y sus refuerzos debe ser tal que la eventual falla se produzca en los dispositivos metálicos de anclaje y no en el hormigón.

2.1.2 Guía de Diseño N°1 “*Column Base Plates*” (AISC, 2003)

En esta guía de diseño se señalan cuatro posibles formas para resistir las fuerzas de corte en las placas bases de columnas:

- **Desarrollo de fricción para resistir el corte**

El desarrollo de la fricción depende directamente de la compresión axial. La fuerza resistente de fricción se obtiene de multiplicar el coeficiente de fricción por la fuerza de compresión normal a la superficie de contacto. Se recomienda considerar solo el 75% de las cargas axiales de compresión, para no sobreestimar la resistencia al corte mediante este mecanismo.

- **Fuerza de corte resistida por los pernos de anclaje**

Los pernos de anclaje también pueden resistir las fuerzas de corte generadas en la placa base, pero debido a que el diámetro de las perforaciones en las placas bases, son mayores a las del perno de anclaje (para facilitar el montaje de la columna), es improbable que todos los pernos puedan estar en contacto con la placa base para el desarrollo de la resistencia al corte. Se recomienda que el uso de los pernos de anclajes, como mecanismo de resistencia al corte, debiese estar limitado para bajos esfuerzos.

- **Penetración de la base de la columna dentro de la fundación**

En este caso el corte es transmitido horizontalmente por medio de la columna, teniendo la placa base un papel secundario. La altura embebida depende de la resistencia del concreto circundante. En la práctica esta opción resulta poco conveniente pues se requiere dejar montada la columna antes de vaciar el hormigón de la fundación, en el caso de no existir una casilla, o antes de vaciar el mortero de nivelación, en el caso de dejar una casilla previamente en el bloque.

- **Utilización de llaves de corte**

Esta opción se refiere a la utilización de llaves de corte. Éstas son placas soldadas perpendicularmente a la placa base, transfiriendo la fuerza de corte al actuar como una viga en voladizo, como se muestra en la Figura 2.1:

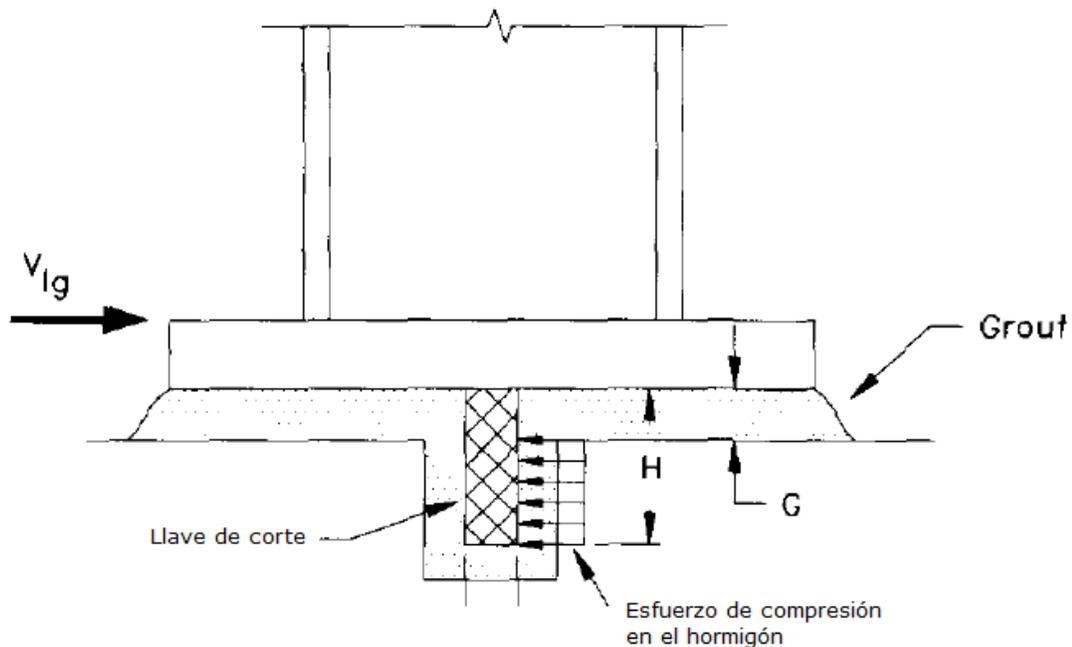


Figura 2.1: Llave de corte actuando como viga en voladizo (AISC, 2003)

En esta guía se entrega una metodología básica para el diseño de llaves de corte. En primer lugar, se limita la tensión de contacto con el hormigón, lo que condiciona las dimensiones de la plancha que forma la llave de corte. Luego, se calcula el espesor de la plancha de acuerdo a la flexión en su base. A continuación se describen los pasos a seguir detallados en la guía de diseño, mostrando de forma paralela el diseño ASD y LRFD:

i. Tensión de contacto en el hormigón

Se limita la tensión de contacto en el hormigón, proponiendo un valor conservador de $0.35f'_c$ para el método de diseño ASD correspondiente a la tensión admisible para el hormigón no confinado. De forma paralela se tiene una presión de contacto nominal de $0.85\phi_c f'_c$ para el método LRFD. Las dimensiones de la llave de corte se calculan como se muestra en la Tabla 2.2:

Tabla 2.2: Área de contacto necesaria para llave de corte (AISC, 2003)

Método de diseño ASD	Método de diseño LRFD
$A_{lg} = \frac{V_{lg}}{0,35 \cdot f'_c}$	$A_{lgu} = \frac{V_{lgu}}{0,85 \cdot \phi_c \cdot f'_c}$
Dónde:	Dónde:
A_{lg} : Área de contacto necesaria	A_{lgu} : Área de contacto necesaria
$A_{lg} = (H - G) \cdot W$	$A_{lgu} = (H - G) \cdot W$
V_{lg} : Fuerza de corte de diseño	V_{lgu} : Fuerza de corte última
f'_c : Resistencia de compresión del hormigón	ϕ_c : Factor de resistencia de contacto del hormigón ($\phi_c = 0,6$)
W : Ancho de la llave de corte	W : Ancho de la llave de corte
H : Altura de la llave de corte	H : Altura de la llave de corte
G : Espesor del <i>grout</i>	G : Espesor del <i>grout</i>

ii. Momento en llave de corte

La llave de corte actuando como viga en voladizo, tiene un momento (por unidad de ancho) en la base, de acuerdo a las expresiones de la Tabla 2.3:

Tabla 2.3: Cálculo de momento en la llave de corte (AISC, 2003)

Método de diseño ASD	Método de diseño LRFD
$M_{lg} = \left(\frac{V_{lg}}{W} \right) \cdot \left[\frac{H + W}{2} \right]$	$M_{lgu} = \left(\frac{V_{lgu}}{W} \right) \cdot \left[\frac{H + W}{2} \right]$
<p>Dónde:</p> <p>M_{lg} : Momento en la llave de corte (por unidad de ancho)</p> <p>V_{lg} : Fuerza de corte de diseño</p> <p>W : Ancho de la llave de corte</p> <p>H : Altura de la llave de corte</p> <p>G : Espesor del <i>grout</i></p>	<p>Dónde:</p> <p>M_{lgu} : Momento último en la llave de corte (por unidad de ancho)</p> <p>V_{lgu} : Fuerza de corte última</p> <p>W : Ancho de la llave de corte</p> <p>H : Altura de la llave de corte</p> <p>G : Espesor del <i>grout</i></p>

Finalmente, el espesor de la llave de corte se obtiene considerando la resistencia a flexión de una placa de acero, como se muestra en la Tabla 2.4:

Tabla 2.4: Cálculo de espesor de la llave de corte (AISC, 2003)

Método de diseño ASD	Método de diseño LRFD
$t_{lg} = \sqrt{\frac{6 \cdot M_{lg}}{0,75 \cdot f_y}}$	$t_{lg} = \sqrt{\frac{4 \cdot M_{lgu}}{0,90 \cdot f_y}}$
<p>Dónde:</p> <p>t_{lg} : Espesor de la llave de corte</p> <p>M_{lg} : Momento en la llave de corte (por unidad de ancho)</p> <p>f_y : Tensión de fluencia del acero</p>	<p>Dónde:</p> <p>t_{lg} : Espesor de la llave de corte</p> <p>M_{lgu} : Momento último en la llave de corte (por unidad de ancho)</p> <p>f_y : Tensión de fluencia del acero</p>

2.1.3 Estudio experimental de llaves de corte en cruz (Palma, 2008)

A partir del año 2008 en la Universidad Federico Santa María, se comienza a desarrollar un programa experimental de investigación respecto a llaves de corte de distintas geometrías, siendo la primera etapa de este programa, el estudio experimental de llaves de corte tipo cruz. En la Figura 2.2 se observa la sección transversal de una llave de corte tipo cruz y sus respectivas dimensiones. En esta figura también se muestra la disposición que comúnmente las llaves de corte tienen en las placas base de columnas.

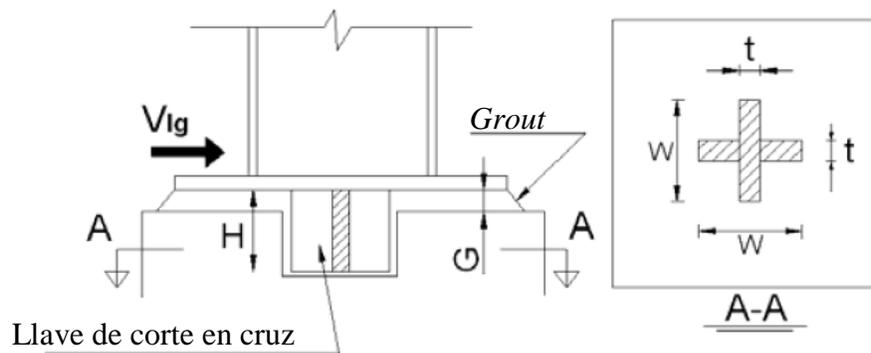


Figura 2.2: Esquema llave de corte en cruz (Aguirre, 2012)

Las probetas ensayadas consisten en 12 especímenes de llaves de corte tipo cruz, cuyas dimensiones se presentan en la Tabla 2.5:

Tabla 2.5: Dimensiones probetas ensayadas (Palma, 2008)

N° Ensayo	W (mm)	H (mm)	t (mm)	G (mm)
1	100	100	5	8
2	100	75	5	8
3	100	50	5	8
4	100	100	8	11
5	100	75	8	11
6	100	100	12	15
7	100	75	12	15
8	100	50	12	15
9	100	100	19	20
10	100	140	5	40
11	100	140	8	40
12	100	140	12	40

2.1.3.1 Montaje experimental

El montaje se compone de un bloque de hormigón, con dos llaves de corte iguales embebidas en éste de manera simétrica, con el propósito de evitar el volcamiento de la probeta. Las llaves de corte son fijadas a una pieza de acero proyectada de manera de transferir directamente la fuerza de corte hacia la llave sin que se generen momentos en la placa base por excentricidad de la carga aplicada. La máquina se opera manualmente y la aplicación de la carga es de tipo monotónica. La carga vertical de la máquina es distribuida uniformemente hacia ambas llaves de corte por medio de una pieza rígida de acero. Los especímenes son sometidos a una fuerza de corte hasta alcanzar la falla, ya sea en la llave de corte o en el hormigón del bloque. El montaje experimental descrito se muestra en la Figura 2.3:

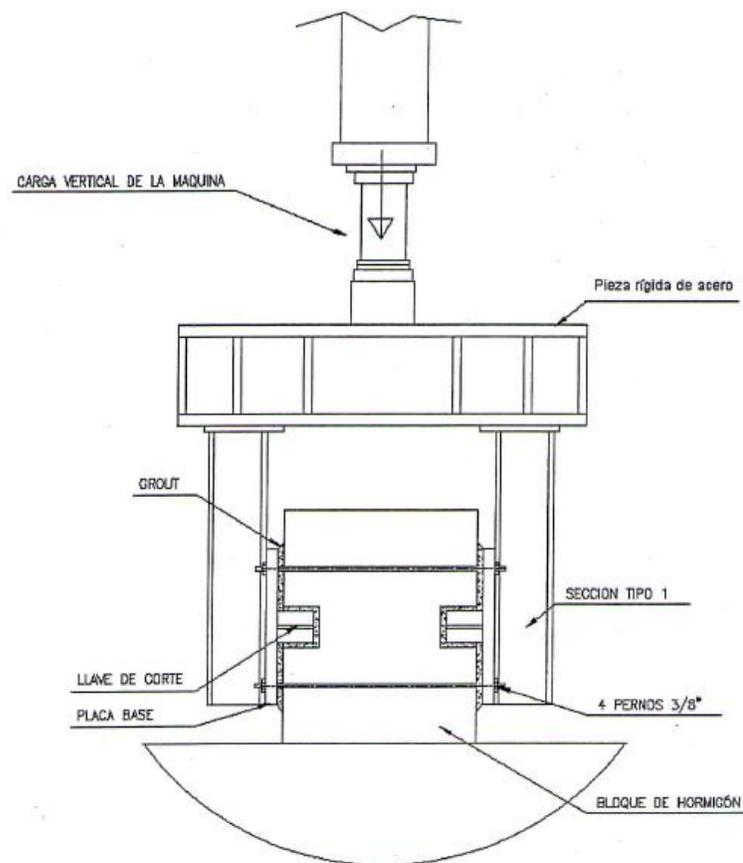


Figura 2.3: Montaje experimental ensayos de llave de corte en cruz (Palma, 2008)

En el bloque de hormigón se dispone de una casilla para la posterior colocación de la llave de corte y del *grout* de relleno. En la Figura 2.4 se muestran las dimensiones del bloque de hormigón:

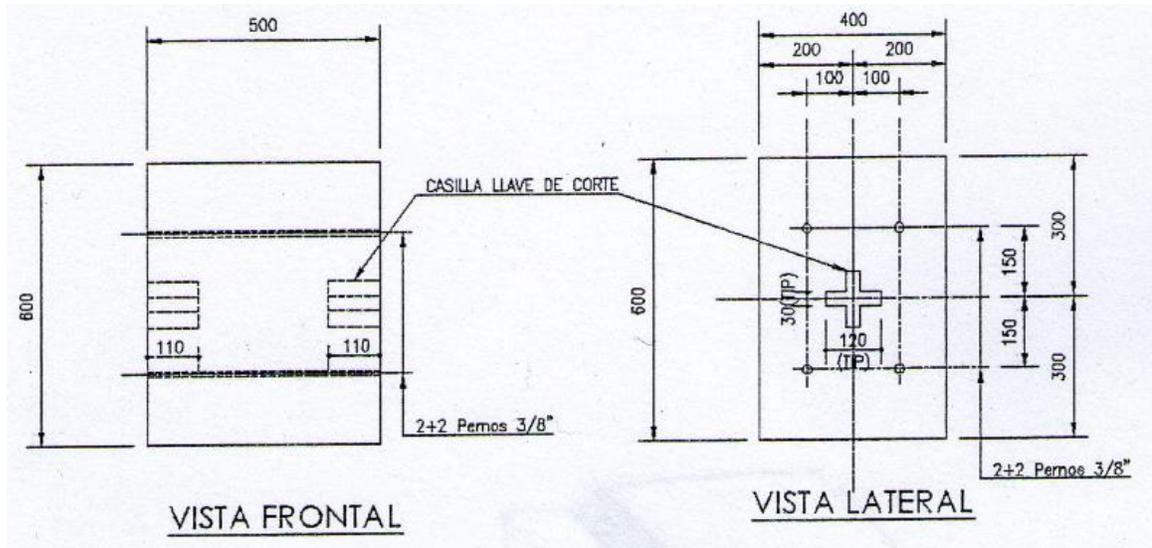


Figura 2.4: Detalle dimensiones de bloque de hormigón (Palma, 2008)

El acero de refuerzo utilizado corresponde a barras estriadas A63-42H. En la Figura 2.5 se muestra el detalle de la armadura de refuerzo del bloque:

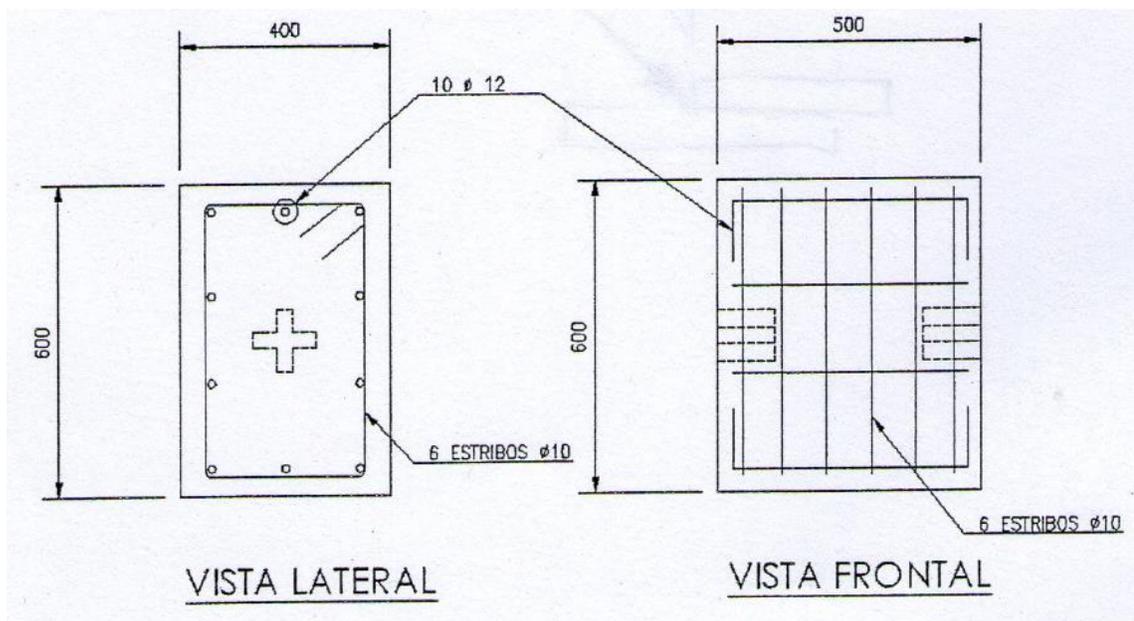


Figura 2.5: Detalle armadura de bloque de hormigón (Palma, 2008)

Las dimensiones y espesor de la placa base se definen para generar un elemento rígido que sea capaz de transferir toda la carga vertical directamente, sin que se produzcan excentricidades por el punto de aplicación de la carga. En la Figura 2.6 se expone el detalle de la sección tipo I y en la Figura 2.7 se muestra el detalle de la placa base:

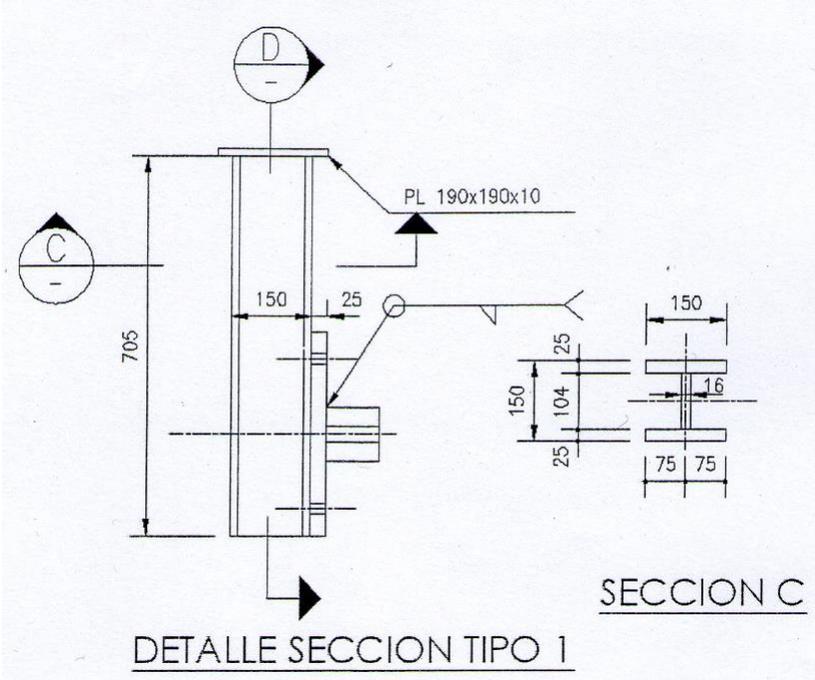


Figura 2.6: Detalle sección tipo I (Palma, 2008)

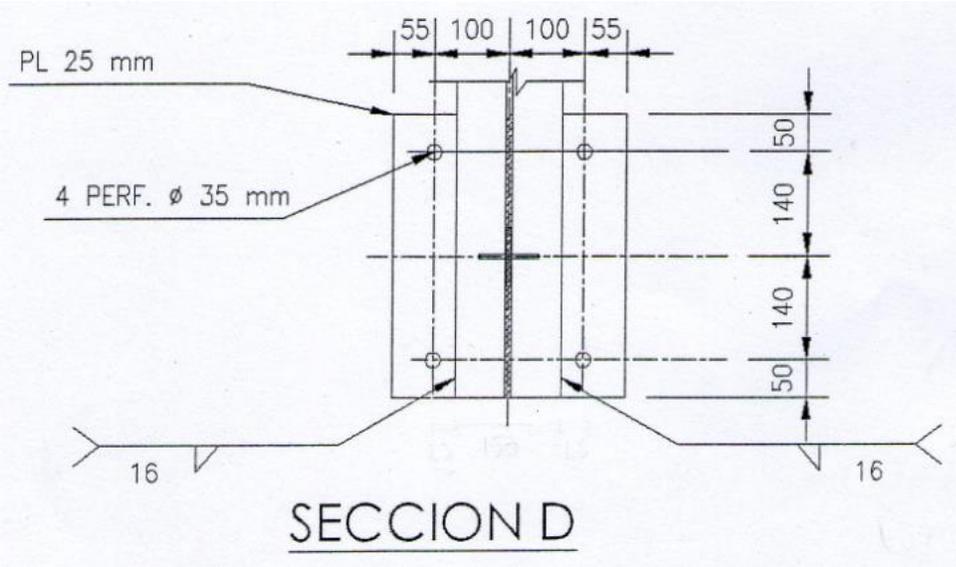


Figura 2.7: Detalle dimensiones placa base (Palma, 2008)

El montaje experimental planteado busca aislar lo más posible el efecto del corte en el sistema, tratando de aminorar la ocurrencia de otros tipos de esfuerzos, como son la flexión en la placa base y la tracción/corte en los pernos de anclaje. Es por esto que:

- Se ubican las llaves de corte de manera simétrica (para restringir el volcamiento de la probeta).
- Se considera un elemento rígido para transmitir el esfuerzo de corte a la placa (para restringir la flexión en la placa base).
- Se considera un sobredimensionamiento en las perforaciones en la placa base, para los pernos de anclaje (para restringir el aporte al corte de los pernos de anclaje).

2.1.3.2 Materiales

Para obtener las propiedades de los materiales, se realizaron ensayos. Algunas de estas propiedades son utilizadas posteriormente en la elaboración del modelo de elementos finitos, por lo que los valores obtenidos en el programa experimental, se exponen a continuación:

2.1.3.2.1 Hormigón Bloque

Se tomaron muestras cúbicas de probetas de 20 x 20 cm, y se ensayaron a compresión. Los resultados obtenidos se muestran a continuación (Tabla 2.6, Tabla 2.7 y Tabla 2.8) para las llaves de corte indicadas:

Tabla 2.6: Resistencia hormigón bloque, Llave N°1 (Palma, 2008)

Muestra	$f_c^{cub} (kgf/cm^2)$	$f_c^{cub} \text{ promedio} (kgf/cm^2)$
A	376,2	387,9
B	399,5	

Tabla 2.7: Resistencia hormigón bloque, Llaves N° 3, 4, 6, 8, 9 (Palma, 2008)

Muestra	$f_c^{cub} (kgf/cm^2)$	$f_c^{cub} \text{ promedio} (kgf/cm^2)$
A	279,8	304,2
B	328,5	

Tabla 2.8: Resistencia hormigón bloque, Llaves N° 2, 5, 7, 10, 11, 12 (Palma, 2008)

Muestra	$f_c^{cub} (kgf/cm^2)$	$f_c^{cub} \text{ promedio} (kgf/cm^2)$
A	261	261,5
B	262	

2.1.3.2.2 Grout de nivelación

Se tomaron muestras cúbicas de probetas de 15 x 15 cm, y se ensayaron a compresión. Los resultados obtenidos se muestran en la Tabla 2.9:

Tabla 2.9: Resistencia a compresión *grout* (Palma, 2008)

Muestra	$f_c (kgf/cm^2)$	Llave de corte
A	416,6	1
B	328,2	2, 3, 4, 6, 9
C	464,4	5, 7, 8, 10, 11, 12

2.1.3.2.3 Acero

El acero utilizado tanto para las llaves de corte como para las placas base, corresponde a un acero ASTM A36. Como parte del trabajo experimental, una muestra fue ensayada de acuerdo a la norma ASTM A370, para obtener el valor real de la fluencia. En la Figura 2.8 se muestra la curva esfuerzo deformación resultante. En la Tabla 2.10 se exponen los valores de la fluencia y de la tensión última que fueron calculados a partir de la curva:

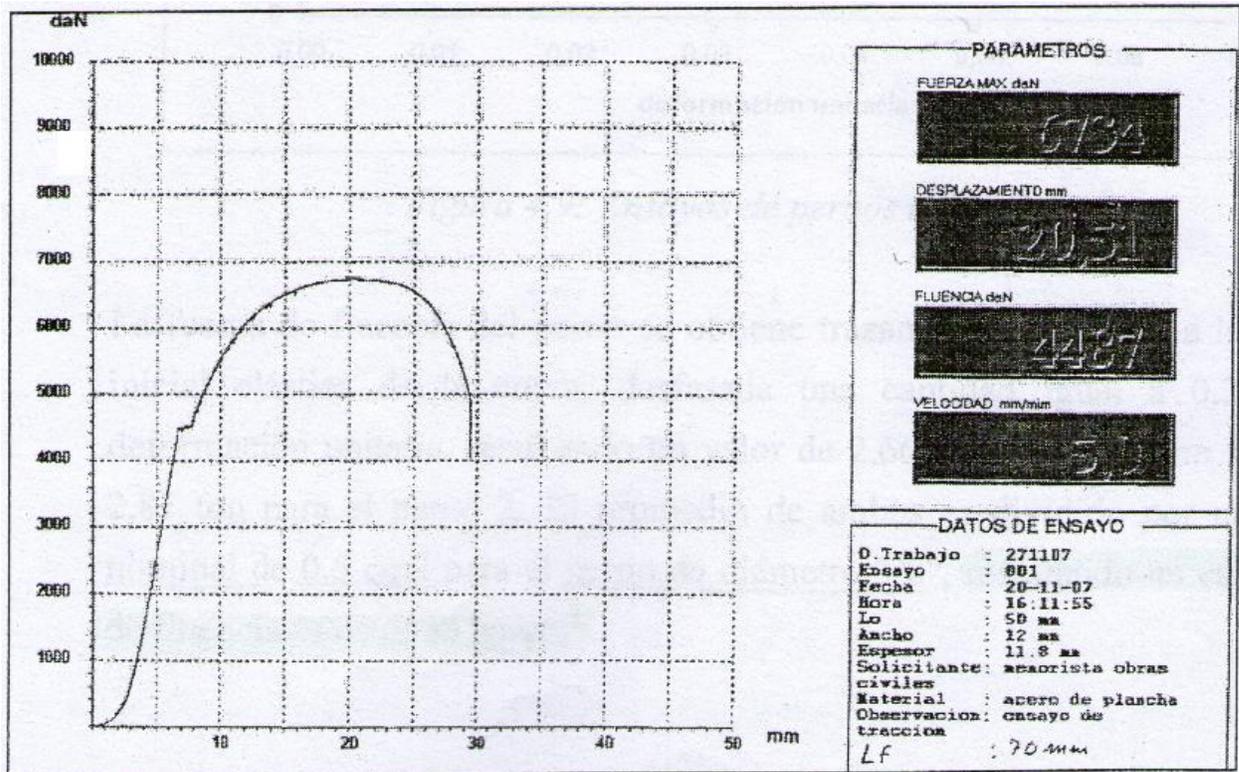


Figura 2.8: Ensayo acero llave de corte (Palma, 2008)

Tabla 2.10: Propiedades acero ASTM A36 ensayado (Palma, 2008)

Muestra	f_y (kgf/cm^2)	f_u (kgf/cm^2)
A	3169	4756

2.1.3.2.4 Pernos de anclaje

Los pernos utilizados en el montaje corresponden a pernos de alta resistencia, de diámetro nominal de 3/8" y largos estándar de 1.0 metro. En la Figura 2.9 se muestra la curva esfuerzo deformación obtenida. La fluencia calculada se expone en la Tabla 2.11, considerando una sección transversal nominal de los pernos de 0.5cm².

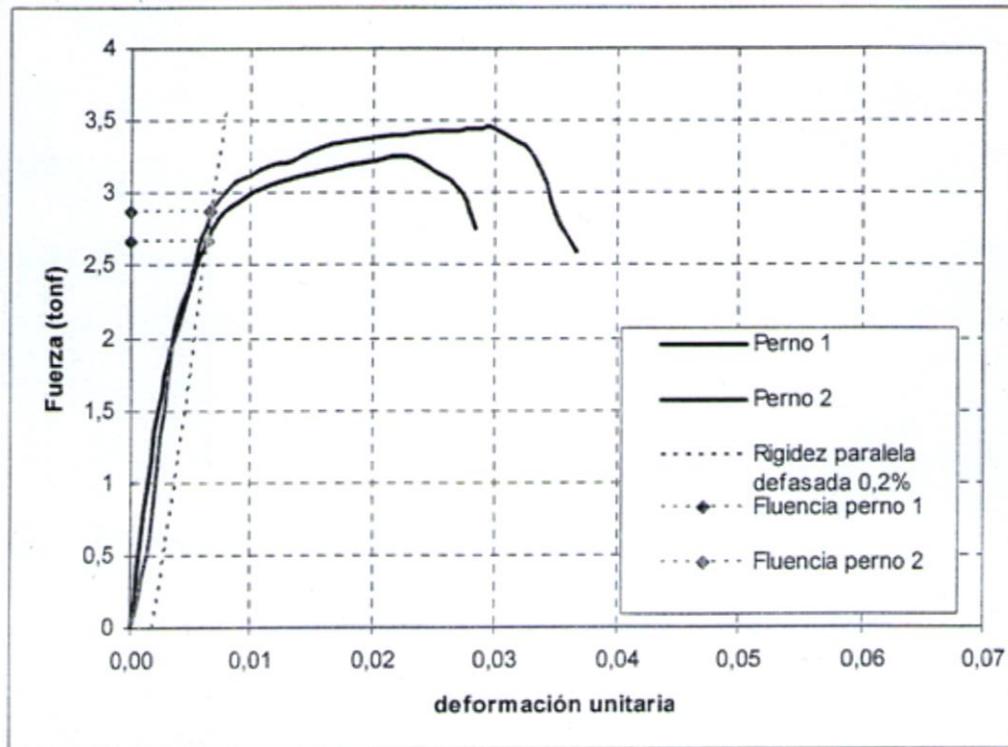


Figura 2.9: Ensayo de pernos de anclajes (Palma, 2008)

Tabla 2.11: Cálculo fluencia pernos de anclaje (Palma, 2008)

Pernos	P_y (tonf)	P_y promedio (kgf)	f_y promedio (kgf/cm²)
Nº1	2,66	2765	5530
Nº2	2,87		

2.1.3.3 Mediciones

2.1.3.3.1 Sistema de carga

La máquina que se utilizó en los ensayos tiene capacidad de aplicar una carga vertical de gran magnitud, la que se distribuye de forma equitativa hacia las probetas de acero por medio de una viga rígida, la que se muestra en la Figura 2.10. La carga se midió por medio de una celda de carga, cuya ubicación también se expone en la Figura 2.10:

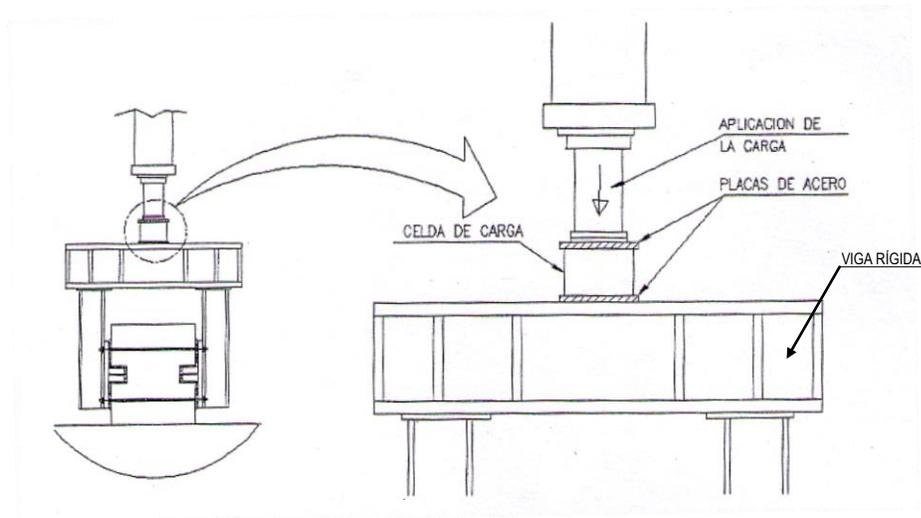


Figura 2.10: Celda de carga utilizada en los ensayos (Palma, 2008)

2.1.3.3.2 Medición de desplazamientos

En el montaje proyectado se consideraron dos mediciones de desplazamiento. En primer lugar, se consideró la medición de los desplazamientos relativos de cada una de las placas con respecto al bloque de hormigón. Para esto transductores de desplazamiento fueron colocados en la parte superior de cada probeta, como se muestra en la Figura 2.11:

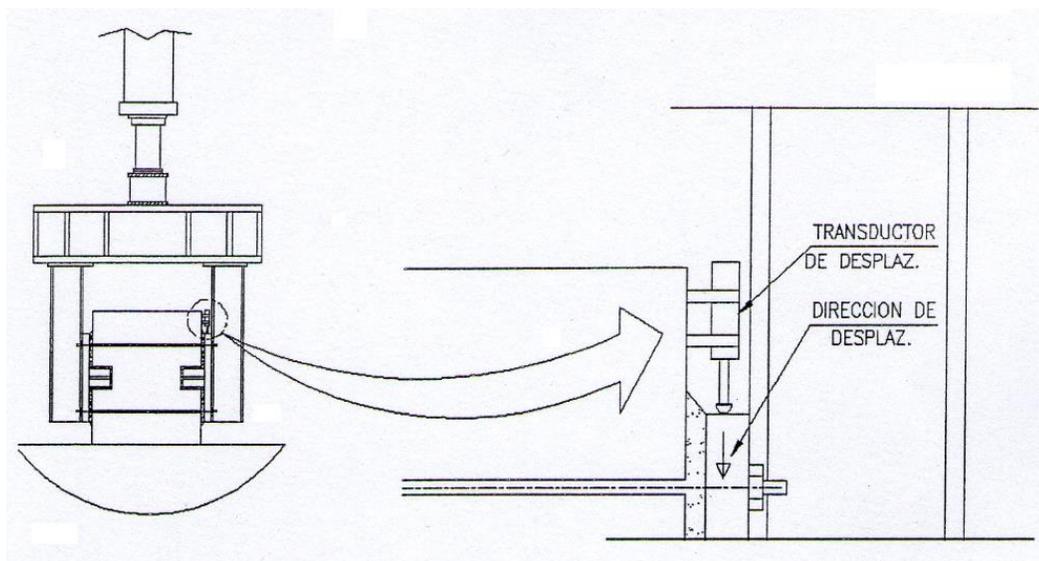


Figura 2.11: Ubicación transductor de desplazamiento para placa base (Palma, 2008)

En segundo lugar, se intentó obtener la deformación de la llave de corte dentro del hormigón. Para esto se colocaron transductores alineados que medían el desplazamiento de varillas de acero conectadas directamente a la llave de corte, como se muestra en la Figura 2.12. La cantidad y ubicación de los transductores dependía de la altura (H) de la llave.

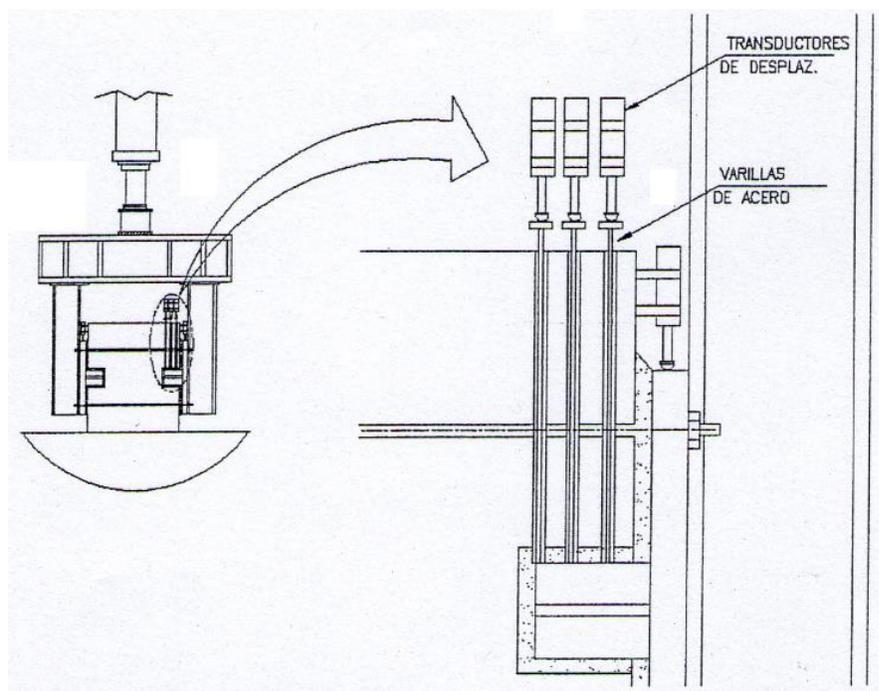


Figura 2.12: Ubicación transductor de desplazamiento para llave de corte (Palma, 2008)

2.1.3.4 Resultados

De los resultados obtenidos, se identifican dos modos de falla: compresión en hormigón, que corresponde a una falla frágil, y fluencia al corte en la llave, que corresponde a una falla dúctil. Los gráficos de carga normalizada vs desplazamiento de la placa base, generados en este estudio experimental, se muestran en la Figura 2.13 para la falla en el acero, y en la Figura 2.14 para la falla en el hormigón:

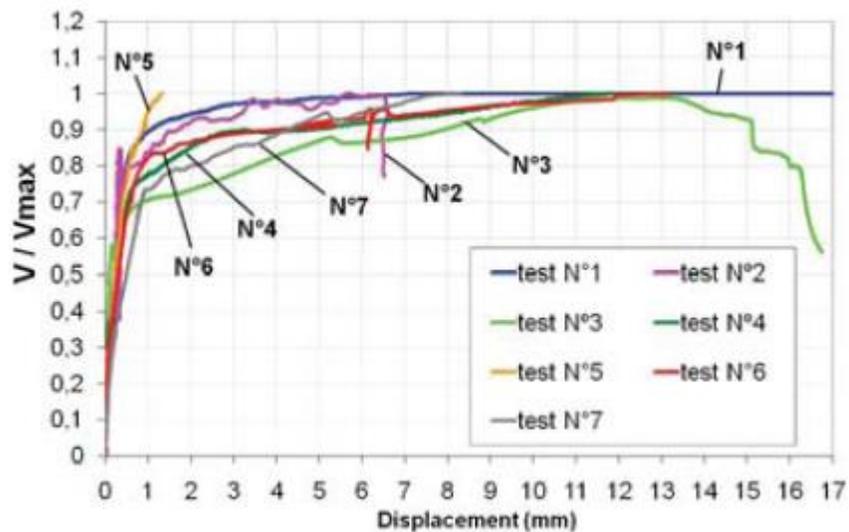


Figura 2.13: Carga vs desplazamiento, falla por fluencia al corte (Aguirre y Palma, 2009)

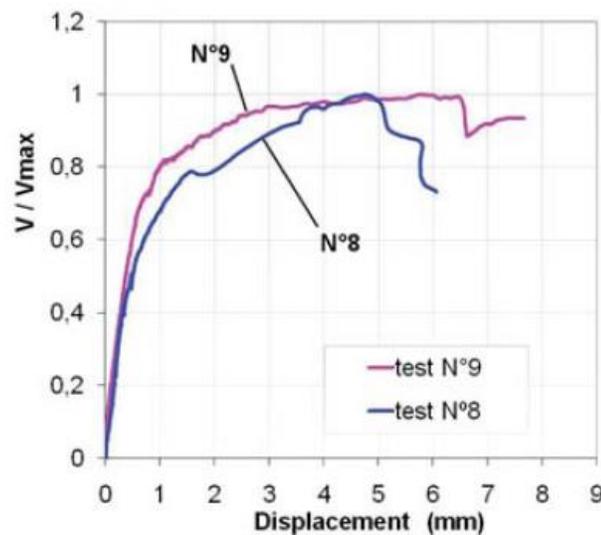


Figura 2.14: Carga vs desplazamiento, falla en el hormigón (Aguirre y Palma, 2009)

Se observa que las llaves desde la N°1 a la N°7 presentaron falla por fluencia al corte en la pieza de acero. Las llaves N°8 y N°9 presentaron falla por compresión en el hormigón. Por último, las llaves N°10, N°11 y N°12, que se diseñaron con un espesor mucho mayor de *grout*, también presentaron falla en el acero.

La fórmula que se utiliza para calcular la capacidad al corte nominal del hormigón se basa en los ensayos de Rotz & Reifshneider (Rotz, 1989). Esta expresión considera el aporte a la compresión del hormigón y el efecto del confinamiento generado en el hormigón debido a la placa base y a los pernos de anclaje. La expresión se muestra en la Ec. 2.1 (Palma, 2008):

$$V_{hormigón} = 1,32 \cdot f_c \cdot A_b + 1,84 \cdot (P_y - P_a) \quad \text{Ec. 2.1}$$

Dónde:

$V_{hormigón}$: Capacidad resistente del hormigón
f_c	: Resistencia de compresión del hormigón
A_b	: Área de compresión de la llave de corte
	$A_b = (H - G) \cdot W$
P_y	: Carga de fluencia de los anclajes
	Fluencia cada perno: 2.77 tonf
	Fluencia de 4 pernos: $P_y = 11.1$ tonf
P_a	: Carga axial aplicada $P_a = 0$
H	: Altura de la llave de corte
G	: Espesor del <i>grout</i>
W	: Ancho de la llave de corte

Por otro lado, la fórmula que se utiliza para calcular la capacidad resistente al corte de la llave está basada en la teoría de Von Mises, donde la tensión de fluencia al corte viene dada por $\tau_y = 0.6f_y$. La expresión se muestra en la Ec. 2.2 (Palma, 2008):

$$V_{corte} = 0.6f_y \cdot A_{corte} \quad \text{Ec. 2.2}$$

Dónde:

V_{corte}	: Capacidad al corte de la llave
A_{corte}	: Área transversal de la llave de corte
	$A_{corte} = 2Wt - t^2$
f_y	: Tensión de fluencia a tracción del acero
	$f_y = 3169 \text{ kgf/cm}^2$
t	: Espesor de la llave de corte
W	: Ancho de la llave de corte

Utilizando las expresiones antes descritas, se comparan los valores teóricos planteados con los valores experimentales obtenidos de los ensayos. Para la falla por fluencia al corte (Llaves N°1 a N°7) el promedio de la relación entre los valores experimentales y teóricos es de 1,02 con una desviación estándar de 8%. Para la falla por compresión en el hormigón (Llaves N°8 y N°9) el promedio de la relación entre los valores experimentales y teóricos es de 0.91 con una desviación estándar de 6%. En los especímenes diseñados para analizar la influencia del *grout* por su parte, el promedio de la relación entre los valores experimentales y teóricos es de 1.02 con una desviación estándar de 20%. Los resultados obtenidos muestran una buena correlación entre los valores teóricos propuestos y los valores experimentales.

2.1.3.5 Metodología propuesta

En base al comportamiento de los ensayos, y de los análisis teóricos desarrollados, Palma (2008) generó recomendaciones de diseño para futuras llaves de corte. Éstas se exponen a continuación:

i. Diseño al corte de la llave

En primer lugar, Palma (2008) propuso diseñar la sección transversal de la llave, considerando la falla por fluencia al corte del acero. Las expresiones propuestas se muestran en la Tabla 2.12:

Tabla 2.12: Verificación de fluencia al corte de la llave (Palma, 2008)

Método de diseño ASD	Método de diseño LRFD
$A_{corte} \geq \frac{V_{lg}}{\frac{1}{FS} \cdot (0.6 \cdot fy) \cdot F_{esb}}$	$A_{corte} \geq \frac{V_{lg}}{\phi_v \cdot (0.6 \cdot fy) \cdot F_{esb}}$
<p>Dónde:</p> <p>V_{lg} : Fuerza de corte de diseño</p> <p>A_{corte} : Área de la llave de corte</p> $A_{corte} = 2 \cdot W \cdot t - t^2$ <p>$0.6 \cdot f_y$: Tensión de fluencia al corte del acero</p> <p>FS : Factor de seguridad</p> <p>FS = 1.67</p> <p>F_{esb} : Factor por esbeltez</p> <p>$F_{esb} = 0.9$ para $\frac{H-G}{W} < 0.7$</p> <p>$F_{esb} = 1.0$ para $\frac{H-G}{W} > 0.7$</p> <p>t : Espesor de la llave de corte</p> <p>W : Ancho de la llave de corte</p>	<p>Dónde:</p> <p>V_{lgu} : Fuerza de corte última</p> <p>A_{corte} : Área de la llave de corte</p> $A_{corte} = 2 \cdot W \cdot t - t^2$ <p>$0.6 \cdot f_y$: Tensión de fluencia al corte del acero</p> <p>ϕ_v : Factor de reducción</p> <p>$\phi_v = 0.9$</p> <p>F_{esb} : Factor por esbeltez</p> <p>$F_{esb} = 0.9$ para $\frac{H-G}{W} < 0.7$</p> <p>$F_{esb} = 1.0$ para $\frac{H-G}{W} > 0.7$</p> <p>t : Espesor de la llave de corte</p> <p>W : Ancho de la llave de corte</p>

ii. Cálculo de carga máxima de fluencia al corte en la llave

Una vez que se define la sección transversal de la llave, Palma (2008) propone calcular la carga máxima de corte que se puede generar en la llave cuando ésta fluye, basándose en recomendaciones del documento “*Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*” (AISC, 2010a). Esto último con el fin de que el hormigón resista en su totalidad dicha carga, y la fluencia completa de la llave ocurra antes que se produzca la falla en el hormigón. La carga máxima de fluencia se calcula como se muestra en la Ec. 2.3 (Palma, 2008):

$$V_{max} = 1.1 \cdot R_y [(0.6 \cdot f_y) \cdot A_{corte} \cdot \Omega_{exp}] \quad \text{Ec. 2.3}$$

Dónde:

V_{max} : Carga máxima de fluencia en la llave de corte

$(0.6 \cdot f_y)$: Esfuerzo de fluencia al corte del acero

R_y : Razón entre esfuerzo de fluencia esperado y el mínimo esfuerzo de fluencia especificado. Para acero calidad ASTM A36: $R_y = 1.5$

A_{corte} : Área transversal de la llave de corte (área de corte)

$$A_{corte} = 2 \cdot W \cdot t - t^2$$

t : Espesor de la llave de corte

W : Ancho de la llave de corte

Ω_{exp} : Sobre resistencia experimental de llave de corte. Para llaves de corte en cruz $\Omega_{exp} = 1.5$

iii. Verificación de esfuerzos de compresión en el hormigón

Para que no se produzca una falla frágil, Palma (2008) propone que el hormigón sea capaz de resistir toda la fuerza de corte V_{max} calculada según el punto anterior. Las expresiones propuestas por Palma (2008) para la verificación de la compresión en el hormigón, consideran las recomendaciones de diseño del ACI-349 (ACI 349, 2001), y se exponen en la Tabla 2.13:

Tabla 2.13: Verificación de esfuerzos de compresión en el hormigón (Palma, 2008)

Método de diseño ASD	Método de diseño LRFD
$A_{lg} = \frac{V_{max}}{\frac{1}{FS} \cdot (1.3 \cdot f'_c)}$ $\frac{H - G}{W} \leq 1.0$	$A_{lg} = \frac{V_{max}}{\phi \cdot (1.3 \cdot f'_c)}$ $\frac{H - G}{W} \leq 1.0$
<p>Dónde:</p> <p>A_{lg} : Área de contacto necesaria</p> $A_{lg} = (H - G) \cdot W$ <p>V_{max} : Carga máxima de fluencia en la llave</p> <p>f'_c : Resistencia de compresión del hormigón</p> <p>FS : Factor de seguridad</p> <p>FS = 1.67</p> <p>H : Altura de la llave de corte</p> <p>G : Espesor del <i>grout</i></p> <p>W : Ancho de la llave de corte</p>	<p>Dónde:</p> <p>A_{lg} : Área de contacto necesaria</p> $A_{lg} = (H - G) \cdot W$ <p>V_{max} : Carga máxima de fluencia en la llave</p> <p>f'_c : Resistencia de compresión del hormigón</p> <p>ϕ : Factor de reducción</p> <p>$\phi = 0.7$</p> <p>H : Altura de la llave de corte</p> <p>G : Espesor del <i>grout</i></p> <p>W : Ancho de la llave de corte</p>

2.1.4 Daño observado en bases de columnas para el sismo del 27-F

El terremoto del Maule ocurrido el 27 de Febrero del 2010, de magnitud momento 8.8 y comúnmente conocido como 27-F, provocó diversos daños en estructuras industriales de nuestro país, como plantas de celulosa y papel, estructuras portuarias, siderúrgicas, bodegas de vino, estanques de acero, silos, etc. poniendo a prueba las disposiciones de la normativa chilena vigente: NCh2369.Of2003 (INN, 2003). El tipo y cuantía de los daños observados en estas estructuras permitió concluir que las instalaciones bien diseñadas según lo establecido en la norma NCh2369 Of.2003 o criterios de diseño equivalentes, tuvieron un buen desempeño frente al terremoto (Montecinos, Herrera, Verdugo y Beltrán, 2012).

Los daños reportados en este sismo que atañen al presente estudio, corresponden a daños en los pedestales y en los pernos de anclaje, ambos elementos presentes en las bases de columnas.

- **Pedestales fallados**

Existen muchos registros de fallas en pedestales de hormigón, incluyendo el mortero de nivelación (*grout*), que en varios casos se presentó triturado (Figura 2.15 a) o fisurado (Figura 2.15 b).

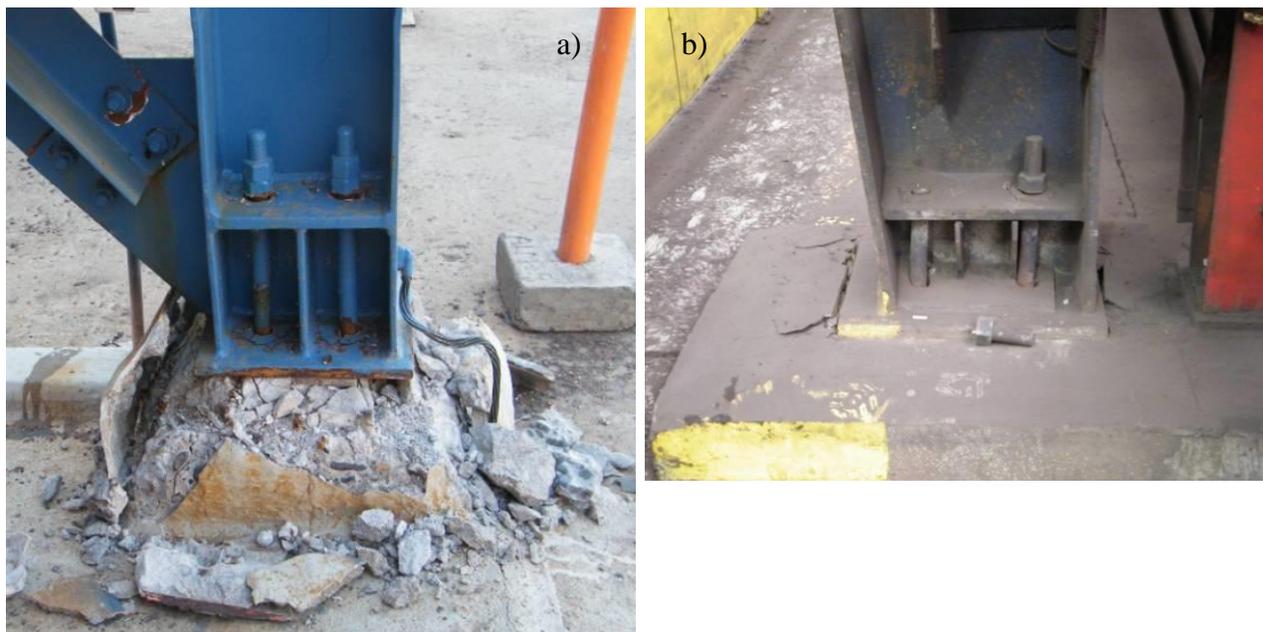


Figura 2.15: Pedestales con daño: a) Hormigón triturado; b) Daño en *grout* y pernos de anclaje (Montecinos et al., 2012)

También se reportó que la mayor parte de los pedestales fallaron por esfuerzos locales de corte (Figura 2.16) o mal detallamiento de las armaduras (Figura 2.17 a) (Montecinos et al., 2012).



Figura 2.16: Pedestales fracturados por corte local (Montecinos et al., 2012)

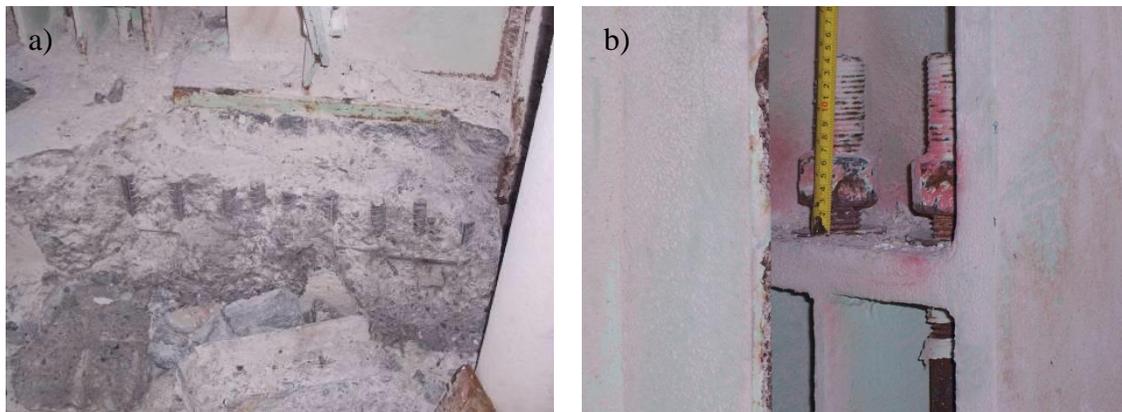


Figura 2.17: Detalles: a) Armadura de pedestal típico; b) Pernos de anclaje que fluyeron (Montecinos et al., 2012)

De esta forma, se aprecia que en las bases de columnas, específicamente en los pedestales, los elementos de concreto (fundación y mortero de nivelación) sufrieron un grado importante de daño durante el último sismo de gran magnitud registrado en nuestro país.

- **Pernos de anclaje en fluencia**

Se observaron numerosos pernos de anclaje en estructuras que fluyeron y quedaron sueltos, como se muestra en la Figura 2.17 b) (Montecinos et al., 2012).

También fueron reportados casos en que una fluencia sin control en los pernos de anclaje, provocó el corte de éstos por su nivel de deformación, como se aprecia en la Figura 2.15 b).

Así, de lo observado en el terremoto, parece recomendable conservar el criterio de permitir fluencia en los pernos, ya que son zonas y mecanismos de disipación de energía y al mismo tiempo, elementos reparables con facilidad. Esto se cumple, solo si la fluencia es controlada, es decir, si se limita el nivel de estiramiento de los pernos (Montecinos et al., 2012).

De esta forma, de lo reportado se aprecia que en las bases de columnas los pernos de anclaje también sufrieron un grado importante de daño durante el último terremoto al tomar ciclos de carga de tracción y compresión, no así esfuerzos de corte, lo que estaría acorde a los criterios de diseño señalados en la normativa vigente (INN, 2003).

Los dos tipos de fallas antes descritas, fueron las observadas en bases de columnas debido al sismo del 27-F. No se realizaron observaciones con respecto al desempeño de las llaves de corte, en términos de si fallaron o no, principalmente por que al estar embebidas en el hormigón, no están a la vista, requiriéndose una intervención más profunda para poder inspeccionarlas.

2.2 DESCRIPCIÓN Y SELECCIÓN DE DATOS EXPERIMENTALES

En esta sección se realiza la selección y descripción de los datos experimentales que se utilizan, en capítulos posteriores, para la calibración del modelo computacional. En primer lugar, se exponen los criterios de selección utilizados. Luego, una vez seleccionadas las probetas a modelar, se describen los aspectos generales de sus respectivos ensayos y se exponen la curvas carga versus desplazamiento que caracterizan su respuesta.

El aspecto fundamental de la elección tiene que ver con el objetivo de este trabajo de título, el cual consiste en estudiar el comportamiento de la llave de corte de acero. Es por esta razón que el primer filtro para la selección de los datos experimentales, es el tipo de falla observado, siendo descartados los ensayos que presentan falla en el hormigón, los que corresponden a los especímenes de las Llaves N°8 y N°9.

A pesar de que las Llaves de corte N°10, N°11 y N°12 presentan falla en el acero, éstas también se descartan ya que son las que se utilizan en el estudio experimental, para evaluar la influencia del *grout* en la respuesta del sistema. Por lo tanto se deben seleccionar los especímenes a modelar entre las Llaves N°1 y N°7, que son las que presentan falla en la pieza de acero. Los criterios utilizados se presentan a continuación.

2.2.1 Criterios de selección

Como se menciona anteriormente, el primer criterio de selección corresponde al modo de falla observado, descartando los que presenten falla en el hormigón. Esto restringe la selección a las primeras siete llaves de corte. Los demás criterios tienen relación con el comportamiento de los ensayos en general; las mediciones obtenidas, si existieron o no problemas con el montaje experimental o si se presenta alguna señal de daño en los componentes de hormigón. A continuación se describen los criterios de selección utilizados, en orden de importancia:

- **Falta de mediciones en alguna de las llaves de corte**

Este criterio consiste en descartar aquellos ensayos en donde no se cuente con el registro de alguna de las dos llaves embebidas en el bloque de hormigón. Si bien el montaje experimental se proyecta simétrico, existen diversos factores que pueden provocar asimetrías en el sistema, y si no se cuenta con el registro de mediciones de ambas llaves de corte, no es posible evaluar este efecto. Tampoco se podría evaluar el aporte de la llave de la cual no se tiene registro, ni validar el comportamiento de la llave en que si hay mediciones.

- **Respuestas considerablemente diferentes en las llaves de corte**

Este criterio consiste en descartar aquellos ensayos en donde la respuesta carga versus desplazamiento, para las dos llaves de corte sea considerablemente distinta. Una de las hipótesis más fuertes de los ensayos realizados es asumir que la carga se distribuye de forma simétrica en las dos llaves, es decir, la carga total es dividida por dos y se obtiene la carga solicitante en cada una de las llaves. Esto no siempre es válido, por las asimetrías que pueden existir en el sistema. Luego, si el registro de desplazamientos es muy diferente para ambas llaves, no hay forma de saber cuál es el aporte por separado de cada una, tanto en rigidez como en capacidad, al sistema resistente.

- **Grietas de consideración y/o desprendimiento de material**

Este criterio consiste en descartar aquellos ensayos en donde se presenten grietas de consideración y/o desprendimientos de material, en los elementos de concreto, que corresponden al hormigón del bloque y al *grout* de nivelación. Este criterio guarda relación con el objetivo de reproducir la falla en la llave de corte y no en los elementos de hormigón.

2.2.2 Descripción de datos experimentales seleccionados

Según los criterios antes descritos, las probetas seleccionadas para modelar corresponden a las Llaves de corte N°1, N°4 y N°6. En todos estos ensayos se cuenta con los registros de mediciones de ambas llaves, la respuesta carga versus desplazamiento es bastante similar para ambas llaves y si bien en las Llaves N°4 y N°6, se observan grietas y/o desprendimientos de material, no se consideran relevantes para el desarrollo y respuesta del ensayo. Las descripciones de cada ensayo se exponen a continuación:

2.2.2.1 Llave de corte N°1

En la Figura 2.18 se muestra la curva de carga versus desplazamiento para ambas llaves de corte. La carga se aplica desde cero hasta un valor máximo y constante. El punto de falla del sistema se considera cuando la carga total comienza a disminuir.

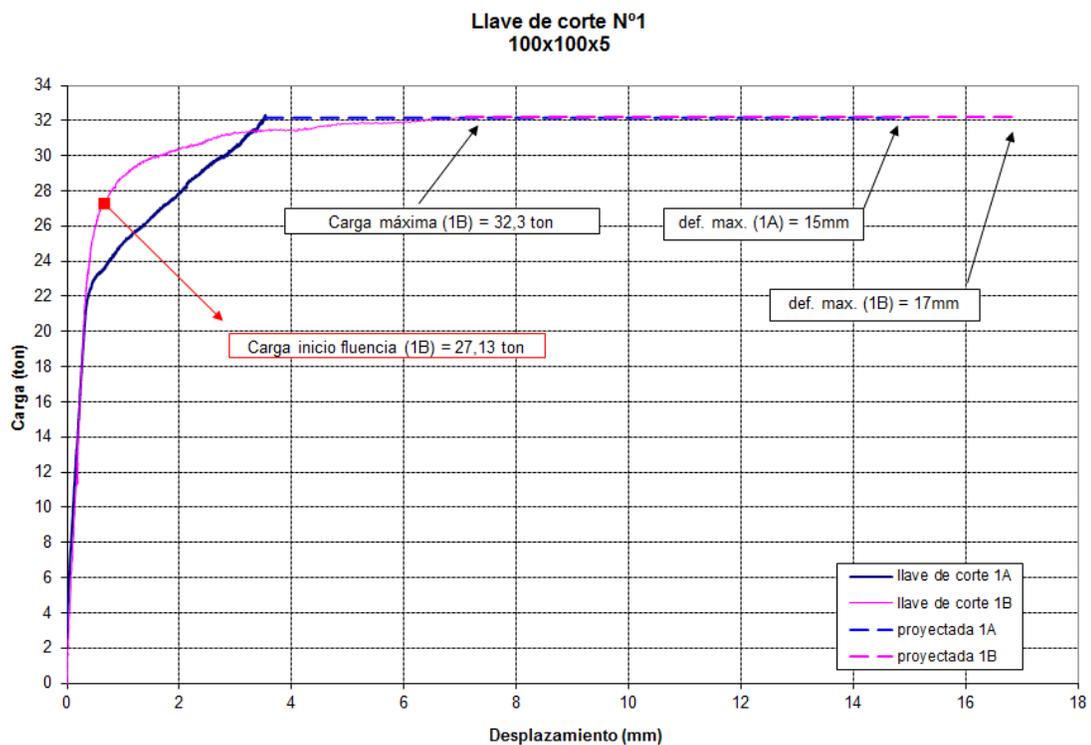


Figura 2.18: Curva carga vs desplazamiento, Llave de corte N°1 (Palma, 2008)

Las observaciones más relevantes del ensayo se describen a continuación:

- La deformación absoluta de la placa base supera la capacidad de deformación del transductor. La Figura 2.18 muestra la trayectoria proyectada desde los últimos valores medidos hasta los observados en la falla, que se obtienen directamente de la inspección de la llave, una vez retirada del bloque.
- En el bloque de hormigón no se observa ninguna grieta visible. En el *grout* tampoco se aprecian grietas ni desprendimiento de material.
- En este ensayo el *grout* de nivelación ingresa levemente en todas las perforaciones para los pernos de anclaje de la placa base, por lo tanto, se debe descontar la resistencia al corte de estos pernos (este descuento y el ajuste de la curva, se realiza en el Capítulo 4).
- En la llave de corte se aprecia una zona definida por la fluencia al corte en la base, concentrándose la deformación en la zona del *grout*, como se muestra en la siguiente figura:

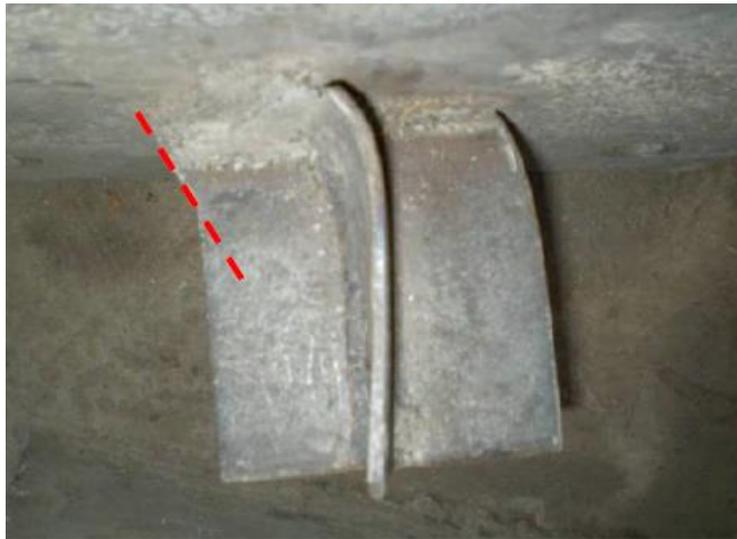


Figura 2.19: Deformación en Llave de corte N°1 (Aguirre, 2012)

- En una de las llaves se aprecia la rotura del acero en los bordes exteriores de la llave, como se muestra en la Figura 2.20:



Figura 2.20: Zona de rotura del acero, Llave de corte N°1 (Palma, 2008)

2.2.2.2 Llave de corte N°4

En la Figura 2.21 se muestra la curva carga versus desplazamiento para ambas llaves de corte. En este ensayo la falla se origina por la rotura de los pernos. La capacidad de deformación de los transductores no se supera, logrando mediciones hasta la falla.

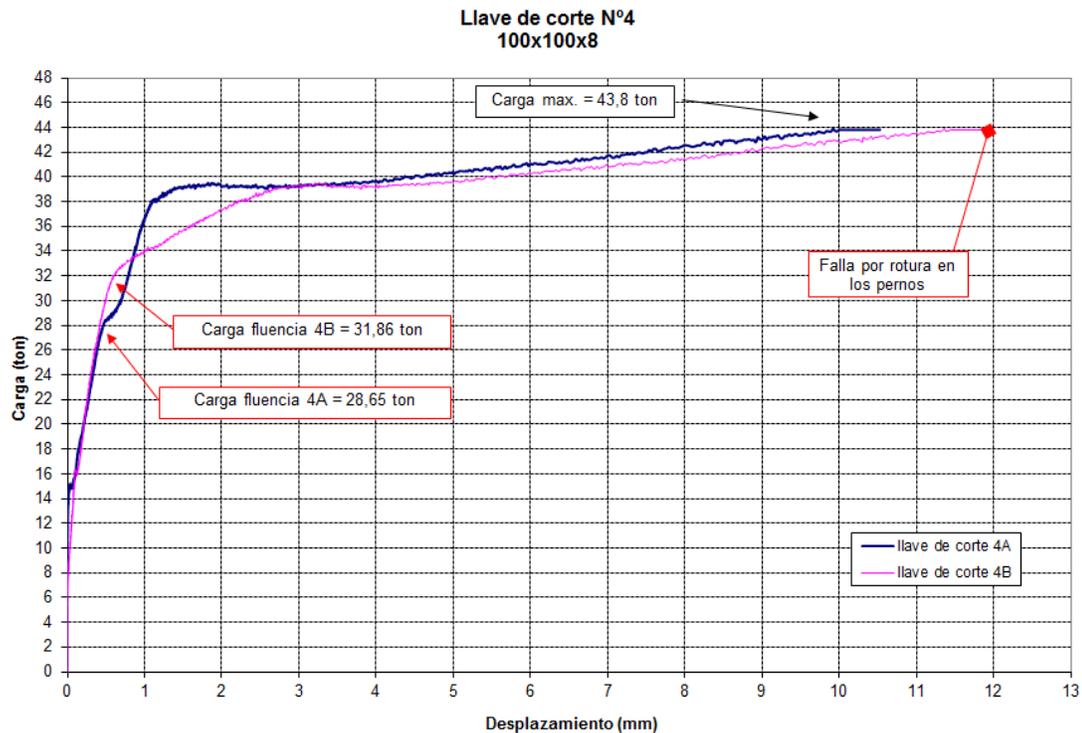


Figura 2.21: Curva carga vs desplazamiento, Llave de corte N°4 (Palma, 2008)

Las observaciones más relevantes del ensayo se detallan a continuación:

- En una de las llaves se observa rotura del *grout* y desprendimiento de hormigón en una de las esquinas inferiores del bloque. Al ser retirado el trozo desprendido se observa que la armadura se encuentra lejos del borde del hormigón generando una zona de hormigón no confinada, que se desprende por el nivel de esfuerzos al que es sometido.
- No se aprecian signos de rotura en la base de la llave.
- En la llave de corte se aprecia en menor medida una zona de fluencia al corte en la zona del *grout*. Se observa un tramo casi recto en la parte embebida en el hormigón, con un pequeño ángulo de inclinación, como se muestra en la Figura 2.22:

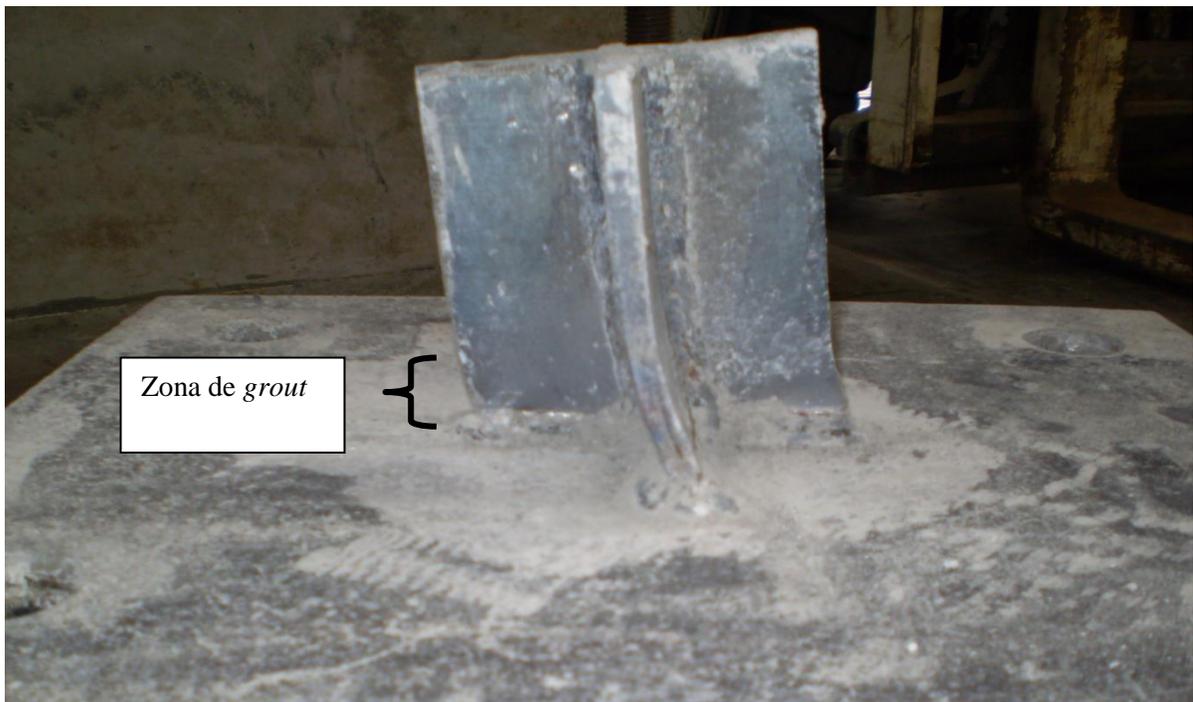


Figura 2.22: Deformación en Llave de corte N°4 (Palma, 2008)

- Al retirar las placas de acero se aprecia una zona de hormigón adherida a la llave de corte, como se muestra en la Figura 2.23:



Figura 2.23: Zona de rotura en el hormigón, Llave de corte N°4 (Palma, 2008)

2.2.2.3 Llave de corte N°6

En la Figura 2.24 se muestra la curva de carga versus desplazamiento para ambas llaves de corte. En este ensayo la falla se origina por la rotura de los pernos. La capacidad de deformación de los transductores no se supera, logrando mediciones hasta la falla.

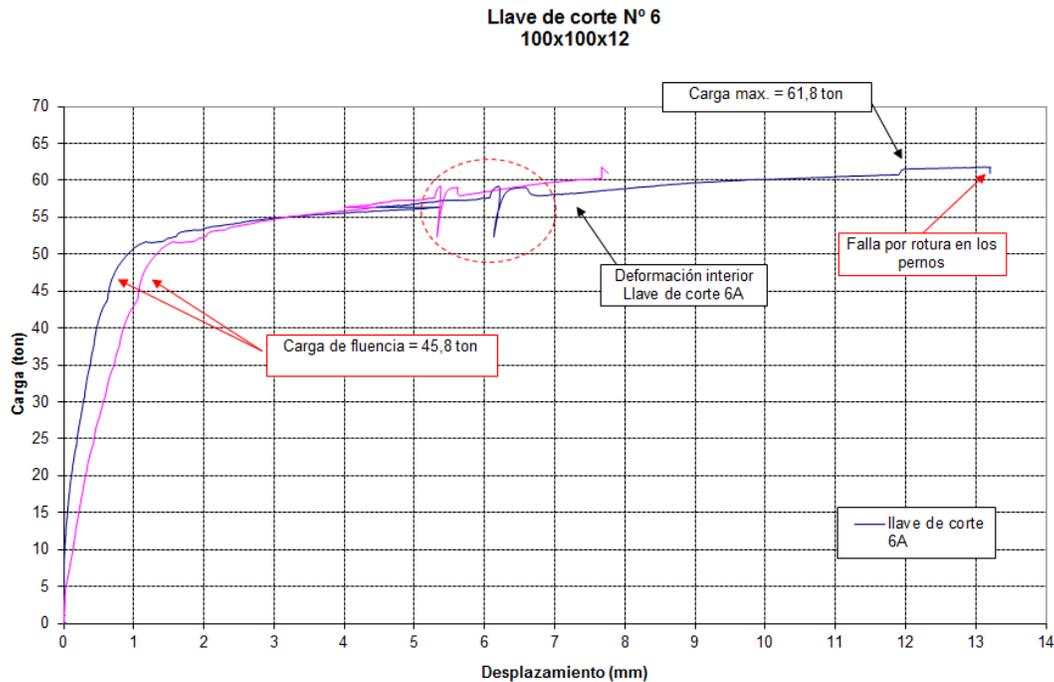


Figura 2.24: Curva carga vs desplazamiento, Llave de corte N°6 (Palma, 2008)

Las observaciones más relevantes del ensayo se detallan a continuación:

- En el bloque de hormigón no se observan grietas visibles ni desmoronamiento. En el *grout* se observa un desprendimiento en la parte inferior de la placa base.
- En la llave de corte se aprecia levemente una zona de fluencia al corte en la zona del *grout*. Se observa también un tramo casi recto en la parte embebida en el hormigón, con un pequeño ángulo de inclinación, como se muestra en la Figura 2.25.
- No se aprecian signos de rotura en la base de la llave.



Figura 2.25: Deformación en Llave de corte N°6 (Palma, 2008)

- Al retirar las placas de acero se aprecia una zona de rotura del hormigón en la zona superior de la llave de corte, como se muestra en la Figura 2.26:



Figura 2.26: Zona de rotura en el hormigón, Llave de corte N°6 (Palma, 2008)

2.3 MARCO TEÓRICO

En la presente sección se describen los conceptos utilizados en capítulos posteriores, para realizar análisis y comparaciones. Se incluyen las expresiones para calcular la resistencia de la llave de corte, bajo diferentes hipótesis de comportamiento. También se describe el criterio de falla utilizado en el modelo de elementos finitos, para los distintos elementos que lo componen. Por último, se exponen algunos aspectos generales del programa utilizado.

2.3.1 Flexión

En los criterios de diseño actuales para llaves de corte, que se basan principalmente en la Guía de diseño N°1 de la AISC (AISC, 2003) descrita en el punto 2.1.2, una de las hipótesis consiste en asumir que la llave se comporta como una viga en voladizo, empotrada en su base, como se muestra en la Figura 2.27:

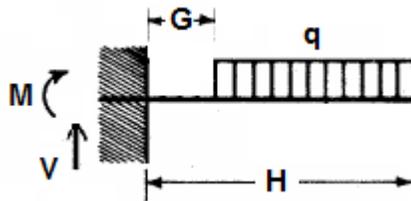


Figura 2.27: Esquema llave actuando como viga en voladizo

Del equilibrio de fuerzas y de momento, se obtiene que la relación entre el momento (M) y el corte en la base (V), se puede expresar según la Ec. 2.4:

$$M = V \cdot \left(\frac{H + G}{2} \right) \quad \text{Ec. 2.4}$$

Dónde:

- H : Altura de la llave de corte
- G : Espesor del *grout*
- q : Carga uniformemente distribuida en ($H - G$)

Esta ecuación permite expresar el corte en función de la flexión en la base, y de los parámetros geométricos de la llave.

Considerando flexión pura, existen dos situaciones relevantes para el análisis de estos esfuerzos. La primera corresponde al comienzo de la fluencia en la sección. Esto ocurre cuando la fibra más extrema alcanza una tensión normal igual a la tensión de fluencia del material f_y , como se muestra en la Figura 2.28 a). Considerando que el acero tiene un comportamiento (idealizado) elasto-plástico perfecto, este punto coincide con el límite elástico de la sección. El momento asociado a este punto se calcula según la Ec. 2.5, y se considera como el momento de primera fluencia para los análisis posteriores.

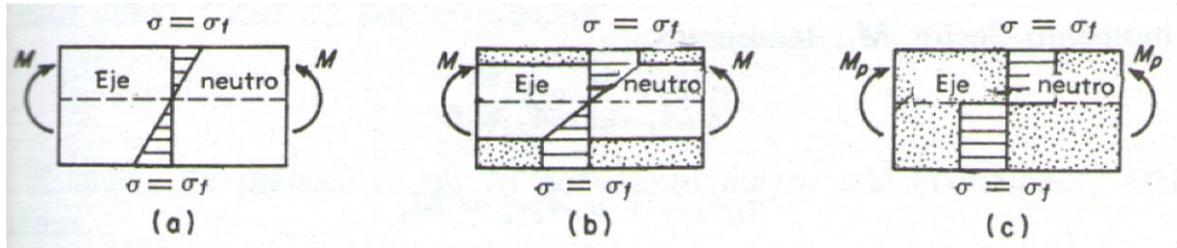


Figura 2.28: Perfil de tensiones para flexión pura (Timoshenko & Young, 1970)

$$M_y = f_y \cdot W_{elástico} \quad \text{Ec. 2.5}$$

El módulo resistente en este caso, corresponde al módulo para la sección elástica y se expresa según la Ec. 2.6, para una sección transversal tipo cruz:

$$W_{elástico} = \frac{W^2 t}{6} + \frac{t^3}{6} \left(1 - \frac{t}{W}\right) \quad \text{Ec. 2.6}$$

Dónde:

- W : Ancho de la llave de corte
- t : Espesor llave de corte
- I : Inercia sección cruz
- c : Posición línea neutra.

La segunda situación relevante para el análisis, corresponde a la plastificación completa de la sección transversal. A medida que aumenta la sollicitación, el perfil de tensiones varía según lo mostrado en la Figura 2.28 b). Eventualmente se alcanza el nivel de esfuerzos necesario para que toda la sección fluya, como se muestra en la Figura 2.28 c). El esfuerzo de flexión asociado a este punto se calcula según la Ec. 2.7, y se denomina momento plástico. Despreciando el endurecimiento por deformación de las fibras exteriores, ya no se puede alcanzar un aumento posterior del momento flector. Por consiguiente, el momento plástico representa la resistencia límite a flexión del elemento (Timoshenko & Young, 1970).

$$M_p = f_y \cdot Z \quad \text{Ec. 2.7}$$

El módulo resistente en este caso, corresponde al módulo para la sección plástica y se expresa según la Ec. 2.8 para una sección transversal tipo cruz:

$$Z = \frac{Wt^2}{4} + \frac{t(W^2 - t^2)}{4} \quad \text{Ec. 2.8}$$

Dónde:

- W : Ancho de la llave de corte
- t : Espesor llave de corte
- f_y : Tensión de fluencia del material determinada por ensayo a tracción

Si bien las expresiones que se detallan anteriormente, no toman en cuenta el endurecimiento que se produce en el acero, éstas sirven para establecer valores de referencia en situaciones límite y, de esta forma, acotar teóricamente la magnitud del momento que se genera en la llave de corte, para comparaciones posteriores.

2.3.2 Corte

Para los esfuerzos de corte se consideran dos casos. El primero corresponde al corte que se genera en la llave debido a su comportamiento a flexión, como se describe en el punto anterior. El segundo caso corresponde a la fluencia al corte del elemento, considerando la teoría de la energía de distorsión o teoría de Von Mises. Ambos casos se describen a continuación:

2.3.2.1 Corte asociado a la flexión

El corte que se genera por la flexión en la base de la llave, se obtiene de manipular la Ec. 2.4, utilizando además las expresiones definidas en las Ec. 2.5 y Ec. 2.7. De esta forma, se puede calcular el esfuerzo de corte presente, cuando se alcanzan los momentos de primera fluencia y plástico de la sección. Estos valores se calculan utilizando las siguientes expresiones:

$$V_y = \frac{2M_y}{H + G} \quad \text{Ec. 2.9}$$

$$V_p = \frac{2M_p}{H + G} \quad \text{Ec. 2.10}$$

Dónde:

- M_y : Momento de primera fluencia
- M_p : Momento plástico de la sección
- H : Altura de la llave de corte
- G : Espesor del *grout*

2.3.2.2 Esfuerzo cortante por fluencia al corte en la sección transversal

El esfuerzo de corte asociado a la fluencia al corte en la sección transversal, también se conoce como resistencia al corte de la sección, ya que según la teoría de la energía de distorsión o teoría de Von Mises, es el máximo esfuerzo cortante que una sección transversal puede resistir. Esta teoría se describe en detalle en el punto 2.3.3. A continuación se muestran las expresiones utilizadas para calcular la resistencia nominal de la sección transversal tipo cruz:

$$\tau_y = 0.577f_y \approx 0.6f_y \quad \text{Ec. 2.11}$$

$$V_{corte} = 0.6f_y \cdot A_{corte} \quad \text{Ec. 2.12}$$

$$A_{corte} = 2Wt - t^2 \quad \text{Ec. 2.13}$$

Dónde:

- τ_y : Tensión de corte en la fluencia
- f_y : Tensión de fluencia del material determinada por ensayo a tracción
- A_{corte} : Área transversal de llave de corte (área de corte)
- W : Ancho de la llave de corte
- t : Espesor llave de corte

2.3.2.3 Tensión de corte en pernos de anclaje

En etapas posteriores del presente trabajo se debe calcular la tensión de corte elástica en los pernos de anclaje, por lo que a continuación se definen las expresiones utilizadas para esto. En la Figura 2.29 se muestra el perfil de deformación elástica al corte, válido para pequeños desplazamientos (d), siendo “ h ” la porción de la altura del perno que experimenta esta deformación lateral. En la Ec. 2.14 se muestra la expresión para calcular este valor, considerando la hipótesis de pequeñas deformaciones:

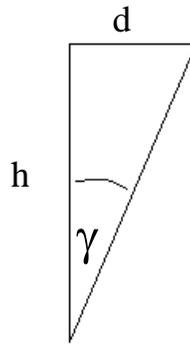


Figura 2.29: Deformación elástica de corte

$$\gamma = \frac{d}{h} \quad \text{Ec. 2.14}$$

Luego, si se considera un comportamiento elasto-plástico perfecto para los pernos, la tensión de corte que existe en un perno de anclaje se calcula con las siguientes expresiones:

$$\tau_p = \begin{cases} G_p \cdot \gamma & \text{si } G_p \cdot \gamma < \tau_y \\ \tau_y & \text{si } G_p \cdot \gamma \geq \tau_y \end{cases} \quad \text{Ec. 2.15}$$

$$G_p = \frac{E_p}{2(1 + \nu)} \quad \text{Ec. 2.16}$$

Dónde:

- f_y : Tensión de fluencia de los pernos de anclaje
- τ_y : Tensión de fluencia al corte de los pernos de anclaje
- G_p : Módulo de corte de los pernos de anclaje
- γ : Deformación de corte de los pernos de anclaje
- E_p : Módulo de elasticidad de los pernos de anclaje
- ν : Módulo de poisson de los pernos de anclaje ($\nu = 0.3$)

2.3.3 Criterio de falla

2.3.3.1 Teoría de la Energía de Distorsión

El criterio de falla que se utiliza en el desarrollo de este estudio, proviene de la teoría de la energía de distorsión o teoría de Von Mises. Esta teoría fue propuesta al observar que materiales dúctiles sometidos a esfuerzos hidrostáticos soportan esfuerzos mucho mayores que los obtenidos por el ensayo de tracción. Así, se infiere que la fluencia no es un fenómeno de tracción o compresión simples, sino que está relacionada con algún modo de distorsión angular en el elemento.

Esta teoría postula lo siguiente: la fluencia se produce cuando la energía de distorsión de un volumen unitario es igual a la energía de distorsión del mismo volumen, sometido a un estado uniaxial de tensiones, hasta alcanzar la tensión de fluencia. De esta forma, la teoría permite relacionar un estado tridimensional de tensiones con un estado unidimensional, como es el caso del ensayo a tracción (ANSYS, 2012).

En general, un estado multiaxial de tensiones se puede separar en dos componentes; una hidrostática y otra deviatorica o de distorsión, como se muestra en la Figura 2.30. El primer estado produce solo cambios de volumen, mientras el segundo solo produce distorsiones angulares o deformaciones de corte.

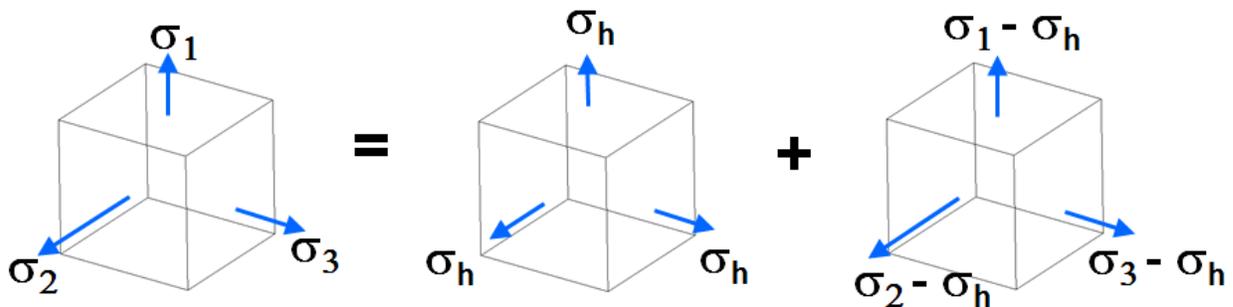


Figura 2.30: Tensiones principales: Componentes hidrostática y deviatorica (ANSYS, 2012)

Considerando que el volumen unitario se encuentra en el rango elástico, la energía total de deformación del elemento, en función de las tensiones principales, está dada por la siguiente expresión:

$$U = \frac{1}{2E} [\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - 2\nu(\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_1\sigma_3)] \quad \text{Ec. 2.17}$$

Dónde:

E : Módulo de elasticidad o módulo de Young

ν : Módulo de poisson

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: Tensiones principales ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$)

La tensión normal promedio (componente hidrostática) se puede expresar como:

$$\sigma_h = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad \text{Ec. 2.18}$$

La energía de deformación para la componente hidrostática de tensiones, expresada en función de la tensión normal promedio, se muestra a continuación:

$$U_h = \frac{3(1 - 2\nu)}{2E} \sigma_h^2 = \frac{3(1 - 2\nu)}{2E} \cdot \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \right)^2 \quad \text{Ec. 2.19}$$

Por otro lado, la energía total de deformación se define como $U = U_h + U_d$, por lo que la energía de distorsión se puede expresar como:

$$U_d = U - U_h \quad \text{Ec. 2.20}$$

Reemplazando las Ec. 2.19 y Ec. 2.17, en la expresión de la Ec. 2.20, se obtiene la energía de distorsión en función de las tensiones principales y de las propiedades elásticas del material, como se muestra en la Ec. 2.21:

$$U_d = \frac{1 + \nu}{3E} \left[\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}{2} \right] \quad \text{Ec. 2.21}$$

Para el estado uniaxial asociado al ensayo de tracción se cumple que: $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ y $\sigma_1 = f_y$. Reemplazando estos valores en la expresión anterior, se obtiene la energía de distorsión para este estado tensional:

$$U_{df} = \frac{1 + \nu}{3E} f_y^2 \quad \text{Ec. 2.22}$$

Aplicando el postulado de la teoría de Von Mises, se igualan las expresiones Ec. 2.21 y Ec. 2.22, obteniendo que justo en límite de la fluencia se cumple la siguiente relación:

$$f_y = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}{2}} \quad \text{Ec. 2.23}$$

De esta expresión se define la invariante escalar conocida como tensión equivalente de Von Mises, la cual se expresa en función de las tensiones principales, para un estado multiaxial de tensiones, como:

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}{2}} \quad \text{Ec. 2.24}$$

Esta expresión es la que se utiliza en análisis posteriores para definir la falla y/o fluencia de la llave de corte. Se puede considerar que un material dúctil ha fallado cuando en términos globales, la tensión que soporta alcanza la tensión de fluencia. De esta forma, se puede inspeccionar en que porción de la geometría la tensión equivalente iguala o supera la tensión de fluencia del material, con el fin de evaluar la falla del elemento. Además, se puede observar que sectores están bajo el límite elástico, para cierto nivel de desplazamiento, lo que permite reconocer las partes más solicitadas y de esta manera caracterizar su comportamiento.

La tensión de Von Mises en función de todas las componentes de tensiones, se define mediante la siguiente expresión:

$$\sigma_e = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - (\sigma_x\sigma_y + \sigma_y\sigma_z + \sigma_x\sigma_z) + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)} \quad \text{Ec. 2.25}$$

A partir de la tensión de Von Mises, se pueden obtener las deformaciones equivalentes, complementando los análisis de tensiones. Éstas se definen según las siguientes expresiones:

$$\varepsilon_e = \frac{1}{1 + \nu'} \sqrt{\frac{1}{2} [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2]} \quad \text{Ec. 2.26}$$

$$\varepsilon_{eT} = \varepsilon_{eP} + \varepsilon_{eEl}$$

Ec. 2.27

Dónde:

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$: Deformaciones unitarias principales ($\varepsilon_1 > \varepsilon_2 > \varepsilon_3$)

ν' : Módulo efectivo de poisson definido como:

- Módulo de poisson para deformaciones elásticas
- 0.5 para deformaciones plásticas

ε_{eT} : Deformación total equivalente

ε_{eP} : Deformación plástica equivalente

ε_{eEl} : Deformación elástica equivalente

En la Figura 2.31 se muestra la superficie de fluencia en el espacio de las tensiones principales, para un estado tridimensional de tensiones:

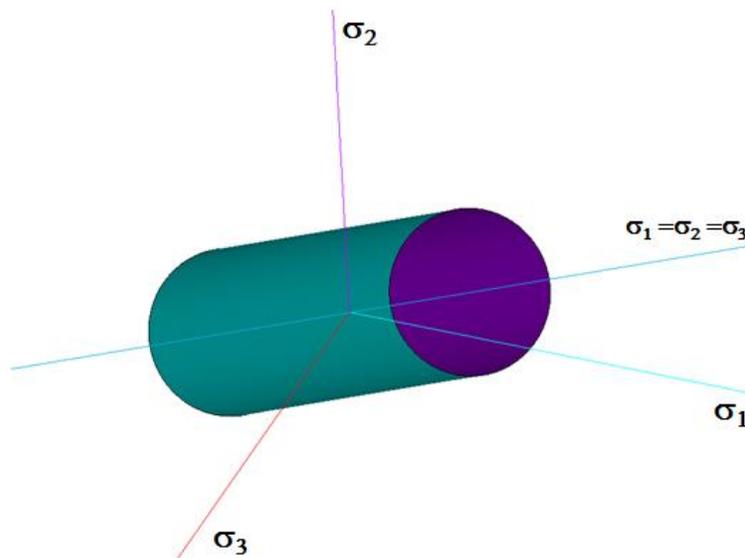


Figura 2.31: Superficie de fluencia para estado tridimensional de tensiones (ANSYS, 2012)

Si la tensión equivalente se encuentra dentro del cilindro, la fluencia no ocurre. Si la tensión equivalente alcanza el borde del cilindro (círculo), se produce la fluencia. No existe un estado de tensiones fuera del cilindro. En vez de esto leyes de endurecimiento describen como cambia la superficie de fluencia (tamaño, forma, centro) con respecto a la inicial. Estas reglas escapan del alcance de este trabajo, por lo que no son descritas.

2.3.3.2 Tensión de fluencia al corte

En el punto 2.3.2.2 se exponen las expresiones para calcular la resistencia nominal de la llave, que corresponde a la capacidad máxima al corte de su sección transversal, según la teoría de Von Mises. La tensión de corte que se muestra en la Ec. 2.11, se obtiene para un estado bidimensional de tensiones ($\sigma_2 = 0$; $\sigma_{12} = 0$; $\sigma_{23} = 0$) actuando en corte puro ($\sigma_{13} = \tau$; $\sigma_1 = \tau$; $\sigma_3 = -\tau$). Para esta situación la tensión equivalente se puede expresar como:

$$\sigma_e = \tau\sqrt{3} \quad \text{Ec. 2.28}$$

Aplicando el postulado de la teoría de Von Mises, al igualar la tensión equivalente para este estado de tensiones particular (corte puro) con la tensión de fluencia a tracción, se obtiene la tensión de corte que provoca la fluencia en toda la sección transversal:

$$\tau_{max} = \frac{1}{\sqrt{3}}f_y = 0.577f_y \approx 0.6f_y \quad \text{Ec. 2.29}$$

Esta expresión corresponde a la tensión de corte máxima, utilizada para calcular la resistencia al corte de la sección transversal.

2.3.3.3 Consideraciones adicionales

El acero que se utiliza en el presente trabajo corresponde a un acero ASTM A36, cuyo comportamiento se considera dúctil. La parte elástica, la meseta de fluencia y la zona de comportamiento plástico, en donde se alcanzan grandes deformaciones en comparación con el rango elástico, se encuentran bien definidas en las curvas de tensión vs deformación que describen su comportamiento uniaxial, como se observa en la Figura 2.32:

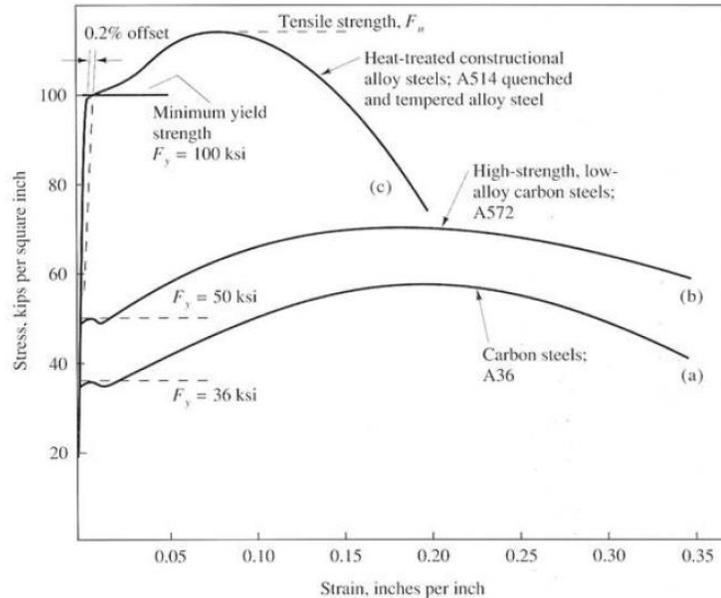


Figura 2.32: Curvas tensión vs deformación distintos aceros (Salmon & Johnson, 1996)

De esta forma, el criterio de falla descrito en puntos anteriores, es aplicable para los elementos modelados con este material.

El hormigón por otro lado, es considerado un material frágil. Posee una alta capacidad a la compresión y una baja capacidad a tracción. Para aplicaciones estructurales, se utiliza el hormigón armado, lo que permite compensar la baja capacidad a tracción del hormigón, mediante la acción del acero de refuerzo. En algunos elementos estructurales de hormigón armado (muros, columnas), el acero de refuerzo también aporta a la ductilidad, por medio del efecto de confinamiento. Éste produce un aumento en la resistencia a compresión y en su capacidad para deformarse. Existen diversos modelos que describen este fenómeno, pero escapan a los alcances de este trabajo. La Figura 2.33 describe en general el comportamiento del hormigón a compresión, y la diferencia entre el hormigón confinado y sin confinar:

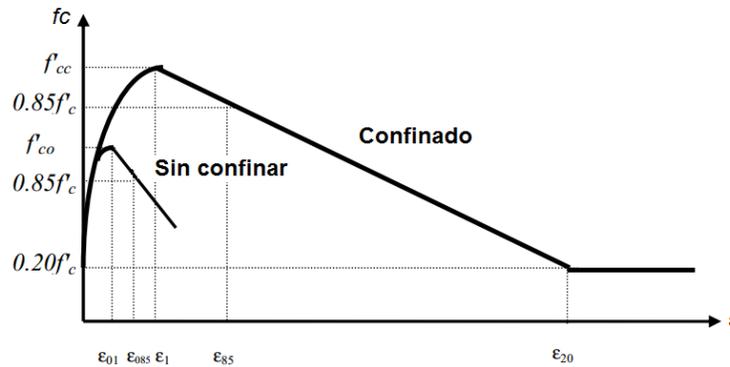


Figura 2.33: Curva simplificada tensión vs deformación: hormigón sin confinar y confinado

El objetivo de este trabajo es el estudio de la llave de corte de acero. Por esta razón no se desea reproducir, la falla en los elementos de hormigón. Sin embargo, el hormigón del bloque y el *grout* de nivelación, deben ser incluidos en el modelo de elementos finitos, para generar las condiciones de borde necesarias del sistema en estudio. Por esta razón se realizan las siguientes consideraciones para los modelos y análisis:

- No se consideran los fenómenos de fisuración a tracción, ni rotura por compresión en los elementos de concreto (hormigón bloque y *grout* de nivelación).
- Dado el carácter frágil de los elementos de concreto, el criterio de falla utilizado consiste en comparar sus tensiones principales con los parámetros que definen la resistencia a compresión y a tracción de estos materiales. Esto se describe con mayor detalle en capítulos posteriores.
- El bloque de hormigón se considera como un material uniforme, no siendo incluidas en la modelación las barras de refuerzo.
- Los materiales que representan en los modelos al hormigón y al *grout*, consideran propiedades elásticas y plásticas (definidas en capítulos posteriores).

Estas consideraciones se basan en las observaciones de los ensayos experimentales que se desean reproducir y en simplificaciones para la modelación. Su validez será evaluada una vez obtenidos los resultados de los modelos computacionales y realizados los análisis respectivos.

2.3.4 Plataforma de elementos finitos ANSYS *Workbench*

El programa que se utiliza en el presente trabajo corresponde a ANSYS en su entorno *Workbench*. Este programa es un entorno de simulación, basado en el método de los elementos finitos. La plataforma *Workbench* tiene algunas diferencias con el entorno clásico de ANSYS, entre ellas, el tratamiento de los contactos entre los distintos elementos que componen un modelo y la elección del mallado o discretización de los elementos.

En este programa se pueden realizar modelos tridimensionales de elementos finitos, incluyendo simultáneamente en la modelación todas las fuentes de no linealidades que existen, en general, en problemas estructurales:

- ✓ No linealidades geométricas: grandes deformaciones, cambios en la geometría.
- ✓ No linealidades asociadas a los materiales: leyes constitutivas no lineales.
- ✓ No linealidades asociadas al contacto de los elementos: cambios de estado en el sistema, elementos al entrar o perder contacto, condicionan el comportamiento global.

A continuación se describen algunos aspectos teóricos del tratamiento que el programa utiliza en los modelos desarrollados:

2.3.4.1 Contactos

Cuando las superficies de dos cuerpos entran en contacto, para que se reproduzca numéricamente lo que ocurre físicamente en la realidad, se debe cumplir lo siguiente:

- ✓ No debe existir penetración entre las superficies.
- ✓ Las superficies deben poder transmitir esfuerzos normales de compresión y tangenciales de fricción.
- ✓ Las superficies no deben transmitir esfuerzos normales de tracción (para que se puedan efectivamente separar).

Para que se cumplan estas condiciones, el contacto en ANSYS se define mediante dos tipos de superficie: una llamada “superficie de contacto” (*contact surface*) y otra “superficie objetivo” (*target surface*), como se muestra en la Figura 2.34:

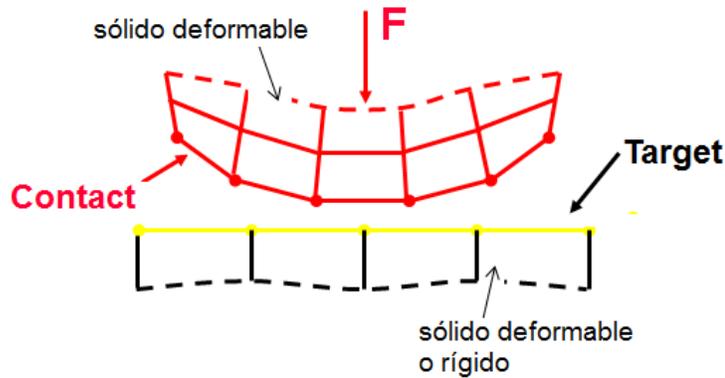


Figura 2.34: Esquema general de contacto entre dos superficies (ANSYS, 2012)

El contacto puede ser definido entre cuerpos deformables, o entre un cuerpo deformable y otro rígido. Las superficies se identifican según la geometría del problema y se definen en pares. Una de las ventajas del entorno *Workbench* por sobre en entorno clásico de ANSYS, es que los pares de contacto se detectan de forma automática una vez que la geometría es importada o generada.

Existen distintas formulaciones analíticas para el tratamiento de los contactos, que en general se basan en asignar rigideces a las superficies para que la penetración que existe entre los contactos, sea lo más pequeña posible (Figura 2.35).

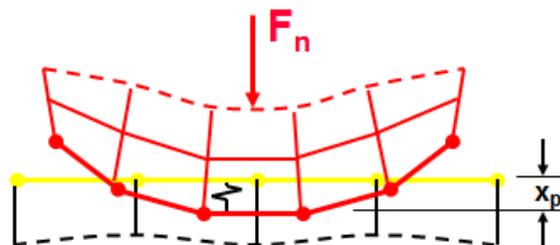


Figura 2.35: Esquema formulación contactos (ANSYS, 2012)

La formulación utilizada en el presente trabajo, pertenece a las formulaciones basadas en una “penalización” (*penalty-based formulations*), y corresponde al método *Augmented Lagrange*, definido en la Ec. 2.30:

$$F_n = k_n \cdot x_p + \lambda \quad \text{Ec. 2.30}$$

Dónde:

- F_n : Fuerza de contacto normal
- k_n : Rigidez normal
- x_p : Penetración
- λ : Término extra calculado por el programa

Idealmente para una rigidez normal infinita, se tendría nula penetración, lo que no es numéricamente posible utilizando este método. Sin embargo, mientras el traslape sea pequeño o despreciable, la solución obtenida es adecuada. La ecuación anterior corresponde al tratamiento de los esfuerzos normales. Para los esfuerzos tangenciales, también se utiliza la formulación basada en una “penalización”, como se muestra en la Ec. 2.31:

$$F_t = k_t \cdot x_s \quad \text{Ec. 2.31}$$

Dónde:

- F_t : Fuerza de contacto tangencial
- k_t : Rigidez tangencial
- x_s : Deslizamiento

Cabe mencionar que las expresiones anteriores son válidas cuando las superficies están en contacto (no hay separación) y cuando no hay deslizamiento relativo (superficies “pegadas”).

En ANSYS existen cinco tipos de contactos disponibles, los que se resumen en la Tabla 2.14, junto con sus principales características:

Tabla 2.14: Tipos de contactos disponibles (ANSYS, 2012)

Tipo de contacto	Iteraciones	Comportamiento	
		Normal (separación)	Tangencial (deslizamiento)
<i>Bonded</i>	1	Sin separación	Sin deslizamiento
<i>No separation</i>	1	Sin separación	Deslizamiento permitido
<i>Frictionless</i>	Múltiples	Separación permitida	Deslizamiento permitido
<i>Rough</i>	Múltiples	Separación permitida	Sin deslizamiento
<i>Frictional</i>	Múltiples	Separación permitida	Deslizamiento permitido

Uno de los fenómenos que se desea estudiar es la transferencia de esfuerzos de corte, por lo que es necesario comprender el comportamiento tangencial de los contactos. Se pueden considerar dos opciones:

- ✓ *Frictionless*: Este contacto permite a los cuerpos deslizarse relativamente, sin resistencia.
- ✓ *Frictional*: Este contacto permite a los cuerpos deslizarse relativamente, transmitiendo esfuerzos de corte.

La fricción es considerada mediante el modelo básico de Coulomb. En la Figura 2.36 a) se muestra un esquema de las fuerzas involucradas como resultantes de las tensiones actuando en las superficies de contacto, y la Figura 2.36 b) muestra la ley de tensiones para este fenómeno:

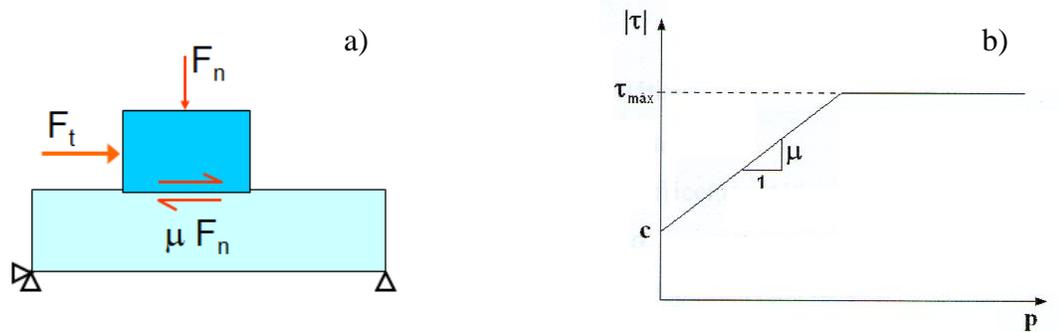


Figura 2.36: Modelo de fricción de Coulomb: a) Esquema fuerzas resultantes; b) Ley de tensiones, (ANSYS, 2012)

La siguiente expresión describe el comportamiento considerado para la fricción:

$$\tau = c + \mu \cdot p \leq \tau_{max} \quad \text{Ec. 2.32}$$

Dónde:

- τ : Tensión de fricción
- τ_{max} : Tensión de fricción máxima
- p : Presión normal de contacto
- c : Tensión de fricción inicial (sin presión normal de contacto)
- μ : Coeficiente de fricción

Cuando existe deslizamiento relativo, el coeficiente de fricción se determina mediante un decaimiento exponencial entre los coeficientes de fricción estático y dinámico, como se observa en la Figura 2.37:

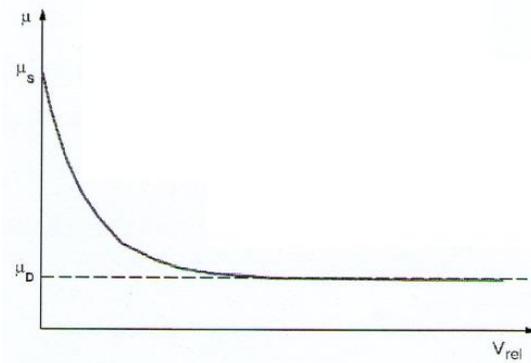


Figura 2.37: Decaimiento coeficiente de fricción (ANSYS, 2012)

Las siguientes expresiones describen este comportamiento:

$$\mu = \mu(v_{rel}) = \mu_d(1 + (g - 1)e^{-c_d \cdot v_{rel}}) \quad \text{Ec. 2.33}$$

$$g = \frac{\mu_s}{\mu_d} \quad \text{Ec. 2.34}$$

Dónde:

- μ_s : Coeficiente de fricción estático
- μ_d : Coeficiente de fricción dinámico
- g : Razón entre coeficientes de fricción estático y dinámico
- c_d : Coeficiente de decaimiento
- v_{rel} : Velocidad de deslizamiento calculada por el programa

Otro aspecto importante al momento de definir un par de contactos, corresponde a la elección de su comportamiento. El programa ofrece elegir entre la opción de comportamiento simétrico (*symmetric*) o asimétrico (*asymmetric*). Al definir las superficies de contacto y objetivo, el programa impone que la superficie de contacto no puede penetrar a la superficie objetivo. En función de esto el tipo de comportamiento es definido.

En el comportamiento asimétrico, se selecciona manualmente cuál es la superficie de contacto y cuál es la superficie objetivo. Así, se establece explícitamente la superficie del cuerpo no puede penetrar a la superficie del cuerpo objetivo. Por otro, en el comportamiento simétrico en ambos lados del par de contacto, se definen superficies de contacto y superficies objetivos. De esta forma, ambas superficies están impedidas de penetrarse. Ambos tipos de comportamientos se ilustran en el esquema de la Figura 2.38:

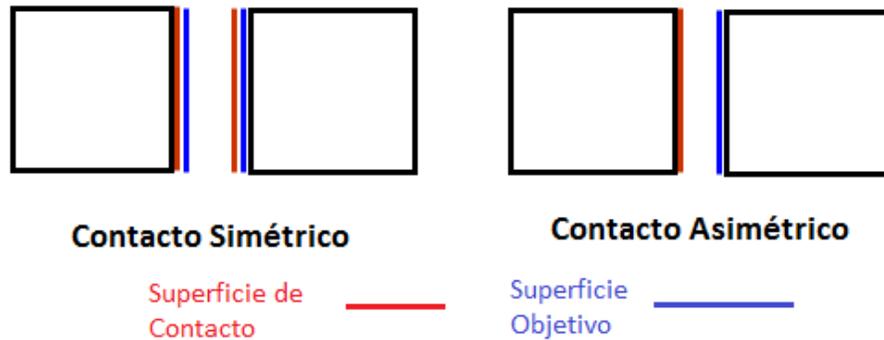


Figura 2.38: Contacto simétrico vs Contacto asimétrico (ANSYS, 2012)

Para establecer qué tipo de comportamiento considerar, es necesario evaluar el conocimiento que se tiene del fenómeno de interacción analizado. Si se maneja relativamente bien la física del problema, se recomienda elegir el comportamiento asimétrico, ya que ocupa menos recursos computacionales, lo que se traduce en menos tiempos de análisis. El contacto simétrico en general se elige para etapas preliminares de la modelación, o si no se comprende a cabalidad el comportamiento del sistema que se desea estudiar. La elección de las superficies de contacto y objetivo para el caso asimétrico, está sujeta a criterios como la rigidez de los cuerpos en contacto y la forma de las superficies que materializan la interacción.

2.3.4.2 Mallado

El mallado o *mesh* corresponde a la representación matemática del modelo geométrico, el que a su vez corresponde a una idealización del modelo físico que se desee analizar.

En el entorno *Workbench* el mallado es definido de forma automática por el programa, dependiendo del tipo de problema y de la física analizada. Existen distintas opciones para controlar algunos aspectos éste (densidad, forma, tamaño, etc.), pero no se puede generar una discretización arbitraria de los elementos. El programa contiene una librería de elementos finitos, cuya elección depende de los fenómenos físicos y de los materiales que se deseen modelar.

La precisión numérica de la solución del modelo, depende en general, de la densidad del mallado. Un mallado más fino produce resultados más precisos, pero también aumenta los recursos computacionales que se utilizan, por lo que se deben balancear estos dos aspectos al momento de elaborar un modelo.

En la modelación se utilizan elementos sólidos de volumen y elementos de superficie. Los elementos sólidos se utilizan para representar la geometría y los materiales, mientras que los de superficie se utilizan para representar los contactos. Los elementos sólidos poseen tres grados de libertad de traslación por cada nodo. Se consideran elementos tetraédricos y hexaédricos, con y sin nodos intermedios. Éstos permiten definir propiedades isotrópicas y ortotrópicas de los materiales que los componen, además de reproducir tanto su comportamiento elástico como plástico. Los elementos de superficie, se definen sobre las caras de los elementos sólidos que potencialmente se encuentren en contacto, compatibilizando su interacción.

A continuación se describen los elementos finitos disponibles en ANSYS, que se utilizan en la modelación:

2.3.4.2.1 Elemento finito SOLID185

Se utiliza para modelar sólidos estructurales homogéneos 3D. Se define por ocho nodos (I, J, K, L, M, N, O, P), cada uno con tres grados de libertad de traslación en los ejes de coordenadas globales (X, Y, Z). El elemento permite considerar plasticidad, creep, grandes deformaciones y tensiones, entre otras características. En general corresponde a un elemento hexaédrico, aunque también permite degeneraciones de la geometría para regiones irregulares (prismas, tetraedros y pirámides). En la Figura 2.39 se muestra un esquema del elemento:

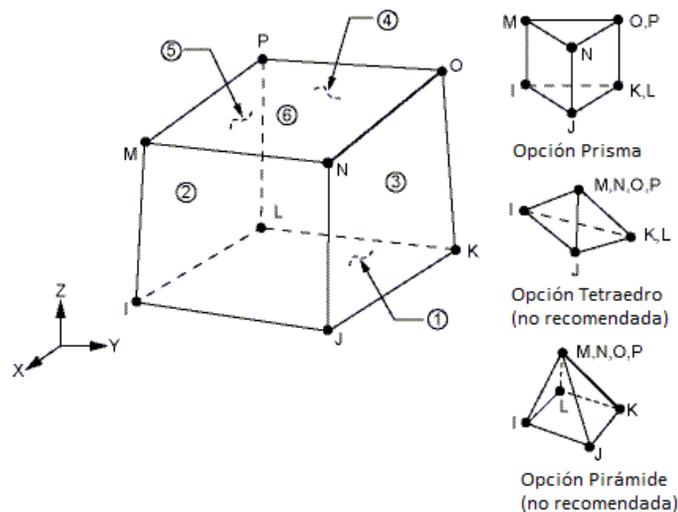


Figura 2.39: Esquema de elemento finito SOLID185 (ANSYS, 2012)

2.3.4.2.2 Elemento finito SOLID285

Se utiliza para modelar sólidos 3D con geometrías irregulares y materiales genéricos. Se define por cuatro nodos (I, J, K, L), cada uno con cuatro grados de libertad; tres de traslación en los ejes de coordenadas globales (X, Y, Z) y uno de presión hidrostática. El elemento permite modelar plasticidad, creep, grandes deformaciones y tensiones, entre otras características. En la Figura 2.40 se muestra un esquema del elemento:

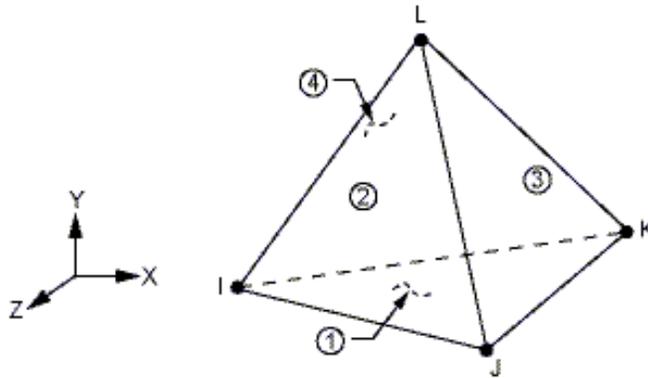


Figura 2.40: Esquema de elemento finito SOLID285 (ANSYS, 2012)

2.3.4.2.3 Elemento finito SOLID186

Se utiliza para modelar sólidos estructurales homogéneos 3D. Se define por veinte nodos (I, J, K, L, M, N, O, P, Q, R, S, T, U, V, W, X, Y, Z, A, B) cada uno con tres grados de libertad de traslación en los ejes de coordenadas globales (X, Y, Z). El elemento permite considerar plasticidad, creep, grandes deformaciones y tensiones, entre otras características. El elemento es muy adecuado para modelar geometrías irregulares, debido a la variedad de formas disponibles (prismas, tetraedros y pirámides). En la Figura 2.41 se muestra un esquema del elemento:

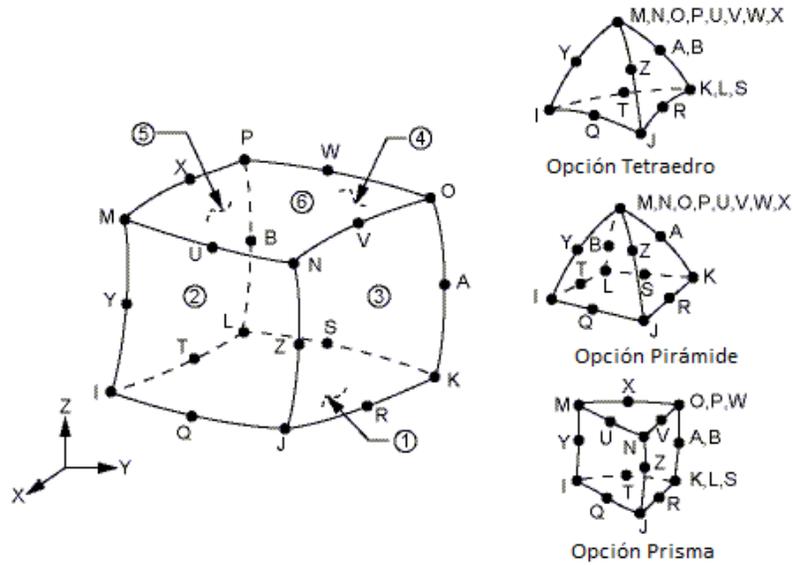


Figura 2.41: Esquema de elemento finito SOLID186 (ANSYS, 2012)

2.3.4.2.4 Elemento finito SOLID187

Se utiliza para modelar sólidos estructurales 3D con geometrías irregulares y materiales en general. Se define por diez nodos (I, J, K, L, M, N, O, P, Q, R) cada uno con tres grados de libertad de traslación en los ejes de coordenadas globales (X, Y, Z). El elemento permite considerar plasticidad, creep, grandes deformaciones y tensiones, entre otras características. En la Figura 2.42 se muestra un esquema del elemento:

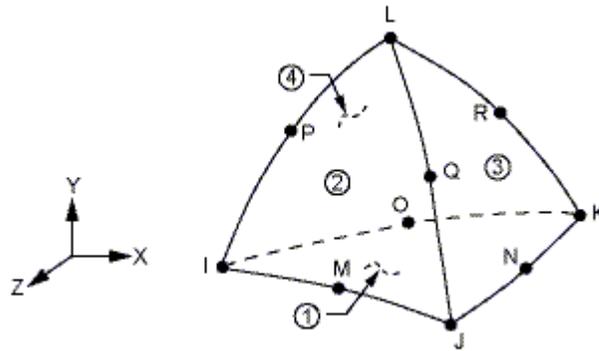


Figura 2.42: Esquema de elemento finito SOLID187 (ANSYS, 2012)

Los elementos SOLID185 y SOLID285, que no tienen nodo intermedio en sus aristas, utilizan funciones de interpolación lineales. Por su parte los elementos SOLID186 y SOLID 187, que si consideran un nodo intermedio en sus aristas, utilizan funciones de interpolación cuadráticas.

2.3.4.2.5 Elemento finito CONTA173

Se utiliza para modelar la superficie de contacto (*contact surface*), utilizada para representar el contacto y deslizamiento en análisis estructurales 3D. Este elemento es definido por cuatro nodos (I, J, K, L) y se ubica en las superficies de sólidos, sin nodos intermedios (SOLID185, SOLID285). Además, posee las mismas características geométricas del sólido, a cuya cara está conectado. En la Figura 2.43 se muestra un esquema del elemento:

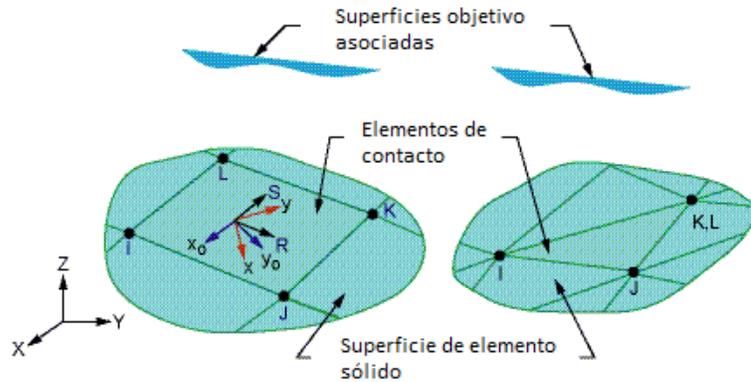


Figura 2.43: Esquema de elemento finito CONTA173 (ANSYS, 2012)

2.3.4.2.6 Elemento finito CONTA174

Se utiliza para modelar la superficie de contacto (*contact surface*), utilizada para representar el contacto y deslizamiento en análisis estructurales 3D. Este elemento es definido por ocho nodos (I, J, K, L, M, N, O, P) y se ubica en las superficies de sólidos, con nodos intermedios (SOLID186, SOLID187). Además, posee las mismas características geométricas del sólido, a cuya cara está conectado. En la Figura 2.44 se muestra un esquema del elemento:

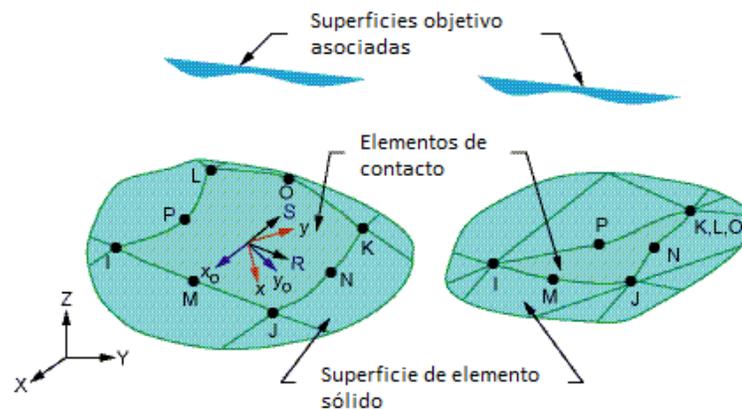


Figura 2.44: Esquema de elemento finito CONTA174 (ANSYS, 2012)

2.3.4.2.7 Elemento finito TARGE170

Se utiliza para representar la superficie objetivo (*target surface*), asociada a varias superficies de contacto (CONTA173, CONTA174). Esta superficie es discretizada por segmentos de superficie, formando pares con la superficie de contacto asociada. No es necesario que los nodos de las superficies de contacto y objetivo coincidan.

Estas superficies se pueden considerar como rígidas o flexibles. Los elementos se superponen con las superficies de los sólidos, describiendo los bordes del sólido objetivo. En la Figura 2.45 se muestra un esquema del elemento:

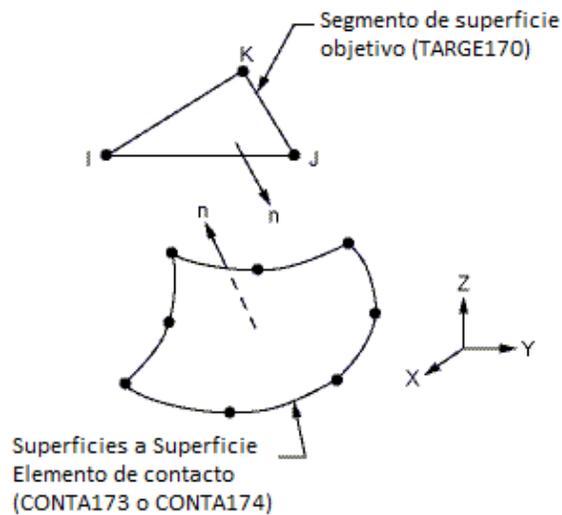


Figura 2.45: Esquema de elemento finito TARGE170 (ANSYS, 2012)

CAPÍTULO 3. CALIBRACIÓN MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

En este capítulo se expone la elaboración y calibración del modelo de elementos finitos. La elaboración del modelo estructural a utilizar en este estudio se describe desde cero, incluyendo todas las hipótesis consideradas. Se define la geometría, los contactos, el mallado (*mesh*), las condiciones de apoyo, los materiales, la forma en que el sistema es solicitado y otras opciones adicionales. Todo esto siguiendo la secuencia lógica que se utiliza en el programa ANSYS *Workbench* para el desarrollo de un modelo numérico. El modelo desarrollado busca ser un punto de partida para futuros estudios numéricos, por lo que algunas simplificaciones son consideradas y explicitadas según corresponda.

La calibración realizada también se describe en este capítulo. Ésta se lleva a cabo variando ciertos parámetros del sistema y analizando su influencia en la respuesta global, lo que permite, mediante un proceso iterativo de prueba y error, determinar los valores más idóneos para reproducir el comportamiento de los ensayos experimentales considerados. Una vez calibrados los modelos, se realiza un análisis de sensibilidad con respecto al mallado (*mesh*) de los elementos, para cuantificar su influencia en el comportamiento del sistema.

3.1 ELABORACIÓN DEL MODELO

En esta sección se describe la elaboración del modelo de elementos finitos, haciendo referencia al primer modelo desarrollado, que corresponde al de la llave de corte N°1. En éste se seleccionan la mayor parte de las opciones disponibles para su construcción, las que son replicadas para los dos modelos restantes. A continuación se describen los pasos que se siguen en este proceso.

3.1.1 Geometría

La geometría utilizada, proviene del montaje experimental descrito en el punto 2.1.3.1 del presente trabajo. Considerando la simetría proyectada en el montaje (Figura 3.1 a), se propone modelar solo la mitad del sistema para disminuir el tamaño del modelo. Las partes que se incluyen en la geometría como elementos sólidos son: placa base, llave de corte, bloque de hormigón y *grout* de nivelación (Figura 3.1 b).

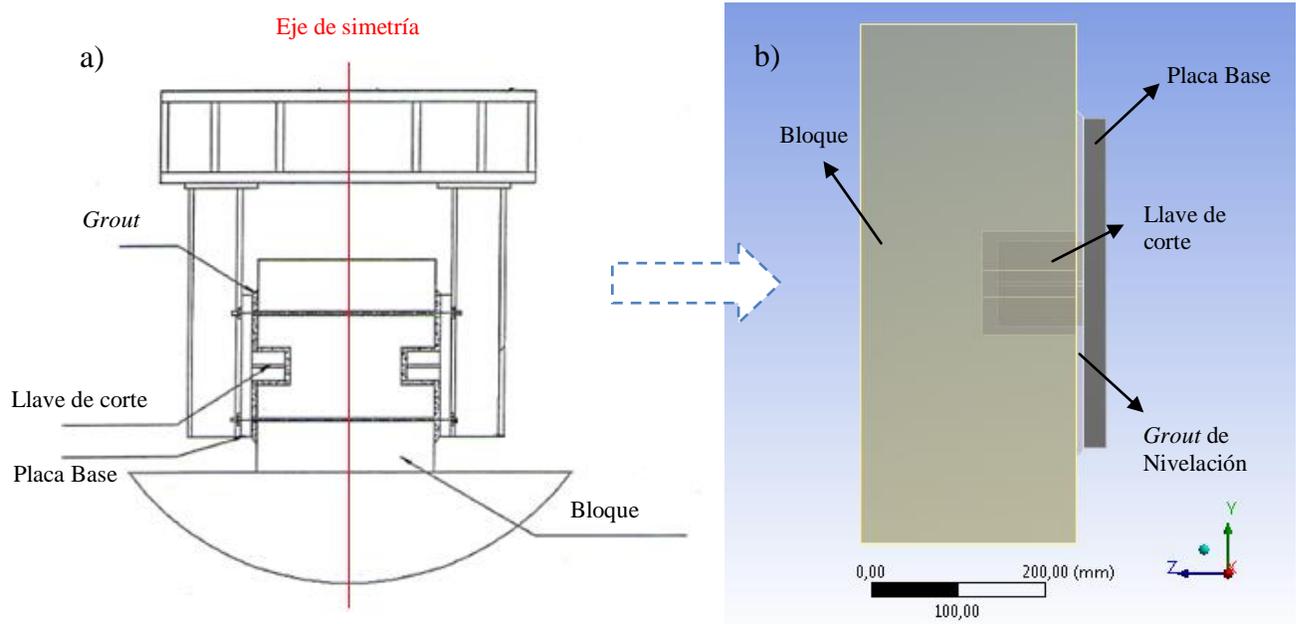


Figura 3.1: a) Simetría montaje experimental; b) Geometría modelo de elementos finitos

La pieza rígida que transmite el corte hacia la placa base (Figura 2.6), la que a su vez transmite los esfuerzos hacia la llave, no se incluye en el modelo. Su influencia en el sistema estructural se reproduce mediante condiciones de borde, las que se describen más adelante.

En los tres modelos elaborados, las dimensiones del bloque de hormigón y de la placa base se mantienen fijas, y varían las del *grout* de nivelación y las de la llave de corte. En la Figura 3.2 se muestran por separado las partes del modelo de la llave de corte N°1:

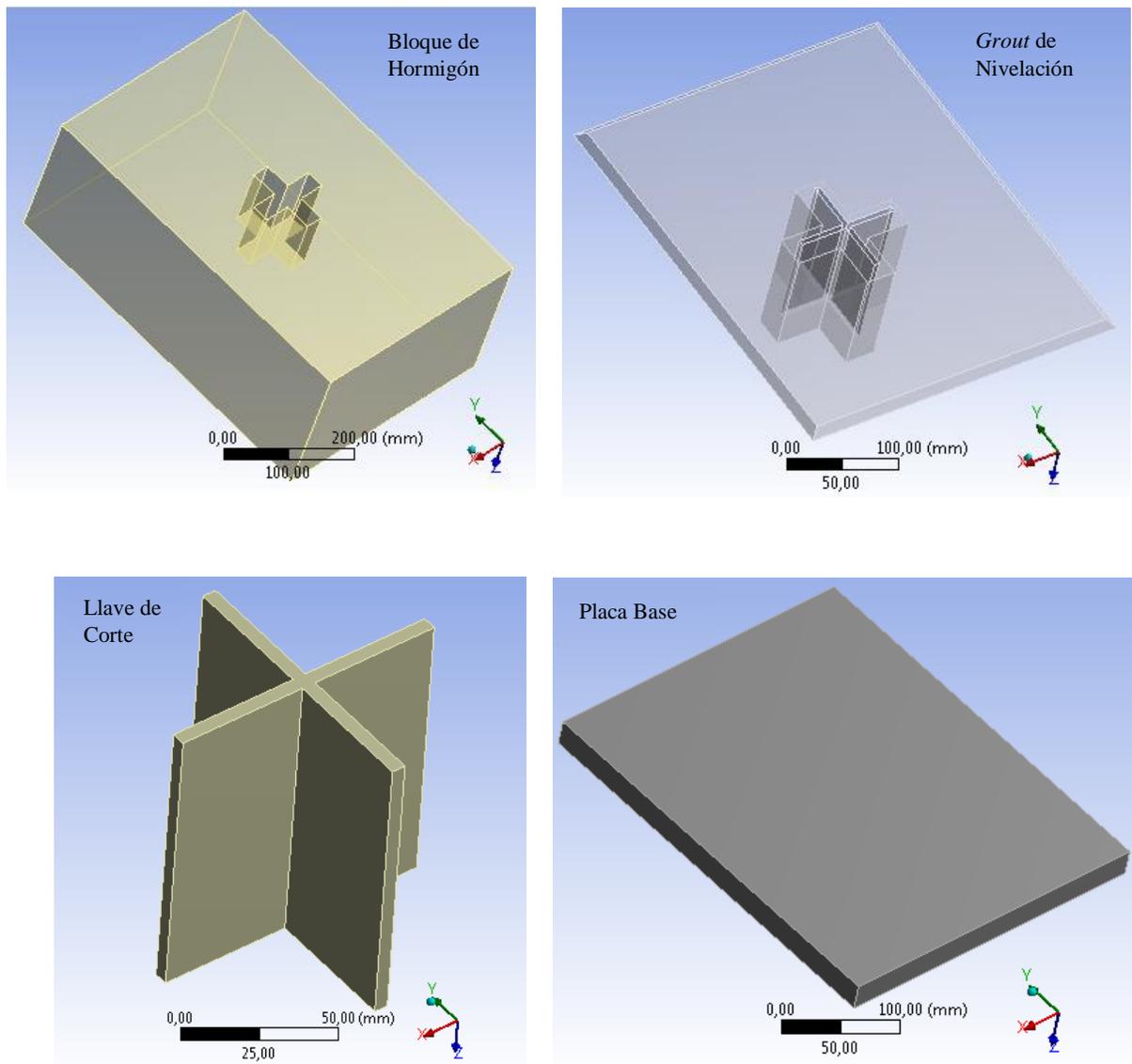


Figura 3.2: Partes de los modelos de elementos finitos

Las dimensiones de la llave de corte y del espesor del *grout* (G) se muestran en la Tabla 2.5. La altura (H), el ancho y el largo (W) de la llave se mantienen constantes, y su espesor (t) varía de 5mm, 8mm y 12mm, para las llaves N°1, N°4 y N°6 respectivamente (Figura 3.3).

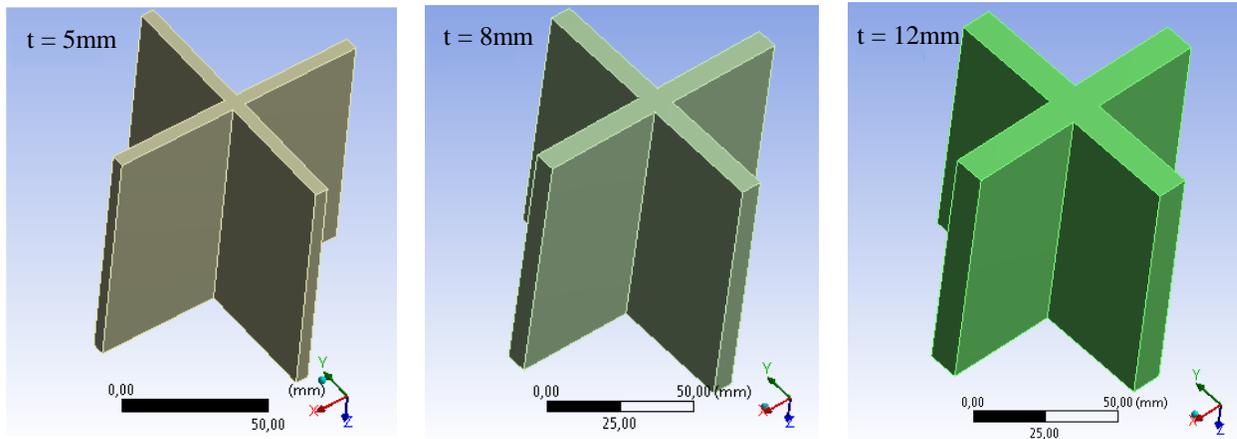


Figura 3.3: Llaves de corte en modelo de elementos finitos

El espesor del *grout* varía de 8mm, 11mm y 15mm, para los modelos de las llaves N°1, N°4 y N°6 respectivamente. Éste corresponde a la separación que existe entre el bloque de hormigón y la placa base, y que es rellenado por el *grout*. Un aumento en su espesor provoca que la llave de corte esté más afuera de la casilla del bloque, ya que su altura se mantiene constante, por lo que el volumen que el *grout* debe llenar en el fondo de la casilla, aumenta (Figura 3.4). Las dimensiones de los bordes laterales de la casilla (entre el *grout* y la llave) y de la superficie (sobre el bloque de hormigón), que ocupa el *grout*, se mantienen constantes:

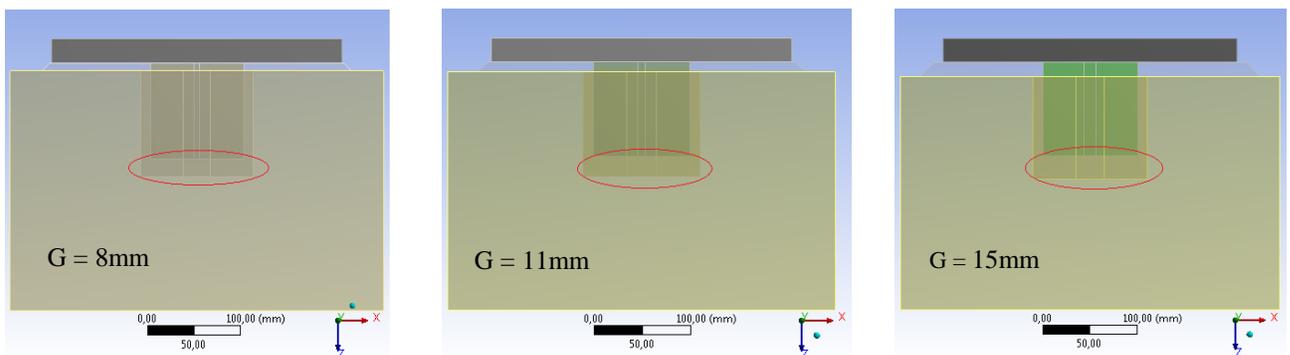


Figura 3.4: Espesor del *grout* en modelo de elementos finitos

3.1.2 Contactos

La geometría descrita en el punto anterior se construye con la herramienta *Design Modeler* (DM), perteneciente al entorno *Workbench* de ANSYS. Aquí se realizan *sketchs* o dibujos en planta y mediante extrusiones, se generan los elementos sólidos que forman las partes del sistema. Una vez desarrollada la geometría, ésta se exporta al entorno *Mechanical*, en donde se realiza la construcción del modelo y posteriormente los análisis. En este entorno, las zonas de contacto entre las partes, se detectan de forma automática cuando la geometría es importada. Esta detección está sujeta a verificaciones, para evaluar si los contactos fueron definidos de forma correcta. Los contactos definidos y verificados, junto con la descripción de todas las opciones seleccionadas (algunas de éstas descritas en el punto 2.3.4.1), se presentan a continuación:

3.1.2.1 Contacto Bloque con Grout

Este contacto corresponde a la interfaz entre el bloque de hormigón y el *grout*. La superficie de contacto corresponde a la que pertenece al bloque de hormigón y la superficie objetivo corresponde a la que pertenece al *grout*, como se muestra en la Figura 3.5:

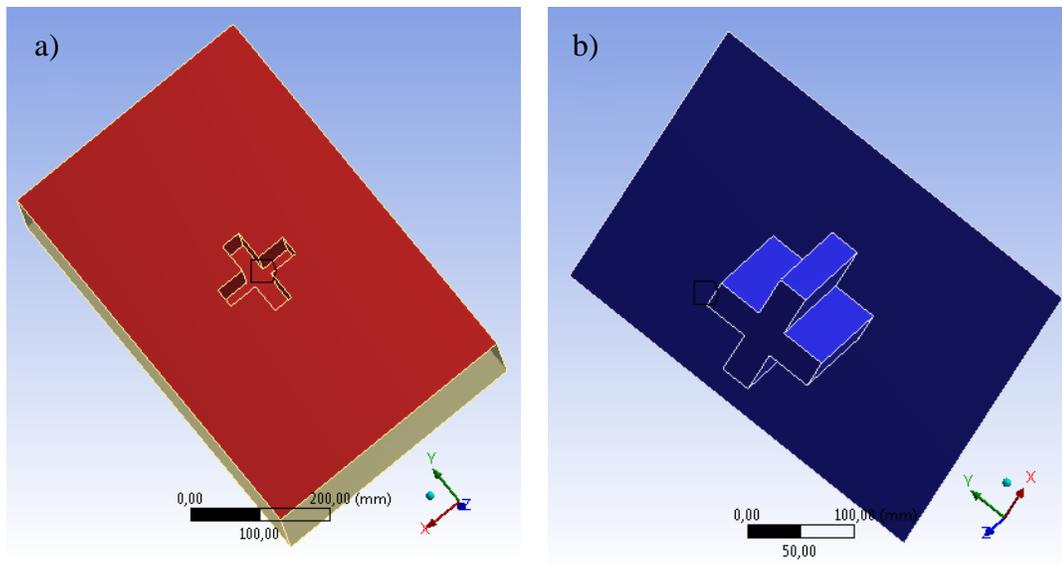


Figura 3.5: a) Superficie de contacto (Bloque); b) Superficie objetivo (*Grout*)

Ambas superficies constan de 14 caras. El tipo de contacto elegido es *Bonded*, por lo que no se considera separación, ni deslizamiento entre estos dos elementos, ya que es deseable que el bloque y el *grout* actúen como una unidad. Se selecciona un comportamiento asimétrico, por lo que la superficie del bloque (superficie de contacto) está impedida de penetrar la superficie del *grout* (superficie objetivo).

3.1.2.2 Contacto Grout con Llave de Corte

Este contacto corresponde a la interfaz entre el *grout* y la llave de corte. La superficie de contacto corresponde a la que pertenece al *grout* y la superficie objetivo corresponde a la que pertenece a la llave de corte, como se muestra en la Figura 3.6:

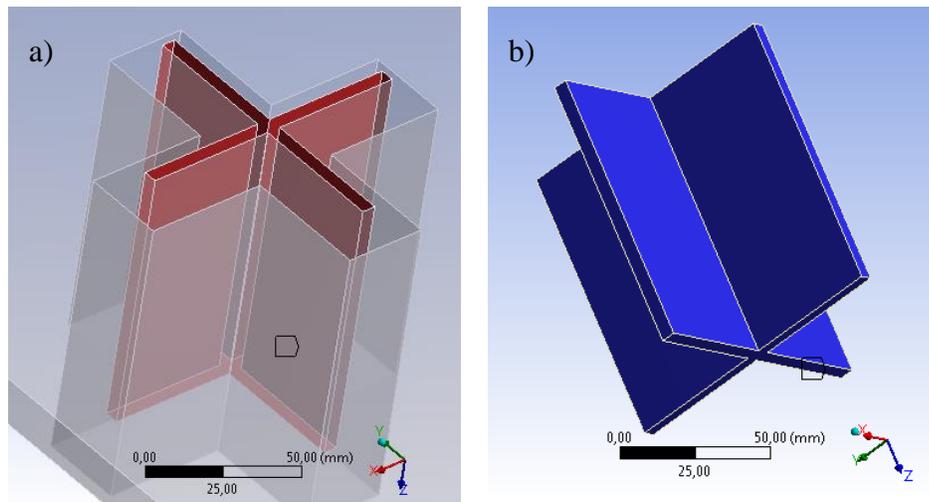


Figura 3.6: a) Superficie de contacto (*Grout*); b) Superficie objetivo (Llave de corte)

La superficie objetivo, coincide con todo el contorno de la llave, exceptuando su parte superior (superficie sección transversal que no se muestra en la Figura 3.6 b) en contacto con la placa base. Ambas superficies constan de 13 caras. El tipo de contacto elegido es *Frictional*, por lo que se considera separación, deslizamiento y transferencia de esfuerzos de corte entre estos dos elementos. El valor del coeficiente de fricción es un parámetro que se calibra, lo que se explica con mayor detalle en puntos posteriores de este capítulo. Se selecciona un comportamiento asimétrico, por lo que la superficie del *grout* (superficie de contacto) está impedida de penetrar la superficie de la llave de corte (superficie objetivo).

3.1.2.3 Contacto Grout con Placa Base

Este contacto corresponde a la interfaz entre el *grout* y la placa base. La superficie de contacto corresponde a la que pertenece al *grout* y la superficie objetivo corresponde a la que pertenece a la placa base, como se muestra en la Figura 3.7:

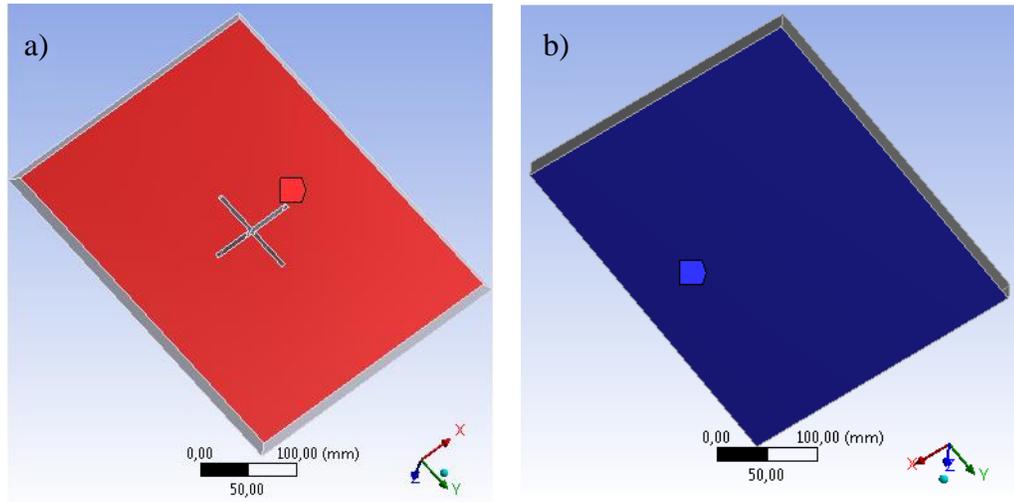


Figura 3.7: a) Superficie de contacto (*Grout*); b) Superficie objetivo (Placa Base)

La superficie objetivo, coincide con la cara inferior de la placa base y la de contacto coincide con la cara superior del *grout*. Ambas superficies constan de una sola cara. El tipo de contacto elegido es *Frictional*, por lo que se considera separación, deslizamiento y transferencia de esfuerzos de corte entre estos dos elementos. El valor del coeficiente de fricción, al igual que en el contacto anterior, es un parámetro que se calibra. Se selecciona un comportamiento asimétrico, por lo que la superficie del *grout* (superficie de contacto) está impedida de penetrar la superficie de la placa base (superficie objetivo).

3.1.2.4 Contacto Llave de Corte con Placa Base

Este contacto corresponde a la interfaz entre la llave de corte y la placa base. La superficie de contacto corresponde a la que pertenece a la llave de corte y la superficie objetivo corresponde a la que pertenece a la placa base, como se muestra en la Figura 3.8:

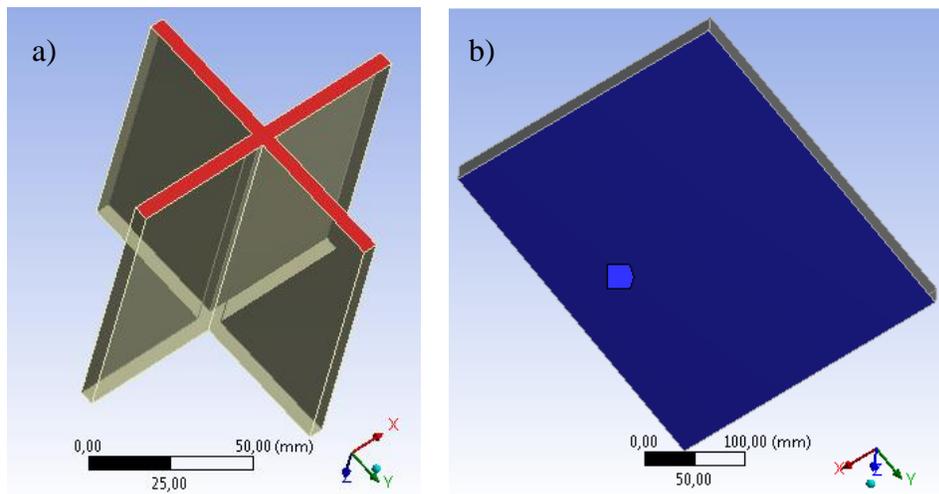


Figura 3.8: a) Superficie de contacto (Llave de corte); b) Superficie objetivo (Placa Base)

La superficie de contacto coincide con la cara de la sección transversal de la llave de corte y la superficie objetivo coincide con la cara inferior de la placa base. Ambas constan de una sola cara. El tipo de contacto elegido es *Bonded*, por lo que no se considera separación, ni deslizamiento entre estos dos elementos. Se selecciona un comportamiento asimétrico, por lo que la superficie de la llave de corte (superficie de contacto) está impedida de penetrar la superficie de la placa base (superficie objetivo).

Para todos los contactos definidos, tanto el método de detección de contacto, como el cálculo de la rigidez normal de las superficies, se seleccionan controlados por el programa (*Program Controlled*). La rigidez tangencial de las superficies siempre es calculada internamente por el programa. Además, se considera la opción de que el valor de la rigidez se actualice en cada iteración, para mejorar la convergencia. La formulación elegida corresponde a *Augmented Lagrange* como se describe en el punto 2.3.4.1 del marco teórico.

Para los contactos friccionales, existe otra opción disponible que guarda relación con el tratamiento de la interfaz de contacto, previo a los análisis (*Interface Treatment*). En estos casos, se ocupa la opción *Adjust to Touch*, la que impone que si llegase a existir alguna separación inicial entre las superficies que conforman el par de contacto, éstas se ajustan para que entren en contacto y se anule cualquier hueco o separación, antes de que el programa comience a iterar para encontrar la solución del problema.

3.1.3 Mallado (*mesh*)

El mallado es definido de forma automática por el programa, según el tipo de análisis que se quiera efectuar. Tomando como base esta malla se realizan algunas modificaciones, según se consideren pertinentes, ya sea por recomendaciones y/o consideraciones del problema, para definir la discretización definitiva. En la Figura 3.9 se muestran todas las partes del modelo de la llave de corte N°1, con su respectivo mallado:

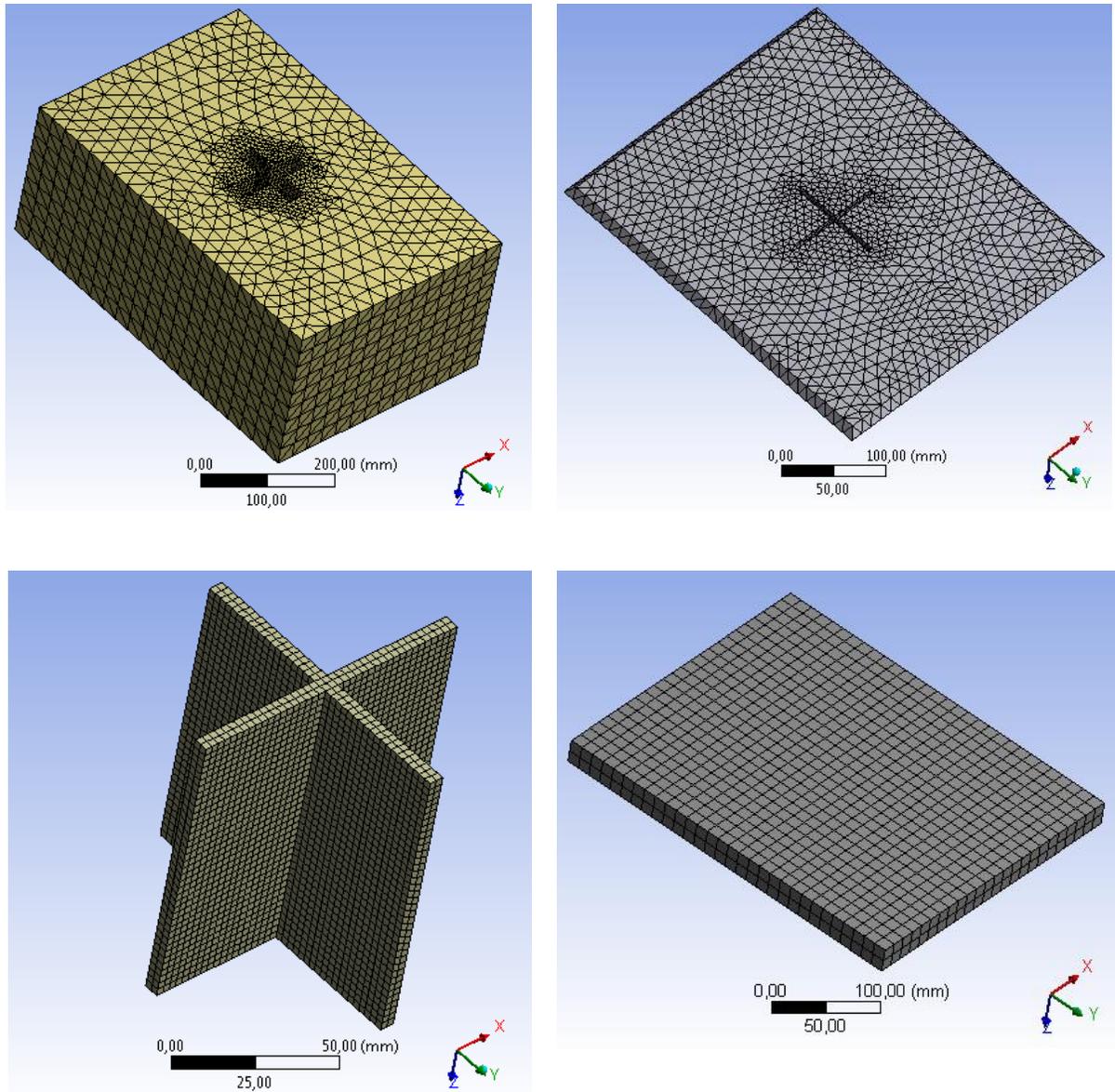


Figura 3.9: Mallado partes del modelo de elementos finitos, Llave de corte N°1

Los elementos de geometría más regular (llave de corte y placa base) son mallados con elementos hexaédricos, mientras que los más irregulares (bloque de hormigón y *grout*) son mallados con elementos tetraédricos. A continuación se describen las opciones elegidas, las que son replicadas para los modelos de las llaves de corte N°4 y N°6.

3.1.3.1 Mapeado de caras

El mapeado de caras (*Mapped Face Meshing*) consiste en definir una discretización uniforme en las caras de ciertos elementos. En este caso en particular, se utiliza para el bloque de hormigón, ya que el mallado definido por defecto el programa genera una discretización poco uniforme en algunas caras. El mapeado se aplica en 5 caras externas del bloque (todas las caras, excepto la que contiene la casilla) y en el interior de la casilla, la que consta de 13 caras. En la Figura 3.10 se muestran 3 de las 5 caras mapeadas en el exterior del bloque, contrastando el mallado por defecto y el mallado con esta opción:

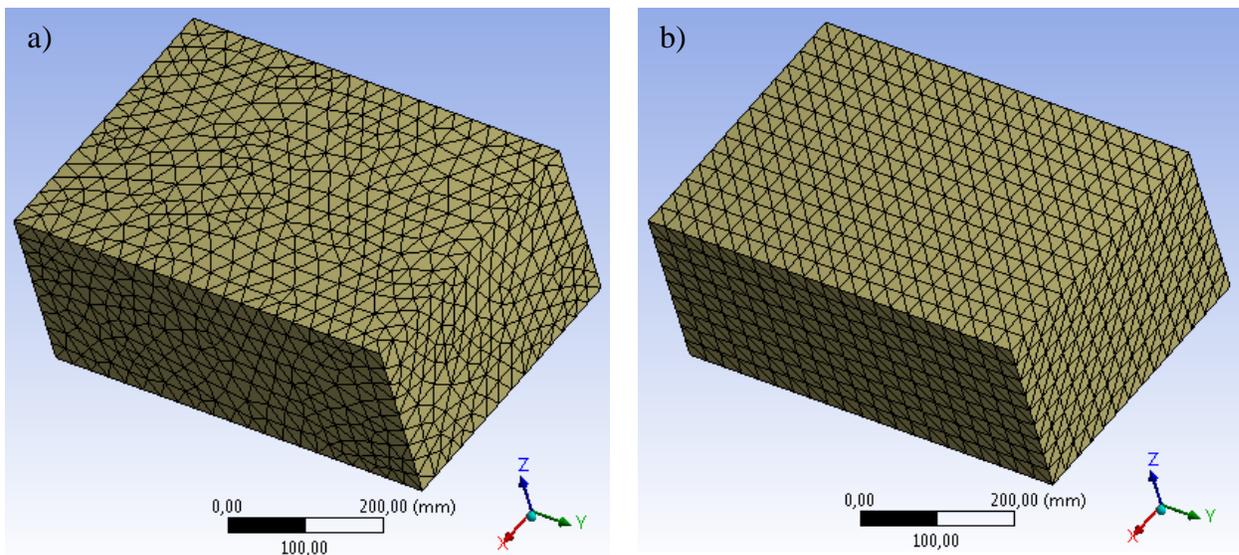


Figura 3.10: Caras externas del bloque: a) Mallado por defecto; b) Mallado mapeado

3.1.3.2 Refinamiento

El refinamiento (*Refinement*) consiste en aumentar la densidad del mallado (incrementar el número de elementos finitos, disminuyendo su tamaño) en un sector determinado. En este caso en particular se hace un refinamiento en la zona de la casilla al interior del bloque de hormigón, que consta de 13 caras, ya que en la vecindad de este sector es donde interactúan las partes del modelo (bloque con *grout* y *grout* con llave de corte), por lo que corresponde al lugar en donde se transmite la mayor parte de la carga entre ellos, lo que además podría provocar concentración de tensiones, o algún otro problema asociado a un mallado más grueso, generando una solución poco precisa. En la Figura 3.11 se muestra el refinamiento aplicado:

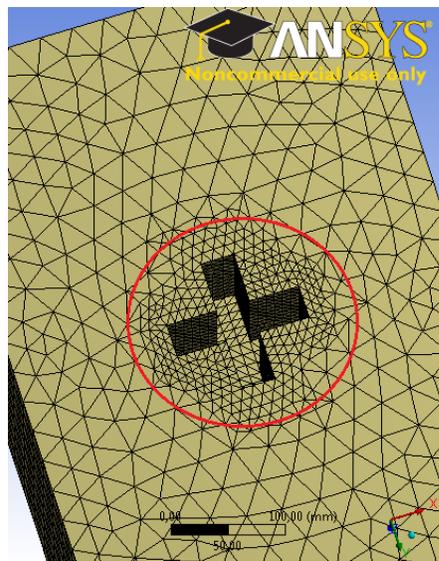


Figura 3.11: Refinamiento casilla al interior del bloque de hormigón

El refinamiento se define en función de cuanto se desea disminuir el tamaño de los elementos finitos en un sector. Existen tres niveles de refinamiento disponible: 1, 2 y 3. En este caso se elige el nivel 2 de refinamiento.

3.1.3.3 Tamaño elementos finitos

El tamaño en un principio, se determina por defecto, dependiendo de las dimensiones geométricas de las partes y del nivel de relevancia (*relevance*) asignado, lo que hace la diferencia entre un mallado más grueso o más fino. Esto último se controla con la barra de relevancia que va de -100 (más grueso) a 100 (más fino). Para los modelos se elige una relevancia de -40, lo que genera elementos de tamaño adecuados para los análisis que se desean efectuar. También se puede imponer un tamaño máximo de las caras de los elementos. En este caso se deja el valor por defecto (28.5mm). Estas opciones son globales, es decir, se definen para todo el sistema. Las opciones que se consideran para los elementos por separado, se describen a continuación:

3.1.3.3.1 Elementos sólidos

El único elemento sólido en donde se controla directamente el tamaño de los elementos finitos a utilizar para la discretización, es en la llave de corte. Esto se impone con la opción *Element Size*, disponible en la rama del mallado (*Mesh*) del programa. El tamaño se elige de forma tal, que en la sección transversal de la llave, haya dos elementos finitos, por lo tanto el tamaño ingresado depende del espesor de la llave de corte. Dada la regularidad de la llave, el tamaño de los elementos se replica para todo el cuerpo. Para ejemplificar el mallado definido, en la Figura 3.12 se muestra la discretización definitiva para la llave de corte N°6:

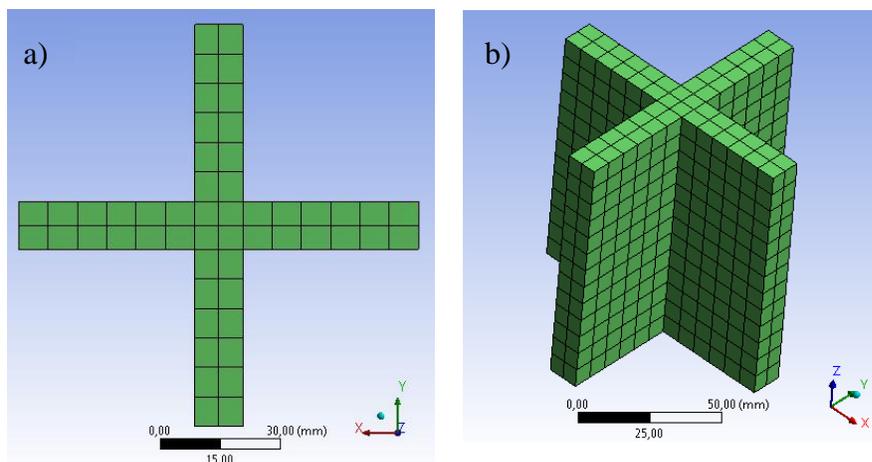


Figura 3.12: Mallado Llave de corte: a) Sección transversal; b) Cuerpo entero

3.1.3.3.2 Elementos de superficie

El tamaño de los elementos de superficie, que modelan los contactos entre los elementos finitos sólidos, se controla indirectamente, mediante la asignación de un nivel de relevancia, que va de -100 a 100. Se desea imponer que los tamaños de los elementos finitos de las superficies, que componen un par, sean similares. Esto se vuelve más importante en los casos en que existen superficies con elementos finitos de distinta geometría.

Como se menciona en el punto 2.3.4.1, las superficies de contacto adquieren las mismas propiedades geométricas que el cuerpo al que pertenecen. Por lo tanto si una superficie pertenece a un cuerpo cuyos elementos finitos son hexaédricos, la malla de esta superficie se compone de elementos cuadriláteros. Por otro lado, si la superficie pertenece a un cuerpo cuyos elementos finitos son tetraédricos, la malla de esta superficie se compone de elementos triangulares. Este es el caso de los contactos entre el *grout* y la llave de corte, y entre el *grout* y la placa base. Para éstos se regula el tamaño de los pares contacto/objetivo, con la opción *Contact Sizing*. Se elige una relevancia de 0 para ambos casos. En las siguientes figuras, se muestra el mallado definido en los pares, para el modelo de la llave N°1:

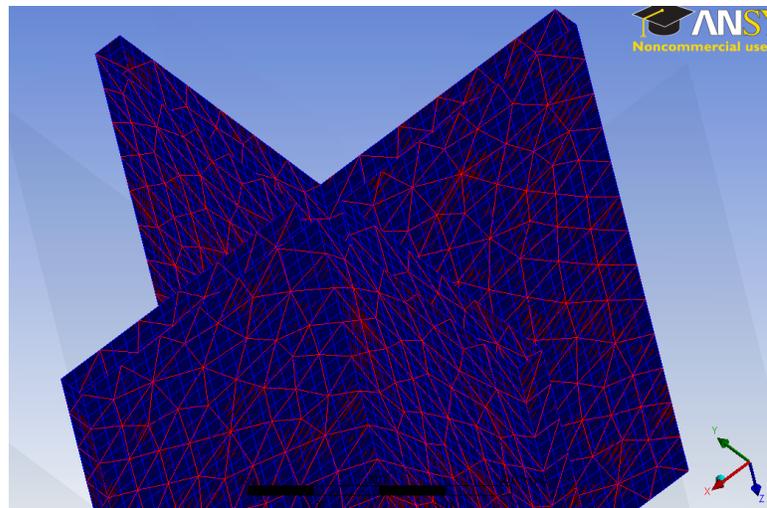


Figura 3.13: Elementos finitos de superficie: Contacto *Grout* con Llave de Corte

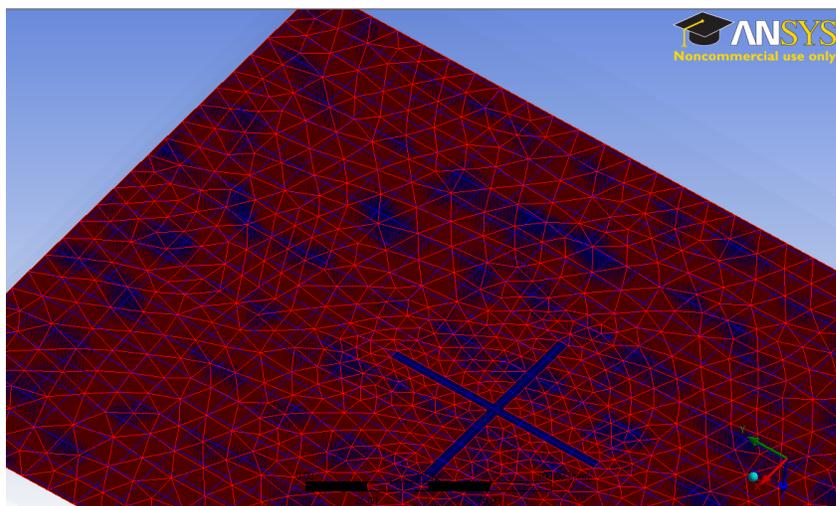


Figura 3.14: Elementos finitos de superficie: Contacto *Grout* con Placa Base

En las figuras anteriores, se observa que los elementos cuadriláteros (azules) que pertenecen a las superficies objetivo, son de un tamaño similar al de los elementos triangulares (rojos) que pertenecen a las superficies de contacto.

3.1.4 Propiedades de los Materiales

Los materiales se definen a partir de sus propiedades elásticas, plásticas y sus resistencias. A continuación se exponen los valores considerados para las propiedades de cada material:

3.1.4.1 Hormigón Bloque

El comportamiento del hormigón del bloque se caracteriza por su resistencia a compresión, obtenida del ensayo a compresión de probeta cilíndrica (15x30cm). En este caso se cuenta con los valores de referencia del estudio experimental descrito en el punto 2.1.3.2.1, que consisten en ensayos de probetas cúbicas (20x20cm), por lo que se debe realizar la conversión respectiva. El módulo de Young o módulo de elasticidad del material, se calcula con la fórmula del punto 8.5.1 de la norma ACI 318S-08 (ACI 318, 2008), que se muestra en la Ec. 3.1:

$$E_c = 4700 \sqrt{f'_c} \text{ (MPa)} \quad \text{Ec. 3.1}$$

Dónde:

E_c : Módulo de elasticidad del hormigón (MPa)

f'_c : Resistencia a compresión, probeta cilíndrica (MPa)

Para calcular la tensión de rotura a tracción del hormigón, se utiliza la fórmula (9-10) del punto 9.5.2.3 de la norma ACI 318S-08 (ACI 318, 2008), que se expone a continuación:

$$f_r = 0.62 \sqrt{f'_c} \text{ (MPa)} \quad \text{Ec. 3.2}$$

Los valores de las propiedades del hormigón utilizadas en la modelación, se presentan en la Tabla 3.1, para cada una de las llaves de corte:

Tabla 3.1: Propiedades hormigón del bloque en modelos de elementos finitos

Llave de corte	ρ (kg/m^3)	ν	f_c^{cub} (MPa)	f'_c (MPa)	E_c (MPa)	f_r (MPa)
N°1	2500	0,2	39,79	33,79	27405	3,6
N°4/N°6			30,42	25,42	23965	3,2

Para el bloque se considera la densidad del hormigón armado. El módulo de poisson (ν) se determina mediante ensayos, pero al no contar con éstos, se elige un valor dentro de un rango usual para este material (0.15-0.2) (Massone, 2010). Los valores ingresados de f'_c se redondean hacia arriba, por lo que se considera $f'_c = 34MPa$ para la llave N°1 y $f'_c = 26MPa$, para las llaves N°4 y N°6. Estos últimos valores son los que se utilizan para calcular los respectivos módulos de elasticidad y de rotura a tracción.

En este estudio se consideran dos opciones para caracterizar el comportamiento no lineal del hormigón. Una consiste en considerar comportamiento elasto-plástico, ingresando curvas bilineales. La otra opción consiste en utilizar curvas parabólicas definidas por expresiones de la literatura (Hognestad et al., 1955; Popovics, 1973). La elección entre estas dos opciones se muestra más adelante, en el punto donde la calibración es descrita.

3.1.4.2 Grout

El comportamiento del *grout*, dada la naturaleza de este material, es más difícil de caracterizar. En este estudio se le asignan las mismas propiedades definidas para el bloque de hormigón. De esta forma, el comportamiento del material es caracterizado por su resistencia a compresión. Este valor es calibrado, según se describe en puntos posteriores de este capítulo.

En el punto 2.1.3.2.2 se muestran los ensayos de probetas cúbicas (15x15cm), realizados para el *grout* en el programa experimental citado. Estos valores se toman como referencia al momento de determinar su resistencia a compresión. El módulo de elasticidad también se obtiene de la Ec. 3.1 y la rotura a tracción se calcula con la Ec. 3.2, por lo que ambos valores dependen de la resistencia a compresión calibrada. Los valores que se consideran fijos para el material *grout* en los modelos se presentan en la Tabla 3.2:

Tabla 3.2: Propiedades *grout* de nivelación en modelo de elementos finitos

Llave de corte	ρ (kg/m^3)	ν
N°1	2400	0,2
N°4/N°6		

El comportamiento no lineal del *grout*, se caracteriza mediante curvas bilineales, considerando un comportamiento elasto-plástico perfecto.

3.1.4.3 Acero

El comportamiento del acero se caracteriza por: sus propiedades elásticas, la fluencia, la tensión de rotura y por su capacidad de deformación longitudinal. Para la densidad, el módulo de elasticidad y el módulo de poisson, se consideran propiedades nominales del acero ASTM A36. Para la tensión de fluencia y de rotura se consideran los valores de la Tabla 2.10, que corresponden a los obtenidos del ensayo a tracción de una pieza de acero, utilizada en los ensayos experimentales citados. La deformación unitaria última considerada es del 30%.

En la Tabla 3.3 se muestran los valores de las propiedades del acero consideradas en los modelos desarrollados:

Tabla 3.3: Propiedades del acero en modelo de elementos finitos

Llave de corte	ρ (kg/m^3)	ν	E (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	ϵ_u
N°1/N°4/N°6	7850	0,3	200000	317	476	0,3

Para caracterizar el comportamiento no lineal del acero, se utilizan dos opciones: una consiste en no considerar endurecimiento en el acero (es decir, definir al material con un comportamiento elasto-plástico perfecto) y la otra en si considerar el endurecimiento post-fluencia. De esta manera, lo que se calibra es la pendiente de la curva uniaxial después de la fluencia, lo que se muestra más adelante en este capítulo.

Cabe mencionar que lo recién descrito es válido solo para el acero de la llave de corte. Para la placa base, no se considera un comportamiento no lineal. Esto por recomendaciones que indican que resulta ventajoso, desde un punto de vista de la convergencia, aplicar la sollicitación a un elemento cuyo material sea lineal y elástico. Además, la evidencia experimental disponible (Palma, 2008) no describe plastificación en este elemento, lo que hace razonable este supuesto.

3.1.5 Condiciones de apoyo

Las condiciones de apoyo se definen a partir del montaje experimental y de supuestos considerados. En el programa éstas se asignan a las superficies de los elementos, cuyos grados de libertad se deseen restringir. Internamente los nodos que pertenecen a los elementos finitos de estas superficies son restringidos, según el apoyo que se considere.

El primer apoyo corresponde a un empotramiento deslizante (*Frictionless Support*), se ubica en una de las caras laterales del bloque y se incluye para reproducir la condición de simetría, considerada para modelar solo la mitad del sistema. Éste restringe el desplazamiento en las direcciones X y Z. La única deformación permitida, es en la dirección Y. Este apoyo se muestra en la Figura 3.15 a). El segundo apoyo corresponde a un apoyo empotrado (*Fixed Support*), se ubica en la cara inferior del bloque de hormigón y se incluye para reproducir la condición del montaje experimental, en donde el bloque se encuentra apoyado en un cuerpo de hormigón de mayores dimensiones, fijo al suelo. Este apoyo restringe el desplazamiento en todas las direcciones de los ejes coordenados y se muestra en la Figura 3.15 b):

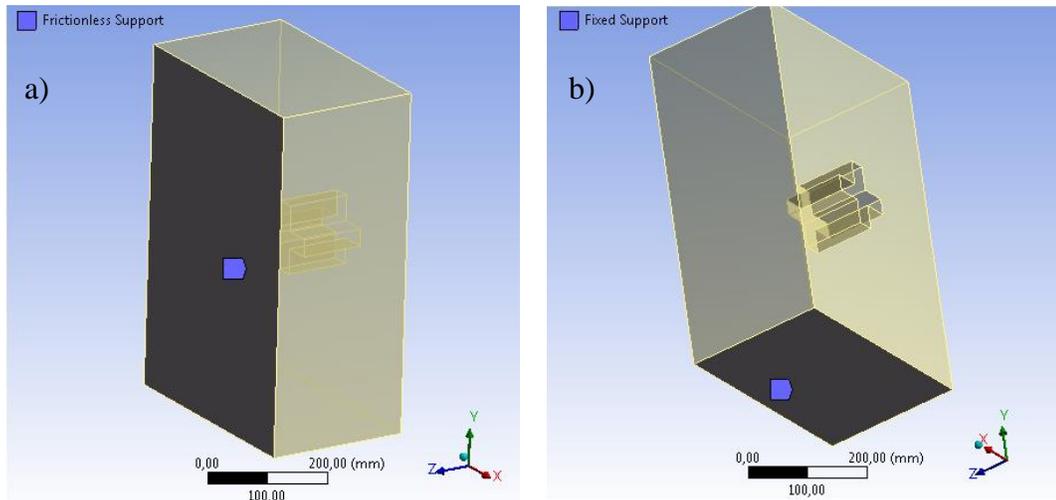


Figura 3.15: a) Apoyo deslizante; b) Apoyo empotrado

3.1.6 Solicitación

La sollicitación se define del montaje experimental y de las mediciones realizadas en dicho estudio, como se describe en el punto 0. En los modelos, el sistema se solicita mediante un desplazamiento en la dirección negativa del eje Y. Éste además define una condición de borde en la cara lateral de la placa base, al restringir el desplazamiento en las direcciones X y Z. Esta condición busca reproducir el efecto del perfil rígido que transmite el corte a la placa base, descrito en el punto 2.1.3.1, por lo tanto, se impone que la superficie se mueva como un sólido rígido. En la Figura 3.16 se muestra la superficie donde se aplica el desplazamiento:

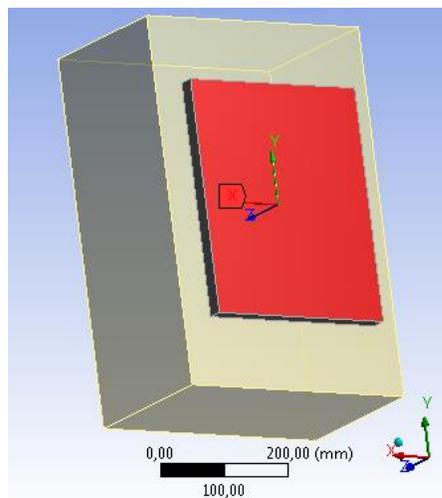


Figura 3.16: Superficie de aplicación del desplazamiento

El desplazamiento es aplicado en 50 pasos de 1 segundo cada uno, y se ingresa al programa de forma tabular. Como el análisis que se realiza es estático estructural, el tiempo que se asigne a cada punto no tiene relevancia, en cambio, lo que sí es importante, es que el desplazamiento se aplique en un número adecuado de pasos para mejorar la convergencia del método numérico. El valor del desplazamiento aplicado depende de que probeta se esté modelando, y se obtiene de las curvas expuestas en el punto 2.2.2. La fuerza que se produce en el sistema es medida en el apoyo empotrado de la cara inferior del bloque. Esto se explica en detalle en puntos posteriores de este capítulo.

3.1.7 Otras opciones

Existen otras opciones que es necesario definir al momento de efectuar un análisis estático estructural en ANSYS *Workbench*. Una de éstas ya fue mencionada en el punto anterior y consiste en el número de pasos en que se aplica la sollicitación. En los modelos desarrollados se considera que el desplazamiento se aplica en 50 pasos, los que a su vez se pueden dividir en sub-pasos, si existen problemas de convergencia. El programa permite ingresar una cantidad mínima y una máxima de sub-pasos. Se considera un número mínimo de 5 y un máximo de 1000 sub-pasos. El método que utiliza el programa para la resolución numérica del modelo es Newton-Raphson. Internamente el programa cuenta también con varios *Solver* que implementan este método. En este caso se considera el tipo *Direct*, el cual se recomienda para problemas altamente no lineales. Para la solución numérica, se considera utilizar solo el criterio de convergencia de fuerzas (*Force Convergence: On*), con una tolerancia del 0.5%. El valor asociado a esta tolerancia es calculado por el programa. Por último, se considera la opción *Large Deflection: On*, lo que permite que los elementos del modelo experimenten grandes deformaciones.

Muchas de las opciones seleccionadas en la elaboración del modelo de elementos finitos, se escogen en base a recomendaciones y sugerencias, de diferentes tutoriales y manuales, que se encuentran disponibles para los usuarios de este programa (ANSYS, 2012).

3.2 CALIBRACIÓN DEL MODELO

En esta sección se describe la calibración del modelo de elementos finitos. Su objetivo es reproducir computacionalmente la respuesta global carga vs desplazamiento observada en los ensayos experimentales seleccionados. La calibración realizada requiere un extenso proceso de prueba y error, para identificar los parámetros que mayor influencia tienen en el comportamiento del sistema y de qué forma afectan su respuesta. La parte gruesa de ésta se realiza para el primer modelo desarrollado, que corresponde al de la llave de corte N°1. En este modelo se determina la configuración que presenta un mejor ajuste con los datos experimentales, la que se verifica al ser replicada en los dos modelos restantes.

En un comienzo, se considera el modelo solo con propiedades lineales y contactos del tipo *Bonded* (Tabla 2.14), además de aplicar la sollicitación mediante fuerza en vez de desplazamiento. Esta configuración entrega una respuesta muy rígida, lejana a la de los ensayos, tanto cualitativa como cuantitativamente. Las modificaciones que fueron clave para mejorar el modelo preliminar, corresponden a considerar contactos friccionales entre los elementos de acero (placa base y llave de corte) y los de concreto (bloque de hormigón y *grout*) e incluir las propiedades no lineales de los materiales. Solicitar el sistema mediante la aplicación de desplazamiento en vez de fuerza, también resulta vital para observar de mejor manera el comportamiento del sistema, permitiendo realizar las correcciones necesarias.

La configuración que genera las curvas con mejor ajuste corresponde a la siguiente: coeficiente de fricción entre los elementos de acero y los de concreto de $\mu = 0.1$, acero sin endurecimiento y resistencia a compresión del *grout* de $f'_c = 40MPa$. Las comparaciones se hacen con respecto al ensayo y al modelo con mejor ajuste. En las curvas de los modelos, la carga corresponde a la fuerza en la dirección Y, obtenida del apoyo empotrado como reacción. El desplazamiento por su parte es aplicado en la cara exterior de la placa base (Figura 3.16). En la curva del ensayo en cambio, la carga corresponde a la mitad de la fuerza aplicada en la vertical (punto 2.1.3.3.1) y el desplazamiento corresponde a mediciones efectuadas en la cara superior de la placa base (punto 2.1.3.3.2). En ambos casos la fuerza se denota como " F_y " y el desplazamiento como " d ". A continuación se describe el proceso de calibración realizado:

3.2.1 Coeficiente de fricción

El coeficiente de fricción se debe definir para todos los contactos friccionales. Durante la calibración se observa que éste es uno de los parámetros que mayor influencia tiene en el comportamiento del sistema, especialmente en el rango no lineal.

En la Figura 3.17 se muestra la calibración del coeficiente de fricción para el modelo de la llave de corte N°1. Se aplica un desplazamiento total de 5mm, porque para valores mayores se presentan problemas de convergencia. Sin embargo, se considera que este nivel de desplazamiento es suficiente para observar el comportamiento que caracteriza al sistema.

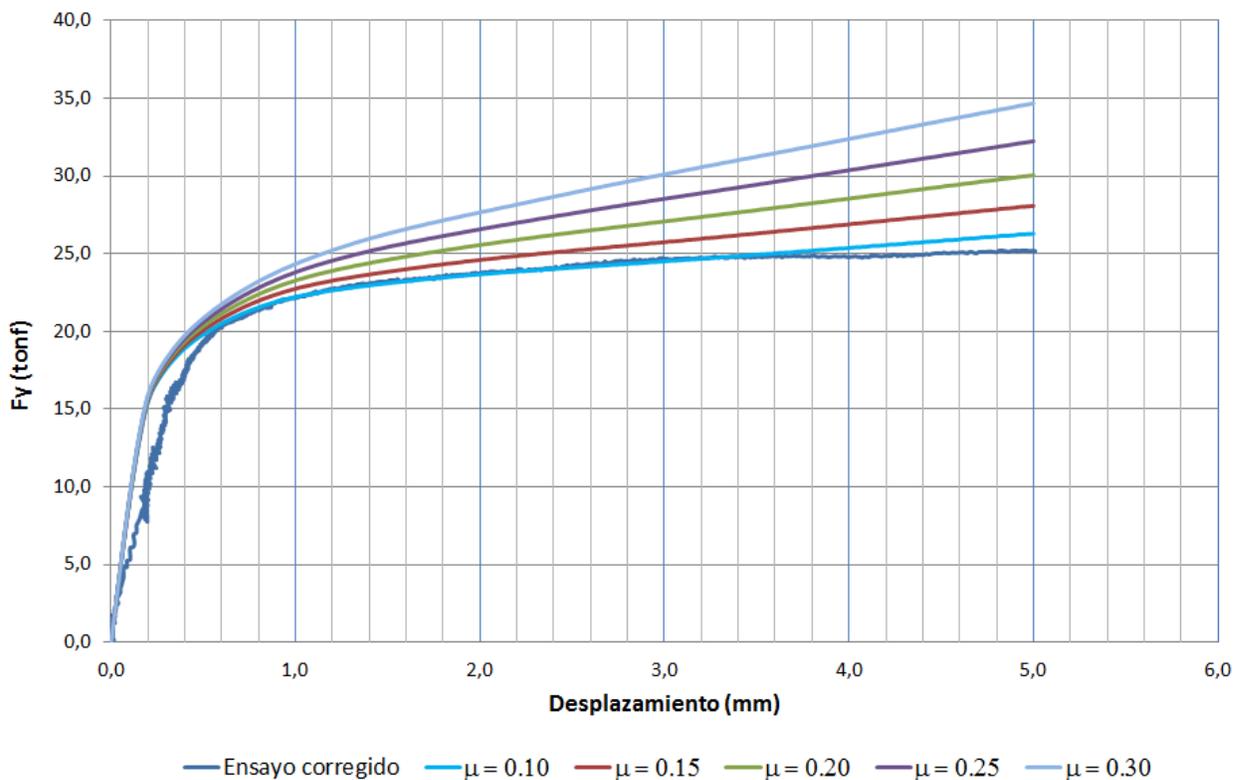


Figura 3.17: Calibración coeficiente de fricción

De la Figura 3.17 se observa un mejor ajuste cuando se utiliza un coeficiente de fricción de 0,1, por lo que se elige este valor para utilizar en la modelación. Para los modelos de las llaves de corte N°4 y N°6 se aplican desplazamientos de 7,5mm y 7,0mm respectivamente, sin presentarse problemas de convergencia. Las curvas calibradas de estos modelos se presentan más adelante.

3.2.2 Parámetros de los materiales

En orden de importancia, las propiedades de los materiales son el segundo ítem que influye significativamente en la respuesta de los modelos. En primer lugar, se calibra la pendiente post fluencia de la curva uniaxial del acero, que define su ley constitutiva (con o sin endurecimiento). Luego, se calibra el valor de la resistencia a compresión del *grout*, que caracteriza su comportamiento según lo descrito en el punto 3.1.4.2. Finalmente, se comparan dos opciones para caracterizar el comportamiento no lineal del hormigón del bloque (curvas bilineales vs curvas multilineales).

3.2.2.1 Pendiente de endurecimiento del acero

Durante el proceso de calibración se observa que al considerar el acero con endurecimiento, la curva carga vs desplazamiento del modelo se aleja de la curva del ensayo en el tramo no lineal de respuesta. Es por esto que se considera probar con una ley constitutiva sin endurecimiento para el acero y comparar. Las curvas uniaxiales idealizadas que se utilizan para definir la ley constitutiva del acero, se muestran en la Figura 3.18, y se construyen a partir de los valores de la Tabla 3.3:

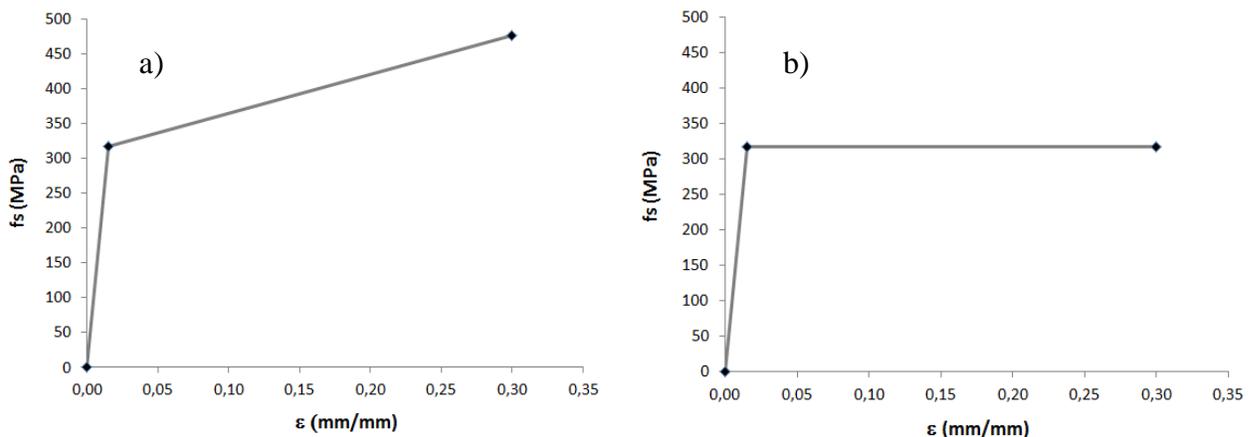


Figura 3.18: Ley constitutiva acero: a) Con endurecimiento; b) Sin endurecimiento

En la Figura 3.19 se muestran las curvas carga vs desplazamiento de los modelos con ambas leyes constitutivas, comparándolas con la curva del ensayo:

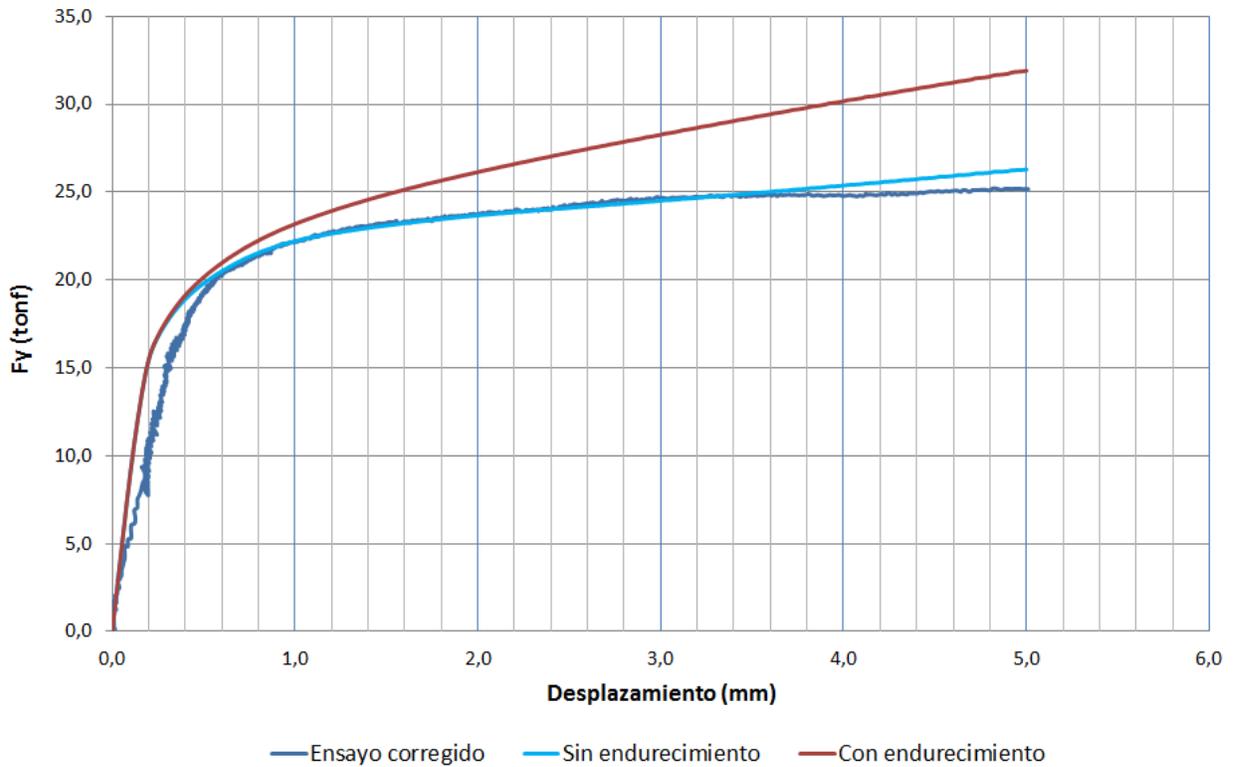


Figura 3.19: Calibración curva de acero

De la Figura 3.19 se observa un mejor ajuste de las curvas de los modelos con la curva del ensayo, cuando se utiliza una ley constitutiva sin endurecimiento para el acero de la llave de corte, por lo que se elige esta opción para utilizar en la modelación.

3.2.2.2 Resistencia a compresión grout

Como se describe en el punto 3.1.4.2 el comportamiento del *grout* se caracteriza mediante su resistencia a compresión. Este valor se calibra teniendo como referencia los valores expuestos en la Tabla 2.9. El comportamiento no lineal del *grout* se define mediante curvas bilineales. La curva uniaxial idealizada que se utiliza para definir la ley constitutiva del *grout* en los modelos (con el valor de la resistencia a compresión ya calibrado), se muestra en la siguiente figura:

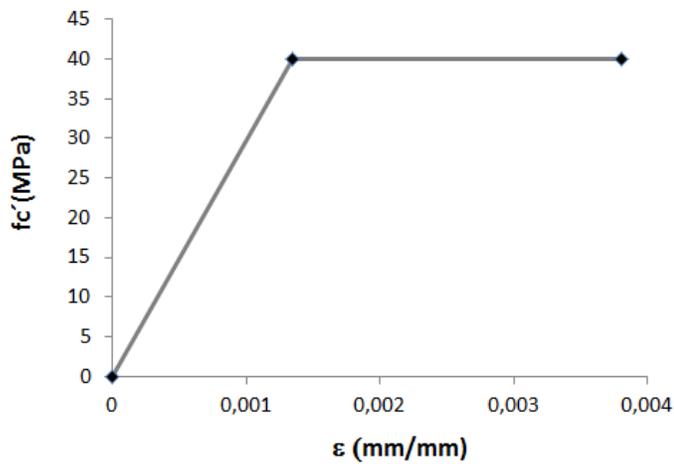


Figura 3.20: Ley constitutiva del grout

En la Figura 3.21 se muestran las curvas carga vs desplazamiento de modelos con distintos valores de resistencia a compresión (y el mismo tipo de curva bilineal), comparándolas con la curva del ensayo:

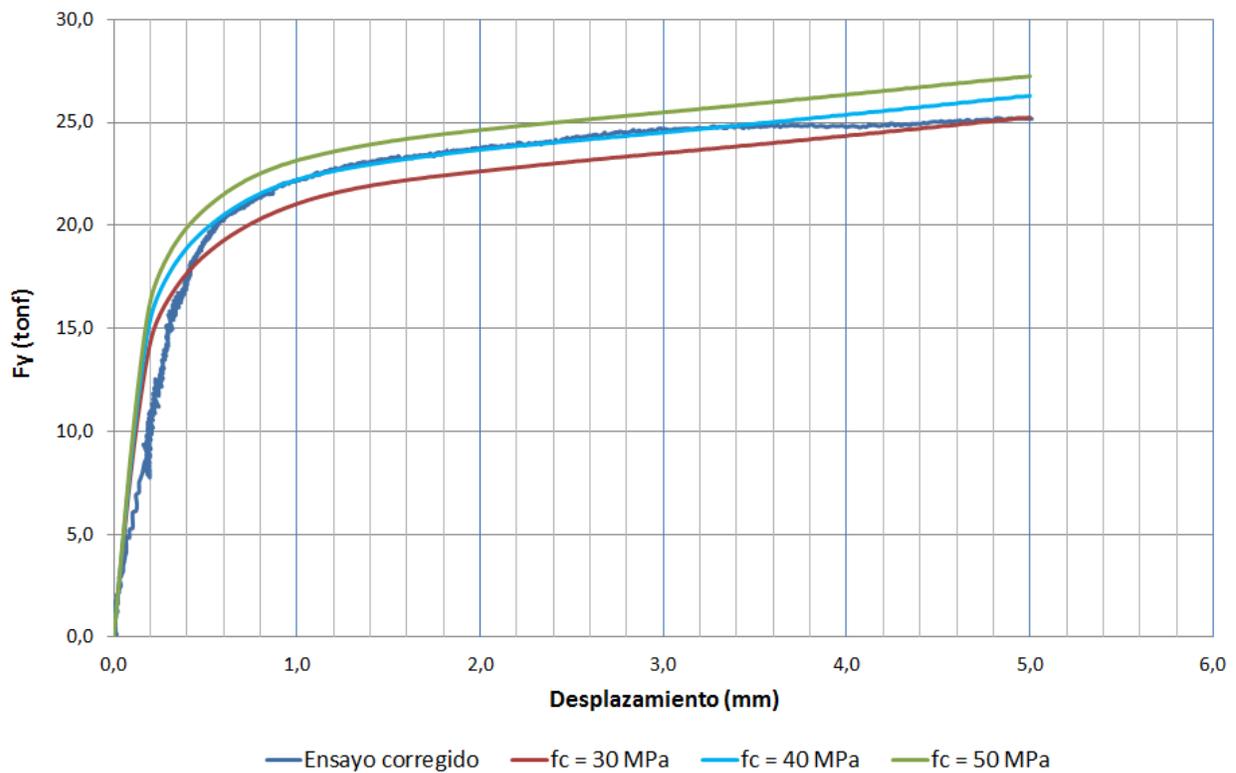


Figura 3.21: Calibración resistencia a compresión del grout

De la Figura 3.21 se observa un mejor ajuste a la curva del ensayo para un valor de resistencia a compresión $f_c' = 40$ MPa, por lo que se utiliza esta opción para los modelos.

En la siguiente tabla se compara el valor determinado en la calibración, con las muestras ensayadas en el trabajo experimental citado:

Tabla 3.4: Comparación resistencia calibrada y muestras

Muestra	$f_c^{cub} (kgf/cm^2)$	$f_c^{cub} (MPa)$	$f_c (MPa)$	Razón N°1	Razón N°2
A	416,6	41,66	33,33	1,24	1,14
B	328,2	32,82	26,26		
C	464,4	46,44	37,15		

En la tabla anterior se presenta la resistencia a compresión de las probetas cúbicas de 15x15 cm ensayadas y su respectiva conversión a resistencia a compresión de probeta cilíndrica, asumiendo una disminución del 20%. La conversión debe ser realizada ya que la resistencia a compresión de la probeta cilíndrica, es el valor utilizado en las fórmulas para calcular el módulo de elasticidad, que se ingresa en los modelos, y la rotura a tracción del *grout*. La razón N°1 compara el valor calibrado, con el promedio simple de las tres resistencias. Por otra parte, la razón N°2 compara el valor calibrado, con el promedio de los valores más cercanos, que corresponden a las muestras A y C. De estos resultados se observa un ajuste adecuado entre la resistencia a compresión calibrada del *grout* y las resistencias obtenidas de las muestras.

3.2.2.3 Propiedades no lineales del hormigón

En este apartado se presenta la comparación entre las dos opciones consideradas para representar el comportamiento no lineal del hormigón del bloque, según lo descrito en el punto 3.1.4.1. Como se menciona anteriormente, al asignarle al hormigón y *grout* solo propiedades lineales elásticas, la respuesta del sistema es muy rígida, lejana a las curvas de los ensayos. Es por eso que, como parte del proceso de prueba y error de la calibración, se decide incluir propiedades no lineales a estos dos materiales. El primer paso es definir curvas bilineales, obteniendo una notable mejora en la respuesta global del sistema, ya que se acerca más al comportamiento observado en los ensayos. Para el hormigón del bloque, también se prueba con otras curvas que incluyan la no linealidad, para definir su ley constitutiva. A continuación se describe dicho proceso y las comparaciones realizadas.

Para las curvas multilineales se recurre a la literatura (Hognestad et al., 1955; Popovics, 1973), eligiendo dos opciones que toman en cuenta el comportamiento del hormigón sin confinar y consideran solo la rama ascendente de la curva uniaxial que define su ley constitutiva.

$$\varepsilon_0 = \frac{2f'_c}{E_c} \quad \text{Ec. 3.3}$$

$$f = \frac{E_c \cdot \varepsilon}{1 + (\varepsilon/\varepsilon_0)^2} \quad \text{Ec. 3.4}$$

$$f = f'_c \left[2(\varepsilon/\varepsilon_0) - (\varepsilon/\varepsilon_0)^2 \right] \quad \text{Ec. 3.5}$$

La Ec. 3.3 es válida para ambas opciones y corresponde a la deformación axial unitaria cuando se alcanza f'_c . La Opción N°1 se define por la expresión de la Ec. 3.4 (Popovics, 1973) y la Opción N°2 por la expresión de la Ec. 3.5 (Hognestad et al., 1955), ambas se elaboran con diez puntos y se muestran a continuación:

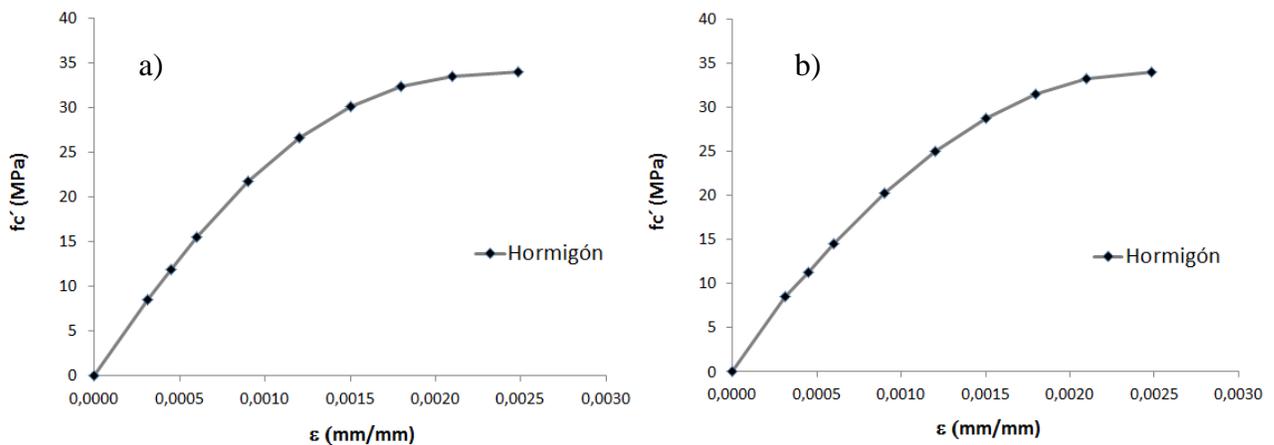


Figura 3.22: Ley constitutiva para hormigón: a) Opción N°1; b) Opción N°2

La curva bilineal se idealiza considerando una rama lineal hasta alcanzar el valor de f'_c (lo que vendría a ser un equivalente a la tensión de fluencia) y luego una meseta hasta un valor último de deformación. La deformación al alcanzar f'_c se calcula con la expresión Ec. 3.6 y la curva bilineal que define su ley constitutiva se muestra en la Figura 3.23:

$$\varepsilon_c = \frac{f'_c}{E_c} \quad \text{Ec. 3.6}$$

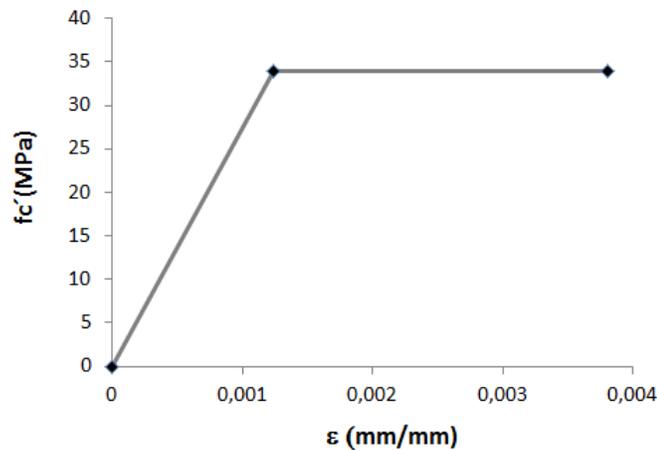


Figura 3.23: Ley constitutiva para hormigón: Curva bilineal

El valor último de deformación unitaria que se impone es de $\epsilon_u = 0.0038$ y corresponde de forma aproximada a la deformación máxima que alcanza el hormigón armado al confinarse. La validez y el efecto de imponer una deformación última en las curvas de los materiales, se discute más adelante.

Una vez establecidas las opciones para caracterizar el comportamiento no lineal del hormigón, éstas se asignan a distintos modelos, para evaluar su influencia en la respuesta del sistema. De esta forma, se definen tres casos con el fin de comparar la diferencia entre utilizar curvas bilineales o multilineales para el hormigón del bloque. Los casos analizados se definen en la Tabla 3.5:

Tabla 3.5: Casos para comparación leyes constitutivas hormigón

Caso	Curva Hormigón
h1	Bilineal
h2.1	Multilineal (OPCIÓN 1)
h2.2	Multilineal (OPCIÓN 2)

A continuación se presenta el gráfico en donde se realizan las comparaciones. En éste se contrastan las opciones con respecto al caso h1 y a la curva del ensayo:

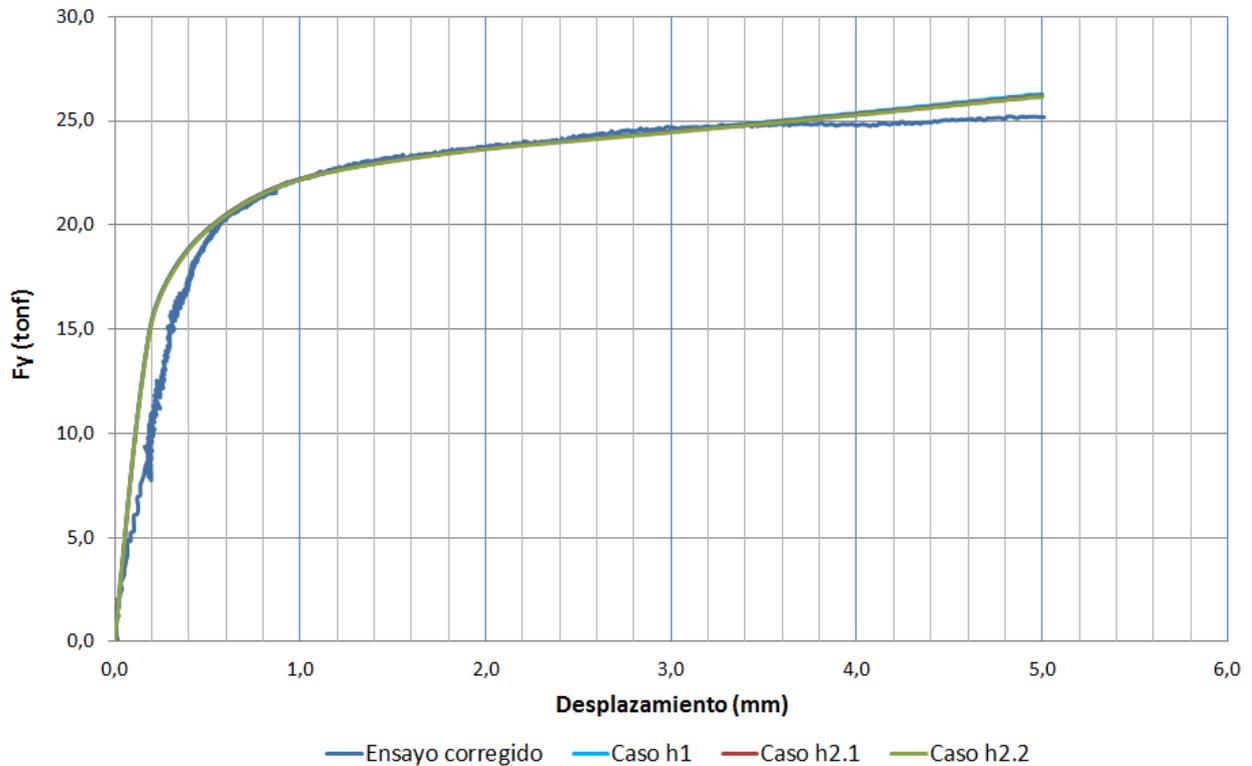


Figura 3.24: Curvas carga vs desplazamiento: distintas propiedades hormigón, Casos

De la Figura 3.24 se observa que la respuesta carga vs desplazamiento es prácticamente la misma para los tres casos, al estar superpuestas sus respectivas curvas. Los modelos con curvas multilíneas entregan una respuesta levemente más flexible, lo que es casi imperceptible de la gráfica. Lo anterior implica que el comportamiento global del sistema es poco sensible a la forma de definir la ley constitutiva del hormigón. Así, se asigna la ley constitutiva del hormigón con curvas bilineales, ya que reduce el tiempo en que el programa entrega la solución numérica de los modelos.

Finalmente, se determina la configuración que genera un mejor ajuste con las curvas de los ensayos experimentales citados; coeficiente de fricción $\mu = 0.1$, acero sin endurecimiento, y resistencia a compresión del *grout* de $f'_c = 40MPa$. Además, se determina que la ley constitutiva del hormigón sea definida mediante curvas bilineales. La única diferencia en la configuración del modelo de la llave de corte N°1 con la de los modelos de las llaves de corte N°4 y N°6, es la resistencia a compresión del bloque de hormigón, que se define para éstos últimos y cuyo valor es $f'_c = 26MPa$, como se describe en el punto 3.1.4.1. La curva bilineal que define su ley constitutiva se muestra en la Figura 3.25:

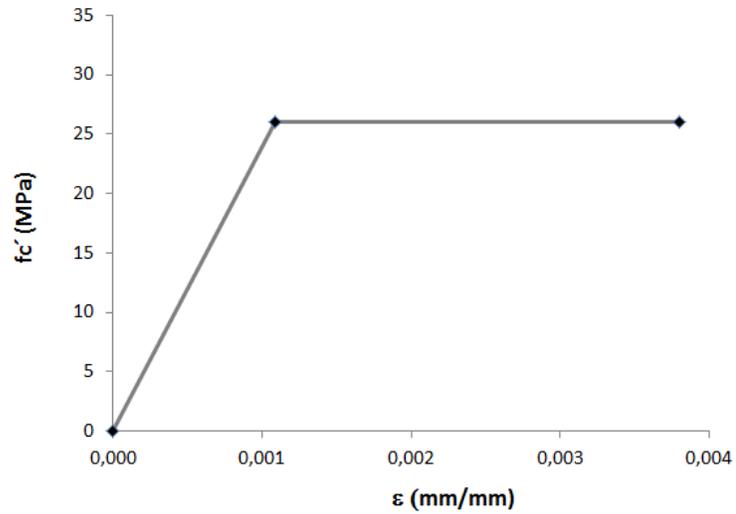


Figura 3.25: Ley constitutiva para hormigón: Modelos Llaves de Corte N°4 y N°6

3.2.3 Curvas calibradas

La curva calibrada para la llave de corte N°1 se presenta a continuación:

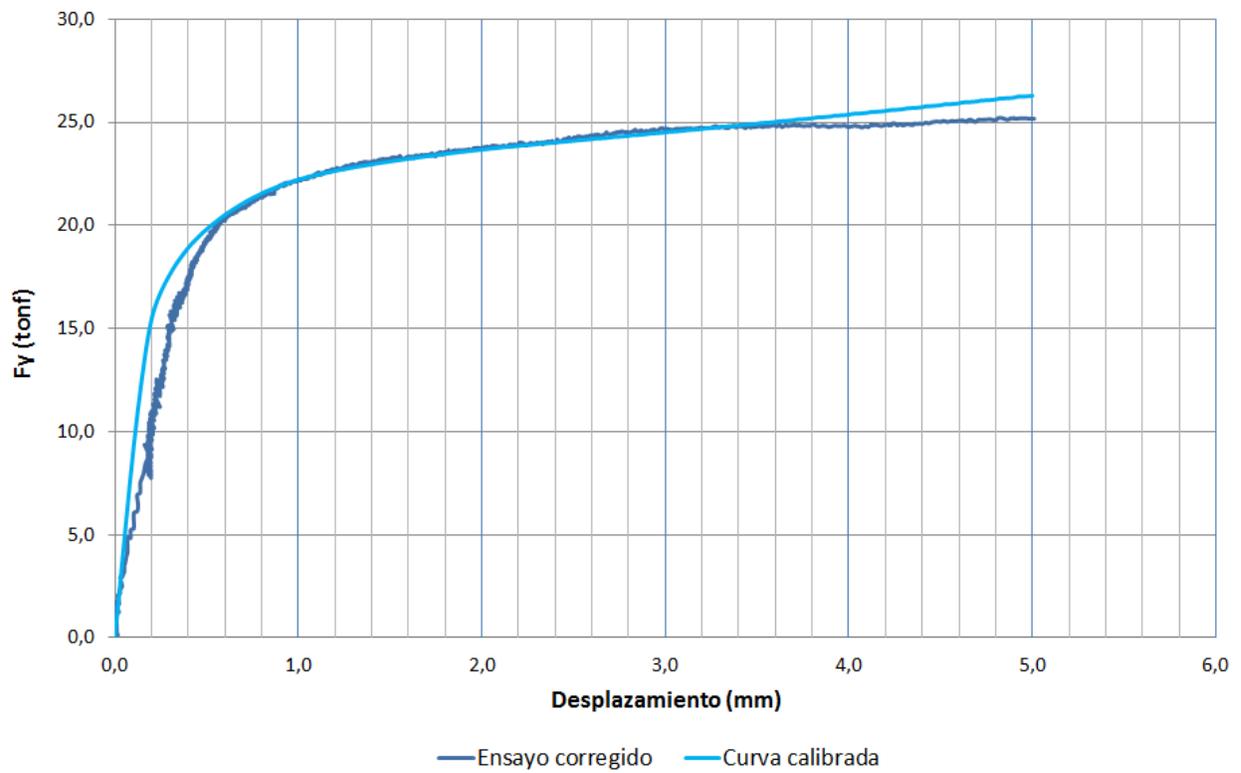


Figura 3.26: Gráfico Curva calibrada VS Ensayo corregido: Llave de corte N°1

A diferencia de las curvas de los ensayos N°4 y N°6, para la curva del ensayo de la llave de corte N°1, se presenta un ensayo “corregido”. Esto se debe a las observaciones descritas en el punto 2.2.1 y que tienen relación con el aporte de los pernos de anclaje a la resistencia al corte del sistema, desde etapas tempranas del ensayo. Por esta razón dicho aporte debe ser descontado de la fuerza que resiste la llave. Esta corrección se muestra en el punto 3.2.4 del presente capítulo.

Además, la calibración de este primer modelo se realiza utilizando solo la curva de la llave de corte 1B, ya que según observaciones del ensayo, la respuesta de la llave de corte 1A representada por su curva carga vs desplazamiento, no se considera apropiada (Palma, 2008). A continuación se exponen las curvas calibradas de los modelos de las llaves de corte N°4 y N°6, comparándolas con los ensayos disponibles:

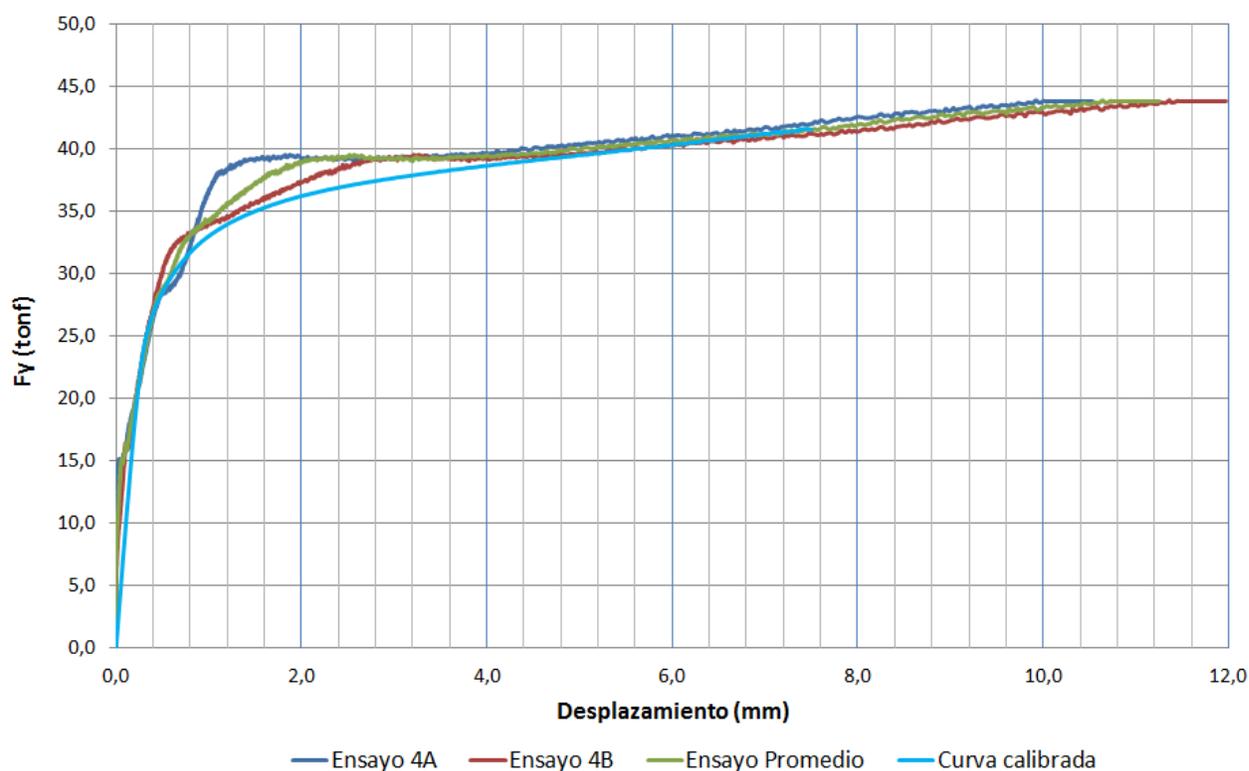


Figura 3.27: Gráfico Curva calibrada VS Ensayo: Llave de corte N°4

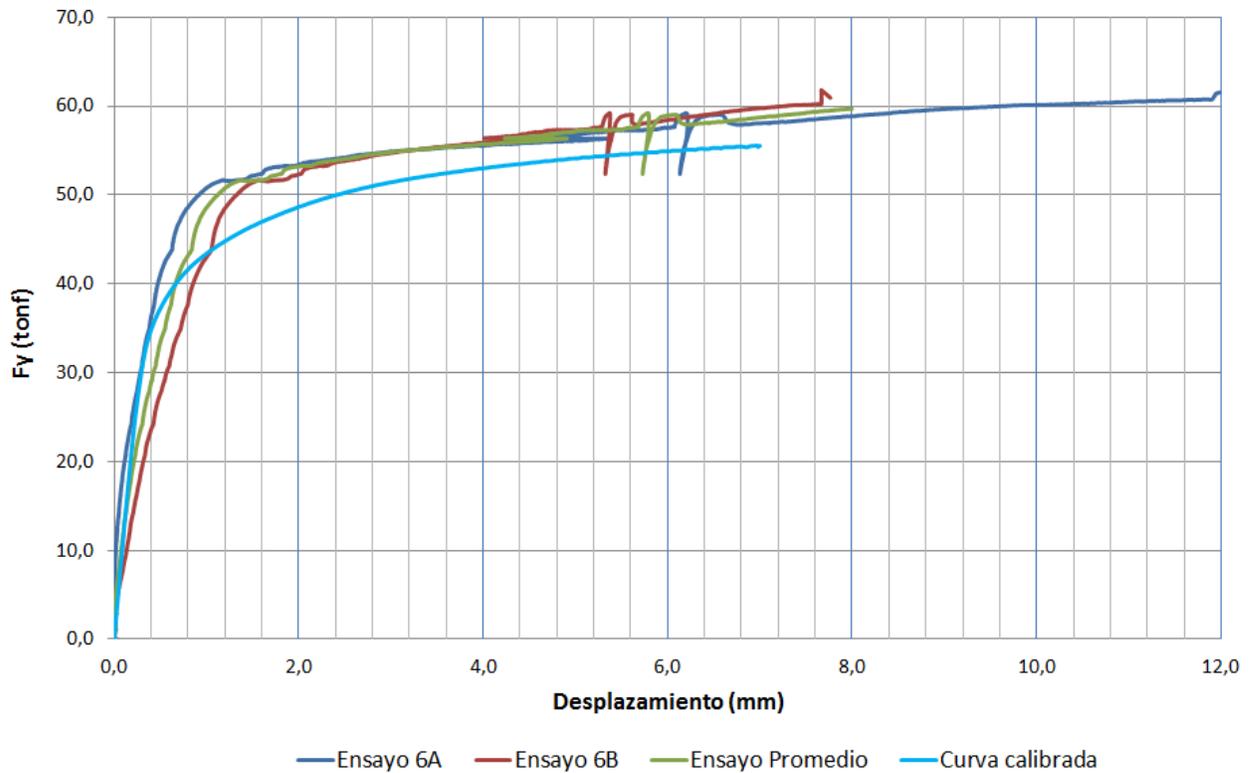


Figura 3.28: Gráfico Curva calibrada VS Ensayo: Llave de corte N°6

De los gráficos anteriores es posible observar que la configuración utilizada para el primer modelo, también genera un ajuste adecuado entre los ensayos experimentales y la respuesta numérica de los modelos de elementos finitos, para las llaves de corte N°4 y N°6. De esta manera, la configuración encontrada, es la que reproduce de mejor forma la respuesta global observada en los ensayos y, por lo tanto, es la que se utiliza para los análisis posteriores.

Si bien en ningún caso los modelos numéricos alcanzan a llegar exactamente al desplazamiento máximo registrado en los ensayos, por problemas de convergencia, las curvas obtenidas de éstos y el nivel de desplazamiento presente, permiten caracterizar de buena forma el comportamiento del sistema, observándose una respuesta dúctil, con deformaciones importantes después de la fluencia.

Cabe mencionar que la calibración de los parámetros realizada afecta principalmente el ajuste de las curvas carga vs desplazamiento, de los modelos y ensayos, en el tramo no lineal de respuesta. Como se observa en la, Figura 3.17, Figura 3.19 y en la Figura 3.21, la respuesta del tramo lineal no varía significativamente al modificar el valor de estos parámetros.

También se debe notar que las curvas uniaxiales que definen la ley constitutiva de los materiales, son válidas tanto para los esfuerzos de compresión como de tracción. Esto resulta ser una buena aproximación para la curva del acero, pero no para el caso del hormigón y el *grout*, ya que según sus características, fallan a tensiones mucho menores en tracción que en compresión. Esto se discute con mayor detalle en el Capítulo 4 del presente trabajo.

A continuación se presenta el ajuste de la curva del ensayo de la llave de corte N°1:

3.2.4 Ajuste curva de ensayo: Llave de corte N°1

La curva carga vs desplazamiento del modelo de la llave de corte N°1, es calibrada utilizando una curva corregida del ensayo. Esto se debe a observaciones descritas en el punto 2.2.1, que indican que los pernos de anclaje, desde etapas tempranas del ensayo, aportan resistencia de corte al sistema, ya que el *grout* ingresa en las perforaciones de la placa base donde van colocados estos pernos.

Es por esta razón que al estar en contacto la placa base con los pernos de anclaje, por medio del *grout*, los pernos toman carga para niveles bajos de desplazamiento. Las perforaciones de la placa base, por donde pasan los pernos de anclaje, están sobredimensionadas, de modo que no entren en contacto con la placa, hasta que se alcancen deformaciones importantes. Lo anterior no se cumple al ingresar el *grout* en estas perforaciones. La metodología utilizada para el ajuste de la curva se describe a continuación.

En primer lugar, se asume que la deformación al corte de los pernos de anclaje, se concentra en la zona del *grout*, como se muestra en la siguiente figura:

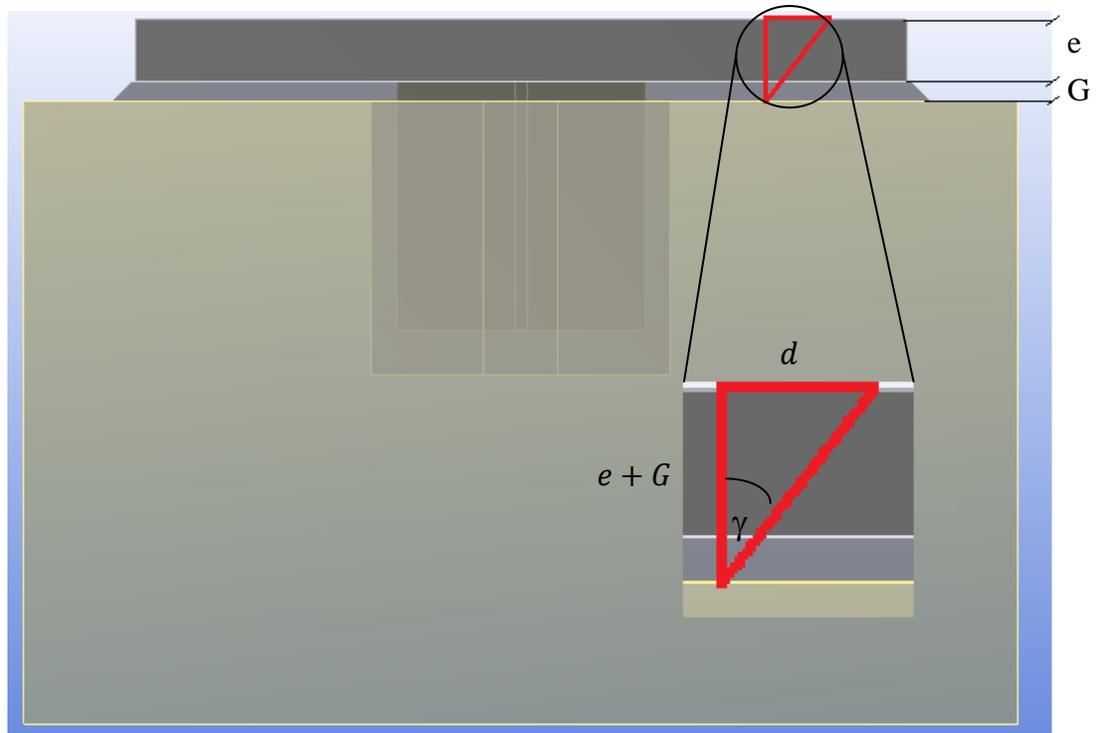


Figura 3.29: Esquema deformación al corte de pernos de anclaje

Este supuesto se basa en las observaciones del ensayo experimental (punto 2.2.2.1 y Figura 2.19) y en el comportamiento observado en los modelos, donde las deformaciones se concentran en la zona entre el bloque y la placa base, como se muestra en la siguiente figura:

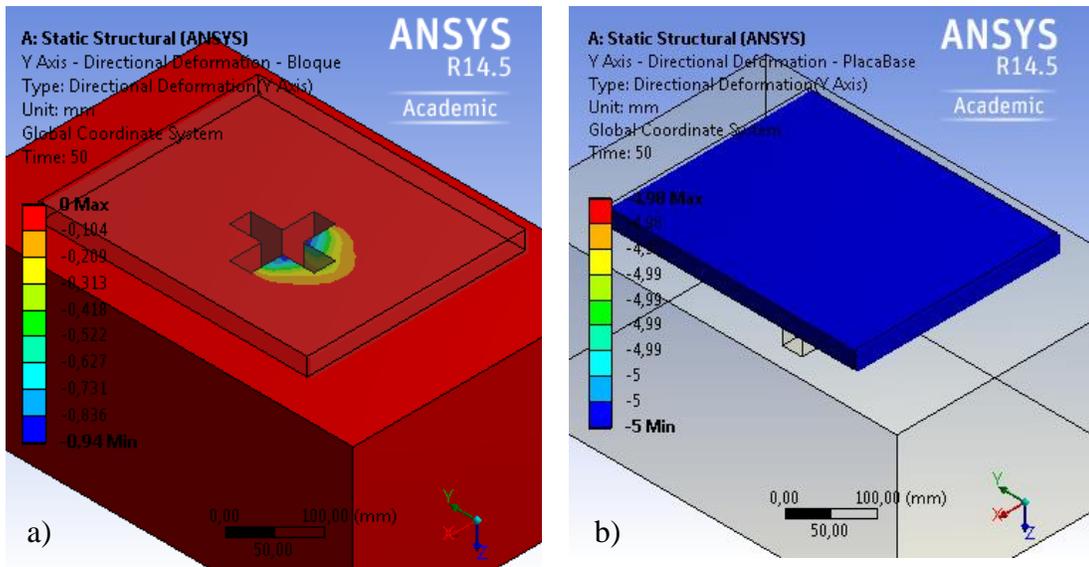


Figura 3.30: Deformación al corte, Llave de corte N°1: a) Bloque hormigón; b) Placa base

De la Figura 3.30 a) se observa que en la cara del bloque de hormigón los desplazamientos en la dirección Y, se presentan solo para una pequeña zona cercana a la casilla donde va la llave de corte. Por otro lado, en la Figura 3.30 b) se muestra la cara de la placa base donde se aplica la sollicitación mediante un desplazamiento en la dirección Y. Estos dos resultados corresponden al último paso de carga, cuando se llega a un desplazamiento de 5mm. En la Figura 2.4 se muestra la ubicación de los pernos de anclaje: a 100mm del centro de la llave en la dirección X y a 150mm en la dirección Y. Luego, si los pernos de anclaje estuviesen en el modelo, su deformación al corte se concentraría en la zona del *grout*, según el perfil de deformación que se muestra en la Figura 3.29 y que se deduce de la Figura 3.30.

En segundo lugar, se debe obtener la tensión de corte que hay presente en los pernos de anclaje, para poder calcular la fuerza de corte que éstos toman y luego descontarle este valor a la fuerza en las curvas carga vs desplazamiento. La tensión de corte que hay en un perno de anclaje se calcula según las Ec. 2.14, Ec. 2.15 y Ec. 2.16. La tensión de fluencia se muestra en la Tabla 2.11 y la deformación unitaria se obtiene, de forma aproximada, de la Figura 2.9. El módulo de elasticidad de los pernos se calcula según la expresión de la Ec. 3.7 y un resumen de los valores utilizados en los cálculos se muestra en la Tabla 3.6:

$$E_p = \frac{f_y^p}{\varepsilon_y^p} \quad \text{Ec. 3.7}$$

Dónde:

f_y^p : Tensión de fluencia de pernos de anclaje

ε_y^p : Deformación unitaria de fluencia de pernos de anclaje

Tabla 3.6: Valores utilizados en ajuste de la curva del ensayo de Llave de Corte N°1

f_y^p (MPa)	ε_y^p	τ_y^p (MPa)	E_p (MPa)	G_p (MPa)	A_p (mm ²)	e (mm)	G (mm)
553	0,007	331,8	79000	30385	50	25	8

Donde A_p es el área transversal nominal de cada perno. La tensión de corte se calcula como se describe en el punto 2.3.2.3 del marco teórico, con $h = e + G$ y " d " el desplazamiento aplicado por pasos en la placa base. La fuerza que aporta al corte el conjunto de cuatro pernos y la fuerza que resiste la llave de corte corregida, se obtiene utilizando las siguientes expresiones:

$$F_p = \tau_p \cdot A_p \quad \text{Ec. 3.8}$$

$$F_p^{corte} = 4F_p \quad \text{Ec. 3.9}$$

$$F_y^{corregida} = F_y - F_p^{corte} \quad \text{Ec. 3.10}$$

La forma en que se define la tensión de corte limita la fuerza que aporta el conjunto de cuatro pernos al sistema, siendo máxima cuando éstos alcanzan la tensión de fluencia al corte y para tensiones menores, siendo proporcional a la deformación elástica de corte. La curva del ensayo sin corregir y el ensayo corregido se muestran en la siguiente figura:

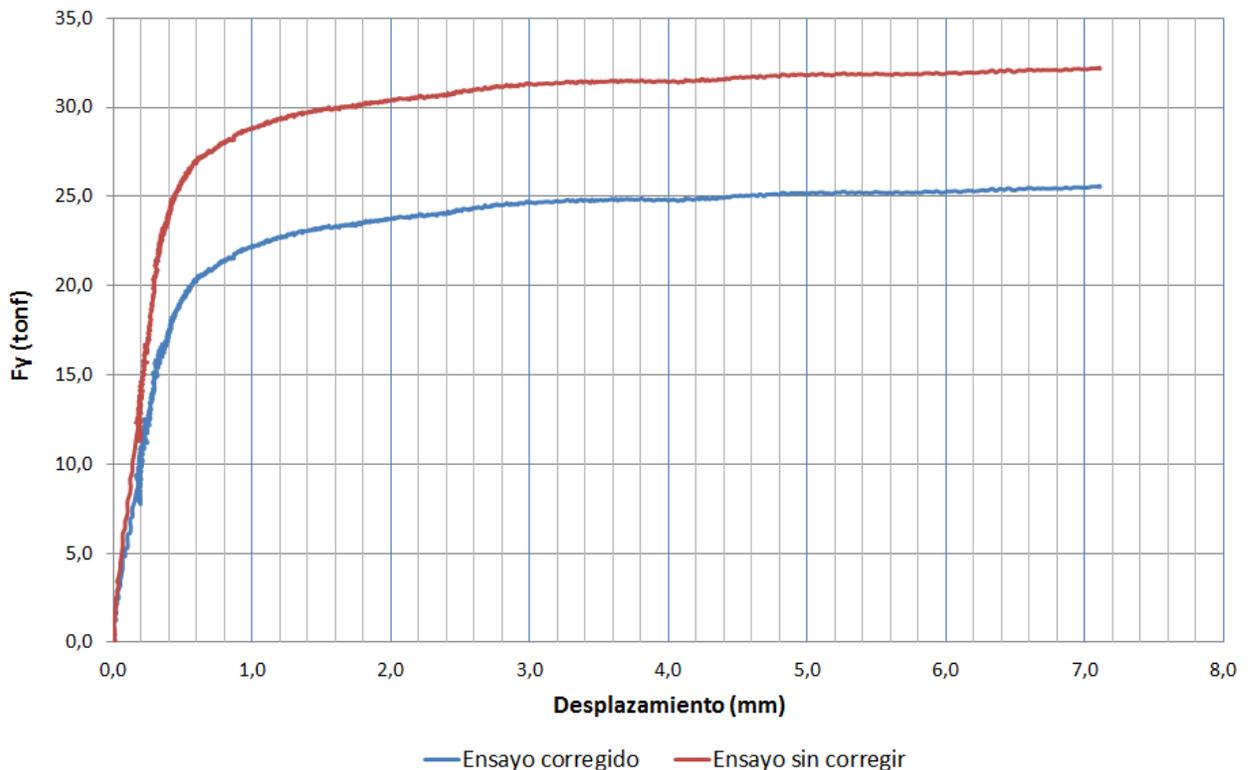


Figura 3.31: Curva ensayo sin corregir VS Curva ensayo corregido

En la calibración de las curvas de los modelos de las llaves de corte N°4 y N°6, no se realizan correcciones a las mediciones del ensayo.

3.2.5 Análisis de sensibilidad: Mesh

En este punto se realiza un análisis de sensibilidad con respecto a la forma de discretizar los elementos en los modelos desarrollados. En particular, se contemplan dos variaciones al mallado original utilizado en las calibraciones. El primer caso (Caso 1) consiste en refinar el mallado de la sección transversal de la llave que está en contacto con la placa base, ya que en este lugar es donde se producen las mayores deformaciones. El segundo caso (Caso 2) corresponde a considerar elementos finitos con nodos intermedios, es decir, con funciones de interpolación cuadráticas, en toda la geometría del modelo. En estos análisis se presentan problemas de convergencia en algunos casos, debido a falta de recursos computacionales para ejecutar los modelos. La siguiente tabla muestra un resumen de los modelos corridos para cada caso, indicando cuales convergen y cuales no:

Tabla 3.7: Modelos y casos análisis de sensibilidad

Modelo	Análisis	
	Caso 1	Caso 2
Llave N°1	No Converge	Converge
Llave N°4	No Converge	Converge
Llave N°6	Converge	Converge

En la siguiente figura se muestra el refinamiento de la sección transversal, para cada una de las llaves de corte analizadas:

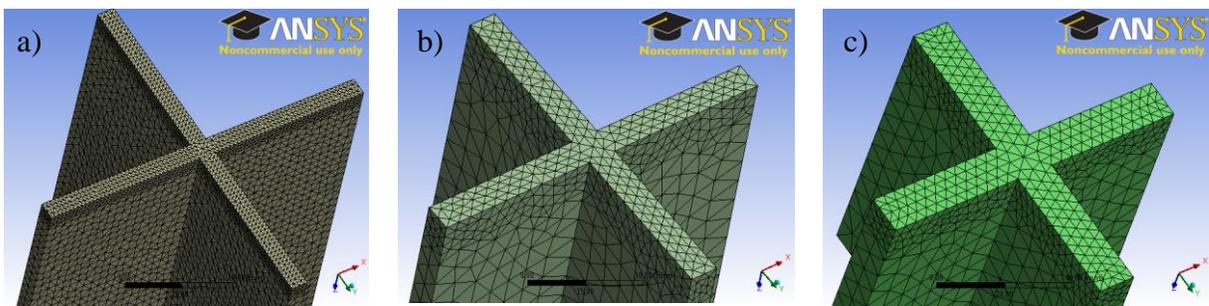


Figura 3.32: Refinamiento sección transversal: a) Llave N°1; b) Llave N°2; c) Llave N°3

El refinamiento ocurre solo en la superficie de la sección transversal, pero influye en el mallado de toda la llave, por lo que se pierde uniformidad en la discretización de este elemento. Todas las demás opciones para el mallado descritas en el punto 3.1.3, se mantienen constantes.

La opción de considerar nodos intermedios es seleccionada en la rama del mallado siguiendo la ruta: *Mesh > Advanced > Element Midside Nodes: Kept*. Esta opción es global, por lo que impone que los elementos finitos de todo el modelo tengan nodos intermedios en las aristas de sus caras. De esta forma, los elementos hexaédricos pasan de tener 8 nodos a tener 20 nodos y los tetraédricos de tener 4 nodos a tener 10 nodos, como se muestra en el punto 2.3.4.2 del marco teórico.

El análisis se realiza comparando la respuesta global carga vs desplazamiento para cada uno de los casos y también presentando algunos resultados locales. A continuación se muestran las comparaciones realizadas:

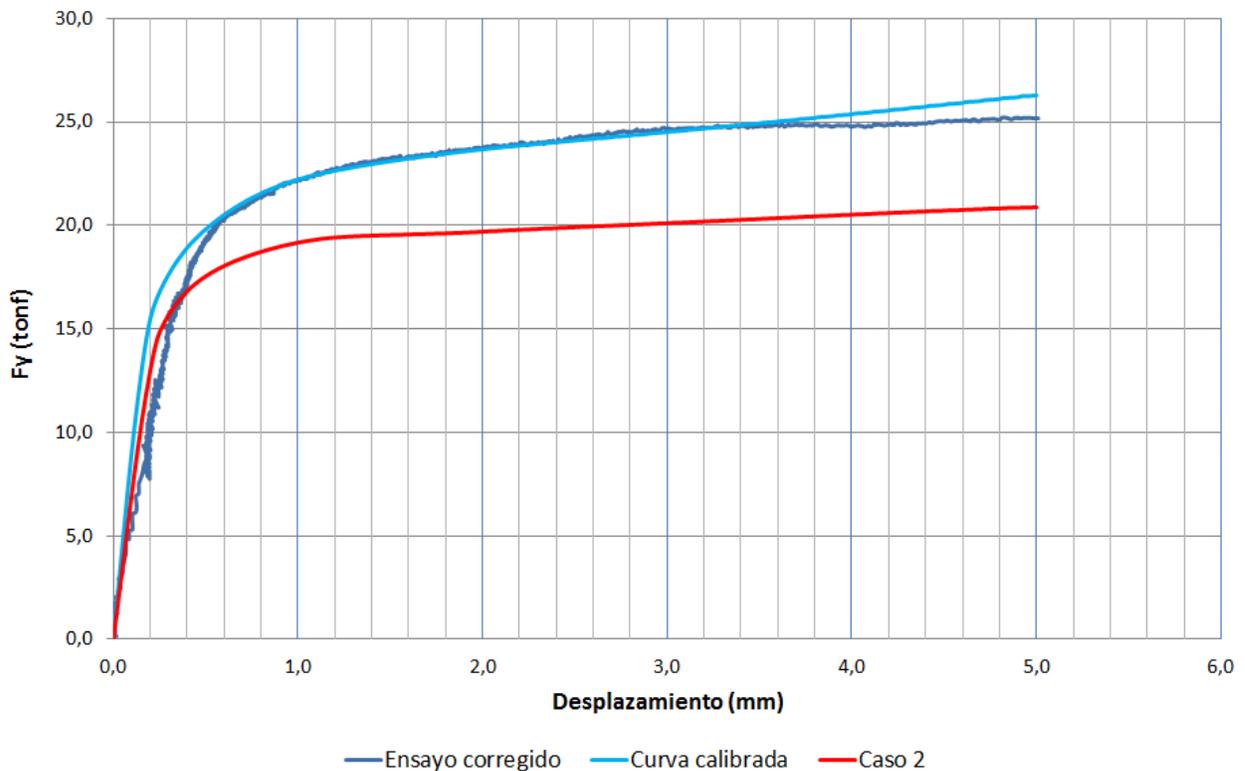


Figura 3.33: Comparación curvas para modelos con distinto mallado: Llave de corte N°1

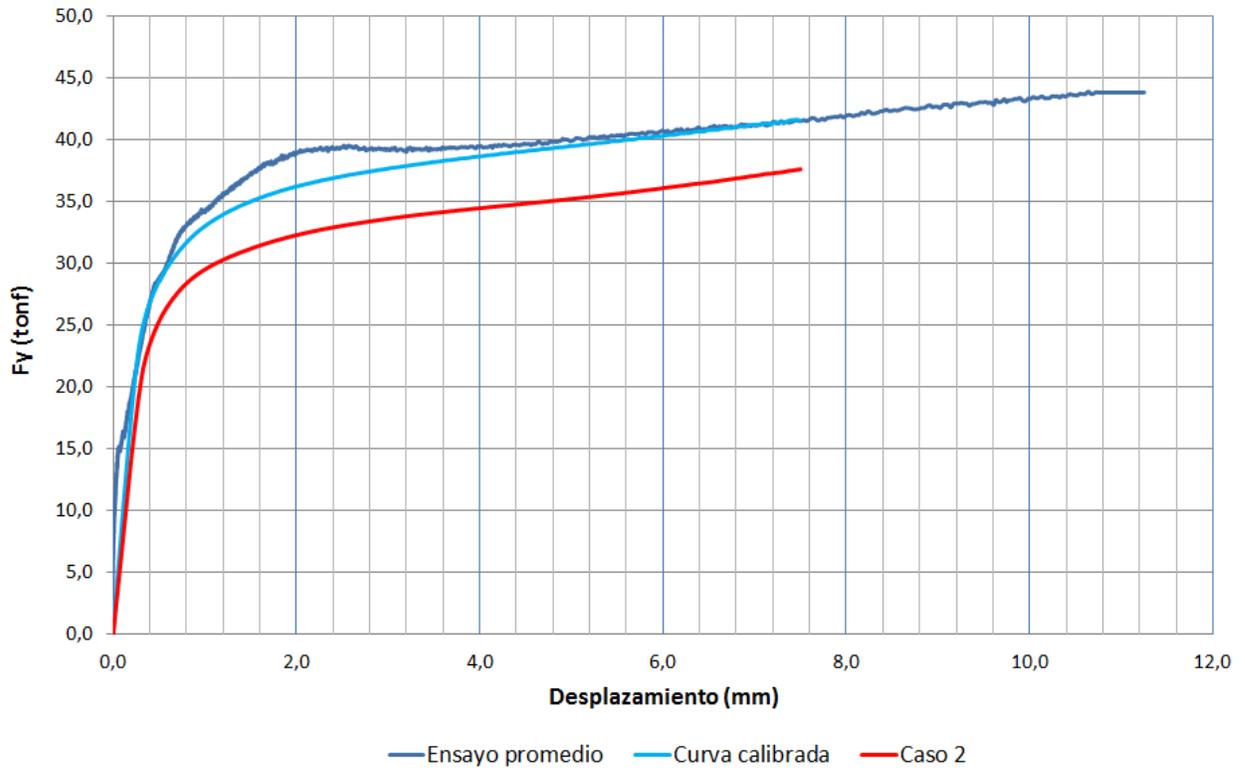


Figura 3.34: Comparación curvas para modelos con distinto mallado: Llave de corte N°4

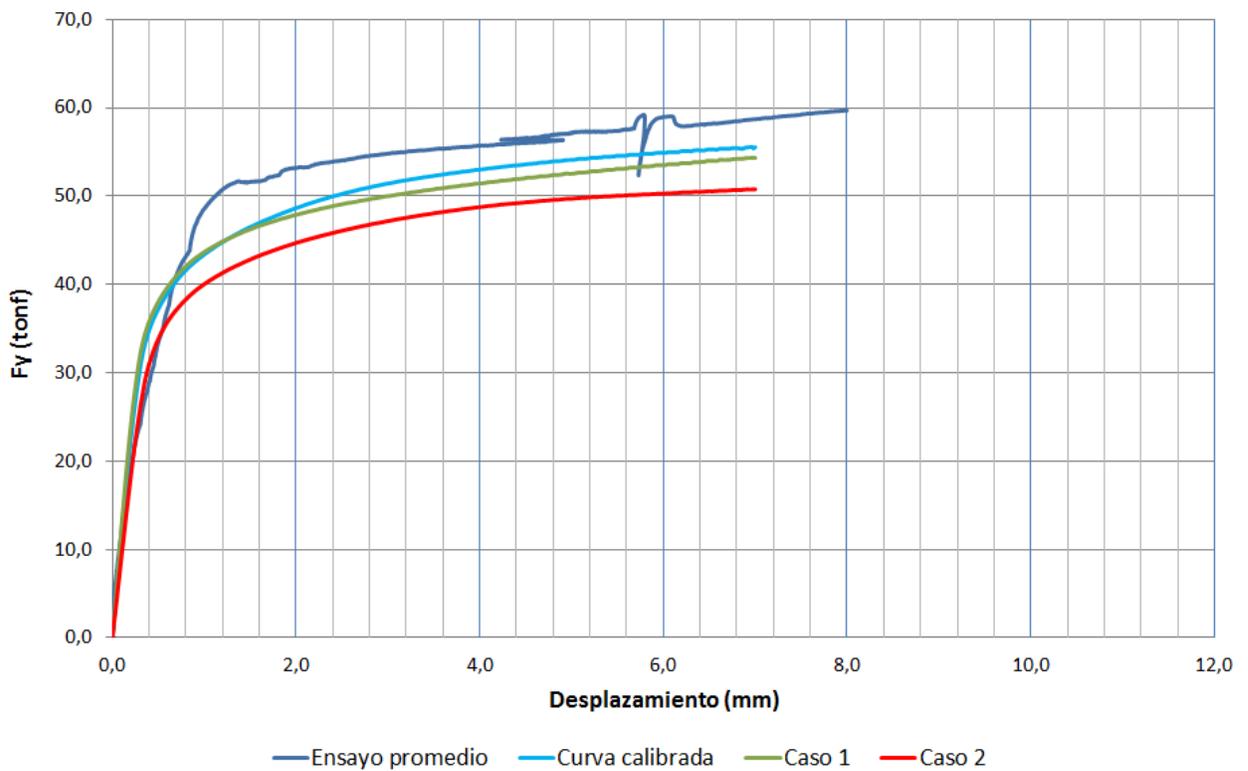


Figura 3.35: Comparación curvas para modelos con distinto mallado: Llave de corte N°6

De los gráficos, el efecto en la respuesta global consiste en la variación de la rigidez en el tramo lineal y de la carga última, en el tramo no lineal. Para éste último la respuesta cambia de forma significativa para los nuevos casos. En las llaves de corte N°1 y N°6, el ajuste del tramo lineal al ensayo, es levemente mejor y en la llave de corte N°4, es levemente peor, para el Caso 2. Por otro lado, de la Figura 3.35 se observa que el refinamiento tiene el mismo efecto en el tramo no lineal de respuesta que incluir nodos intermedios, pero en una menor magnitud. En el tramo lineal no se observa una variación importante para este caso.

De lo anterior, se puede afirmar que la respuesta global si es sensible al tipo de mallado y a los elementos finitos que se utilicen, ya que la variación de las curvas carga vs desplazamiento no es despreciable. En este trabajo se opta por utilizar elementos sin nodos intermedios, por diversas razones. Una de éstas es que para el modelo de la llave de corte N°1, los elementos de la llave en la superficie de la sección transversal en contacto con la placa base, sufren una gran distorsión para el caso con nodos intermedios, como se muestra la Figura 3.36 :

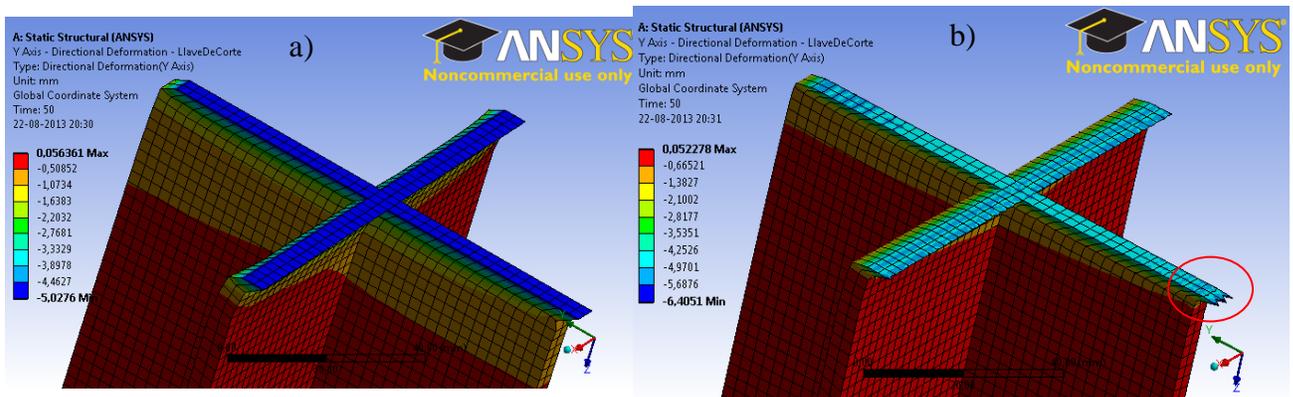


Figura 3.36: Def. Modelo Llave N°1: a) Sin nodos intermedios; b) Con nodos intermedios

El desplazamiento aplicado es 5mm para ambos casos, sin embargo, para el modelo con nodos intermedios, se observa una deformación de 6.4mm en la llave de corte, en la dirección Y, lo que no es consistente con este desplazamiento. Se cree que esto es consecuencia de la gran distorsión de los elementos de la superficie y por la esbeltez de la llave de corte, ya que esto no se aprecia para las otras llaves, cuyos espesores son mayores. Lo anterior no ocurre en el modelo sin nodos intermedios, y tampoco existe una distorsión tan importante de los elementos de la llave de corte. Otro fenómeno que se produce en los modelos con nodos intermedios, se observa para el modelo de la llave de corte N°4, como se muestra en la Figura 3.37:

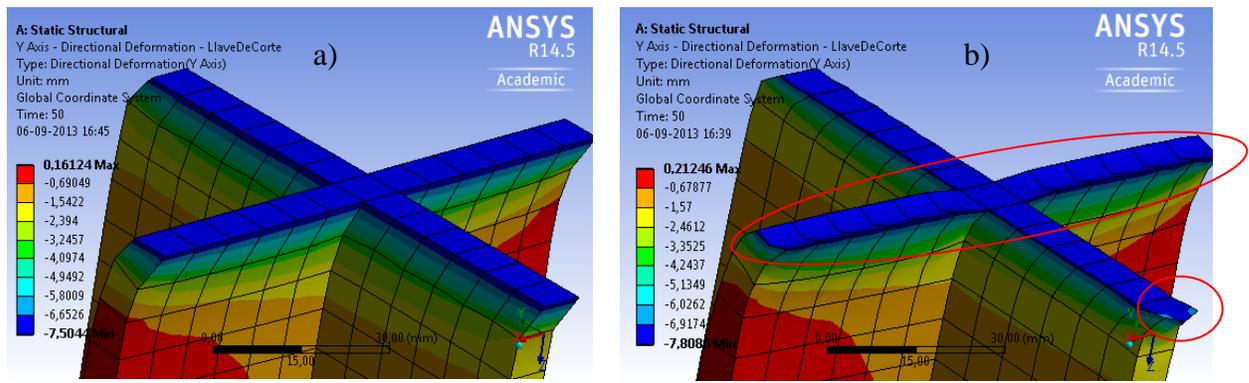


Figura 3.37: Def. Modelo Llave N°4: a) Sin nodos intermedios; b) Con nodos intermedios

De la Figura 3.37 b) se aprecia que para el caso con nodos intermedios se genera una especie de hundimiento de la sección transversal de la llave en el eje Z, lo que no ocurre en el modelo sin nodos intermedios. Además, al igual que para el caso anterior, se observa una importante distorsión de los elementos de la llave de corte.

Otro de los criterios para descartar el uso de modelos con nodos intermedios, es la cantidad de nodos y elementos, los que se resumen para cada caso en la Tabla 3.8:

Tabla 3.8: Numero de nodos y elementos, modelos con y sin nodos intermedios

Modelo	Nodos intermedios			
	Sin (<i>Dropped</i>)		Con (<i>Kept</i>)	
	N° Nodos	N° Elementos	N° Nodos	N° Elementos
Llave N°1	25994	73561	116192	53274
Llave N°4	14301	48998	85736	48099
Llave N°6	14963	50563	90418	50618

El número de nodos aumenta en promedio en 5.5 veces al considerar elementos con nodos intermedios, lo que sería 16.5 veces más grados de libertad que en el caso sin nodos intermedios. Lo anterior implica que los recursos utilizados por el programa aumentan de forma considerable, y de la misma forma, se incrementa el tiempo de resolución del problema numérico. Este aumento en los grados de libertad, explica en parte el comportamiento global más flexible para los modelos con nodos intermedios. Por lo expuesto anteriormente y por el mejor ajuste que presentan con los ensayos experimentales las curvas calibradas de los modelos sin nodos intermedios, se decide ocupar éstos para los análisis posteriores, y descartar la utilización de algún mallado distinto al descrito en el punto 3.1.3.

CAPÍTULO 4. ANÁLISIS DEL MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

En este capítulo se muestran los resultados obtenidos y los análisis realizados con los modelos de elementos finitos calibrados en el capítulo anterior. Además, se expone un análisis paramétrico realizado con algunas variables de la geometría de la llave de corte.

El análisis de los modelos consiste en una caracterización global y local del comportamiento del sistema resistente. Globalmente se analiza utilizando las curvas carga vs desplazamiento, definidas previamente, identificando los tramos lineal y no lineal de respuesta, el valor de la resistencia última del sistema, y estableciendo comparaciones con los ensayos experimentales. Desde un punto de vista local, el comportamiento de los elementos se analiza desde varios ángulos, siendo el más importante el análisis tensional de la llave de corte.

La primera parte del capítulo consiste fundamentalmente en identificar el modo de falla predominante, llevando a cabo la caracterización antes descrita. También se analiza el comportamiento del bloque de hormigón y del *grout* de nivelación, discutiendo las distintas hipótesis expuestas en secciones previas del presente trabajo. Finalmente, se analiza la influencia de los parámetros calibrados en el comportamiento del sistema.

La segunda parte del capítulo consiste en un análisis paramétrico, en donde tomando como base los modelos calibrados, se elaboran modelos con nuevas configuraciones geométricas, al variar por separado el espesor (t) y la altura (H) de la llave de corte con el propósito de analizar la influencia de estos parámetros en la respuesta del sistema.

4.1 ANÁLISIS MODELOS CALIBRADOS

Esta parte consta, en primer lugar, de la identificación del modo de falla predominante en la llave de corte. Para esto, se comparan los resultados del modelo con valores calculados utilizando los criterios de diseño actuales y con los obtenidos de los ensayos experimentales. También se exponen distintas tensiones y deformaciones presentes en el elemento (corte, flexión y Von Mises). Todo lo anterior para identificar el modo de falla más probable y calcular su resistencia.

El estado tensional del bloque de hormigón y del *grout* también es revisado, con el fin de verificar los supuestos realizados en capítulos previos. Finalmente, se analiza la influencia en la respuesta de los parámetros calibrados en el capítulo anterior; coeficiente de fricción, pendiente post fluencia del acero y resistencia a compresión del *grout*, enfocándose en el comportamiento de la llave de corte. A continuación se presentan los análisis realizados:

4.1.1 Modo de falla

Para la llave de corte se consideran dos posibles modos de falla: fluencia a flexión en la base y fluencia al corte en la sección transversal. Cada uno de estos modos de falla tiene asociadas hipótesis sobre el comportamiento del elemento. En este punto, caracterizando el sistema resistente mediante observaciones de los modelos desarrollados, se discute la validez de estos supuestos, realizando diversos análisis con el propósito de determinar cuál es el modo de falla más probable. Los resultados que respaldan esta elección, se describen a continuación:

4.1.1.1 Deformada de la llave de corte

En las siguientes figuras se muestra la deformada de las llaves de corte N°1, N°4 y N°6, para el desplazamiento total aplicado (último paso), que corresponde a 5mm, 7.5mm y 7mm respectivamente, en cada uno de los modelos calibrados. En la Figura 4.2, la línea negra continua corresponde al estado sin deformar de cada llave.

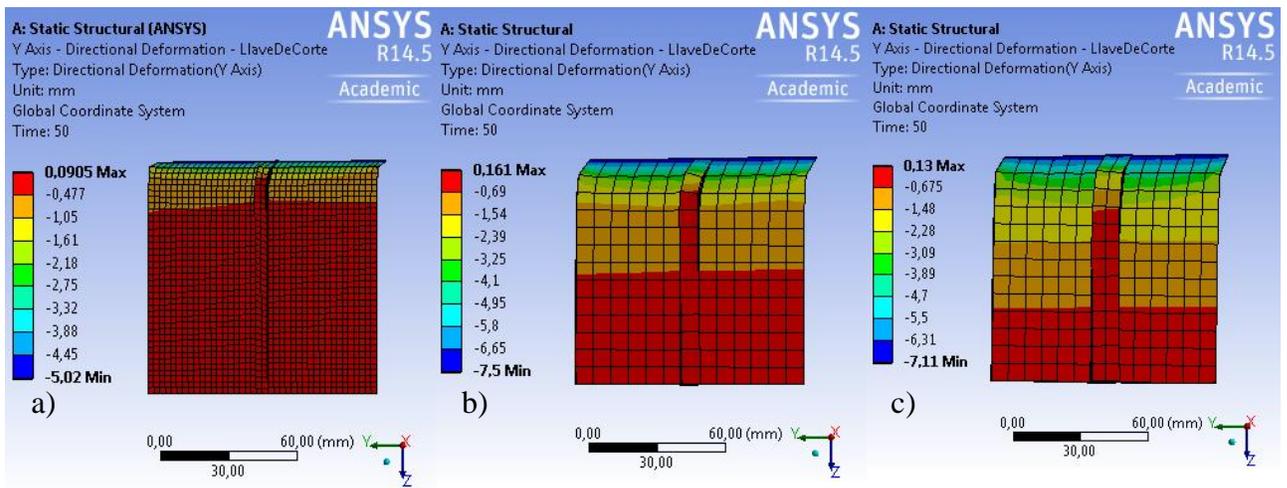


Figura 4.1: Deformada llave, vista lateral: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

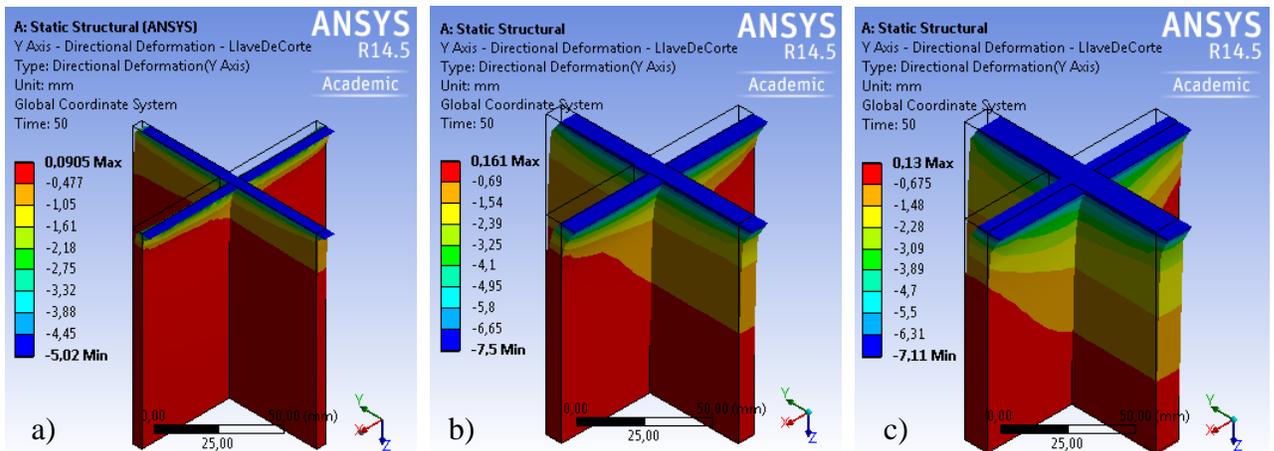


Figura 4.2: Deformada llave, vista isométrica: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En las figuras, se observa que las llaves se caracterizan principalmente por deformaciones de corte, lo que se acerca a lo observado en los especímenes ensayados (Figura 2.19, Figura 2.22 y Figura 2.25). Las deformaciones se concentran en la parte superior (base) de la llave de corte, como se ve en la Figura 4.2, al compararla con su estado sin deformar, observando también en la Figura 4.1 una notoria distorsión y desangulación de los elementos finitos de esa zona. Estos cambios de forma son mayores en la llave N°1, cuyo espesor es menor ($t = 5\text{mm}$). En la Figura 4.1 además se puede observar un tramo casi recto en la parte embebida en el bloque, con un pequeño ángulo de inclinación, lo que también se acerca lo descrito en el punto 2.2.2.

En la Figura 4.3, se presenta la deformación de la llave de corte N°4 en distintos pasos de carga incrementales, para observar como ésta se deforma a medida que es solicitada:

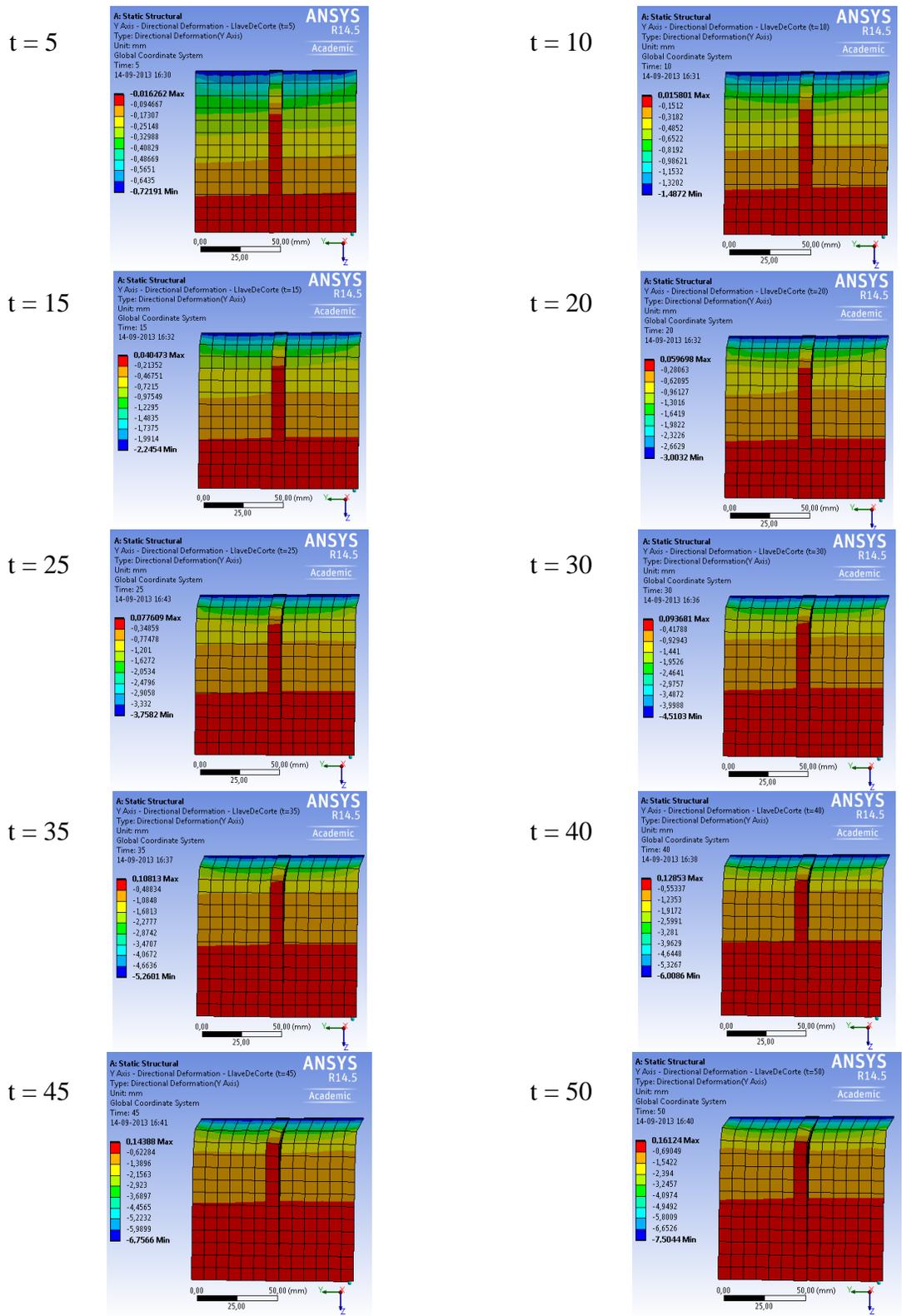


Figura 4.3: Evolución deformación Llave de corte N°4, vista lateral

En la figura anterior, cada paso de carga está asociado a un tiempo, lo que no quiere decir que el tiempo sea un variable a considerar, ya que los análisis son estáticos. Por último, la leve inclinación del tramo horizontal que se observa en la parte inferior de la llave, también coincide con las observaciones de los ensayos citados. Lo anterior sugiere que la hipótesis de viga en voladizo no se cumple, ya que no se observa una deformada acorde con este supuesto y porque las deformaciones de corte predominan en la respuesta, por sobre las deformaciones a flexión.

Los resultados, comparaciones y análisis de los esfuerzos obtenidos de los modelos, ensayos y cálculos, se muestran en el siguiente punto:

4.1.1.2 Esfuerzos en el sistema estructural

La respuesta del sistema estructural se caracteriza de forma global utilizando curvas carga vs desplazamiento descritas previamente. En los modelos las curvas grafican la reacción en el apoyo empotrado del bloque (F_m) vs el desplazamiento aplicado en la cara lateral de la placa base (d_m). En cambio para los ensayos, éstas grafican la mitad de la carga aplicada mediante una pieza rígida a todo el sistema (F_e) vs el desplazamiento que se mide en la cara superior de la placa base (d_e). En la Figura 4.4 se ilustra lo descrito:

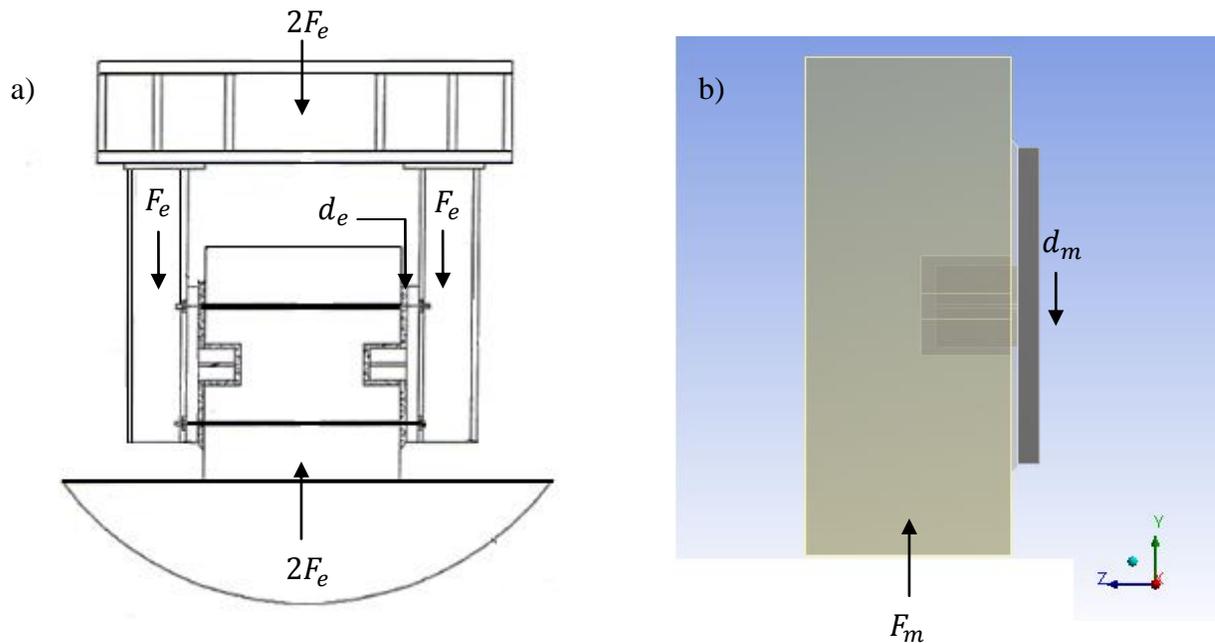


Figura 4.4: Fuerza y desplazamiento: a) Ensayos; b) Modelos

De esta forma, los valores que se comparan en la calibración son F_e con F_m y d_m con d_e . Se debe tener claro que estos valores representan lo mismo, a pesar de que su definición sea distinta. Lo anterior asume una distribución equitativa de la fuerza total en cada una de las llaves de corte del ensayo, como se menciona en los dos primeros criterios de selección del punto 2.2.1. En adelante se denota a la fuerza mediante " F " y al desplazamiento mediante " d ".

La fuerza " F " como es definida, representa la fuerza de corte que resiste el sistema estructural para un nivel desplazamiento " d " aplicado en la placa base, que genera deformación en todo el sistema. En el trabajo experimental citado, " F " se considera como la fuerza en la llave de corte, sin embargo, en estricto rigor esta fuerza corresponde a la existente en el sistema en su conjunto, ya que los demás elementos pueden tomar carga. Luego, la fuerza de los ensayos se compara con la resistencia total del sistema, y los valores de resistencia calculados con criterios de diseño, se comparan con la resistencia de la llave de corte, obtenida de los modelos.

Antes de realizar estas comparaciones se presenta una breve caracterización global del sistema resistente, utilizando las curvas carga vs desplazamiento:

4.1.1.2.1 Caracterización respuesta global

El tramo lineal se define por inspección de las curvas carga vs desplazamiento. En la siguiente tabla se exponen los puntos hasta donde la respuesta global del sistema se considera lineal, para cada caso:

Tabla 4.1: Límite lineal curvas carga vs desplazamiento

Llave de Corte	T (s)	$d_{lineal}(mm)$	$d_{total}(mm)$	%
N°1	2	0,200	5,0	4,0
N°4	2,4	0,360	7,5	4,8
N°6	2,4	0,336	7,0	4,8

En la tabla se muestra el desplazamiento y el tiempo asociado al paso de carga en el límite lineal. También se muestra el desplazamiento total en cada caso y que porcentaje de éste, representa el producido en el rango lineal. De los resultados se observa un temprano inicio de la plastificación, ocurriendo en promedio un 4.5% del desplazamiento total en el tramo lineal.

Esto deja en evidencia el gran nivel de ductilidad de la respuesta, ya que casi el 95% de la deformación, en promedio, ocurre en el rango no lineal.

En la siguiente tabla se muestran las rigideces, definida en el tramo lineal de respuesta y los valores últimos de resistencia, para los ensayos y modelos:

Tabla 4.2: Comparación rigidez y resistencia Ensayos vs Modelos

Llave de Corte	Modelo		Ensayo		Razón	
	Rigidez (tonf/mm)	V_{sist} (tonf)	Rigidez (tonf/mm)	V_{exp} (tonf)	Rigidez	Resistencia
N°1	77,396	26,284	51,987	25,169	1,49	1,04
N°4	72,035	41,586	59,972	41,503	1,20	1,00
N°6	96,643	55,540	67,975	58,680	1,42	0,95

Al igual que para el caso de las curvas de los modelos, por inspección se define un tramo lineal para las curvas de los ensayos, determinando un punto (d, F) como límite lineal. La razón F/d de estos puntos, es la rigidez que caracteriza al tramo lineal de respuesta para ambos casos.

El parámetro V_{sist} corresponde a la fuerza que resiste el sistema y se obtiene de los modelos para el último paso de carga. Por otro lado, el valor V_{exp} corresponde a la fuerza obtenida del ensayo experimental, para el nivel de desplazamiento aplicado en cada modelo, que corresponde a 5mm, 7.5mm y 7mm para las llaves de corte N°1, N°4 y N°6, respectivamente.

Los valores expuestos se utilizan para cuantificar el ajuste de las curvas calibradas con los ensayos experimentales, de los cuales se observa un mejor ajuste en el tramo no lineal. La respuesta de los modelos es más rígida que la de los ensayos, sin embargo, el ajuste se considera adecuado, existiendo una razón en promedio de 1.4 en rigidez y de 1.0 en resistencia, entre los resultados de los modelos y de los ensayos. El mejor ajuste se observa para la llave de corte N°4.

En los modelos desarrollados, se puede acceder tanto al corte como al momento que resiste directamente la llave, obteniéndolos como reacción en su contacto con la placa base (superficie sección transversal llave de corte). Esto permite obtener los cortes y momentos en la llave para todos los pasos de carga. En la siguiente tabla se comparan las fuerzas presentes en la llave de corte, con las fuerzas existentes en el sistema en su conjunto, para el límite lineal y para el estado último:

Tabla 4.3: Comparación sistema vs llave de corte: Tramo lineal y Resistencia

Llave de Corte	Total		Llave de Corte		Razón llave/total	
	V_{sist}^{lineal} (tonf)	V_{sist} (tonf)	V_{llave}^{lineal} (tonf)	V_{llave} (tonf)	Lineal	Resistencia
N°1	15,48	26,28	15,23	22,73	0,98	0,86
N°4	25,93	41,59	25,37	35,35	0,98	0,85
N°6	32,47	55,54	31,88	48,43	0,98	0,87

De la tabla se constata que en el tramo lineal, prácticamente toda la fuerza es resistida por la llave de corte. Por otro lado, en el estado último, el aporte de la llave de corte al sistema es menor, lo que sugiere que parte de la carga es distribuida hacia otro elemento. A pesar de esto, la llave toma la mayor parte de la carga, lo que resulta deseable, dada la funcionalidad del elemento.

Otro resultado que se desea obtener de los modelos, es el esfuerzo de flexión que existe en la llave, en particular, en su contacto con la placa base. A continuación se muestran curvas momento vs desplazamiento, para observar la evolución del momento en la llave de corte. La flexión se normaliza por los momentos plásticos respectivos y el desplazamiento se expresa en porcentaje, relativo al desplazamiento último de cada modelo:

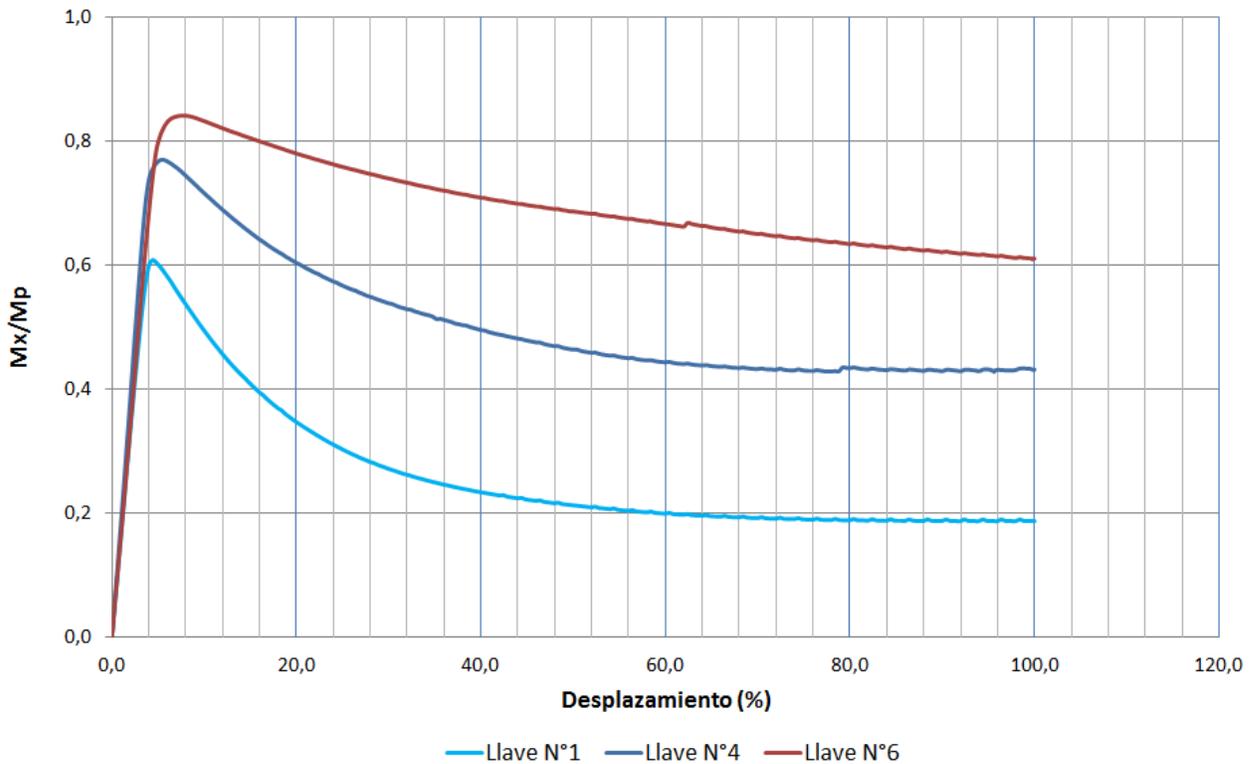


Figura 4.5: Curvas momento (M_x/M_p) vs desplazamiento para llaves de corte

En la Figura 4.5 se observa la evolución casi lineal del momento hasta alcanzar un peak y luego decrecer de forma continua hasta el estado último. También se nota que el esfuerzo de flexión es mayor, para las llaves con espesor más grande y que el decaimiento del esfuerzo es más pronunciado para las llaves más esbeltas. En la Tabla 4.4 se presenta el momento máximo, en que paso de desplazamiento éste se produce y su razón con el desplazamiento total aplicado, además del valor último y la razón entre el peak y la flexión final en la llave:

Tabla 4.4: Momento máximo y último en llaves de corte

Llave de Corte	T (s)	d (mm)	(%)	M_x^{max} (kN · m)	M_x^u (kN · m)	Razón máximo/último
N°1	2,2	0,220	4,4	2,52	0,78	3,24
N°4	2,8	0,420	5,6	5,24	2,94	1,78
N°6	3,8	0,532	7,6	8,84	6,42	1,38

El momento se denota como M_x ya que su dirección coincide con el eje X del sistema coordinado en los modelos. De la tabla anterior se observa que el punto donde el momento alcanza su mayor magnitud, está muy próximo al límite lineal (Tabla 4.1). Además, se nota que la razón entre el valor máximo y el último, es mayor mientras menor sea el espesor de la llave.

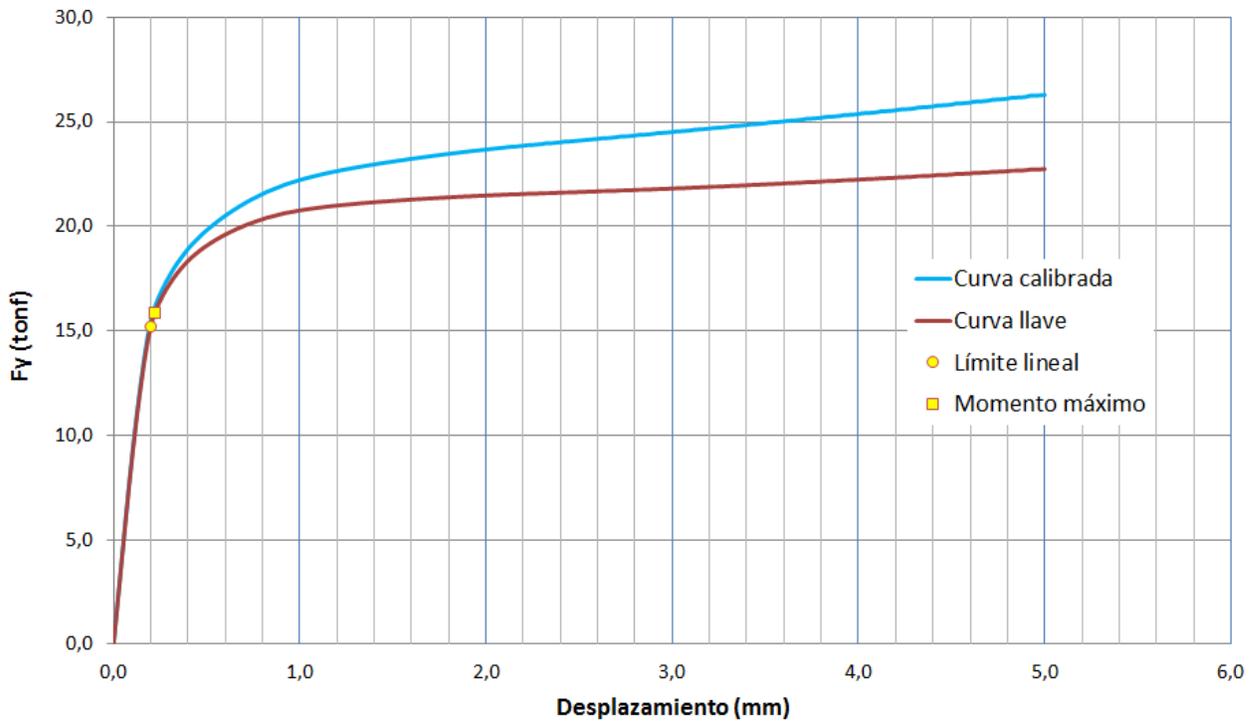


Figura 4.6: Curvas carga vs desplazamiento: Llave de Corte N°1

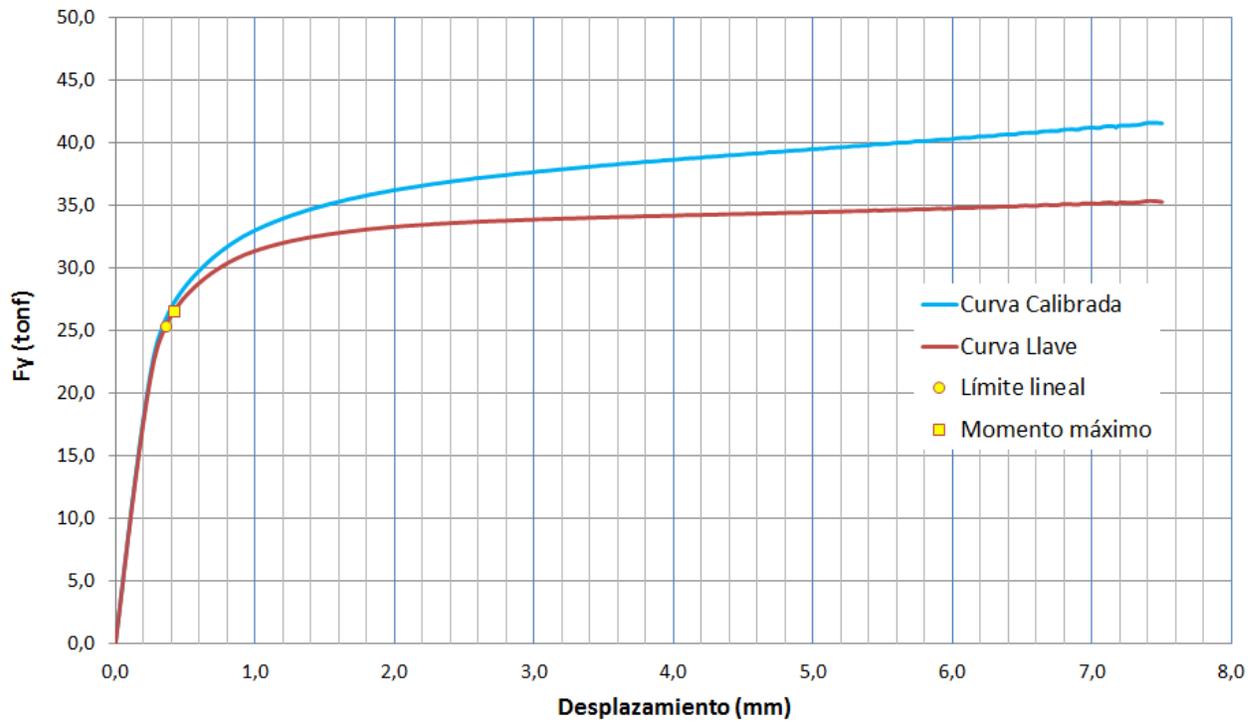


Figura 4.7: Curvas carga vs desplazamiento: Llave de Corte N°4

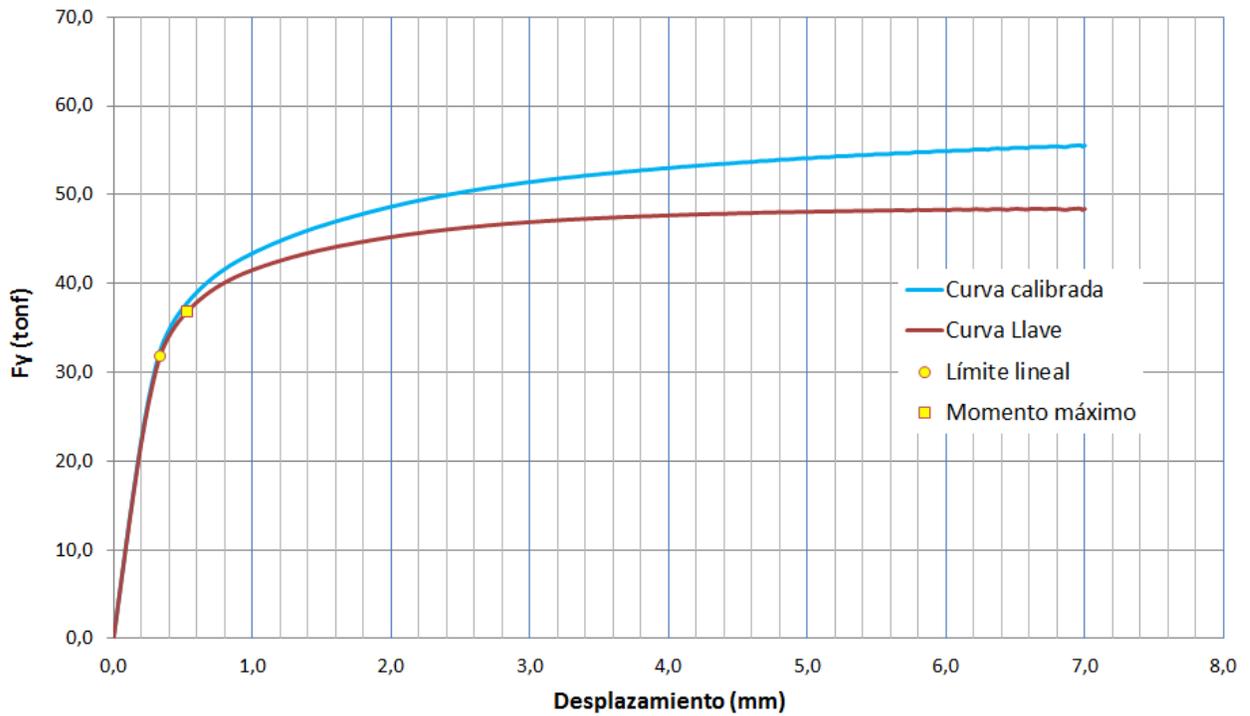


Figura 4.8: Curvas carga vs desplazamiento: Llave de Corte N°6

En las figuras anteriores, se aprecia la cercanía entre el punto elegido como límite elástico y el punto donde se alcanza el máximo momento, los que se indican con un círculo y un cuadrado respectivamente en las curvas. De esta proximidad se deduce que el inicio de la incursión no lineal del sistema, se debe a la influencia del cortante en la respuesta.

En las figuras también se muestra la curva de la llave de corte, donde se observa que en el tramo lineal la curva calibrada correspondiente a la respuesta del sistema en su conjunto, está superpuesta con la curva de respuesta de la llave. En el tramo no lineal las curvas se separan, lo que reafirma las observaciones realizadas previamente, sobre el aporte de la llave al sistema.

De esta forma, lo que caracteriza el comportamiento global del sistema es su rigidez en el tramo lineal, su temprana incursión no lineal, su capacidad de deformación e importante ductilidad, el aporte de la llave de corte a la resistencia del sistema y los esfuerzos de flexión que se presentan en la llave.

A continuación se describen las comparaciones para los esfuerzos de corte y de flexión:

4.1.1.2.2 Corte

Los esfuerzos de corte que se utilizan en los análisis corresponden a los siguientes:

- 1) Esfuerzos obtenidos de los ensayos utilizados en la calibración
- 2) Esfuerzos obtenidos de los modelos de elementos finitos
- 3) Esfuerzos de los criterios de cálculo reportados en los antecedentes

De los ensayos se obtiene la resistencia total al corte del sistema (V_{exp}). Por otro lado, de los modelos de elementos finitos, se obtiene la resistencia total al corte del sistema (V_{sist}), que coincide con la fuerza " F " antes descrita, y la resistencia al corte de la llave (V_{llave}). Finalmente, con los criterios de diseño reportados, se calcula la resistencia asumiendo falla por fluencia al corte en la sección transversal (V_{corte}) y se calcula el corte asociado a la falla por fluencia a flexión en la base, tanto para la primera fluencia (V_y), como para la plastificación total (V_p). En la siguiente tabla se comparan los valores de los ensayos, con los de los modelos:

Tabla 4.5: Esfuerzos de corte: ensayos y modelos

Llave de Corte	Modelo	Ensayo		Razón	
	$V_{sist} (tonf)$	$V_1^{exp} (tonf)$	$V_2^{exp} (tonf)$	1	2
N°1	26,28	25,17	25,59	1,04	1,03
N°4	41,59	41,50	43,88	1,00	0,95
N°6	55,54	58,68	61,81	0,95	0,90

El corte V_1^{exp} corresponde a la fuerza que se obtiene del ensayo para el mismo nivel de desplazamiento que el aplicado en los modelos, mientras que V_2^{exp} corresponde a la fuerza máxima registrada en los ensayos experimentales, para desplazamientos mayores. Debido a que la diferencia no es sustancial entre estos dos valores y para que las comparaciones sean consistentes, se utiliza el primer esfuerzo en los análisis. En la Tabla 4.6 se comparan los esfuerzos del modelo, con los obtenidos de los cálculos utilizando los criterios de diseño:

Tabla 4.6: Esfuerzos de corte: modelos y criterios de cálculo

Llave de Corte	Modelo	Criterios de cálculo			Razón
	$V_{llave} (tonf)$	$V_{corte} (tonf)$	$V_y (tonf)$	$V_p (tonf)$	Fluencia al corte
N°1	22,73	18,54	4,90	7,68	1,23
N°4	35,35	29,21	7,66	12,26	1,21
N°6	48,43	42,90	11,16	18,28	1,13

De los valores de la tabla anterior, se observa que la resistencia de la llave, obtenida de los modelos, tiene un mejor ajuste con la resistencia nominal calculada utilizando el criterio de fluencia al corte en la sección transversal (Ec. 2.12), con una razón promedio de 1.2. Además, se nota que el valor de los modelos es el mayor de todos, siendo los cortes asociados a la fluencia por flexión en la base (primera fluencia y plastificación total), considerablemente menores. Esto sugiere que la falla por flexión en la base no tiene lugar, ya que de producirse, el sistema y en particular la llave, no llegarían a presentar esfuerzos de corte tan grandes como los que se obtienen de la modelación.

4.1.1.2.3 Flexión

Los esfuerzos de flexión que se utilizan en los análisis corresponden a los siguientes:

- 1) Esfuerzos obtenidos de los modelos de elementos finitos
- 2) Esfuerzos de los criterios de diseños reportados en los antecedentes

De los modelos de elementos finitos, se obtiene el momento máximo (M_x) y el momento último (M_u), en la base de la llave de corte. De los criterios de diseño reportados, se calcula la resistencia asumiendo falla por fluencia a flexión en la base, para la primera fluencia (M_y) y para la plastificación total de la sección (M_p).

Tabla 4.7: Esfuerzos de flexión: modelos y criterios de cálculo

Llave de Corte	Modelo		Criterios de cálculo		Razón	
	$M_x^{max}(kN \cdot m)$	$M_x^u(kN \cdot m)$	$M_y(kN \cdot m)$	$M_p(kN \cdot m)$	Máximo	Último
N°1	2,52	0,78	2,65	4,15	1,64	5,32
N°4	5,24	2,94	4,25	6,80	1,30	2,32
N°6	8,84	6,42	6,42	10,51	1,19	1,64

De los valores de la tabla anterior, se observa que para las llaves de corte N°4 y N°6, el máximo esfuerzo de flexión en la llave obtenido del modelo, es mayor que el momento de primera fluencia y menor que el momento de plastificación total. Para el caso de llave N°1, el esfuerzo máximo es levemente menor que el esfuerzo de primera fluencia. Al encontrar la razón entre los esfuerzos del modelo y los calculados, se aprecia un mayor aporte de la flexión cuando el espesor de la llave es más grande y un menor aporte cuando el espesor es más pequeño, como en el caso de la llave N°1. Este hecho es más notorio para su valor último, debido a la forma en que el esfuerzo de flexión decrece en el tramo no lineal, a medida que la llave se deforma (Figura 4.5). Si bien los esfuerzos máximos en la llaves N°4 y N°6 son mayores que sus respectivos momentos de primera fluencia, en ninguno de los casos analizados se supera el momento plástico de la sección, lo que sugiere que el modo de falla asociado a la fluencia completa a flexión en la base, no ocurre.

En la Figura 4.9 se muestra la flexión en la llave, normalizada por su respectivo momento de primera fluencia, vs el desplazamiento normalizado y expresado en porcentaje:

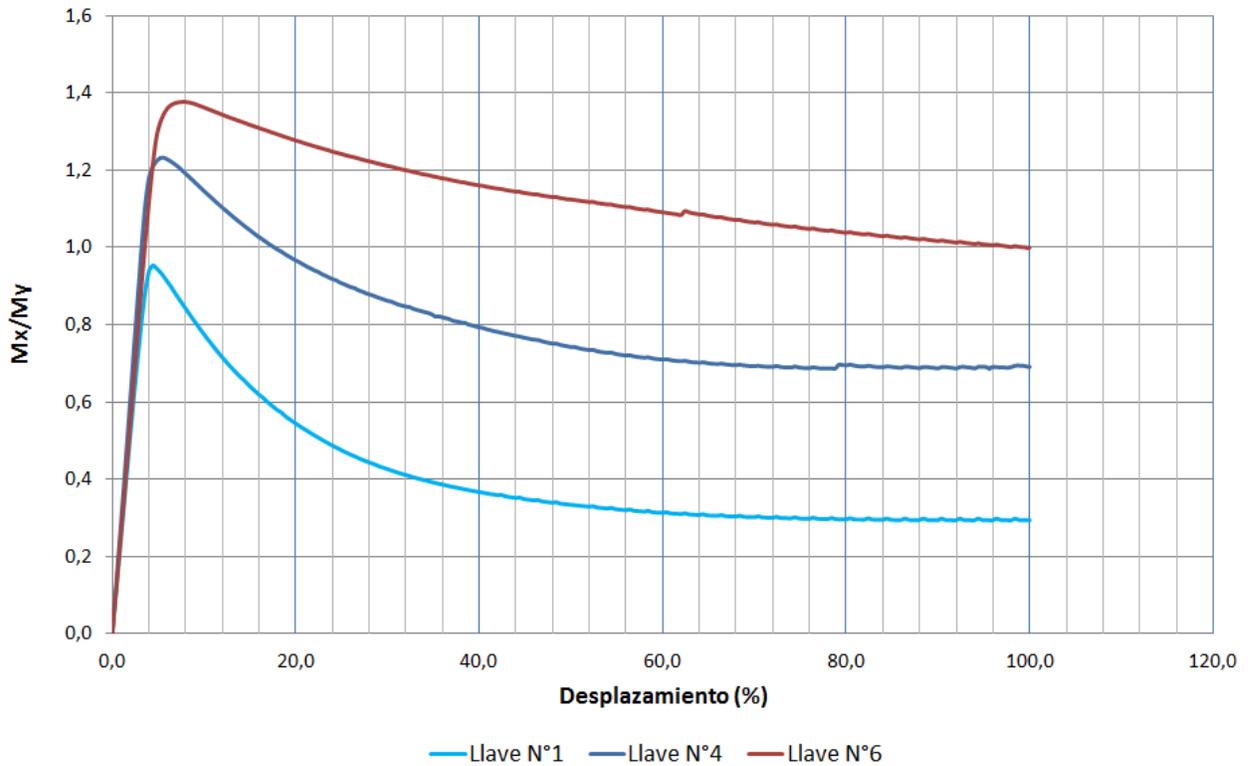


Figura 4.9: Curvas momento (M_x/M_y) vs desplazamiento para llaves de corte

De la figura anterior se observa que para la llave N°1, en ningún punto se supera el momento de primera fluencia. La llave N°4 por otra parte, presenta esfuerzos de flexión por sobre este valor para un pequeño tramo de deformación. Finalmente, la llave N°6 luego de alcanzar su máximo, mantiene la flexión en la base de la llave por sobre su momento de primera fluencia. Lo anterior confirma que los mayores momentos se presentan para las llaves de espesor más grande y que las llaves con menor espesor, son menos solicitadas a flexión.

Cabe mencionar que en los cálculos se utiliza el valor real de la fluencia obtenida del trabajo experimental citado, como se muestra en el punto 2.1.3.2.3.

De los resultados presentados y de los análisis y comparaciones realizadas, desde un punto de vista de los esfuerzos en el sistema estructural, el modo de falla asociado a la fluencia al corte en la sección transversal, parece ser el modo de falla predominante en el sistema.

A continuación se presentan los resultados y análisis a nivel tensional, que buscan confirmar o descartar esta observación:

4.1.1.3 Tensiones en la llave de corte

La respuesta del sistema estructural se caracteriza localmente mediante el análisis de las tensiones que presentan los elementos. En particular, para identificar el modo de falla, se inspeccionan las tensiones en la llave de corte de los modelos desarrollados. A continuación se presentan los resultados obtenidos:

4.1.1.3.1 Tensión de Corte

La tensión que se debe inspeccionar para evaluar la ocurrencia de la falla por fluencia al corte, corresponde a la tensión de corte YZ (dirección Y, en el plano normal al eje Z). En la Figura 4.10 se muestran las tensiones de corte finales en la llave, para cada uno de los modelos:

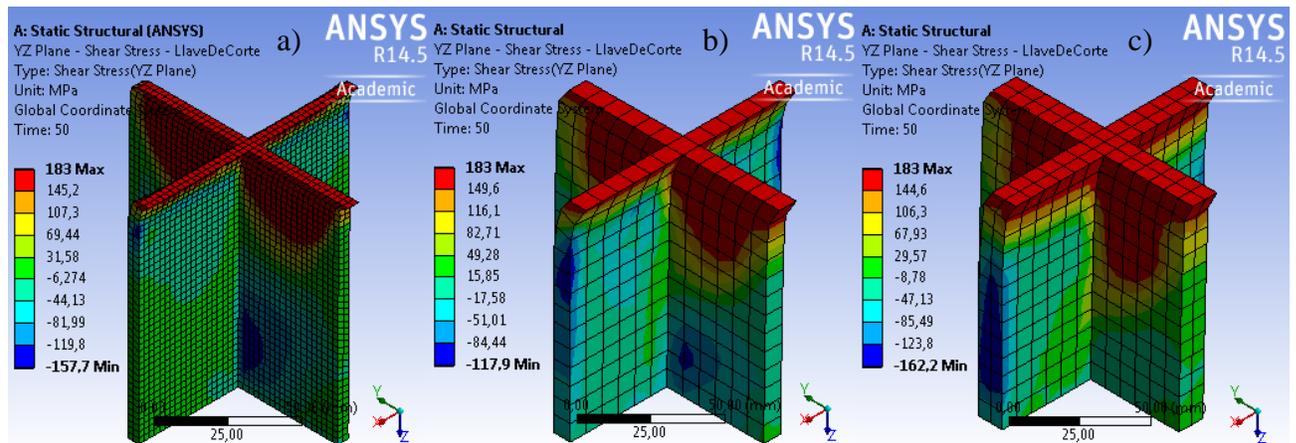


Figura 4.10: Tensión de corte YZ: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En la figura se observa que las tensiones de corte se concentran en la parte superior de la llave, específicamente en la sección transversal, donde se alcanza el máximo. También se nota una distribución de tensiones característica, marcada de rojo en las figuras, en la altura de las alas paralelas a la dirección Y. Por otro lado, la tensión de corte máxima observada, coincide con la tensión de fluencia al corte de la Ec. 2.29, con $f_y = 317MPa$:

$$\tau_y = 0.577f_y = 182,9MPa$$

En la Figura 4.11 se exponen las curvas de tensión de corte máxima en las llaves, normalizada por la fluencia al corte, vs el desplazamiento normalizado con respecto al desplazamiento último y expresado en porcentaje:

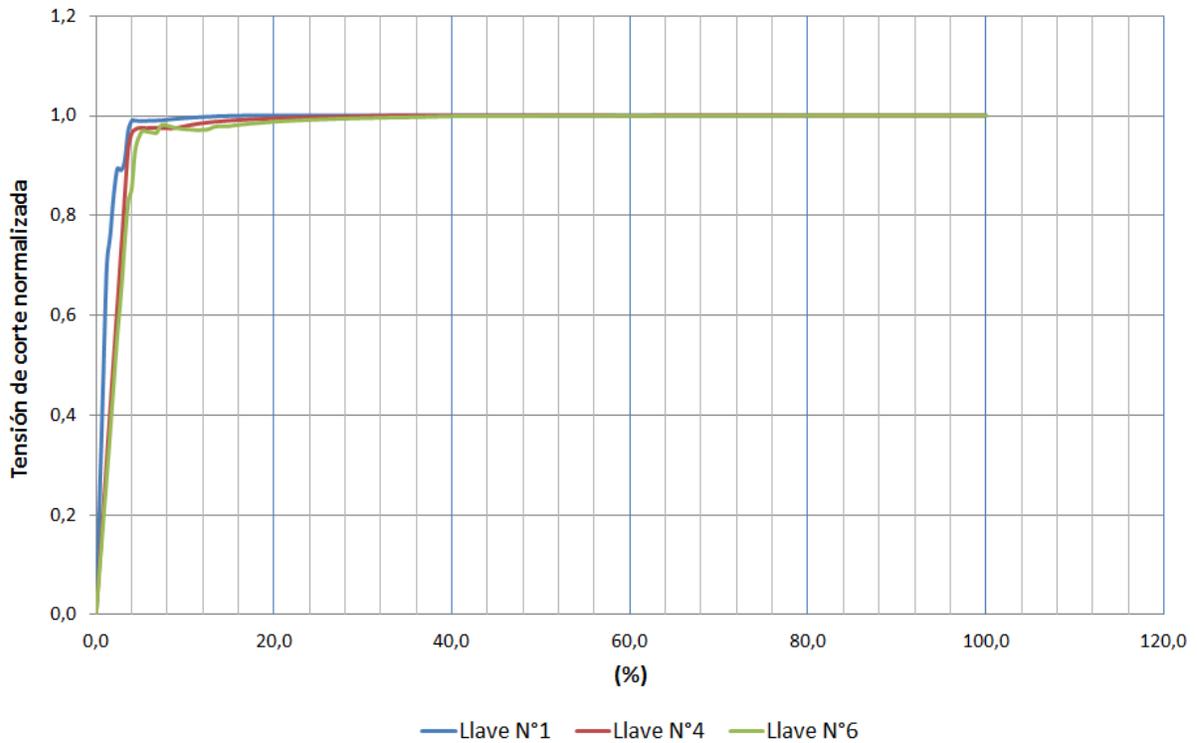


Figura 4.11: Curvas tensión de corte máxima vs desplazamiento

En las curvas se observa que para todas las llaves, la tensión de corte tiene un comportamiento lineal hasta alrededor de un 4% del desplazamiento total aplicado, lo que coincide con la caracterización global del sistema descrita previamente. En la Tabla 4.8 se muestra el límite lineal de la tensión de corte en los modelos, para cada una de las llaves:

Tabla 4.8: Límite elástico tensión de corte en YZ

Llave de Corte	T (s)	$d_{lineal}(mm)$	%	$\tau_{YZ}^{lineal}(MPa)$
N°1	2,0	0,200	4,0	181,0
N°4	2,4	0,360	4,8	178,4
N°6	2,4	0,336	4,8	175,0

De la tabla se constata que el límite lineal de la tensión de corte máxima, coincide de forma exacta con el definido para las curvas carga vs desplazamiento en cada caso. Además, se aprecia que el mayor aumento de la tensión ocurre en el tramo lineal.

En la Figura 4.11 también se observa que en el tramo no lineal, la tensión se mantiene constante, con una razón de 1.0 con la tensión máxima de corte de la Ec. 2.29, que corresponde a la tensión de fluencia al corte según lo descrito en el punto 2.3.3.2.

En las siguientes figuras se muestra cómo evoluciona la tensión de corte en la llave N°6, en el tramo lineal y no lineal de respuesta, para los pasos de carga incrementales aplicados:

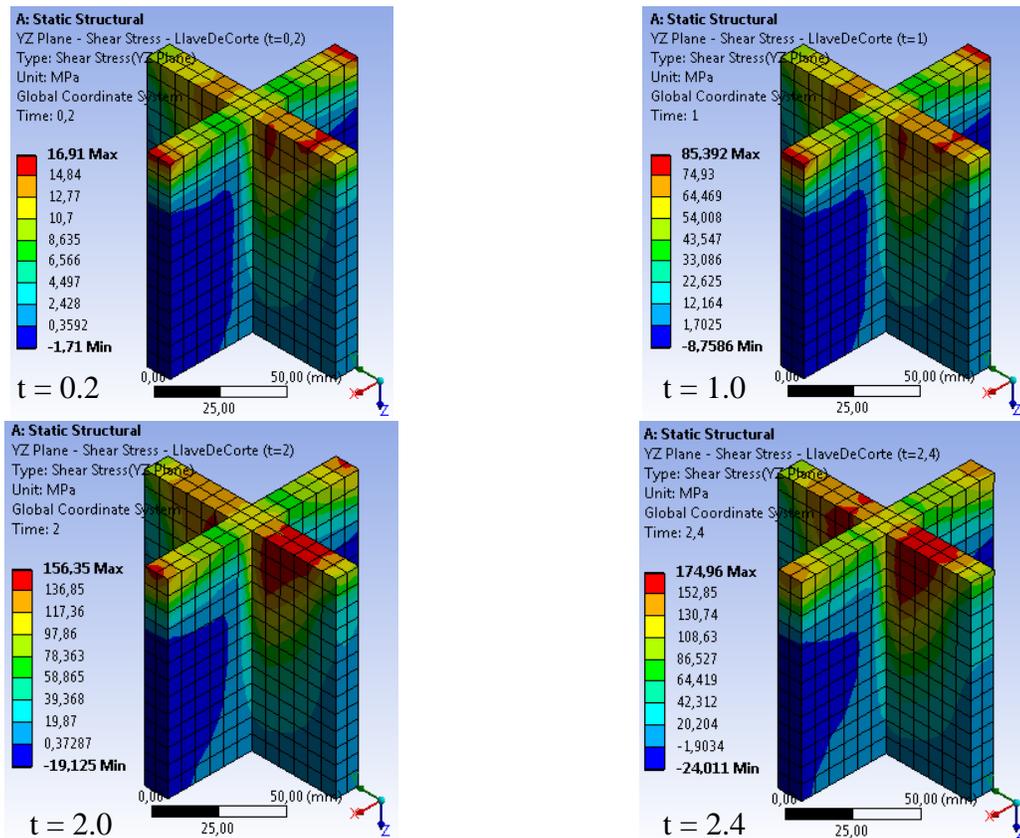


Figura 4.12: Evolución tensión de corte YZ, Llave N°6: Tramo lineal

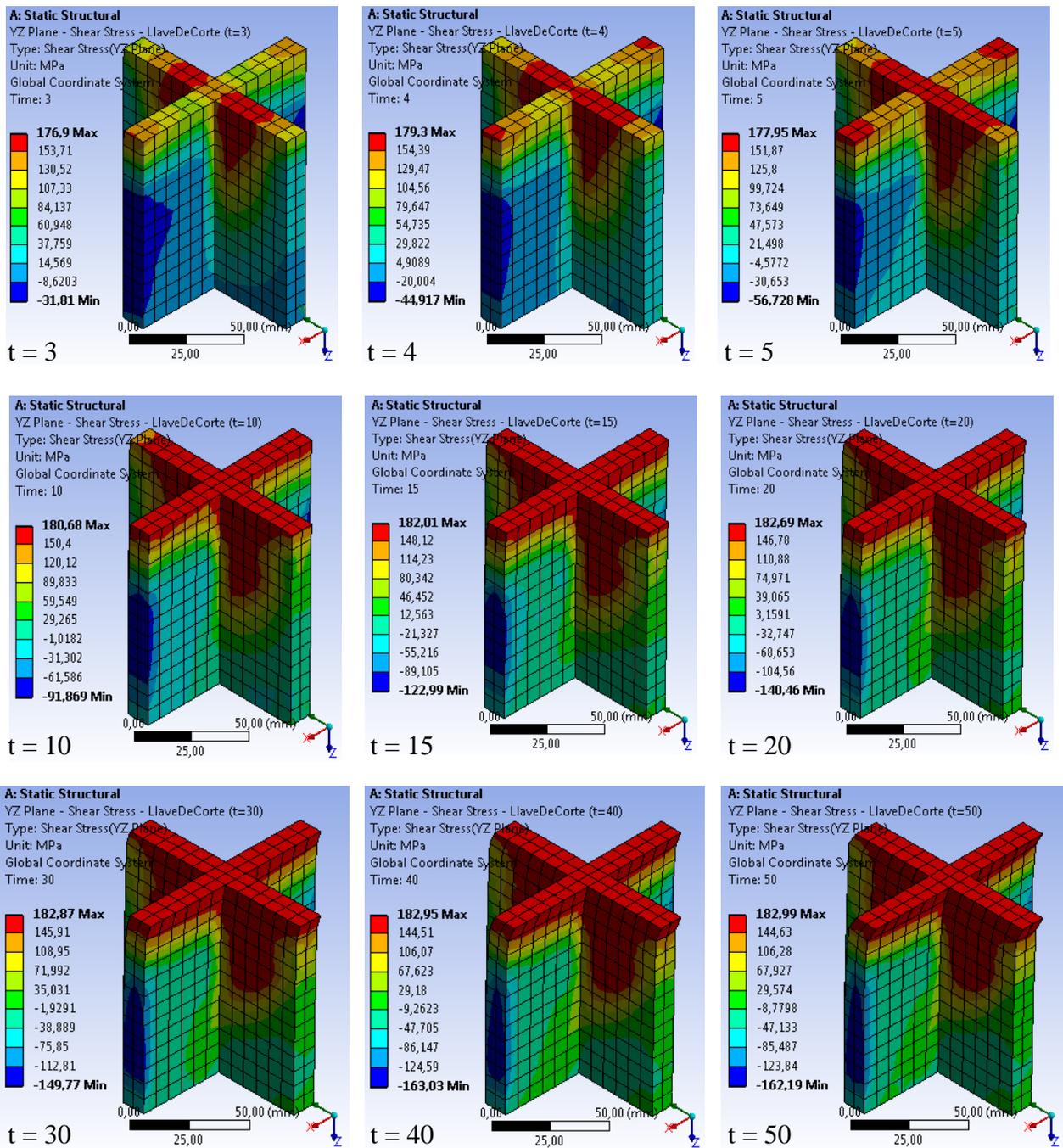


Figura 4.13: Evolución tensión de corte YZ, Llave N°6: Tramo no lineal

En la Figura 4.12 se observa que el mayor aumento de tensiones ocurre en el tramo lineal. La distribución de tensiones en el tramo no lineal (Figura 4.13), muestra como la sección transversal comienza a fluir desde el centro hacia afuera en la dirección Y, y desde los extremos hacia el centro en las alas de la dirección X, y de qué forma esta plastificación se extiende en la altura de la llave. Basándose en lo anterior, es posible afirmar que el fenómeno de fluencia al corte de la sección transversal, está presente en el comportamiento de la llave de corte.

4.1.1.3.2 Tensión normal en Z

La falla por fluencia a flexión en la llave de corte, considera como hipótesis que ésta se comporta como viga en voladizo. Para evaluar la validez de este supuesto, dada la orientación de la llave en el modelo, se debe inspeccionar la tensión normal en la dirección Z, ya que esta tensión caracteriza la flexión en la sección transversal y por lo tanto, en toda la llave. En las siguientes figuras se muestra la tensión normal final en Z, en la llave de corte para cada uno de los modelos:

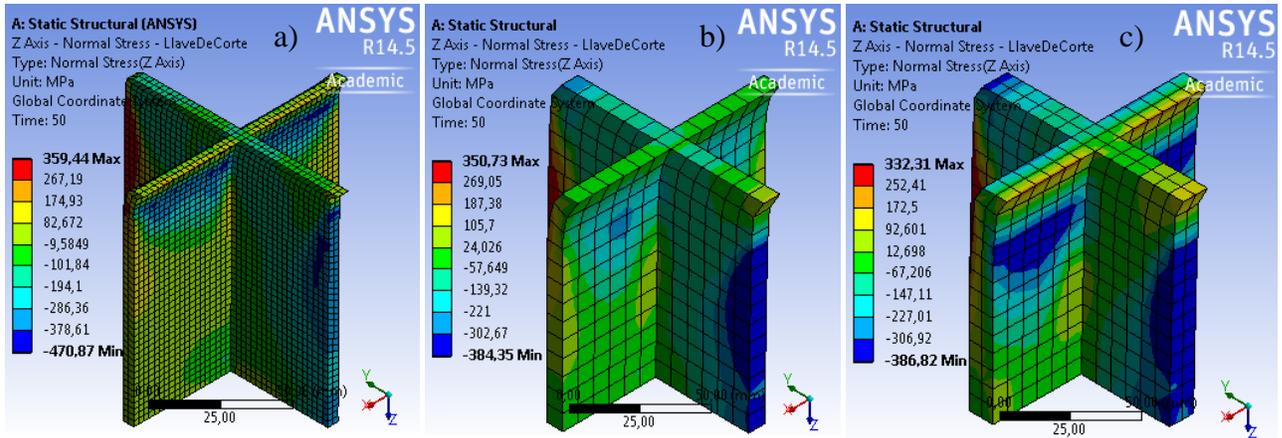


Figura 4.14: Tensión normal en Z, vista frontal: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

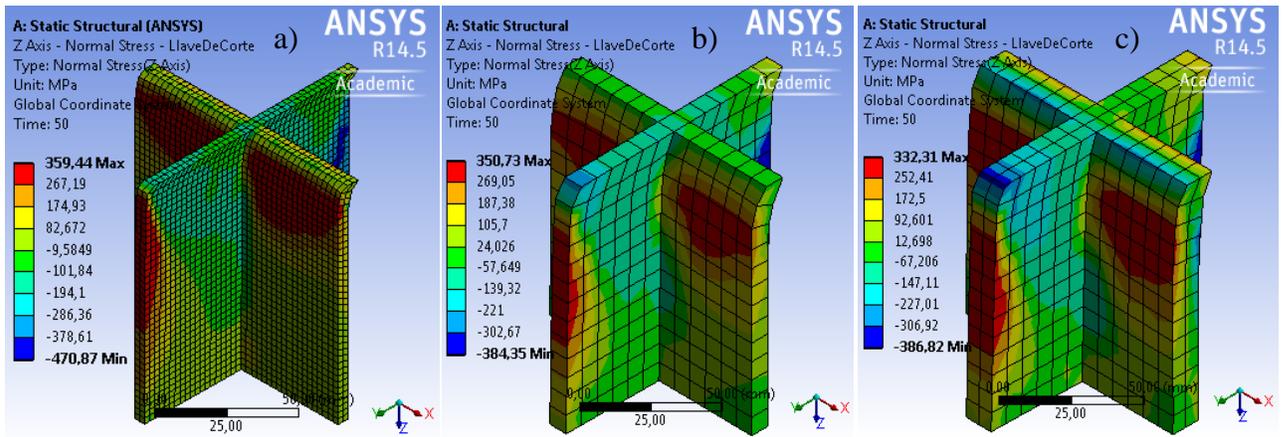


Figura 4.15: Tensión Normal en Z, vista posterior: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En ANSYS por convención, las tensiones normales positivas corresponden a esfuerzos de tracción y las tensiones normales negativas a esfuerzos de compresión.

En la Figura 4.15 se observa la distribución característica de la tensión normal en la altura, común a las tres llaves de corte, donde las máximas tensiones de tracción están marcadas en rojo, alcanzando valores similares. Por otro lado, en la Figura 4.14 en azul, se observan las tensiones máximas de compresión.

En el perfil de tensiones se observa que existe un aporte de la flexión al comportamiento de la llave. Por otra parte, las figuras sugieren que la dirección del momento resultante en la altura de la llave, coincide con la dirección negativa del eje X. La Figura 4.16 muestra la tensión normal, en la sección transversal de la base de las llaves:

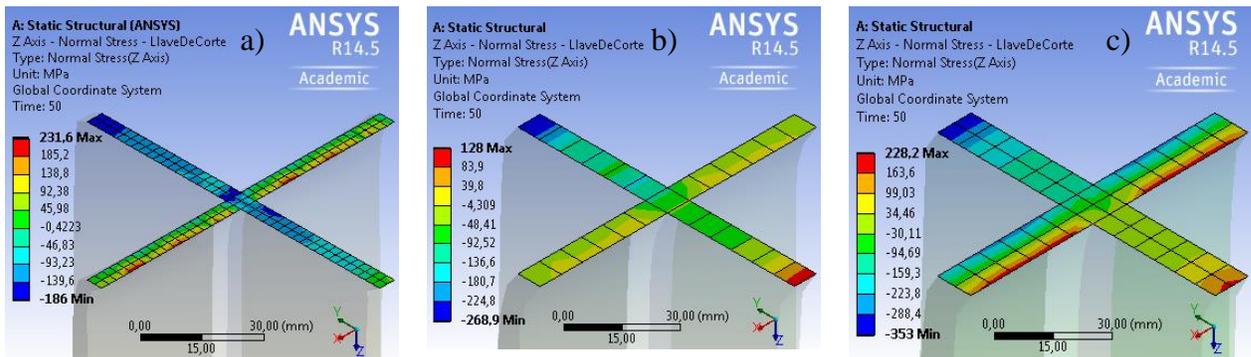


Figura 4.16: Tensión Normal en base de llave: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

De lo anterior, se observa que las zonas de tracción y compresión se invierten en la base, con respecto a la distribución que existe en la altura, lo que indica un cambio en la curvatura del perfil de tensiones axiales, y en consecuencia, un cambio en el sentido del momento resultante, el cual coincide en la base con la dirección positiva del eje X. Esto contradice la hipótesis de la llave de corte actuando como viga en cantiléver, en donde el signo de la curvatura del perfil de tensiones axiales, debiese ser constante para toda la llave.

En la Figura 4.16, se aprecia que la sección transversal está comprimida en la mayor parte de su área, debido a la condición de borde que restringe el desplazamiento en Z, generando como reacción, esfuerzos de compresión en esta dirección, a medida que la llave se deforma. Esto sugiere que existen esfuerzos de flexo-compresión en el elemento, por lo que las tensiones normales en Z, no solo describen el comportamiento flexural de la llave de corte.

Cabe mencionar que el valor de las tensiones normales en Z, al ser calculadas para un estado multiaxial de tensiones, en elementos finitos tridimensionales, no se pueden comparar directamente con el valor de la fluencia del material, ya que este parámetro es unidimensional. Sin embargo, gráficamente se puede inspeccionar que sectores de la llave presentan esfuerzos normales mayores a la tensión de fluencia, tanto en tracción como en compresión, para tener una idea del nivel tensional del elemento. Los resultados se presentan a continuación:

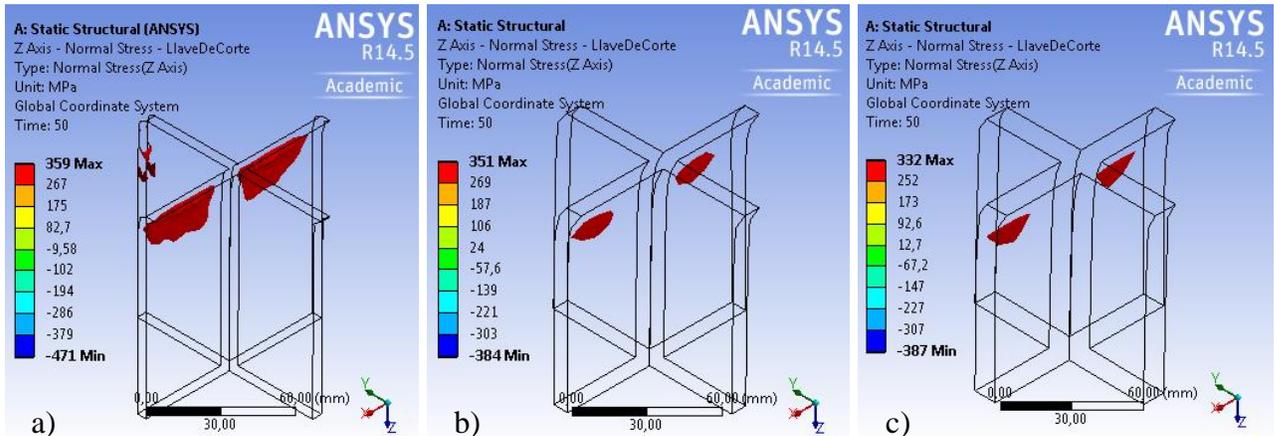


Figura 4.17: Tracciones sobre $f_y = 317\text{MPa}$: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

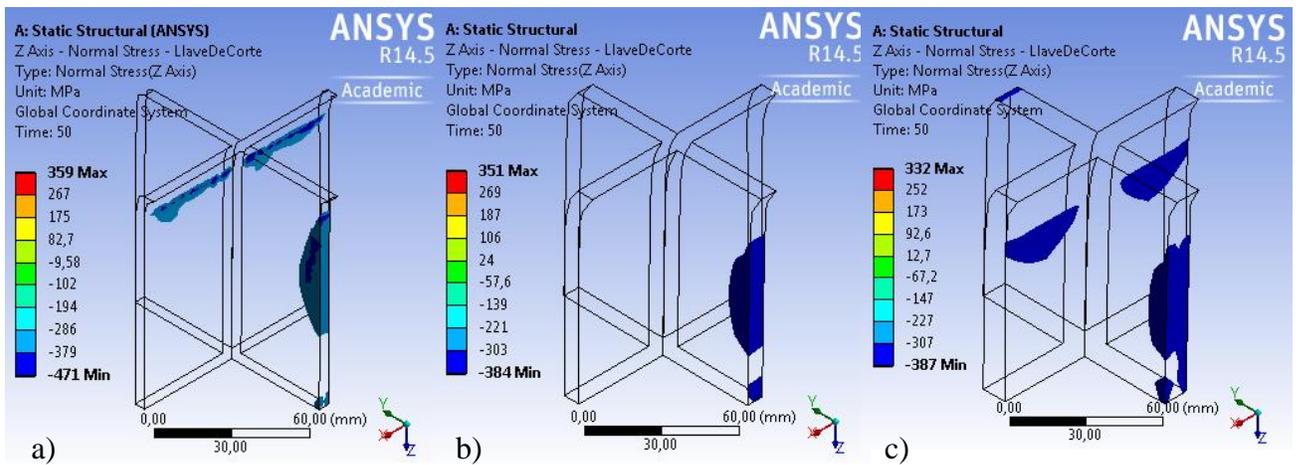


Figura 4.18: Compresiones sobre $f_y = 317\text{MPa}$: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En la Figura 4.17 en rojo se muestran los sectores cuyas tracciones superan el valor de la fluencia del acero, que corresponden a pequeñas porciones de las alas paralelas al eje X, en la parte superior del elemento. Por otro lado, en la Figura 4.18 se muestran en azul las partes de la llave, donde las compresiones están por sobre la fluencia. En los tres modelos este sector coincide con una porción del ala frontal, orientada en Y.

Luego, de lo anterior, se puede afirmar que desde un punto de vista tensional, el aporte de la flexión a la llave no es significativo, por lo que la falla por fluencia a flexión en la base no se considera probable. Por último, se observa que el gran nivel de tensiones de compresión que se aprecian en la Figura 4.18, sugiere la posibilidad de ocurrencia de inestabilidad por pandeo en una de las alas del elemento, sin embargo, esto no ocurre, dado el confinamiento que ejercen los elementos de concreto sobre la llave de corte. Lo anterior se constata al inspeccionar las deformaciones del ala fuera de su plano, las que coinciden con el eje X del sistema coordenado y que se muestran en la siguiente figura:

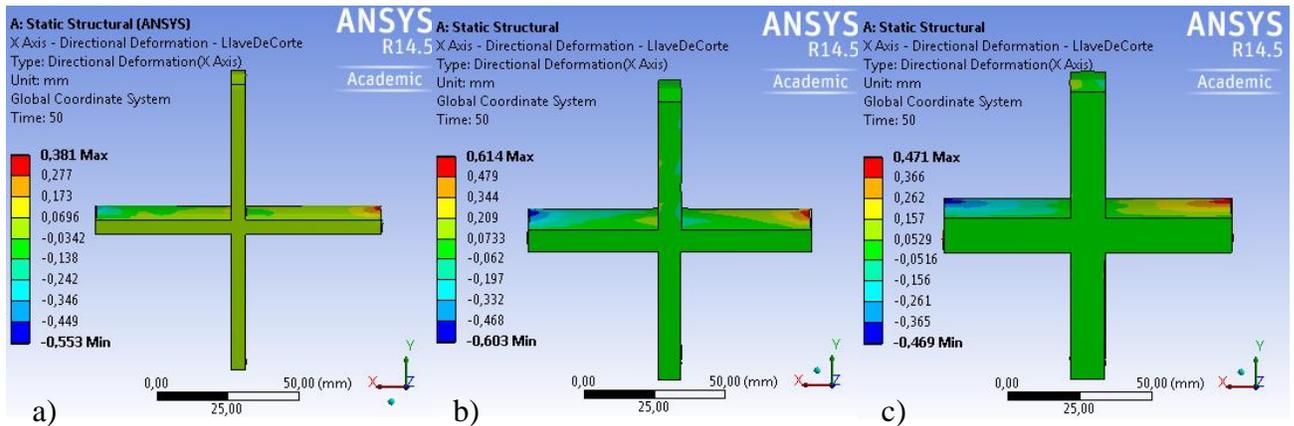


Figura 4.19: Deformación en X: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En la Figura 4.19 se observa que el ala que presenta grandes tensiones de compresión, en los tres modelos, no presenta desplazamiento fuera de su plano en la dirección X, lo que permite descartar la ocurrencia de pandeo en el elemento.

4.1.1.3.3 Tensión y deformación equivalente de Von Mises

El criterio de falla que se utiliza proviene de la teoría de la energía de distorsión, descrito en el punto 2.3.3.1. Este criterio define la invariante escalar conocida como tensión equivalente de Von Mises, cuya expresión queda definida por la Ec. 2.25 para un estado multiaxial de tensiones. Esta tensión permite comparar el estado tensional tridimensional de un elemento con la tensión de fluencia a tracción, que es un parámetro unidimensional, para analizar en qué rango está incurriendo (lineal o no lineal) y cuan exigido se encuentra. En las siguientes figuras se muestran las tensiones finales de Von Mises en la llave de corte para cada uno de los modelos:

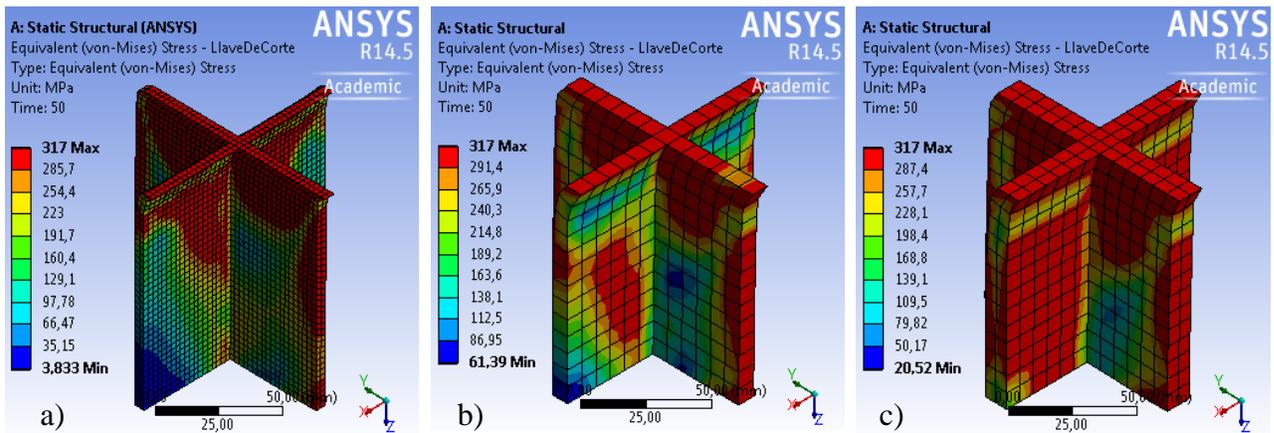


Figura 4.20: Tensión de Von Mises: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En la Figura 4.20, la distribución de la tensión de Von Mises se caracteriza por la concentración de los valores máximos en la sección transversal de la base y por su similitud con la distribución de tensiones de corte en las alas paralelas a la dirección Y. El valor máximo que se alcanza en los tres casos, corresponde a la tensión de fluencia del material, siendo la llave de corte N°6 la más exigida, ya que gran parte de su geometría alcanza este valor.

Cabe mencionar que la llave de corte no registra tensiones mayores en estos casos, debido a la ley constitutiva del acero impuesta en estos modelos, la cual no considera endurecimiento.

Una de las desventajas al analizar las tensiones de Von Mises, en un modelo que considera un material con comportamiento elasto-plástico perfecto, es que gráficamente no se puede hacer la diferencia entre los sectores que están recién llegando al límite elástico (o fluencia), de aquellos que tienen un nivel de plastificación importante.

Por lo anterior, resulta ventajoso complementar las observaciones con la inspección de los perfiles de deformaciones equivalentes plásticas, totales y elásticas para las llaves de corte, los que se presentan a continuación:

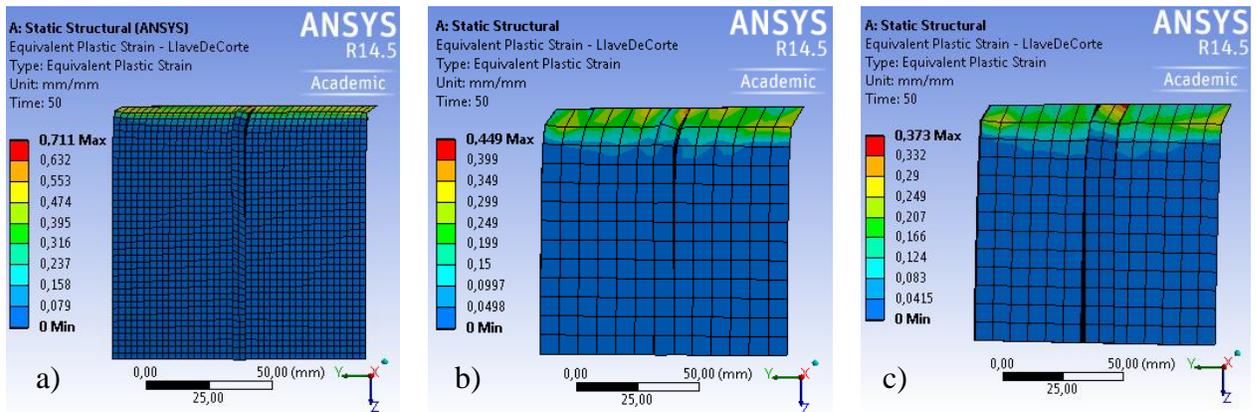


Figura 4.21: Def. Plástica eq. vista lateral: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

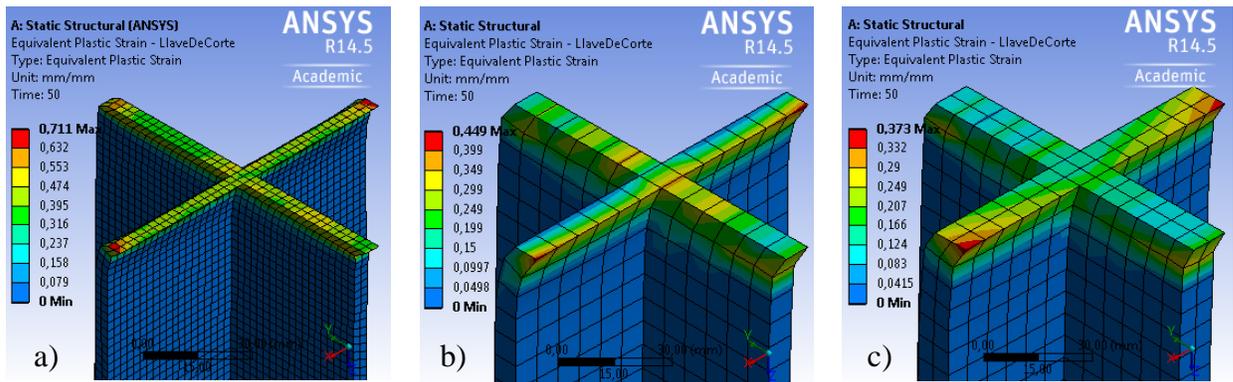


Figura 4.22: Def. Plástica eq. vista isométrica: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

De las figuras, se observa que las deformaciones plásticas se concentran en la zona superior de la llave (o base), específicamente en la zona del *grout* que no se encuentra embebida en el bloque de hormigón, lo que es consistente con los resultados anteriores y con la evidencia experimental disponible. Bajo esta zona no se observa incursión plástica del elemento. Por otro lado, en los extremos de las alas de las llaves (en rojo), se aprecia una concentración de deformaciones, lo que también coincide con lo reportado en los ensayos, en lo referente a la rotura en los bordes exteriores de la llave de corte N°1 (Figura 2.20).

Al comparar el perfil de deformación equivalente total (Figura 4.23), con el de deformación equivalente elástica (Figura 4.24), se aprecia que la mayor parte de la deformación ocurre en el tramo no lineal de respuesta. Esto también se constata al comparar el perfil de deformación total con el de deformación plástica (Figura 4.22).

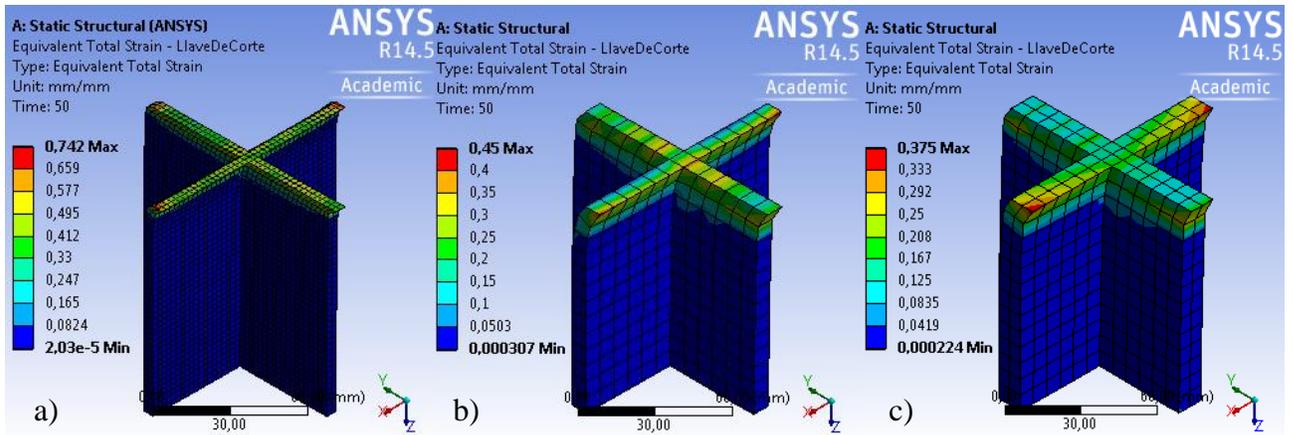


Figura 4.23: Deformación total equivalente: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

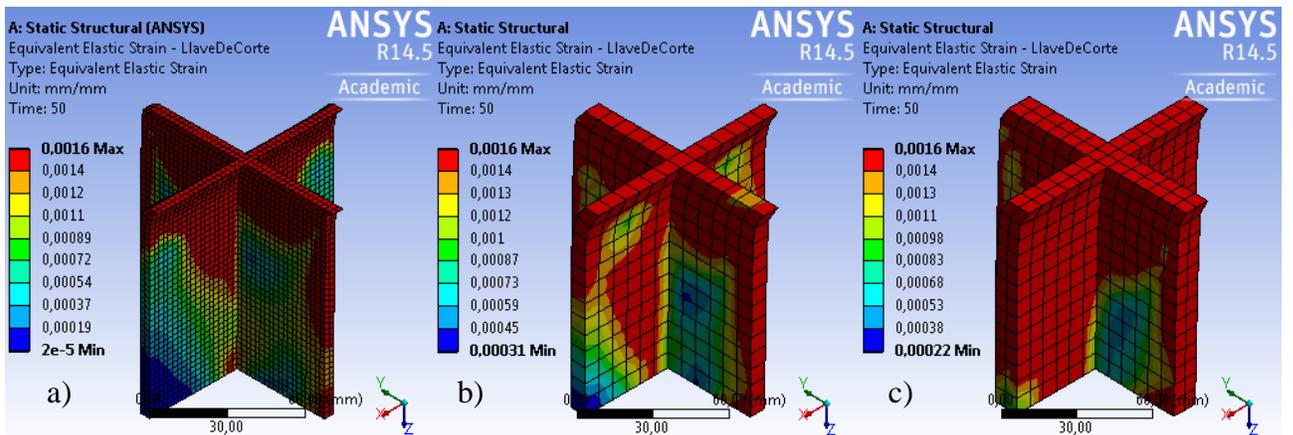


Figura 4.24: Deformación elástica equivalente: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

Por otra parte, al contrastar los perfiles de deformaciones anteriores con las tensiones de Von Mises (Figura 4.20), se deduce que la mayor parte de la altura de la llave se encuentra en o bajo el límite elástico, sin incursionar en el rango plástico, lo que ocurre solo para la zona superior de la llave. Esto queda ilustrado de mejor forma para el caso de la llave de corte N°6.

En la siguiente figura se exponen las curvas de tensión de Von Mises máxima, normalizada por la tensión de fluencia del acero vs el desplazamiento normalizado con respecto al desplazamiento último y expresado en porcentaje:

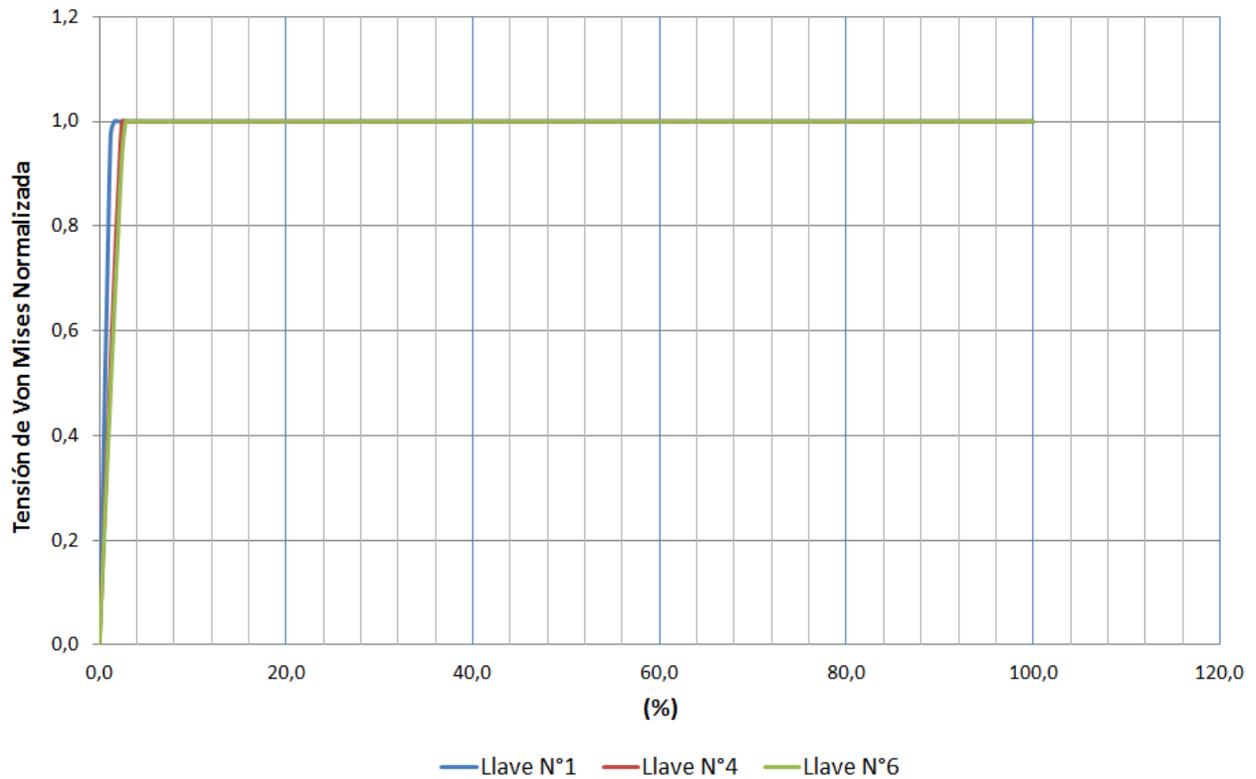


Figura 4.25: Curvas tensión de Von Mises máxima vs desplazamiento para llaves de corte

En la Figura 4.25 se observa que para todas las llaves, la tensión de Von Mises tiene un comportamiento lineal hasta alrededor de un 2% del desplazamiento total aplicado. Este límite lineal resulta ser menor al observado en el sistema en su conjunto, según la caracterización global del sistema descrita previamente, lo que sugiere que la plastificación global se inicia en la llave de corte. De las curvas también es claro que en el tramo no lineal, la tensión se mantiene constante, con una razón de 1.0 con la tensión de fluencia a tracción del acero de la llave. En la Tabla 4.9 se expone el límite lineal de la tensión de Von Mises, para cada una de las llaves:

Tabla 4.9: Límite elástico tensión de Von Mises

Llave de Corte	T (s)	$d_{lineal}(mm)$	%	$\sigma_e^{lineal}(MPa)$
N°1	1,2	0,120	2,40	317,0
N°4	1,2	0,180	2,40	317,0
N°6	1,4	0,196	2,80	317,0

De la tabla anterior se aprecia que el límite lineal de la tensión de Von Mises es menor que el definido para las curvas carga vs desplazamiento en los tres casos.

En las siguientes figuras se muestra cómo evoluciona la tensión equivalente de Von Mises en la llave de corte N°6, en el tramo lineal y no lineal de respuesta, para los pasos de carga incrementales aplicados:

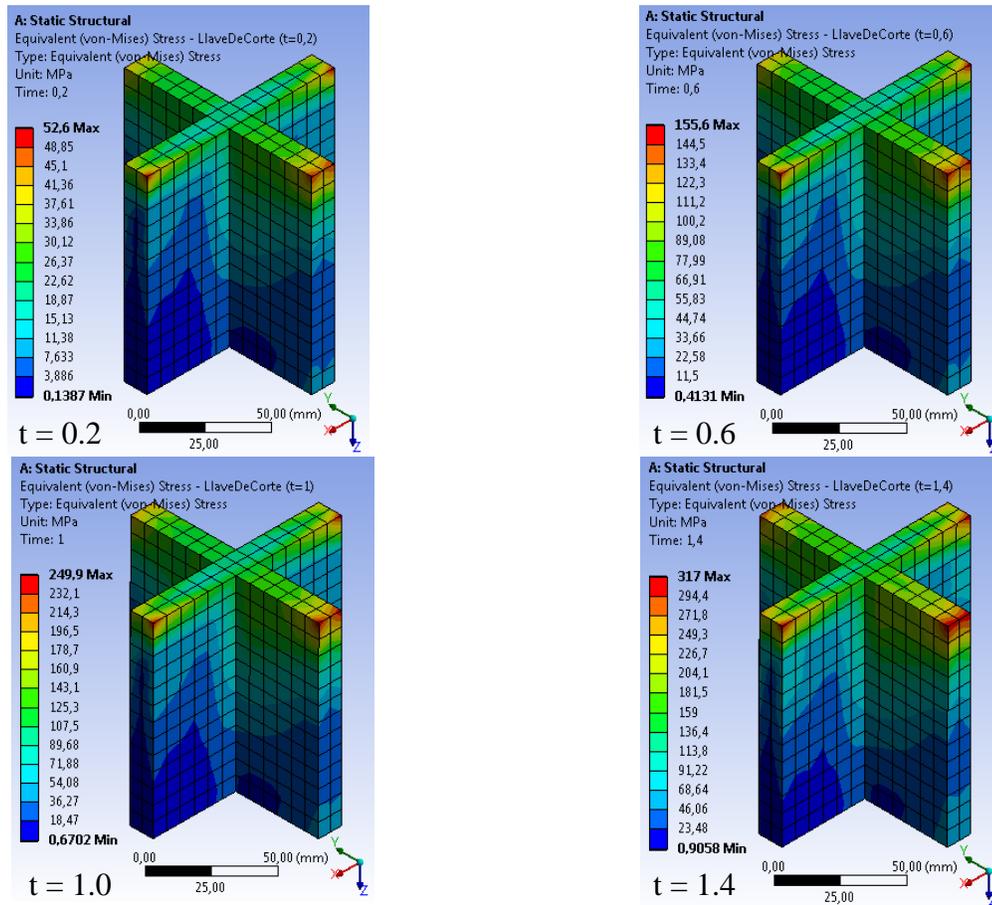


Figura 4.26: Evolución tensión de Von Mises, Llave N°6: Tramo lineal

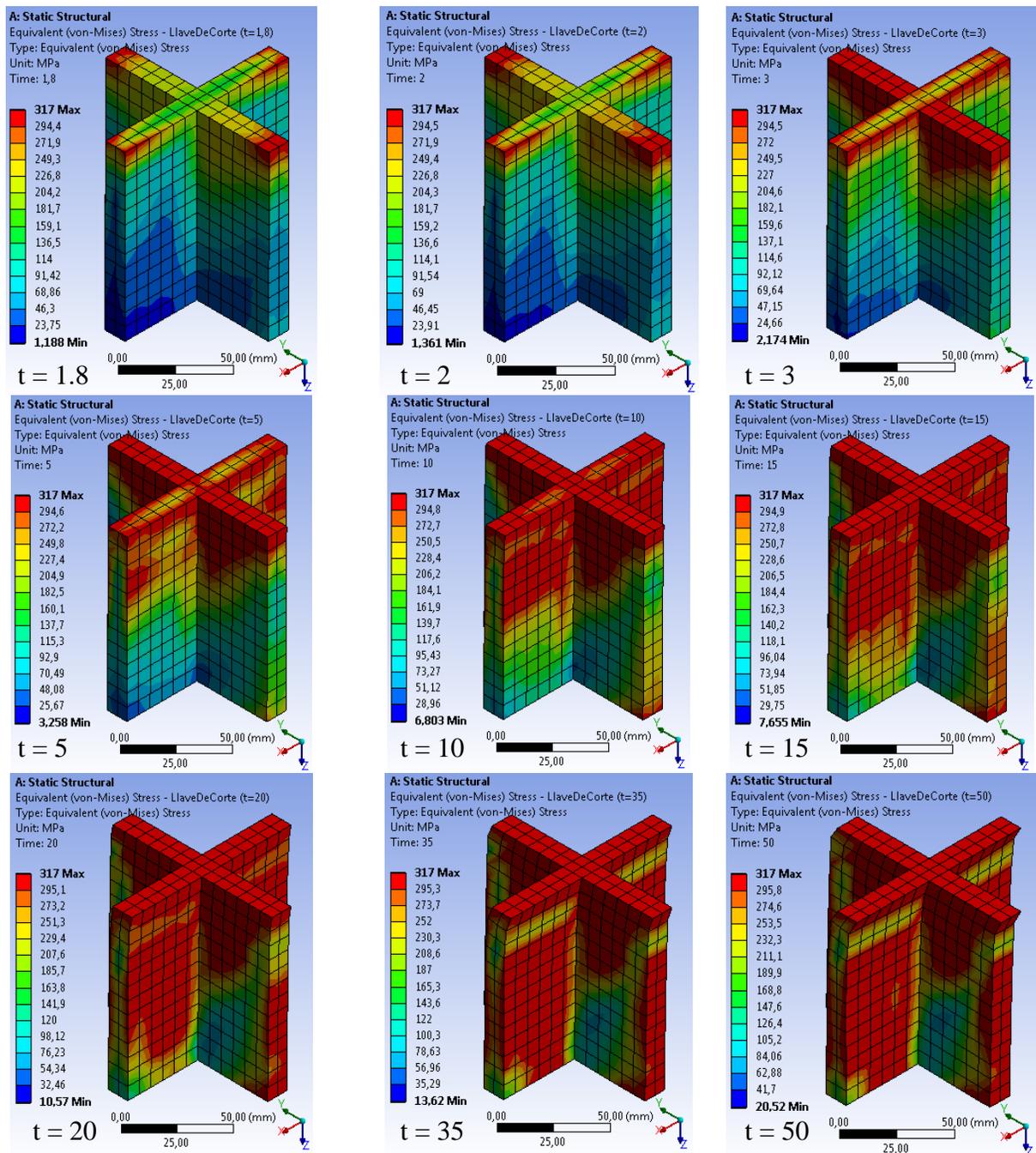


Figura 4.27: Evolución tensión de Von Mises, Llave N°6: Tramo no lineal

En la Figura 4.26 se observa, al igual que en los casos anteriores, que el mayor aumento de tensiones ocurre en el tramo lineal de respuesta, además de apreciar el temprano inicio de la plastificación en la llave de corte. Por otro lado, la distribución de tensiones en el tramo no lineal (Figura 4.27), muestra como la sección transversal en la base de la llave comienza a fluir, desde los extremos hacia el centro, y luego de qué forma esta plastificación se extiende en la altura.

Debido a que la tensión de Von Mises es un parámetro que incluye la influencia de todas las componentes del estado tensional, como se aprecia en la Ec. 2.25, y dada la limitación de considerar el acero de la llave como un material elasto-plástico perfecto, resulta difícil observar un exclusivo modo de falla en el elemento, sobre todo por la diferencia en la distribución de tensiones que se observa para el estado último, en cada una de las llaves (Figura 4.20). Sin embargo, si los resultados obtenidos de las tensiones de Von Mises, se complementan con los perfiles de deformaciones presentados (elásticos, plásticos y totales), y con las observaciones de las tensiones de corte en YZ y las tensiones normales en Z, resulta evidente que la fluencia al corte en la sección transversal de la llave, es el modo de falla principal.

Finalmente, habiendo caracterizado el comportamiento del sistema estructural, desde un punto de vista global y local, analizando esfuerzos, tensiones y deformaciones del elemento llave de corte, se puede afirmar que el modo de falla predominante corresponde a la fluencia al corte.

En el siguiente punto, se analiza el comportamiento del bloque de hormigón y del *grout* de nivelación, evaluando las hipótesis realizadas previamente en el trabajo y comparando los resultados de la modelación con la evidencia experimental disponible.

4.1.2 Comportamiento bloque de hormigón y grout de nivelación

El modo de falla asociado al aplastamiento del hormigón, no es reproducido por los modelos desarrollados. Sin embargo, ya que tanto el bloque de hormigón como el *grout* de nivelación se incluyen en la modelación, su comportamiento debe ser analizado.

El comportamiento de estos elementos se caracteriza mediante el análisis de sus deformaciones y también de sus tensiones, utilizando el criterio de las tensiones principales, el cual compara estas tensiones con los parámetros de resistencia del hormigón y del *grout* definidos previamente. Este criterio es utilizado debido al carácter frágil de los dos materiales. Por último, se presenta para ambos elementos el resultado de la presión normal en la casilla donde la llave de corte va embebida, con el fin de evaluar la validez de la hipótesis de la llave actuando como viga en voladizo, que considera una presión uniforme en la altura de la llave.

4.1.2.1 Bloque de hormigón

El bloque de hormigón representa en el sistema estructural utilizado en la modelación, la fundación de hormigón armado a la cual deben ser descargados todos los esfuerzos producidos en la estructura, a través de la conexión en las bases. Es por esto que se debe asegurar que la fundación posea la capacidad suficiente para mantener su integridad estructural para grandes sollicitaciones y que el modo de falla asociado al hormigón no ocurra.

A pesar de que el modo de falla asociado al hormigón no es considerado en la modelación, utilizando distintos criterios, es posible realizar observaciones de los modelos, sobre si la integridad estructural del bloque de hormigón sería comprometida por los esfuerzos presentes y sobre si el nivel tensional provocaría daños importantes en el elemento.

4.1.2.1.1 Deformaciones

El desplazamiento aplicado al sistema, coincide con la dirección negativa del eje Y, por lo que las deformaciones en esta dirección deben ser inspeccionadas. A continuación se muestran estos resultados para el desplazamiento último aplicado en cada uno de los modelos:

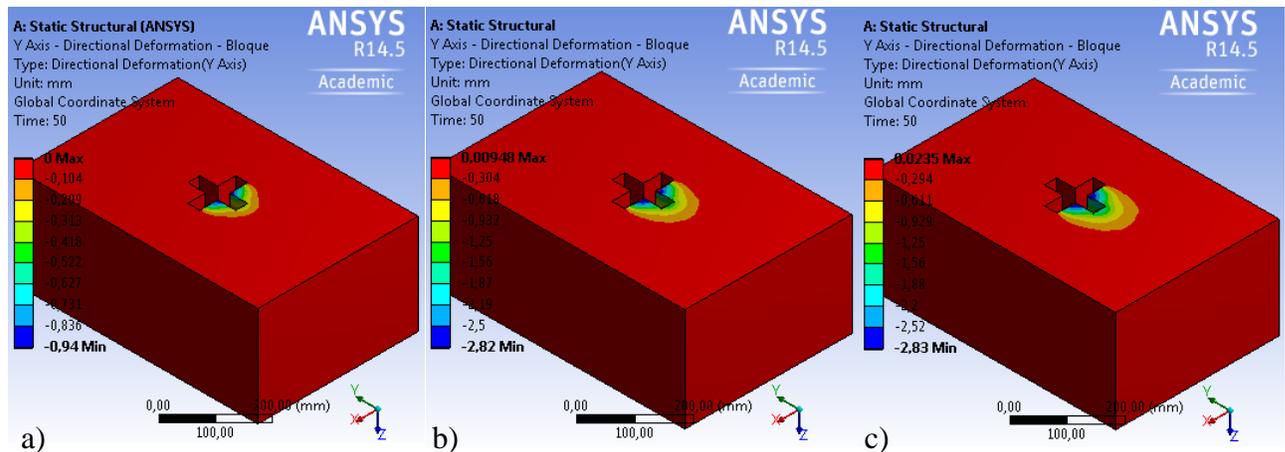


Figura 4.28: Desplazamiento del bloque en Y: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

De las figuras se observa que la deformación se concentra principalmente en la vecindad de la casilla del bloque, y que el resto del cuerpo no se deforma. Además, se nota que la parte superior de la casilla presenta deformaciones importantes en la dirección del eje Z, lo que sugiere aplastamiento del hormigón en esa zona.

Esto se ilustra en la Figura 4.29 para el modelo de la llave de corte N°4, que muestra un detalle de la zona con mayores deformaciones y donde la línea negra continua corresponde a la situación no deformada:

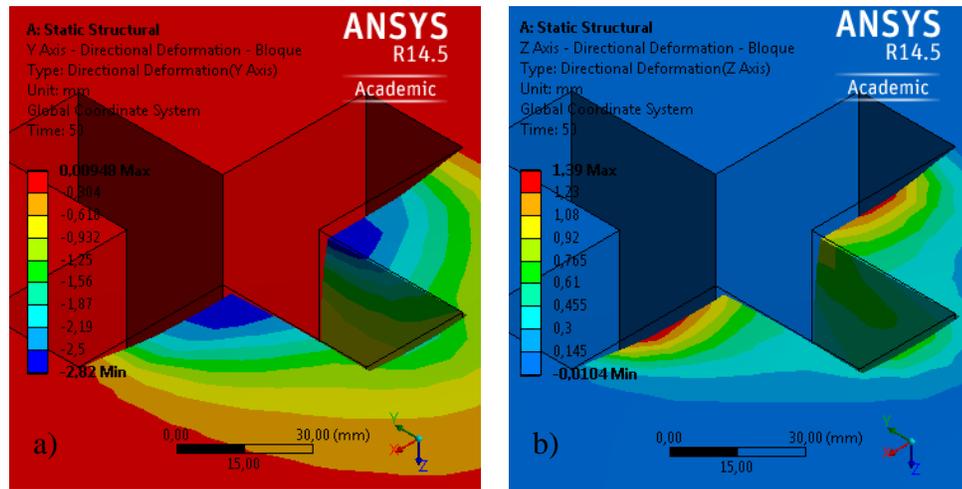


Figura 4.29: Desplazamiento del bloque, Llave N°4: a) Dirección Y; b) Dirección Z

4.1.2.1.2 Tensiones principales

En este punto se muestran las tensiones principales máximas y mínimas, comparándolas con la resistencia a tracción y a compresión del bloque de hormigón, respectivamente. En la siguiente figura se presentan las tensiones principales máximas en el bloque de hormigón:

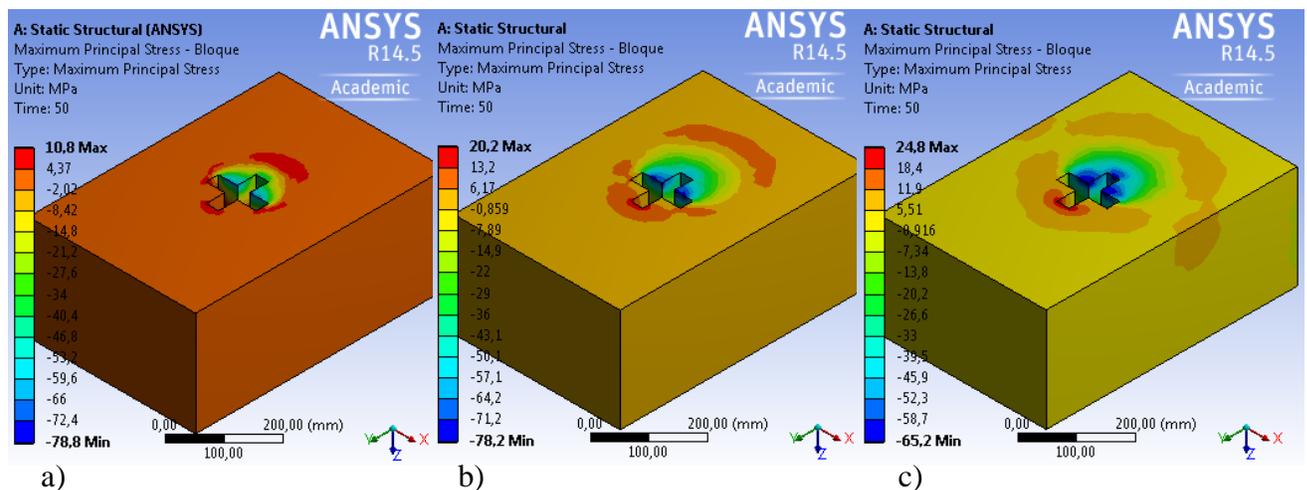


Figura 4.30: Tensión ppal. Máx. Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

De la figura se observa que el mayor nivel tensiones se concentra en la casilla y sus alrededores. Se presentan importantes tensiones de compresión para los tres modelos, en la parte superior de la casilla, lo que sugiere aplastamiento en esa zona, ya que se supera ampliamente la resistencia a compresión del hormigón (Tabla 3.1). Por otro lado, se observa que en la mayor parte del bloque, las tensiones principales máximas corresponden a tensiones de tracción. Excluyendo la casilla y el sector aledaño a ésta, de las leyendas en las figuras, se nota que los valores de las tensiones principales máximas de tracción presentes en el bloque están acotadas por los siguientes valores: 4.37MPa, 6.17MPa y 5.51MPa, para los modelos de las llaves de corte N°1, N°4 y N°6 respectivamente. Si bien estos valores superan la tensión de rotura a tracción del hormigón (Tabla 3.1), son del mismo orden de magnitud, por lo que de existir fisuración, sería parcial en casi todo el bloque, sin producirse mayor daño. Lo anterior se complementa gráficamente, mostrando en que porción del bloque las tensiones principales máximas de tracción están por sobre el valor de la tensión de rotura a tracción del hormigón (f_r):

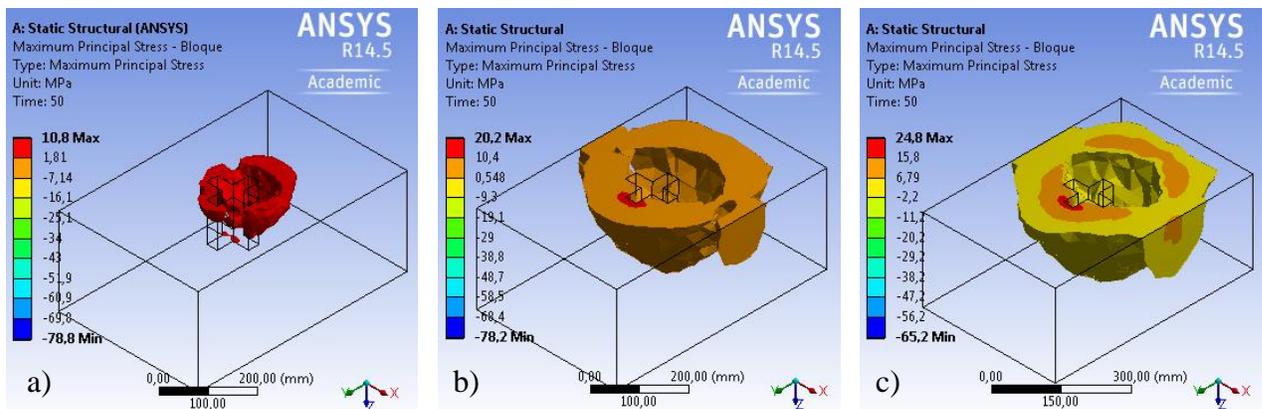


Figura 4.31: Tensión ppal. Máx. Tracción: a) $f_r = 3.6\text{MPa}$; b) $f_r = 3.2\text{MPa}$; c) $f_r = 3.2\text{MPa}$

De la Figura 4.31, se observa que son acotados los sectores del bloque, cuyas tracciones superan la tensión de rotura a tracción especificada para cada caso. En estos sectores debería existir fisuración, pero ésta no comprometería la integridad estructural del bloque, por el nivel tensional existente, su localización y porque el bloque, al ser de hormigón armado, en la realidad cuenta con barras de acero de refuerzo, las que se encargan de suplir la baja resistencia a tracción del hormigón.

En la siguiente figura se presentan las tensiones principales mínimas en el bloque de hormigón:

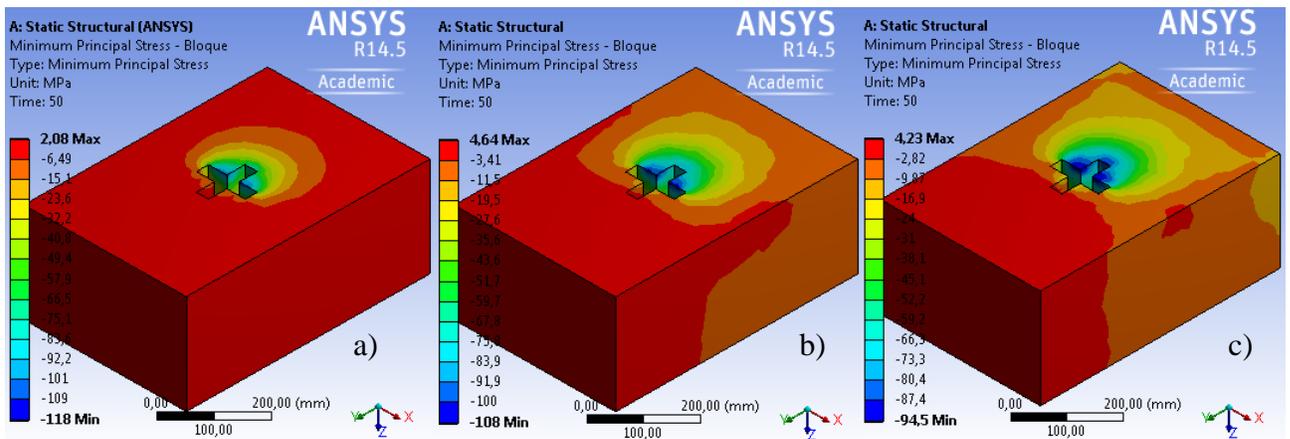


Figura 4.32: Tensión ppal. Mín. Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En la figura se observa, al igual que en el caso anterior, que el mayor nivel tensiones se concentra en la casilla y sus alrededores. Las mayores tensiones principales de compresión se aprecian para este caso, en donde para los tres modelos se nota una concentración de tensiones en la parte superior de la casilla, lo que sugiere aplastamiento en esa zona ya que la resistencia a compresión del hormigón (Tabla 3.1) es superada ampliamente. Por otro lado, las tensiones de tracción máximas presentes, son cercanas a los valores de tensión de rotura a tracción del hormigón (Tabla 3.1), lo que también indica fisuración.

Lo anterior se complementa gráficamente, mostrando en que porción del bloque, las tensiones principales mínimas de compresión superan en módulo el valor de la resistencia a compresión del hormigón (f'_c), para cada caso:

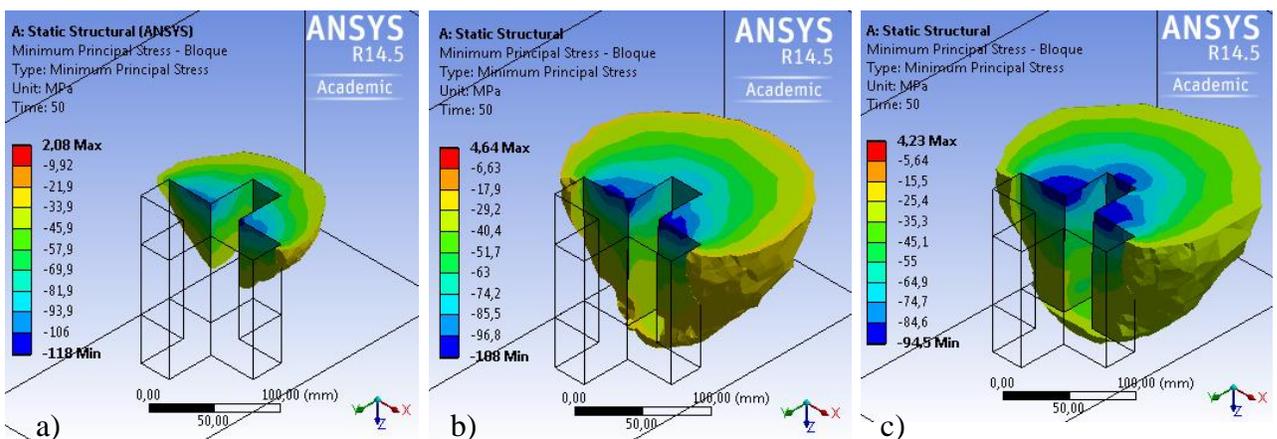


Figura 4.33: Tensión ppal. Mín. Compresión: a) $f_c=34\text{MPa}$; b) $f_c=26\text{MPa}$; c) $f_c=26\text{MPa}$

En la Figura 4.33 se observan las porciones del bloque, cuyas tensiones principales de compresión superan su resistencia. Las zonas en azul son las más solicitadas y se encuentran en el borde superior de la casilla, lo que sugiere aplastamiento en esa zona. Esto es consistente con lo observado en los ensayos experimentales (Figura 2.26), en donde se observan zonas de rotura del hormigón en los sectores aledaños a la casilla.

De los resultados anteriores se puede afirmar que la falla global en el hormigón no es probable. En primer lugar, las zonas cuyas tensiones principales están por sobre la rotura a tracción o la resistencia a compresión del hormigón, son zonas localizadas, por lo que la integridad del bloque no se vería comprometida. En segundo lugar, al no incluir las barras de refuerzo en el bloque se está anulando su aporte a la tracción y al confinamiento, el cual, dadas las dimensiones del elemento, puede llegar a ser importante, aumentando la resistencia del bloque de hormigón tanto en tracción como en compresión. Por último, se debe notar que los parámetros de resistencia del hormigón son unidimensionales, por lo que no es del todo correcto compararlos con las tensiones principales calculadas en un estado 3D de tensiones, pudiendo éstas últimas superar a las primeras sin que eso necesariamente implique daño en el elemento de concreto.

4.1.2.1.3 Tensiones normales en Y

Las tensiones normales en Y se inspeccionan para la casilla y para el apoyo fijo, en la cara inferior del bloque. A continuación se presentan las tensiones para la casilla del bloque de hormigón, en cada uno de los modelos:

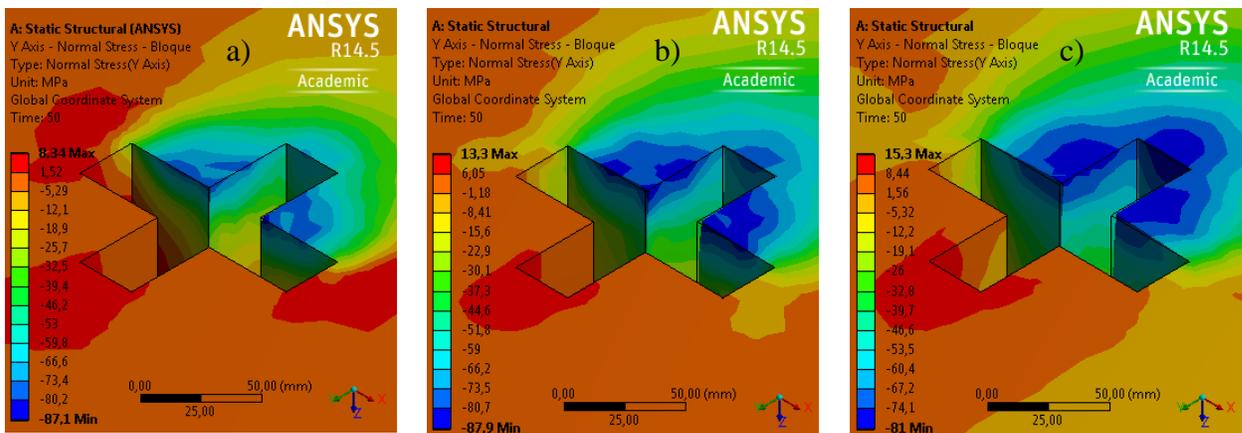


Figura 4.34: Tensión normal en Y, Casilla: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

Al igual que en las observaciones previas, de las figuras se notan importantes niveles de compresión, de magnitud similar en cada caso, en la parte superior de la casilla del bloque de hormigón, lo que sugiere aplastamiento localizado en esta zona.

La fuerza F de las curvas carga vs desplazamiento utilizadas previamente, se obtiene en los modelos como la reacción vertical del apoyo fijo definido en la cara inferior del bloque. Esta fuerza representa la resistencia del sistema en su conjunto, y por cómo es definida, debe ser soportada íntegramente por el bloque de hormigón. Para evaluar si existe aplastamiento en la base, se inspeccionan las tensiones normales en el empotramiento. Los resultados obtenidos se presentan a continuación, para el desplazamiento último aplicado en cada uno de los modelos:

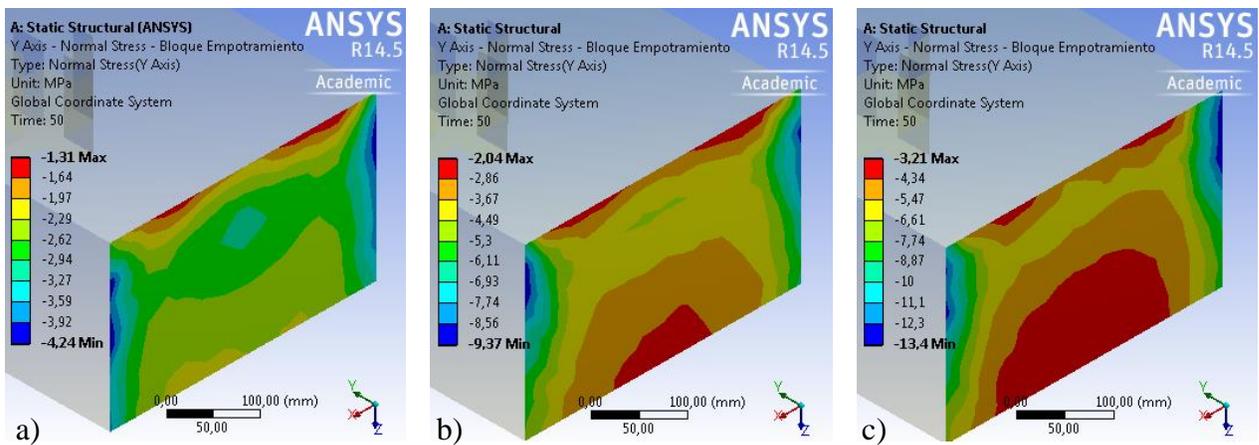


Figura 4.35: Tensión normal en Y, Apoyo fijo: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

De la figura se observa que el bloque de hormigón se encuentra comprimido en toda la superficie de la base, con tensiones bajo su resistencia a compresión, lo que permite descartar el aplastamiento en este sector.

Cabe mencionar que las tensiones recién expuestas (principales máximas, principales mínimas y normales en Y), corresponden a un estado tensional 3D, por lo que no es correcto compararlas directamente con los valores de resistencia a compresión y a tracción, que son parámetros unidimensionales del hormigón. Sin embargo, esto sirve para establecer límites y tener una idea del nivel tensional presente en el bloque.

4.1.2.1.4 Tensión y deformación equivalente de Von Mises

La tensión equivalente de Von Mises se muestra en la Figura 4.36, para cada uno de los modelos, en el desplazamiento último aplicado:

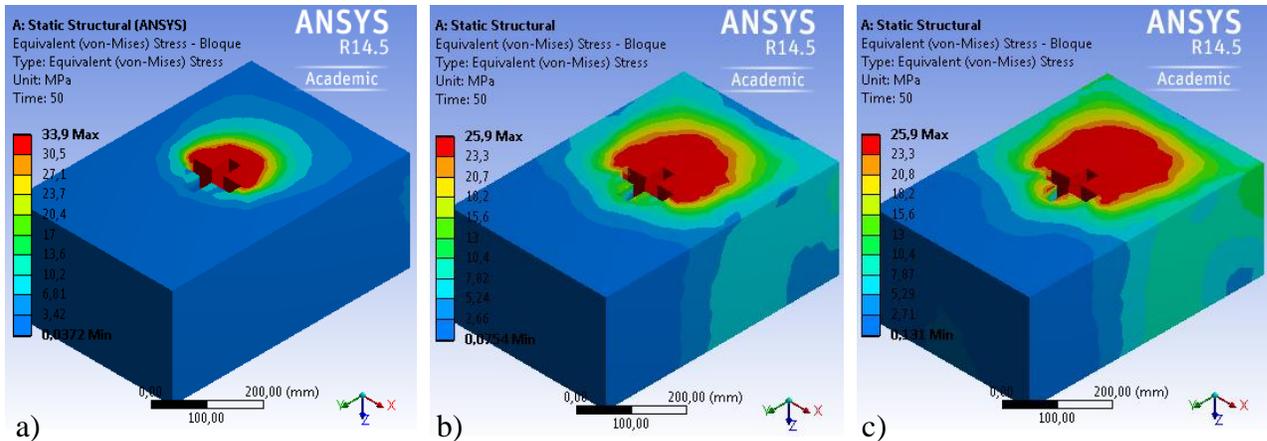


Figura 4.36: Tensión de Von Mises, Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

De la figura se observa que la máxima tensión ocurre en la casilla del bloque y en su vecindad, alcanzando la tensión máxima considerada para el hormigón en cada caso.

La ley constitutiva del hormigón es definida mediante una curva bilineal, que consta de un tramo lineal hasta alcanzar la resistencia a compresión respectiva (f'_c) y luego una meseta sin pendiente, es decir, el comportamiento del hormigón se considera elasto-plástico perfecto. Si bien esto no es correcto para un material frágil como el hormigón, se impone porque de esta manera el hormigón no falla y se continúa deformando a tensión constante indefinidamente (por lo que la deformación unitaria última impuesta previamente, no influye en los resultados). Como se menciona previamente, una de las desventajas de utilizar las tensiones de Von Mises en modelos que tienen un material con este comportamiento, es que gráficamente no se puede hacer la diferencia entre los sectores que están recién llegando al límite elástico (resistencia en este caso), de aquellos que ya tienen algún nivel de plastificación. Sin embargo, de la distribución de tensiones observada en la Figura 4.36, es evidente que solo un sector muy acotado del bloque está llegando a su resistencia máxima para cada caso, por lo que se puede inferir que el bloque de hormigón no está fallando globalmente, según el criterio de Von Mises. Para complementar esta observación, se presentan las deformaciones equivalentes del bloque en las siguientes figuras:

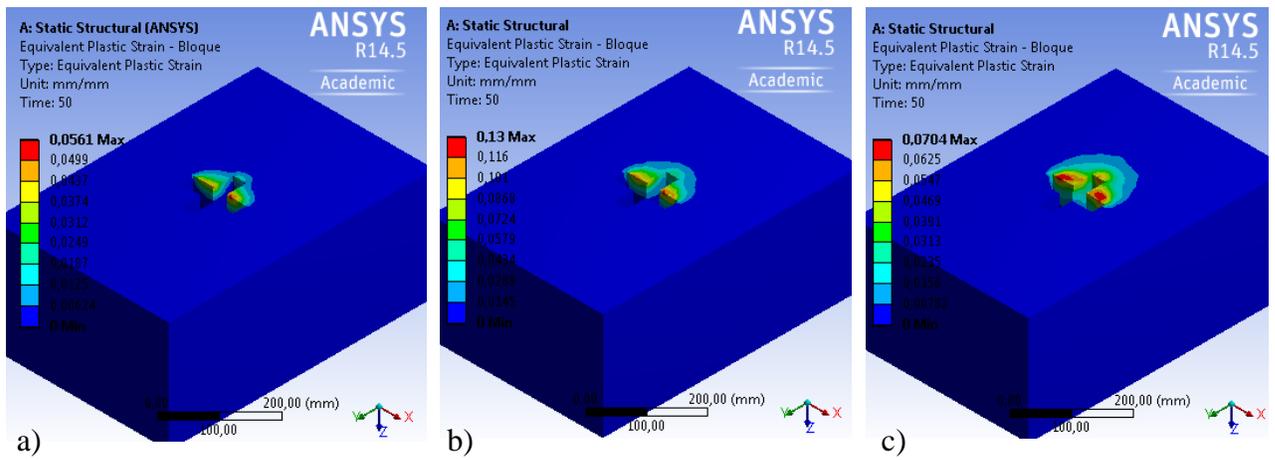


Figura 4.37: Def. Plástica equivalente, Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

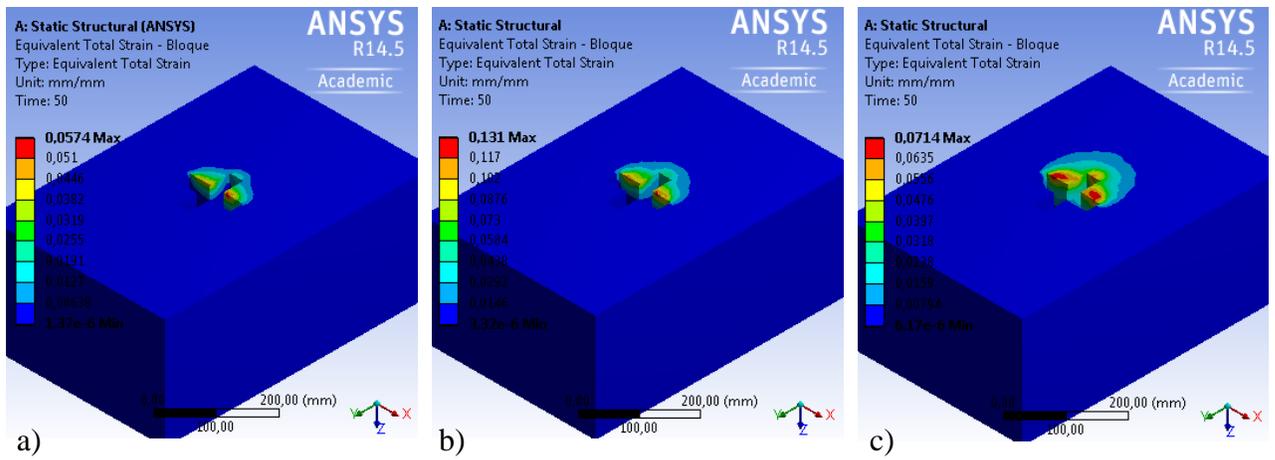


Figura 4.38: Def. Total equivalente, Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

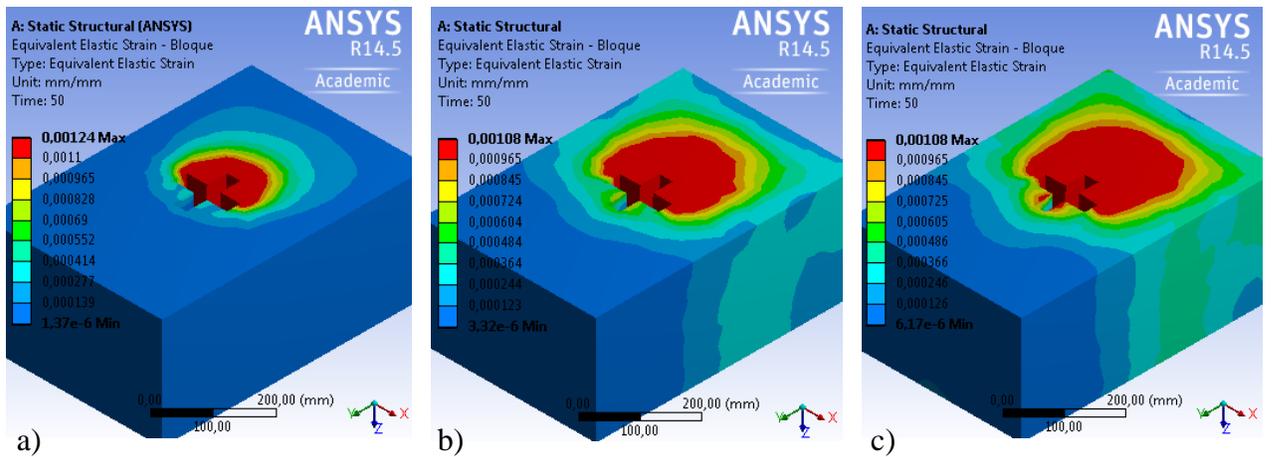


Figura 4.39: Def. Elástica equivalente, Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

Las figuras anteriores confirman la afirmación realizada previamente. Comparando los perfiles de deformación, se nota que la mayor parte de la deformación total corresponde a deformación plástica, lo que también queda en evidencia al observar el aporte de la deformación elástica al sistema. Estas deformaciones son consistentes con las obtenidas para la llave de corte, en donde la mayor parte de éstas se concentran en la sección transversal de la base.

Los resultados anteriores también coinciden con las observaciones de los ensayos experimentales, descritas en el punto 2.2.2. En la Figura 2.23 se observa una zona de rotura, en donde parte del hormigón del bloque queda adherido a la llave de corte, lo que indica la presencia de elevados esfuerzos de tracción en esta zona. Por otro lado, en la Figura 2.26 se observa un sector caracterizado por el aplastamiento en la parte superior de la casilla del bloque. Estas descripciones permiten relacionar el nivel tensional de los modelos, con el daño presente en los especímenes de hormigón ensayados.

Una vez realizada la caracterización tensional del bloque (tensiones principales y normales), en conjunto con las deformaciones y tensiones equivalentes de Von Mises, es posible afirmar que el bloque no fallaría globalmente, por lo que su integridad estructural estaría asegurada, ya que los fenómenos de aplastamiento y fisuración, de presentarse, serían localmente en las vecindades de la casilla. Esto es consistente con la evidencia experimental, en donde de las curvas carga vs desplazamiento, no se observa pérdida ni de rigidez, ni de resistencia o regularidad, que sugiera algún tipo de reacomodo del sistema resistente, indicando daño y/o falla en el bloque para el nivel de desplazamiento aplicado.

Cabe mencionar que al no considerar las barras de acero de refuerzo, ni el efecto del confinamiento en el bloque de hormigón, el análisis realizado es conservador, ya que subestima la resistencia del hormigón armado (tracción y compresión). Además, de lo obtenido, el supuesto de comportamiento elasto-plástico, resulta razonable para el bloque, ya que la mayor parte de éste se mantiene en el rango lineal elástico, dado su nivel de rigidez en relación a la llave de corte, no influyendo de forma significativa en el estado último del sistema, para el nivel de desplazamiento aplicado. Por último, la deformación unitaria última impuesta en su ley constitutiva ($\varepsilon_u = 0.0038$), no tiene ninguna incidencia en los resultados.

4.1.2.2 Grout

El *grout* representa en el sistema estructural definido en los modelos, al mortero de nivelación que se utiliza en el montaje de las columnas en sus respectivas bases. Este material dada su función, en su estado fresco debe ser un material fluido y de consistencia plástica, para facilitar su colocación. Una vez endurecido, debe de transmitir de manera uniforme los esfuerzos a la fundación, por lo que su resistencia mecánica debe estar asegurada. En esto último se enfocan las observaciones del comportamiento de este material en el presente trabajo.

El *grout* se caracteriza en los modelos mediante su resistencia a compresión, y asumiendo una ley constitutiva elasto-plástica perfecta. Su comportamiento se analiza inspeccionando las deformaciones absolutas, sus tensiones principales y las tensiones y deformaciones equivalentes de Von Mises, presentes en el elemento.

En la geometría del sistema, el *grout* ocupa el espacio que existe entre la placa base y el bloque de hormigón, y además se ubica en la cavidad entre la llave de corte y el bloque de hormigón, por lo que ambos sectores deben ser inspeccionados por separado. En lo que sigue éstos se mencionan como zona superior y zona inferior del *grout*, respectivamente.

4.1.2.2.1 Deformaciones

En la siguiente figura se expone el desplazamiento del *grout* en la dirección Y en cada uno de los modelos, para el desplazamiento total aplicado:

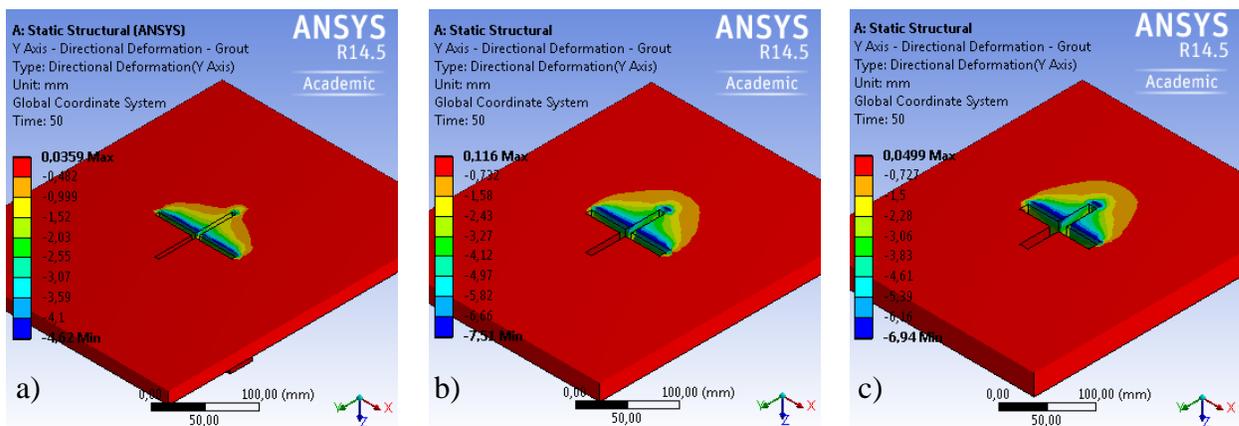


Figura 4.40: Desplazamiento del *grout* en Y: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

De la figura se observa que la deformación se concentra en el sector donde el *grout* colinda con la llave de corte, y que la mayor parte del cuerpo experimenta pequeños desplazamientos. Las deformaciones máximas son casi iguales que el desplazamiento máximo aplicado en cada caso (5mm, 7.5mm y 7mm respectivamente). En la Figura 4.41 a), haciendo un acercamiento en la zona donde va colocada la llave, se ilustra la importante deformación existente para la llave N°6, al compararla con la situación sin deformar (línea negra continua):

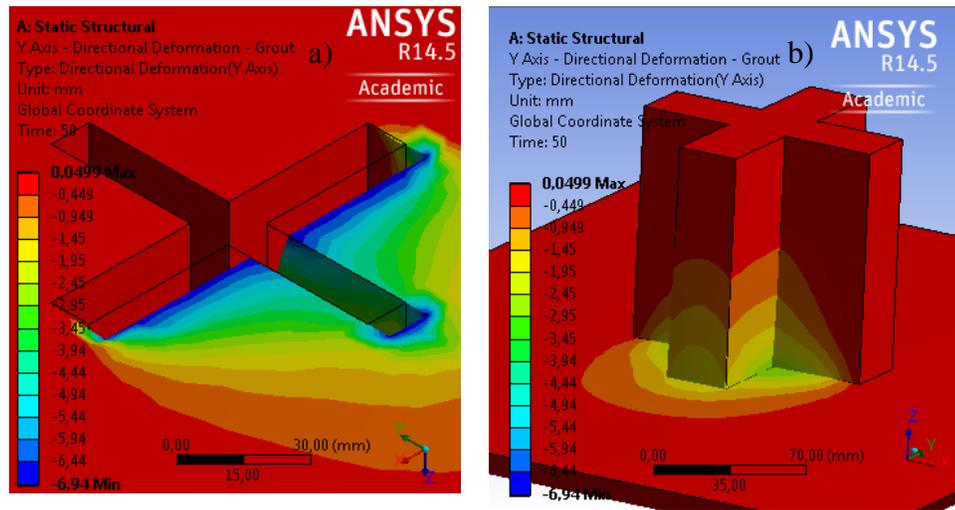


Figura 4.41: Desplazamiento del *grout* en Y, Llave N°6: a) Zona superior; b) Zona inferior

Por otra parte de la Figura 4.41 b), haciendo un acercamiento en la zona inferior del *grout* (con el eje Z invertido), se aprecia que si bien existen deformaciones en este sector, las más importantes se concentran en el espesor o altura del *grout*, que corresponde a la parte ubicada entre el bloque y la placa base, lo que confirma las observaciones realizadas previamente.

4.1.2.2.2 Tensiones principales

Las propiedades del *grout*, una vez calibrada su resistencia a compresión, quedan definidas por los valores que se muestran en la siguiente tabla:

Tabla 4.10: Propiedades del *grout* en modelo de elementos finitos

Llave de corte	ρ (kg/m^3)	ν	f_c (MPa)	E_c (MPa)	f_r (MPa)
N°1/N°4/N°6	2400	0,2	40	29725	3,9

Al igual que para el bloque de hormigón, se comparan las tensiones principales del *grout* con sus parámetros de resistencia definidos previamente. Su resistencia a compresión se compara con las tensiones principales mínimas (negativas) y su resistencia a tracción se compara con las tensiones principales máximas (positivas), como se muestra en las siguientes figuras:

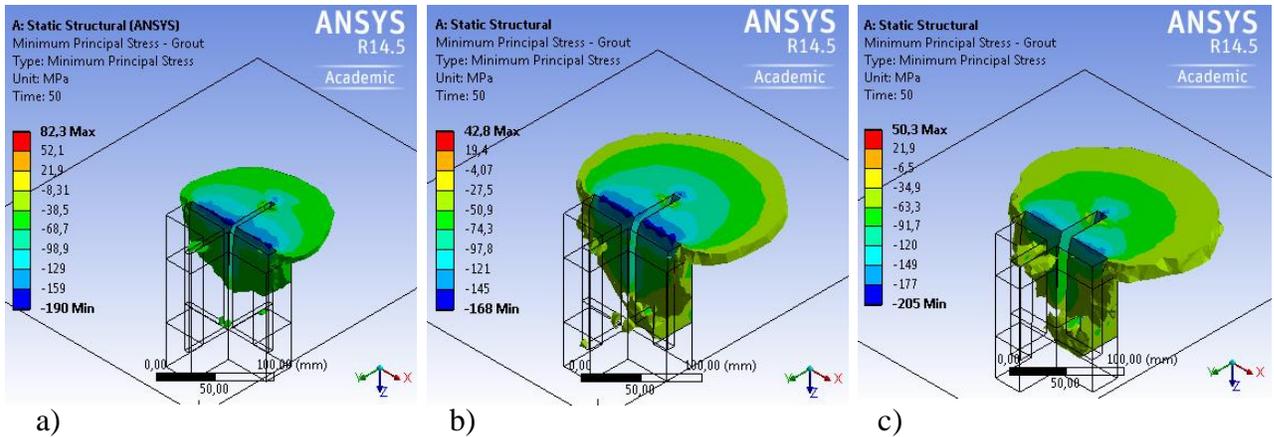


Figura 4.42: Tensión ppal. Mín. *Grout*, compresión: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

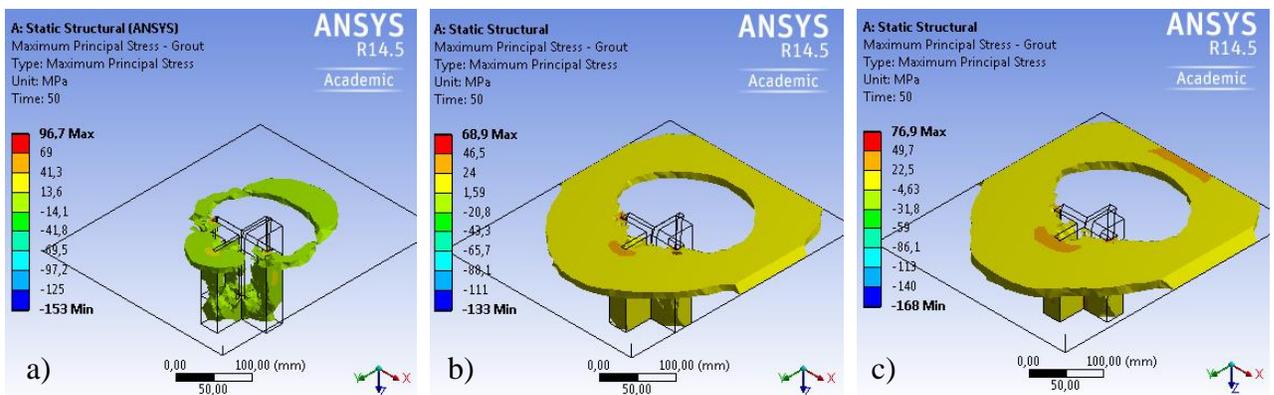


Figura 4.43: Tensión ppal. Máx. *Grout*, tracción: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En la Figura 4.42 se observan las porciones del *grout* cuyas tensiones de compresión superan su resistencia, de lo que se deduce que el nivel tensional presente provocaría aplastamiento en el sector de la casilla, así como importante daño en su espesor. Análogamente, en la Figura 4.43 se observan las porciones del *grout* cuyas tensiones de tracción superan su respectiva tensión de rotura, lo que sugiere fisuración en estas zonas, además de daño en su espesor y en la zona inferior de la casilla. Estas observaciones son consistentes con la evidencia experimental descrita en el punto 2.2.2, que indica daño en el *grout* para las llaves de corte N°4 y N°6, y con los daños reportados en bases de columnas para el 27-F, descritos en el punto 2.1.4.

De lo anterior, se constata que el nivel tensional presente en el *grout* provocaría daño en un montaje real en los sectores indicados, sin embargo, al estar confinado por arriba por la placa base y la columna, y por debajo por el bloque de hormigón, el daño no comprometería la integridad estructural del sistema, y éste podría seguir tomando carga como conjunto.

4.1.2.2.3 Tensión y deformación equivalente de Von Mises

Para el análisis de las tensiones y deformaciones equivalentes de Von Mises, se sigue la misma metodología que la utilizada para el bloque de hormigón, en el punto 4.1.2.1.4, excepto que dada la similitud en los resultados, solo se presentan los del modelo cuyo *grout* está más solicitado. Las tensiones y deformaciones de Von Mises, en el modelo de la llave N°6, se muestran en las siguientes figuras, para el desplazamiento último aplicado:

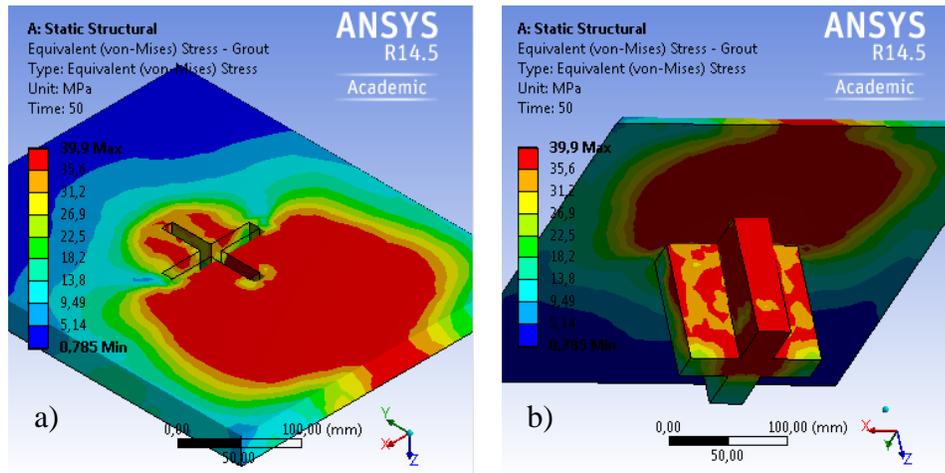


Figura 4.44: Tensión de Von Mises, *Grout*, Llave N°6: a) Zona superior; b) Zona inferior

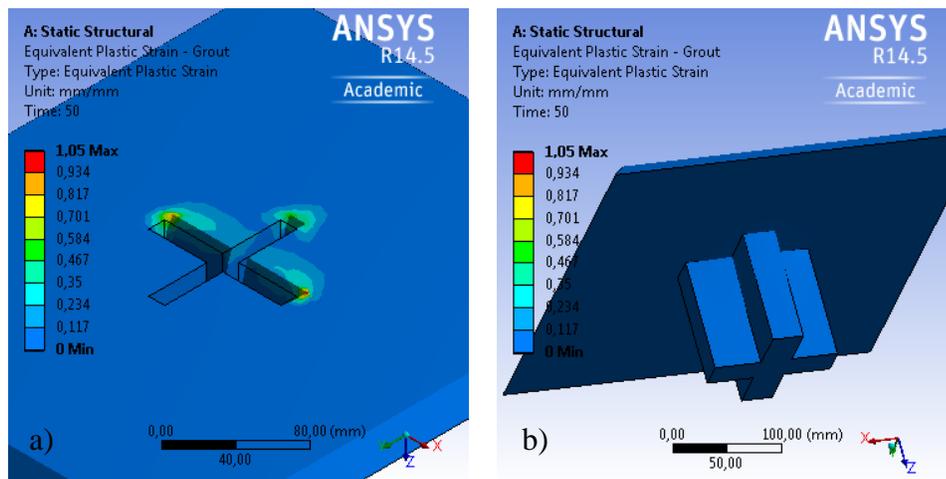


Figura 4.45: Def. Plástica equivalente, *Grout*, Llave N°6: a) Zona superior; b) Zona inferior

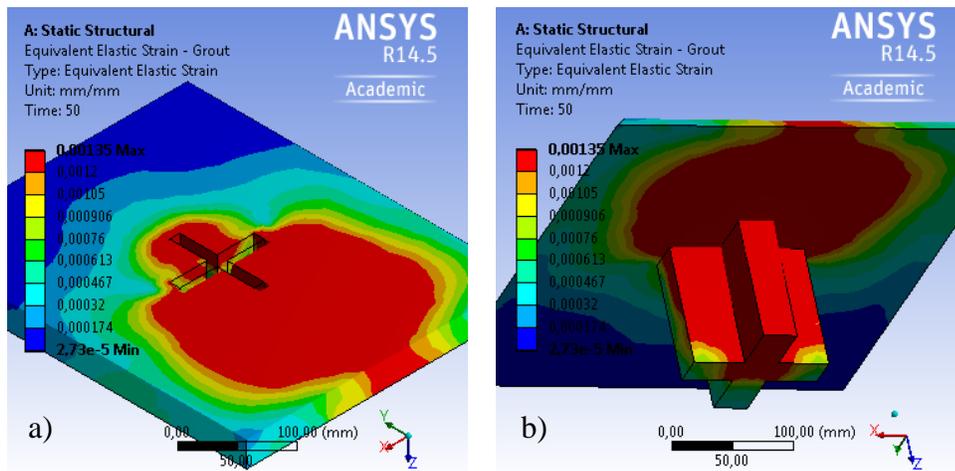


Figura 4.46: Def. Elástica equivalente, *Grout*, Llave N°6: a) Zona superior; b) Zona inferior

De la Figura 4.44 se observa que la tensión de Von Mises alcanza su máximo en un porcentaje importante del elemento, tanto en la zona superior como en la inferior, cuyo valor coincide con la resistencia especificada para este material. Por otro lado, de la Figura 4.45 a) se aprecia que la deformación plástica se concentra en la zona superior del *grout*, específicamente en la parte superior que colinda con la llave de corte, produciéndose concentraciones en las esquinas de la casilla. En la Figura 4.45 b) se aprecia que no existe incursión plástica en la zona inferior del *grout*.

Debido a como se define la ley constitutiva del material, el hecho de que una porción importante del cuerpo alcance la tensión definida como resistencia, a pesar de que no se observe plastificación en estas zonas, sugiere que el nivel tensional observado produciría daño en el elemento, sobretodo porque la máxima tensión equivalente, se produce en todo el espesor del *grout*. Estas observaciones son consistentes con las de los ensayos citados, descritas en el punto 2.2.2, que indican rotura del *grout* (Llave N°4) y desprendimiento de material en la zona inferior de la placa base (Llave N°6) y también con los daños observados en bases de columnas provocados por el terremoto del 27-F, en donde se reportó la rotura del *grout* en pedestales.

A pesar de que el nivel tensional no comprometería la integridad del sistema al provocar daño en el *grout*, por las observaciones realizadas previamente de las tensiones principales y por la evidencia experimental, los resultados numéricos sugieren refinar la modelación de este material, ya que el daño y su degradación no son reproducidos por los modelos desarrollados.

4.1.2.3 Tensión normal en la altura (H)

El último paso en el análisis del comportamiento del bloque de hormigón y del *grout*, corresponde a observar las tensiones en la altura de la casilla, lo que pretende confirmar o rechazar el supuesto de la llave actuando como viga en voladizo, que considera una presión uniforme actuando en la altura de la llave de corte.

Los resultados que se inspeccionan son las tensiones normales en las caras de las casillas del bloque y del *grout*, opuestas al desplazamiento de la llave en la dirección negativa del eje Y. A continuación se presentan las tensiones normales descritas, para el último paso de desplazamiento en cada uno de los modelos:

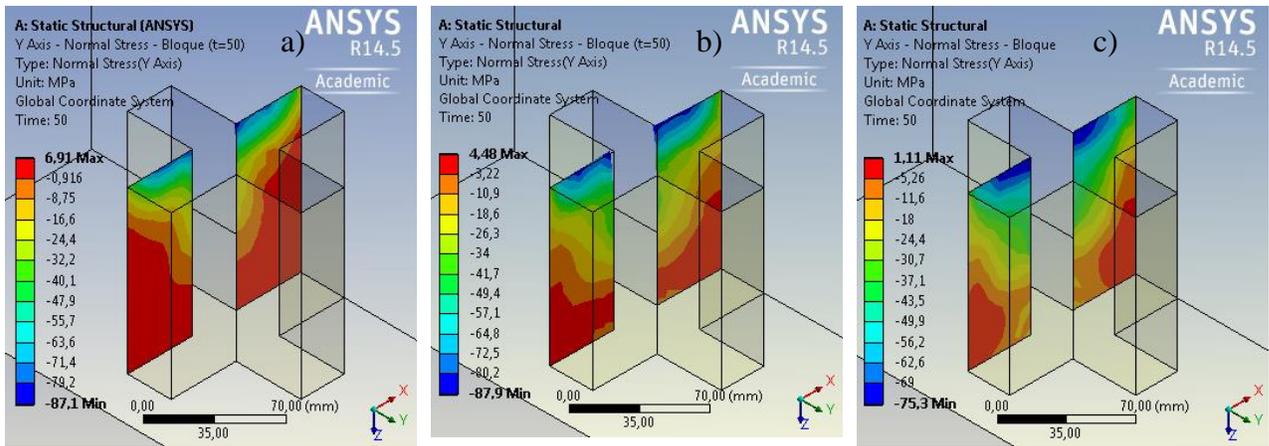


Figura 4.47: Tensión normal en Y, caras Bloque: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

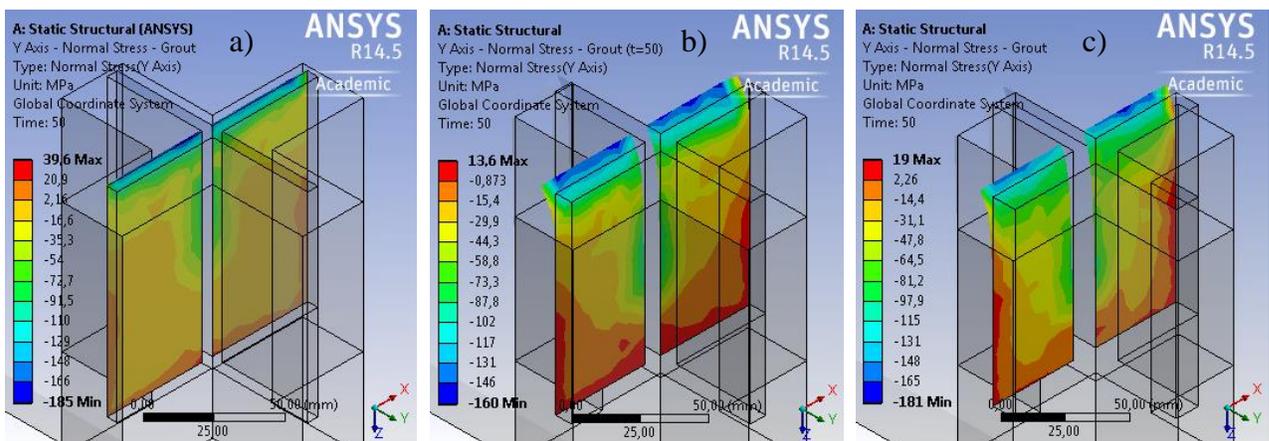


Figura 4.48: Tensión normal en Y, caras Grout: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

De los perfiles de tensiones, se observa que en ninguno de los dos casos la presión es uniforme en la altura de las caras analizadas. En la Figura 4.47 se aprecia que en las caras del bloque existen tensiones de tracción y de compresión, en la parte inferior y superior respectivamente, las que varían tanto en la altura (dirección Y), como hacia los lados (dirección X). Las mismas observaciones son aplicables para el perfil de tensiones normales en las caras del *grout* (Figura 4.48). La concentración de tensiones de compresión en la zona superior del bloque y del *grout* coincide con las observaciones previas.

Para verificar que lo anterior es válido no solo para el estado último, se presentan los resultados para puntos del tramo lineal de respuesta. Se muestran las tensiones solo para la llave de corte N°4, ya que el comportamiento es similar en los tres modelos:

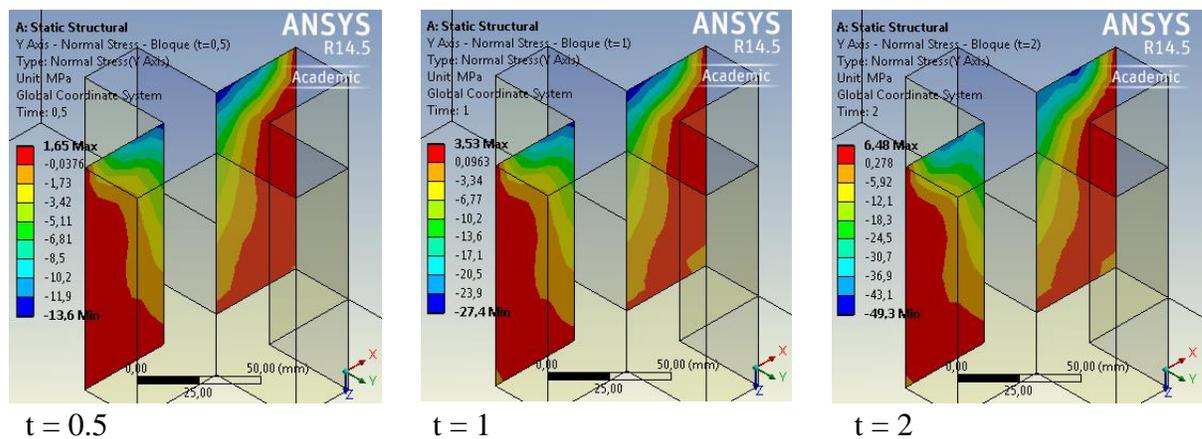


Figura 4.49: Tensión normal en Y, caras Bloque Llave N°4: Tramo lineal

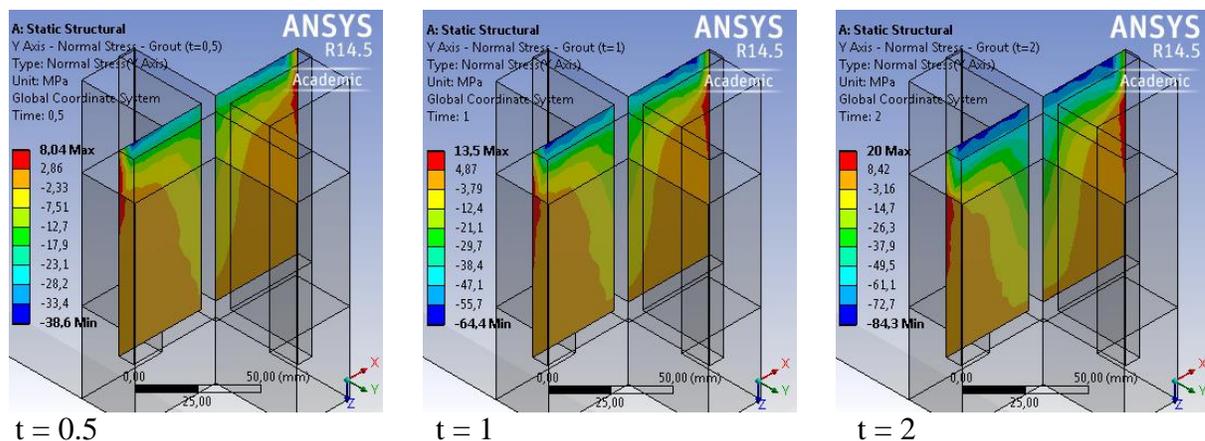


Figura 4.50: Tensión normal en Y, caras Grout Llave N°4: Tramo lineal

De las figuras anteriores se aprecia que, si bien cambian los valores en los perfiles de tensiones, la forma no varía significativamente respecto al estado último.

La hipótesis de la llave de corte actuando como viga en voladizo, sólo considera presión uniforme en su tramo embebido, sin embargo, se debe inspeccionar la tensión normal en toda la altura de la casilla del *grout*, ya que este elemento transfiere los esfuerzos de corte de la llave al bloque de hormigón. De los resultados, se observa que la tensión normal no es uniforme ni en las caras del bloque, ni en las caras del *grout*, de lo que se deduce que la presión ejercida sobre la llave no es uniforme en la altura. Complementando estas observaciones con las realizadas en puntos previos, se puede afirmar que la hipótesis de viga en voladizo no se cumple para la llave de corte.

Finalmente, al haber caracterizado el comportamiento del bloque de hormigón y del *grout* de nivelación, desde un punto de vista local, analizando las tensiones y deformaciones presentes, se puede afirmar que los resultados son consistentes con la evidencia experimental disponible y con los resultados obtenidos para las llaves de corte. Ambos elementos presentan concentración de deformaciones y tensiones en el sector superior de la casilla, lo que indica aplastamiento al comparar las tensiones principales de compresión presentes, con sus respectivas resistencias a compresión.

Según los criterios considerados, la falla asociada al hormigón del bloque no tendría lugar y a pesar que el nivel tensional del *grout* no comprometería la integridad estructural del sistema al presentar daño, los resultados sugieren revisar su modelación, ya que el daño no es reproducido por los modelos considerados. Por último, se puede descartar el supuesto de la llave de corte actuando como viga en voladizo, al observar la distribución de tensiones en la altura de las casillas de ambos elementos.

4.1.3 Influencia parámetros calibrados

La influencia de los parámetros calibrados en el comportamiento del sistema, se caracteriza globalmente mediante el análisis de la resistencia al corte del sistema en su conjunto, y de la resistencia individual al corte de la llave. Localmente se inspeccionan los resultados de tensiones y deformaciones, enfocándose en el comportamiento de la llave de corte.

Estos análisis se realizan para el modelo de la llave de corte N°1, ya que en éste se determina la configuración que produce un mejor ajuste entre los ensayos experimentales y la modelación numérica. Luego, adicionales al modelo original se tienen: cuatro modelos en donde se varía el coeficiente de fricción, un modelo en donde se modifica la ley constitutiva del acero y dos modelos en donde la resistencia a compresión del *grout* es cambiada. En la siguiente tabla se presenta un sumario de los modelos utilizados, además de los valores de los parámetros modificados:

Tabla 4.11: Sumario modelos y parámetros calibrados

Modelo	Parámetro	Valor	Unidad
c1	μ	0,10	-
c2		0,15	-
c3		0,20	-
c4		0,25	-
c5		0,30	-
a1	f_u	317	MPa
a2		476	MPa
g1	f'_c	40	MPa
g2		50	MPa
g3		30	MPa

Las comparaciones se realizan utilizando la curva carga vs desplazamiento del modelo calibrado. En lo que sigue, el desplazamiento en estas curvas se presenta normalizado con respecto al desplazamiento último y expresado en porcentaje.

Los resultados y análisis se muestran a continuación, en el orden que los parámetros fueron calibrados previamente en el Capítulo 3.

4.1.3.1 Coeficiente de fricción

En la siguiente figura se exponen las curvas carga vs desplazamiento obtenidas de los modelos y utilizadas en la calibración del coeficiente de fricción:

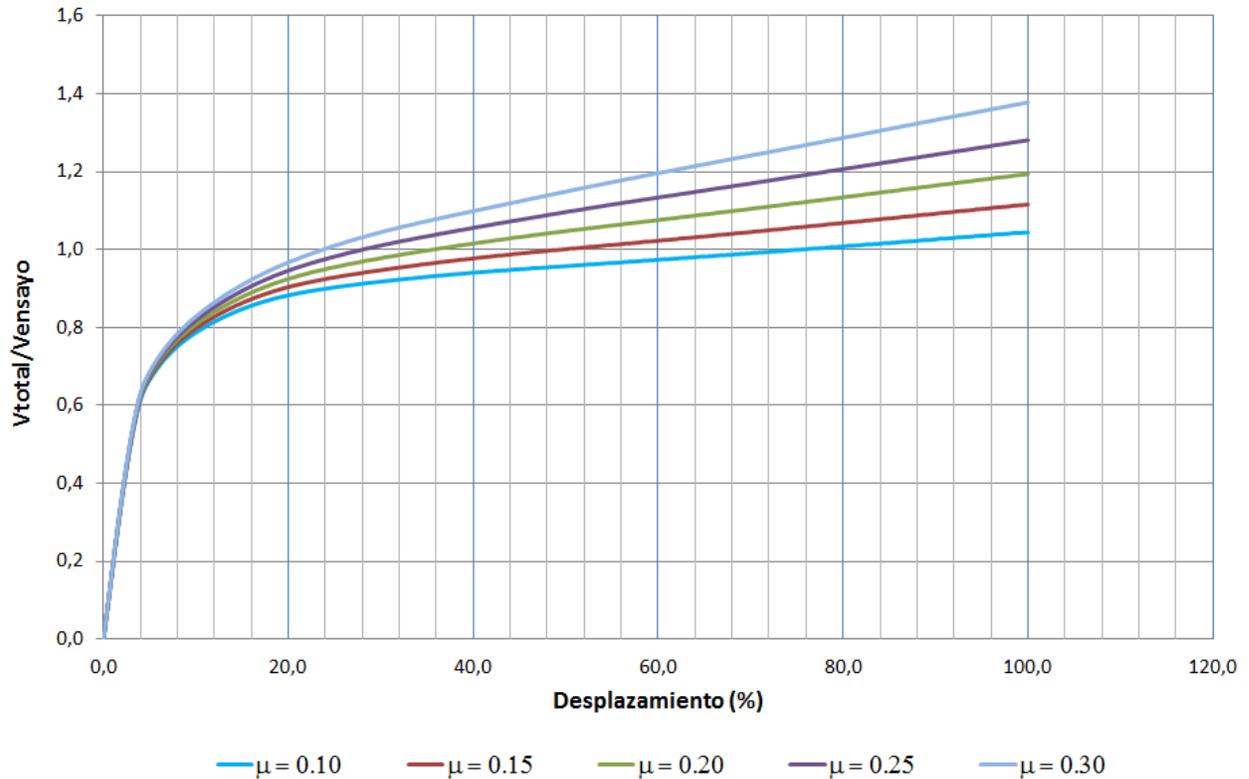


Figura 4.51: Curvas carga vs desplazamiento: calibración coeficiente de fricción

La diferencia entre estas curvas (Figura 4.51) y las que se muestran en el punto 3.2.1 del capítulo anterior (Figura 3.17), es que el corte total del sistema está normalizado por el valor máximo registrado en el ensayo de la llave N°1 (Tabla 4.5).

De la figura anterior es evidente el aumento de la fuerza total que descarga en el bloque de hormigón, a medida que se incrementa el coeficiente de fricción. Sin embargo, estas curvas representan el comportamiento del sistema en su conjunto, por lo que no dan cuenta de lo que ocurre con la llave de corte. Para esto se deben comparar los esfuerzos en la base de la llave para cada caso (normalizados por su resistencia nominal al corte) y su aporte porcentual a la resistencia del sistema en su conjunto. Lo anterior se ilustra en las siguientes figuras:

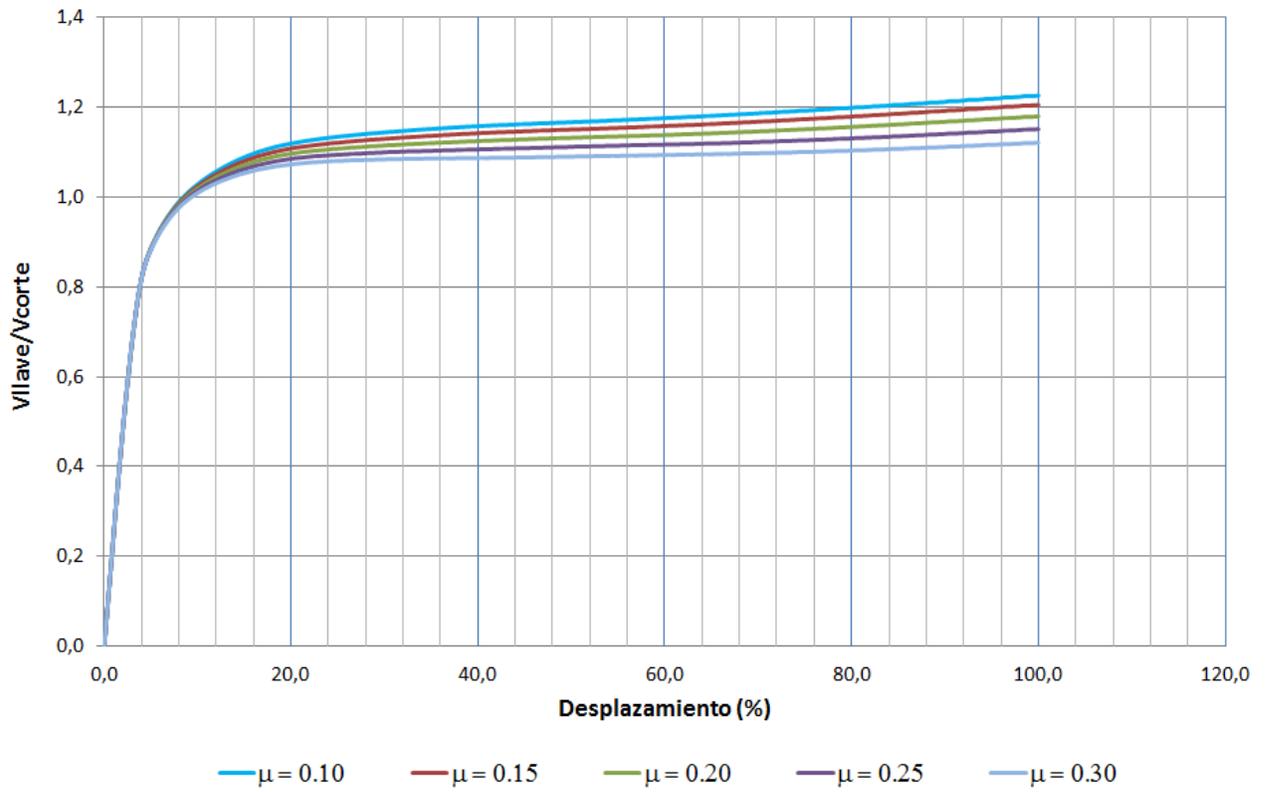


Figura 4.52: Corte en llave vs desplazamiento: coeficientes de fricción

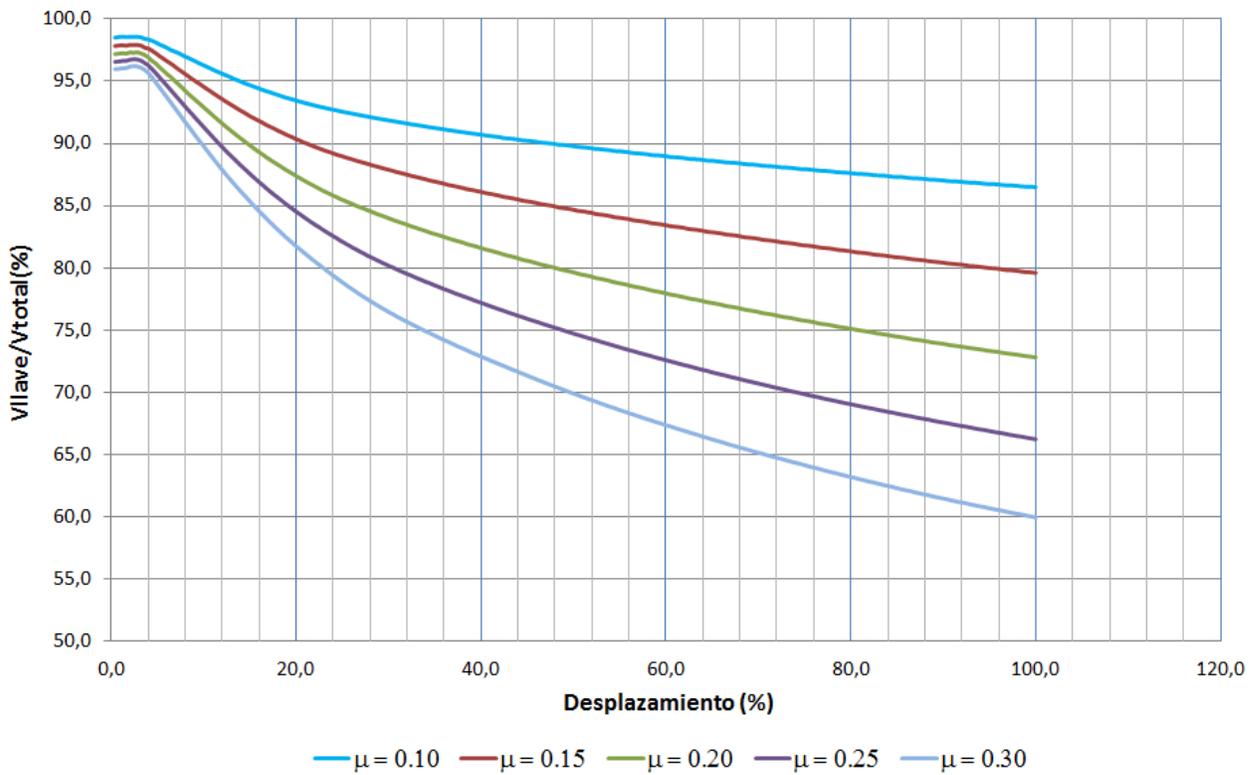


Figura 4.53: Aporte porcentual llave vs desplazamiento: coeficientes de fricción

En la Figura 4.52, el esfuerzo en la llave está normalizado por su resistencia nominal, asumiendo falla por fluencia al corte (punto 2.3.2.2). En este gráfico se observa que a medida que aumenta el coeficiente de fricción, la carga en la llave de corte disminuye levemente para el estado último. De esta gráfica no se observan mayores diferencias en el tramo lineal. Por otro lado, al comparar los esfuerzos en la llave con los esfuerzos totales en la Figura 4.53, se observa una notable disminución en el aporte de la llave a la resistencia del sistema cuando éste se deforma, a medida que el coeficiente de fricción aumenta. En el tramo lineal de respuesta la diferencia es casi marginal. En el tramo no lineal, si bien para todos los casos al aporte de la llave disminuye cuando aumenta la deformación, esta disminución se acentúa mientras mayor sea el coeficiente de fricción. En la siguiente tabla se muestra el aporte inicial de la llave al sistema, el aporte final, y la disminución porcentual para cada caso:

Tabla 4.12: Aporte porcentual en resistencia de la llave de corte: modelos calibración fricción

Modelo	% Inicial	% Final	Disminución %
c1	98,51	86,49	12,02
c2	97,83	79,60	18,23
c3	97,18	72,82	24,37
c4	96,56	66,23	30,33
c5	95,97	59,95	36,02

De los valores de la Tabla 4.12, se observa que existe una relación lineal entre la disminución del aporte de la llave al sistema y el aumento del coeficiente de fricción.

De esta forma, a nivel global se observa que un aumento en el coeficiente de fricción entre los elementos de acero y de concreto, provoca que el bloque sea más solicitado y que la llave, además de tomar menos carga, aporte menos a la resistencia total. Lo anterior no es deseable, ya que hace menos probable la ocurrencia del modo de falla en la llave de corte, que como se menciona anteriormente, tiene un comportamiento dúctil. Además, al considerar un mayor coeficiente de fricción, se podría estar sobreestimando la resistencia total del sistema.

En las siguientes figuras se ilustra el nivel tensional del bloque de hormigón y del *grout*, comparando la situación original con el caso más desfavorable, que corresponde a considerar un coeficiente de fricción mayor:

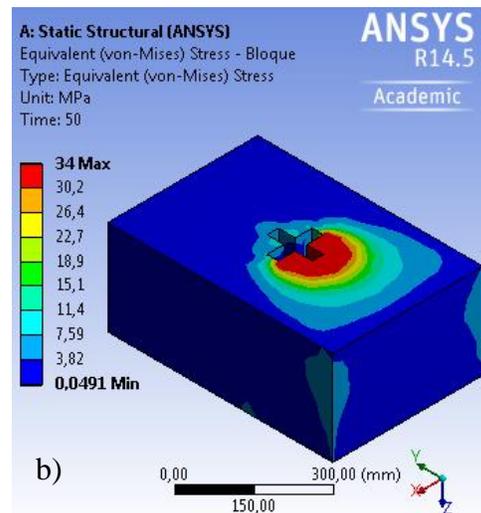
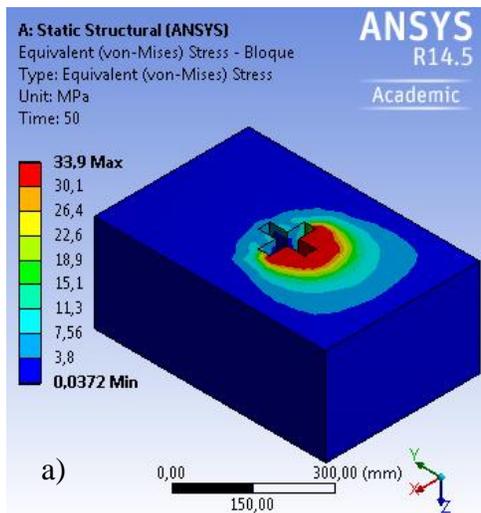


Figura 4.54: Tensión de Von Mises Bloque, Llave N°1: a) Modelo c1; b) Modelo c5

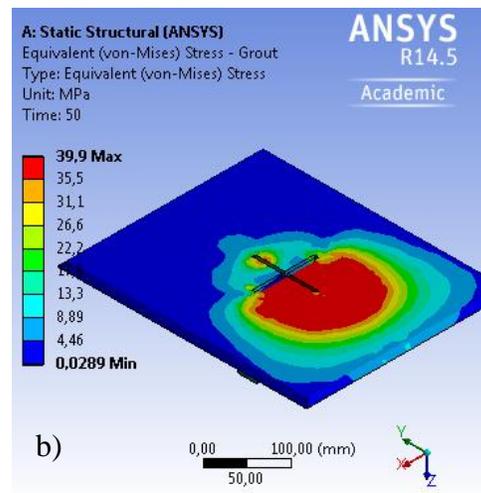
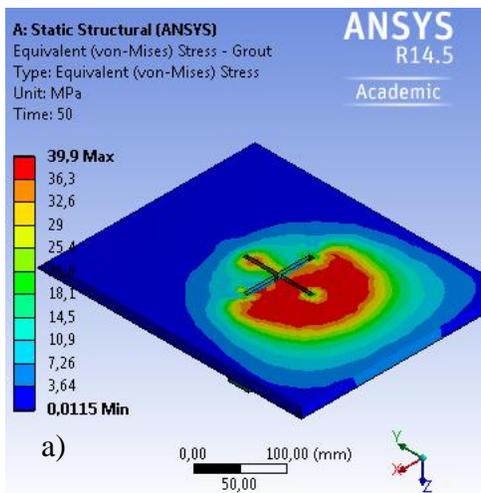


Figura 4.55: Tensión de Von Mises, zona sup. Grout, Llave N°1: a) Modelo c1; b) Modelo c5

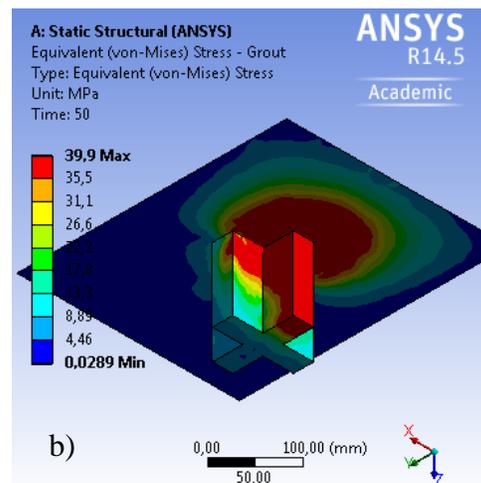
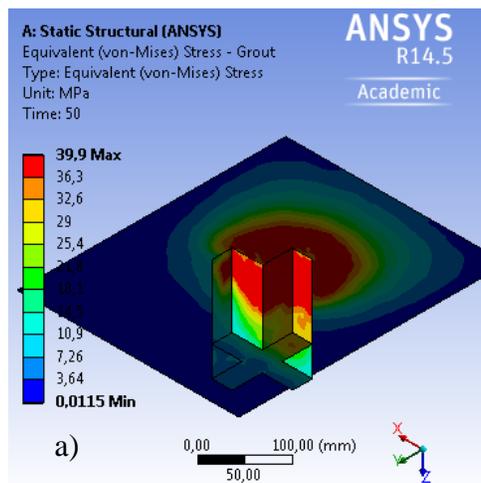


Figura 4.56: Tensión de Von Mises, zona inf. Grout, Llave N°1: a) Modelo c1; b) Modelo c5

De las figuras anteriores, es claro el aumento a nivel tensional tanto en el bloque de hormigón como en el *grout* al considerar más fricción, donde los sectores de máxima tensión de Von Mises, representan una porción mayor del elemento que en el caso base. Esto es más notorio al comparar el tramo vertical de la zona inferior del *grout* en los dos perfiles de la Figura 4.56.

Por otro lado, localmente no se observan diferencias significativas en las tensiones de la llave de corte, que caracterizan su comportamiento. En la siguiente figura se muestra la deformación, la tensión de corte en YZ y la tensión de Von Mises en la llave de corte, para el caso con mayor coeficiente de fricción:

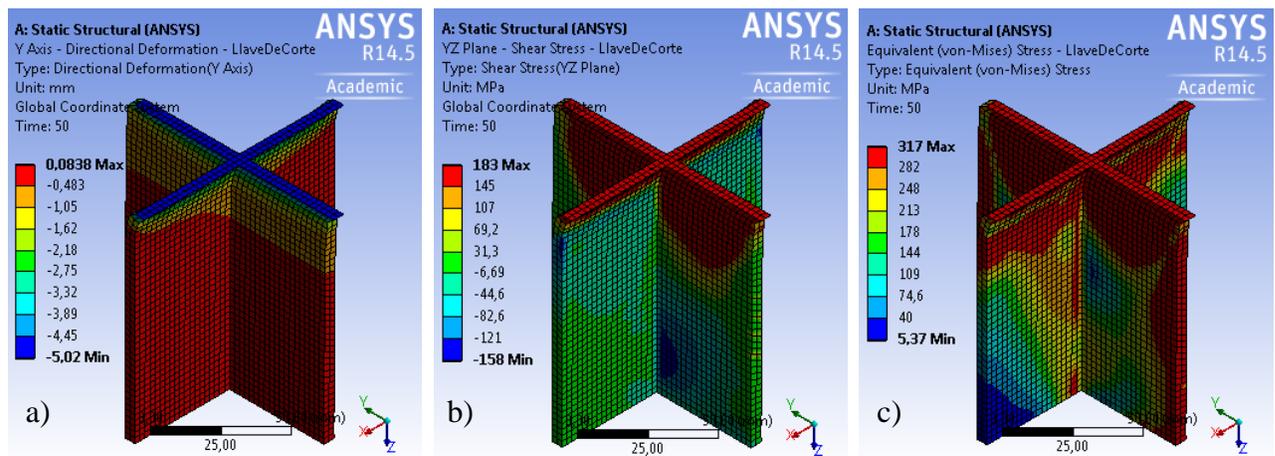


Figura 4.57: Modelo c5: a) Deformación en Y; b) Tensión de corte YZ; c) Tensión de V.M.

Al comparar la figura anterior con el caso base, tanto en desplazamiento (Figura 4.2 a), tensión de corte (Figura 4.10 a) y tensión de Von Mises (Figura 4.20 a), no se observan cambios importantes en la llave de corte.

El valor que genera un mejor ajuste entre las curvas carga vs desplazamiento de los modelos y las de los ensayos ($\mu = 0.1$), sugiere que al aporte de la fricción a la resistencia al corte es baja, en relación al aporte de la llave, lo que se confirma en los resultados expuestos.

De esta forma, la influencia del aumento en la fricción es un aumento en la resistencia total del sistema y una disminución porcentual del aporte de la llave a esta. Localmente aumentan las tensiones en el *grout* y en el bloque de hormigón, y el comportamiento de la llave de corte no varía de forma significativa.

4.1.3.2 Parámetros de los materiales

Los parámetros calibrados que corresponden a propiedades de los materiales utilizados en la modelación, son la pendiente de endurecimiento del acero de la llave y la resistencia a compresión del *grout*. La influencia de la variación de estos parámetros en la respuesta del sistema, se describe a continuación:

4.1.3.2.1 Pendiente de endurecimiento del acero

En la siguiente figura se exponen las curvas carga vs desplazamiento obtenidas de los modelos y utilizadas en la calibración de la pendiente post fluencia del acero:

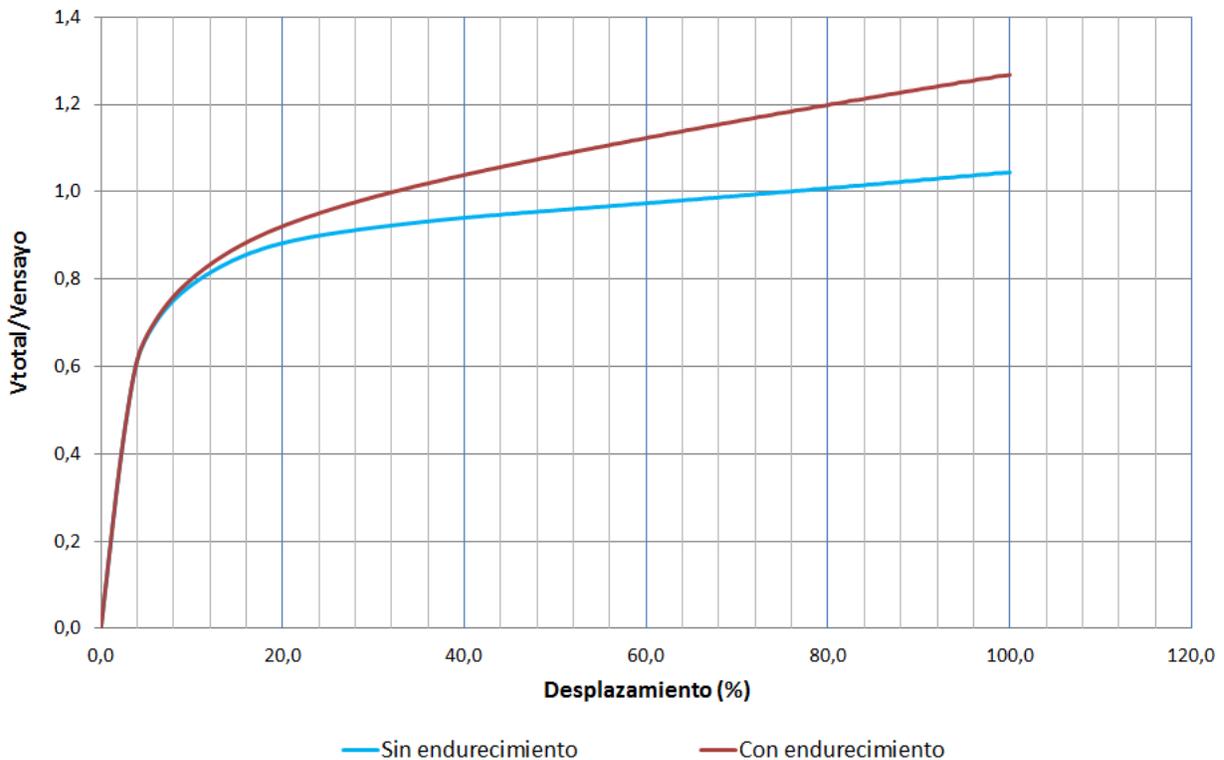


Figura 4.58: Curvas carga vs desplazamientos: calibración propiedades del acero

En la figura se observa que en el tramo lineal, las curvas coinciden para ambos casos. Las diferencias se acentúan a partir del 10% de deformación aproximadamente. De ahí en adelante, las curvas se separan, alcanzado su máxima diferencia para el estado último. Por otra parte, se aprecia un aumento en la resistencia del sistema, al considerar endurecimiento en el acero de la llave. A continuación, se presentan las curvas que describen el comportamiento de la llave y el aporte de ésta al sistema en su conjunto, al variar esta propiedad:

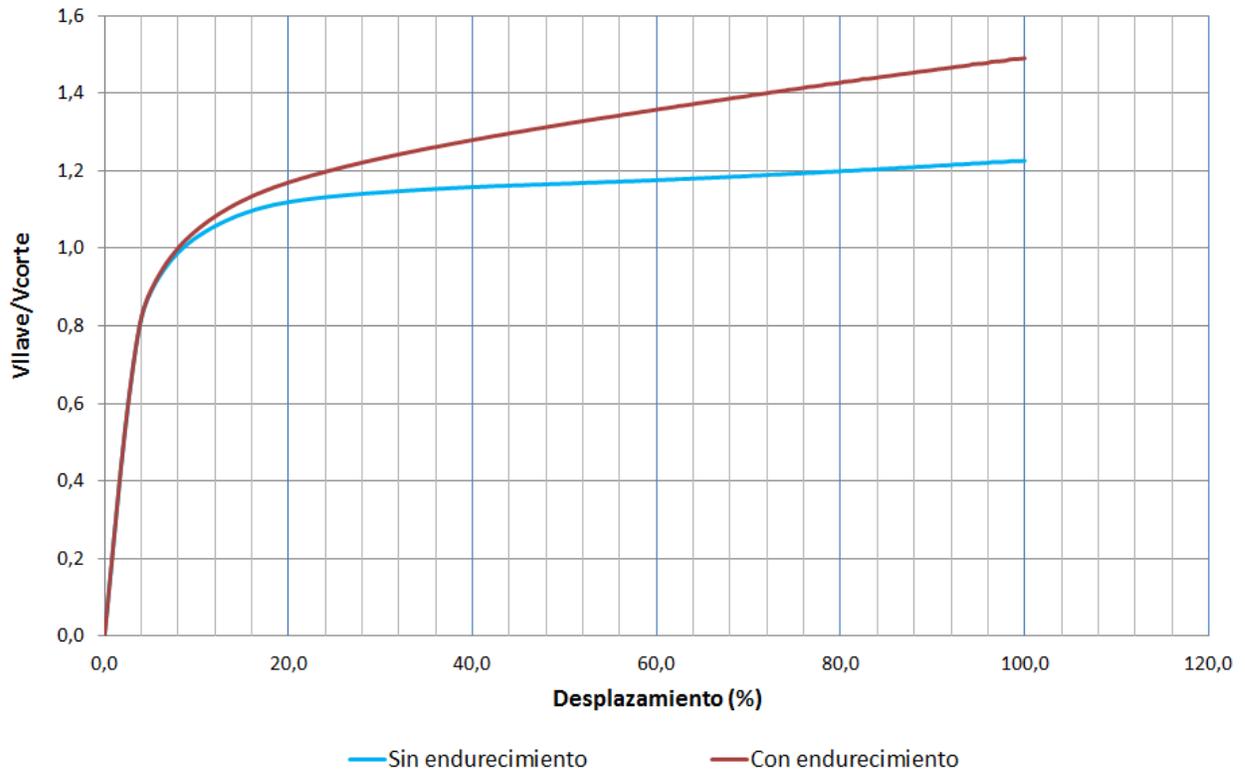


Figura 4.59: Corte en llave vs desplazamiento: calibración propiedades del acero

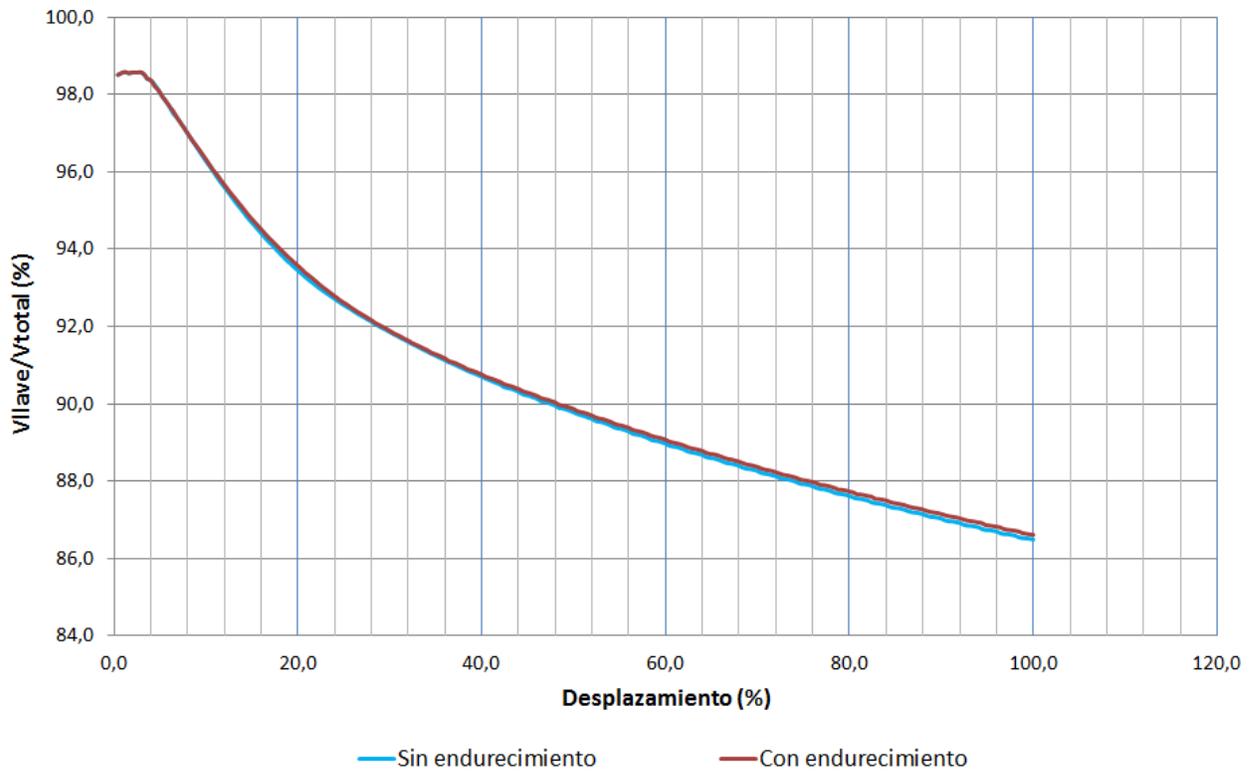


Figura 4.60: Aporte porcentual llave vs desplazamiento: calibración propiedades del acero

En la Figura 4.59, se observa que el efecto de considerar endurecimiento en el acero, es el mismo para la llave de corte que el observado en el sistema en su conjunto. En estas curvas el esfuerzo de corte se normaliza por la resistencia nominal al corte de la llave. Por otra parte, en la Figura 4.60 se aprecia que el aporte porcentual de la llave a la resistencia total, se mantiene prácticamente constante para ambos casos. En la siguiente tabla se presentan los valores de las razones mostradas en las ordenadas de los gráficos, para el desplazamiento último:

Tabla 4.13: Razón de valores últimos de resistencia: acero con y sin endurecimiento

Modelo	V_{llave}/V_{sist} (%)	V_{sist}/V_{exp}	V_{llave}/V_{corte}	Incremento (%)
a1	86,49	1,04	1,23	22,3
a2	86,62	1,27	1,49	26,4

Los valores de la Tabla 4.13, muestran un aumento del 0.13% en el aporte de la llave al sistema, lo que se considera despreciable. También se aprecia, que si bien el efecto del endurecimiento del acero, es el mismo en el sistema y en la llave, éste es mayor en la última, en donde la resistencia aumenta en un 26% versus el 22% que aumenta en el sistema.

Para analizar de mejor forma la influencia del endurecimiento del acero en la respuesta, también se obtiene la solución de los modelos de las llaves de corte N°4 y N°6. En éstos se observa que la respuesta global al corte se ve afectada de la misma forma que en el modelo base, al modificar la pendiente post fluencia, por lo que estos resultados no son presentados. Las tensiones por otra parte, experimentan variaciones considerables.

Una ventaja importante de considerar una ley constitutiva con endurecimiento para el acero de la llave, es que se puede inspeccionar el nivel de plastificación del elemento, comparando las tensiones de Von Mises con los valores de fluencia y tensión última. Esto se hace de manera gráfica, mostrando los sectores cuyas tensiones equivalentes están sobre la fluencia definida para el material ($f_y = 317MPa$). Además, se exponen las tensiones de corte en YZ, mostrando los sectores que están sobre el valor de la tensión de fluencia al corte ($\tau_y = 183MPa$).

A continuación se presentan los resultados descritos para cada caso:

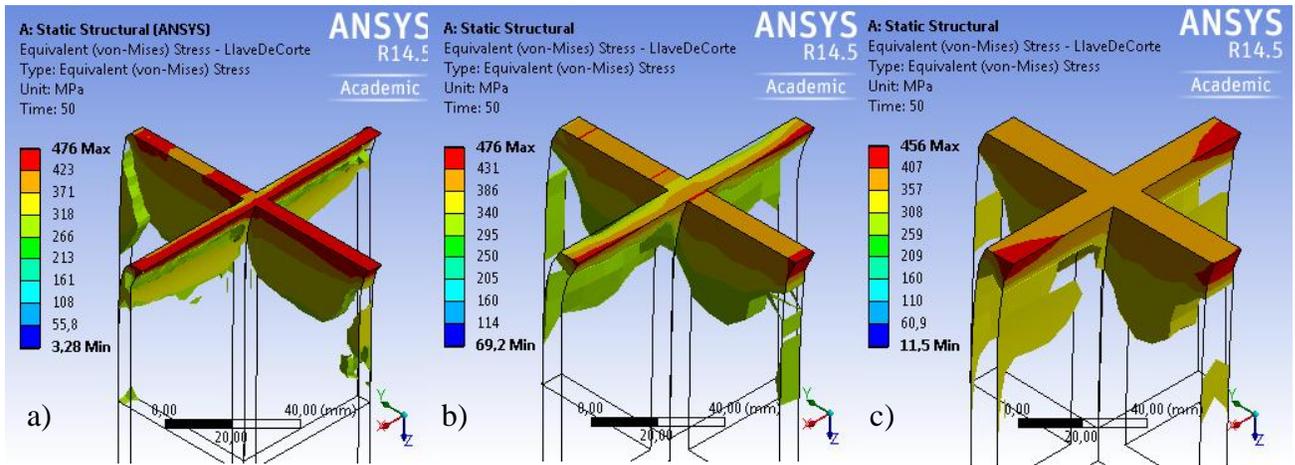


Figura 4.61: Tensión de Von Mises, Modelo a2: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

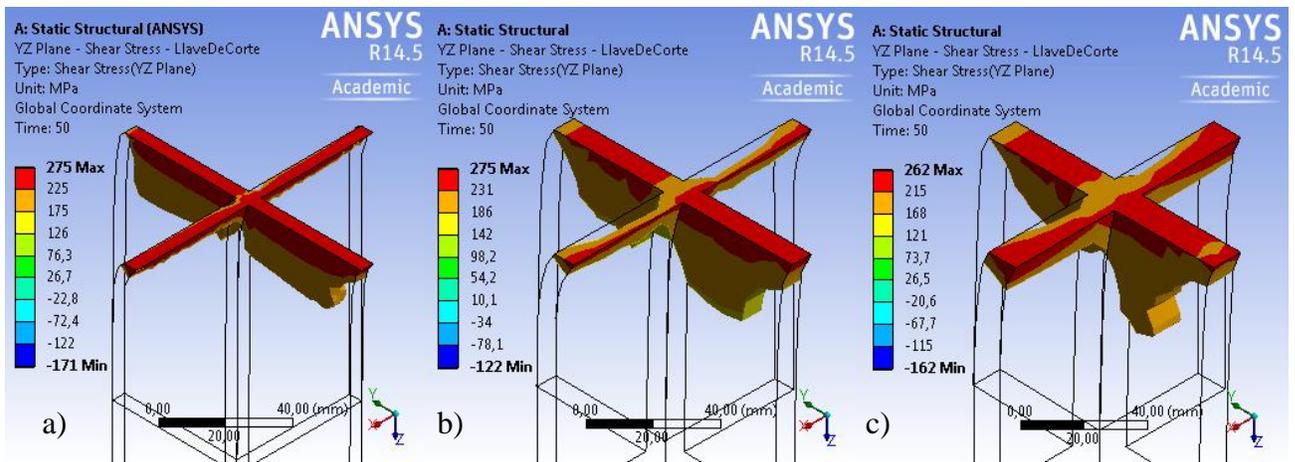


Figura 4.62: Tensión de corte en YZ, Modelo a2: a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En la Figura 4.61 se observa que alrededor de un tercio de la llave de corte, presenta tensiones por sobre la tensión de fluencia. Las tensiones se concentran en la zona superior de la llave, lo que coincide con los resultados de los modelos calibrados. Los máximos se producen en sectores puntuales, alcanzando la tensión última definida para el material, excepto para la llave N°6, cuya tensión equivalente máxima es menor. Por otro lado, en la Figura 4.62 se observa que la porción de la llave que supera el valor de la tensión de fluencia al corte, es menor que la porción que supera la tensión de fluencia a tracción del material, para el caso de las tensiones de Von Mises. Además, se aprecia la misma forma en el perfil de tensiones de corte que la observada para el caso sin endurecimiento en el acero.

La observación más relevante de las figuras y resultados anteriores, es que se confirma la ocurrencia del modo de falla por fluencia al corte, al contrastar el perfil de tensiones de corte en YZ con el perfil de tensiones de Von Mises, observando que su forma es similar, lo que sugiere que el mayor aporte al comportamiento de la llave, es de las tensiones de corte puro.

En la Figura 3.18 se muestran las leyes constitutivas comparadas previamente. La diferencia principal entre considerar una pendiente después de la fluencia, es que se impone una sobre-resistencia al material, hasta un valor último de tensión y deformación. Alcanzado este punto, el material se continúa deformando a tensión constante. Así, al imponer esta ley constitutiva en la llave, se aumenta su resistencia, pero se debe tener presente lo que representa ese valor último de tensión. En este caso, dicho valor se obtiene del ensayo a tracción realizado a una muestra de acero, como parte del trabajo experimental citado, y que se muestra en la Figura 2.8. El valor seleccionado en los modelos como tensión última, corresponde al máximo de esta curva (476MPa), ya que después de ese punto el material comienza a degradar, por lo que se puede considerar como el punto en donde el material alcanza su capacidad. En virtud de esto, si en algún sector de la llave, la tensión de Von Mises llega a este nivel de tensiones, el elemento está alcanzando su máxima capacidad.

Una manera de comparar estos resultados (casos sin y con endurecimiento del acero), es a través del nivel tensional que presentan, para un desplazamiento aplicado, lo que indica que en ambos casos la llave de corte estaría presentando un importante nivel de plastificación en la sección transversal de su base, acercándose a la falla del elemento. Lo anterior podría explicar parcialmente los problemas de convergencia que se generan al aplicar desplazamientos mayores en cada caso, acentuándose aún más las distorsiones en los elementos finitos.

De esta forma, este caso en particular, considerar una ley constitutiva con endurecimiento podría estar sobreestimando la resistencia del sistema y de la llave de corte, para el estado último. A pesar de esto, los resultados obtenidos confirman el comportamiento al corte de la llave e ilustran de mejor forma la plastificación del elemento para el nivel de desplazamiento aplicado.

4.1.3.2.2 Resistencia a compresión del grout

En la siguiente figura se exponen las curvas carga vs desplazamiento obtenidas de los modelos y utilizadas en la calibración de la resistencia a compresión del *grout*:

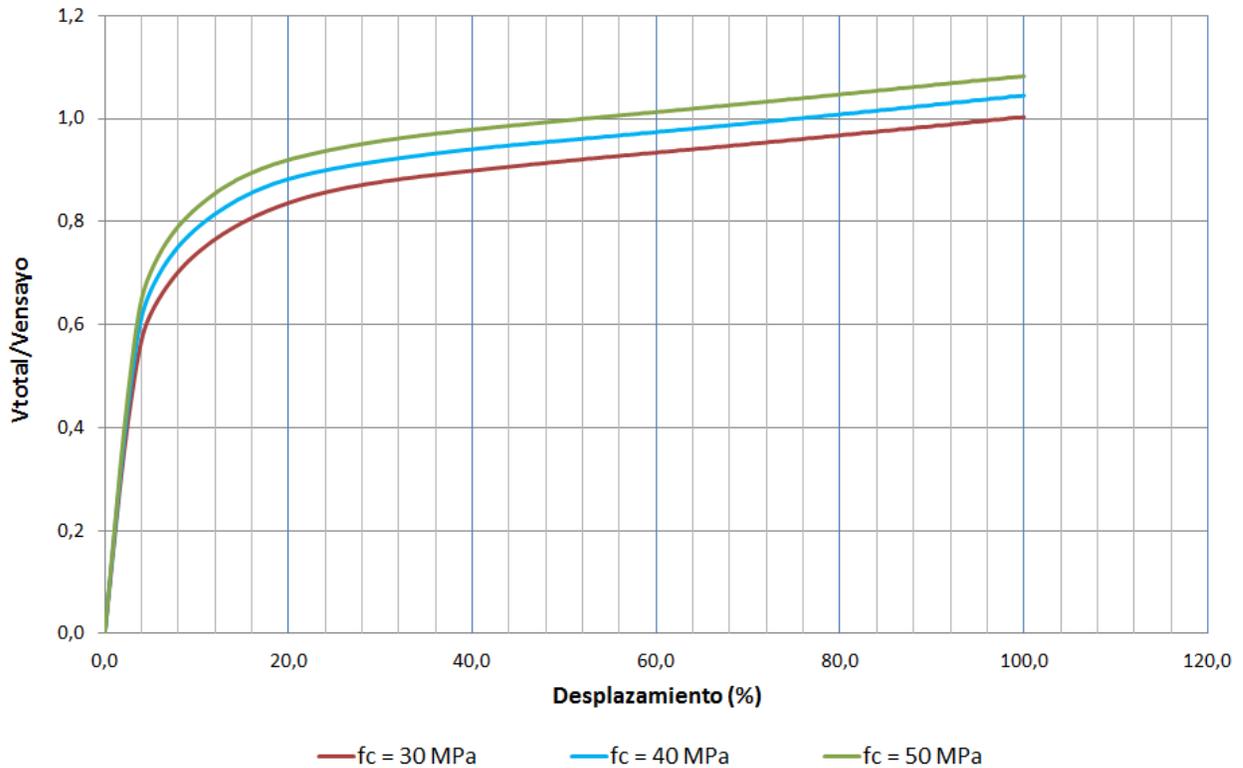


Figura 4.63: Curvas carga vs desplazamientos: calibración resistencia del *grout*

Las curvas del capítulo anterior (Figura 3.21), utilizadas en la calibración de este parámetro, difieren de las que se muestran en la Figura 4.63, en que éstas últimas muestran los esfuerzos normalizados por valor máximo del ensayo de la llave N°1 (Tabla 4.5).

En la gráfica se observa que esta variable modifica el límite lineal de respuesta, ya que las curvas se comienzan a separar alrededor de un 2.8% de desplazamiento, menor que el 4% de desplazamiento fijado como límite lineal para la curva del modelo calibrado. Así, el límite lineal disminuye a medida que la resistencia del *grout* es menor y viceversa. Por otra parte, en el tramo no lineal de respuesta se observa un leve aumento en la carga total, al aumentar la resistencia del *grout*. A continuación se presentan las curvas que describen el comportamiento de la llave y el respectivo aporte de ésta al sistema en su conjunto, al variar la resistencia del *grout*:

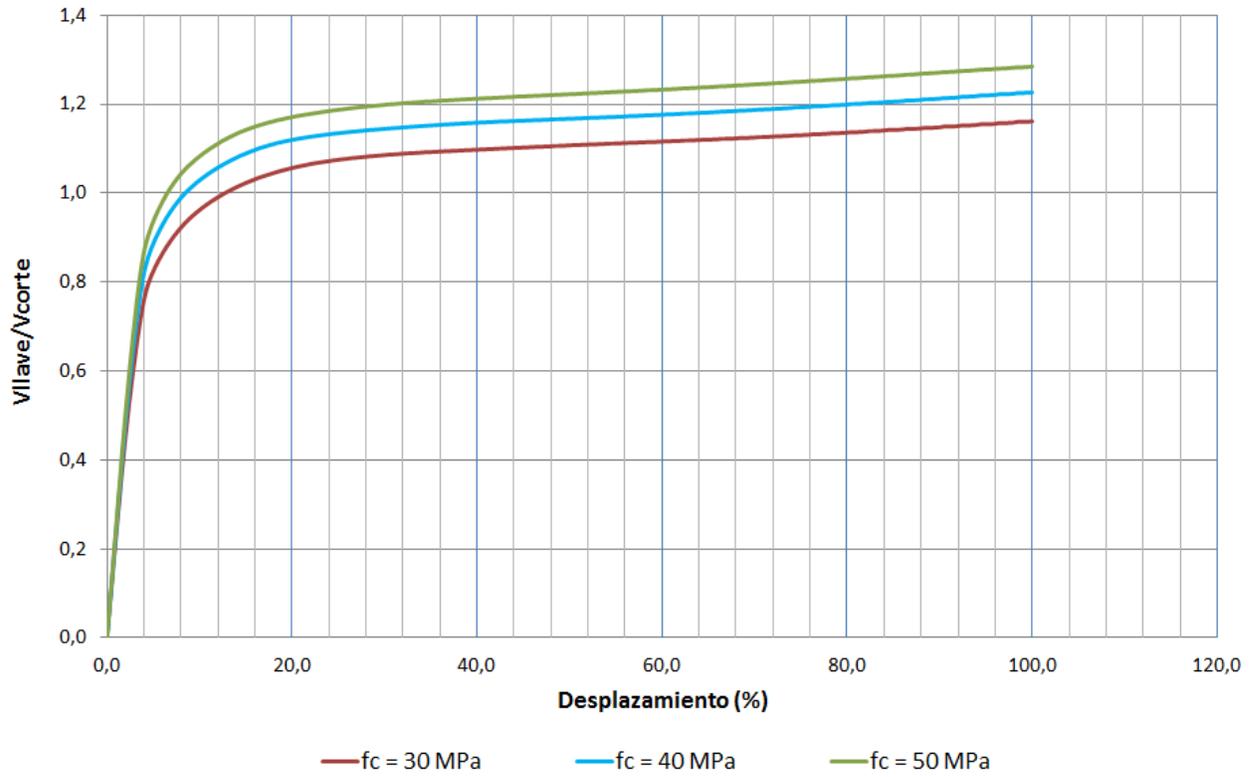


Figura 4.64: Corte en llave vs desplazamiento: calibración resistencia *Grout*

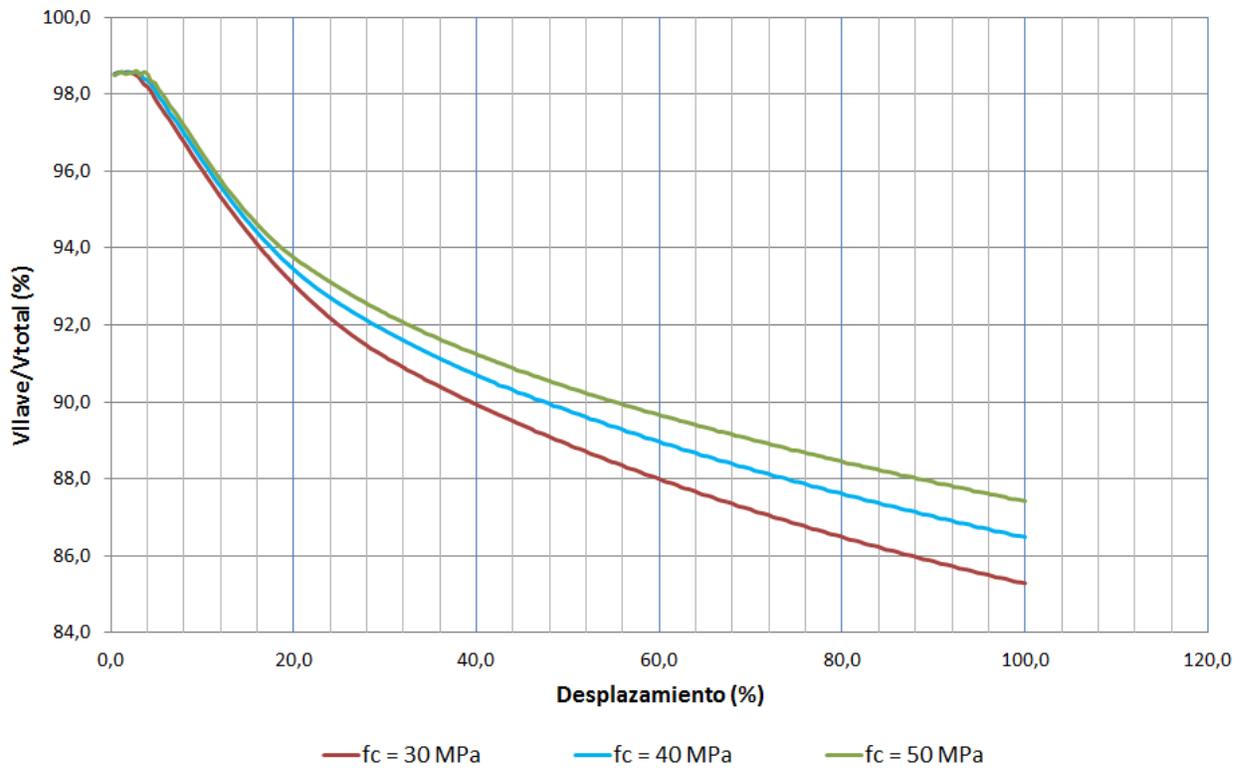


Figura 4.65: Aporte porcentual llave vs desplazamiento: calibración resistencia *Grout*

En la Figura 4.64, se observa que el efecto del aumento en la resistencia del *grout*, es el mismo para la llave de corte que el observado en el sistema en su conjunto. Por otra parte, de la Figura 4.65 se aprecia que el aporte porcentual de la llave a la resistencia total, aumenta levemente al considerar una resistencia mayor del *grout*. Estas gráficas se complementan con los valores numéricos presentados en la siguiente tabla, para el último paso de desplazamiento:

Tabla 4.14: Razón de valores últimos de resistencia: modelos calibración *grout*

Modelo	V_{llave}/V_{sist} (%)	V_{sist}/V_{exp}	V_{llave}/V_{corte}
g1	86,49	1,04	1,23
g2	87,43	1,08	1,28
g3	85,29	1,00	1,16

De la tabla anterior se observa que el aumento de resistencia en la llave es proporcionalmente mayor al aumento en el sistema en su conjunto. Sin embargo, ambas variaciones son pequeñas. Ocurre lo mismo con el aporte porcentual de la llave al conjunto.

Localmente en la llave de corte no se aprecian diferencias importantes para los modelos comparados. En el *grout* se inspeccionan las tensiones principales mínimas del elemento, mostrando los sectores que superan su resistencia a compresión, para cada caso:

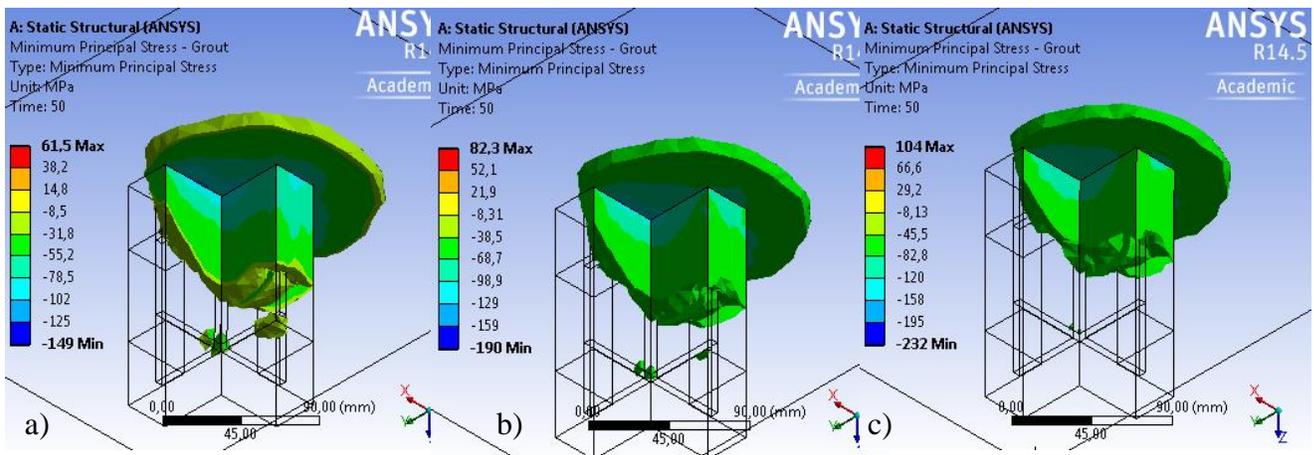


Figura 4.66: Tensión ppal. Mín. en *grout*: a) $f_c = 30$ MPa; b) $f_c = 40$ MPa; c) $f_c = 50$ MPa

De la figura anterior se observa que a medida que aumenta la resistencia del *grout*, la porción del elemento cuyas tensiones principales superan su resistencia a compresión, disminuye, por lo que el daño en el elemento estaría más localizado.

De las observaciones se determina que una resistencia mayor en el *grout* tiene una influencia positiva en el sistema, ya que el *grout* es menos exigido, en términos de que la porción del cuerpo cuyas tensiones principales superan su resistencia a compresión, es menor, y por lo tanto, el nivel tensional presente provocaría menos daño en el elemento real. Además, un aumento de este parámetro aporta resistencia extra al sistema. Estas observaciones están acotadas por la dimensión de su espesor (G), que en este caso corresponde a 8mm, un valor pequeño en relación al espesor (t) de la llave. Más adelante se extiende y complementa este análisis, al considerar espesores (G) mayores para los modelos.

De esta forma, la influencia de los parámetros calibrados es caracterizada y comparada con la configuración que genera un mejor ajuste, observando que un aumento en el coeficiente de fricción tiene un efecto negativo en el comportamiento global, ya que si bien aumenta la resistencia del sistema, disminuye el aporte de la llave y aumenta el nivel tensional de los elementos de concreto, lo que podría provocar un mayor daño en éstos. Además, si se asume un coeficiente de fricción mayor para el cálculo, y en la realidad resulta ser menor, la llave de corte se vería más solicitada, pudiendo ocurrir una falla prematura en ésta. Por otra parte, la pendiente de endurecimiento tiene un efecto de aumento de resistencia, tanto en el sistema como en la llave, pero dado el ajuste entre los resultados numéricos y los experimentales, se opta por no considerar la resistencia post fluencia, lo que resulta ser una consideración conservadora. Por último, un aumento en la resistencia del *grout* tiene un efecto positivo en la respuesta del sistema.

A modo de conclusión de esta parte del capítulo, se resumen los resultados obtenidos. En primer lugar, de la caracterización global del sistema y del análisis local de tensiones y deformaciones, se determina que el modo de falla acorde a los resultados corresponde a la fluencia al corte en la sección transversal de la llave. Además, se descarta la falla por flexión en la base y la hipótesis de viga en voladizo. Del análisis del bloque y del *grout*, se determina que su nivel tensional no generaría falla en los elementos, por lo que la integridad del sistema estaría asegurada y el modo de falla asociado al hormigón no tendría lugar. Finalmente, del análisis de la influencia de los parámetros calibrados, se observa que la resistencia del *grout* es la única variable cuyo aumento genera un efecto positivo en la respuesta. Todo lo anterior sugiere que los criterios de diseño actuales deben ser revisados, ya que no son consistentes con la evidencia experimental y tampoco con los resultados de este estudio.

4.2 ANÁLISIS PARAMÉTRICO

El análisis paramétrico que se realiza consiste en variar ciertas dimensiones de la geometría del modelo, para observar cómo cambia la respuesta global y local del sistema. En particular, los parámetros a modificar son el espesor (t) y la altura (H) de la llave de corte.

La caracterización del sistema resistente es análoga a la realizada en la parte anterior del capítulo con los modelos utilizados en la calibración. Así, se generan cuatro modelos adicionales por llave de corte; dos en donde se varía el espesor de la llave y dos en donde se modifica su altura. Con el fin de analizar solo el efecto de la variación de estos parámetros, las comparaciones se realizan entre el par de modelos generados por llave, donde se modifica el espesor o la altura, y el modelo original.

A continuación se presenta un sumario de los nuevos modelos analizados, indicando las dimensiones de la llave de corte en cada caso:

Tabla 4.15: Sumario modelos análisis paramétrico

Llave de corte	Modelo	H (mm)	W (mm)	t (mm)	G (mm)
N°1	Calibrado	100	100	5	8
	t1	100	100	6	8
	t2	100	100	7	8
	H1	120	100	5	28
	H2	140	100	5	48
N°4	Calibrado	100	100	8	11
	t1	100	100	9	11
	t2	100	100	10	11
	H1	120	100	8	31
	H2	140	100	8	51
N°6	Calibrado	100	100	12	15
	t1	100	100	14	15
	t2	100	100	16	15
	H1	120	100	12	35
	H2	140	100	12	55

A pesar de que algunos de los espesores considerados, no se encuentran en planchas de acero comerciales, éstos son seleccionados para observar la influencia del aumento de este parámetro en cada uno de los modelos desarrollados. Así, se cuenta con una mayor cantidad de resultados para realizar las comparaciones. También se debe notar que el aumento en la altura de la llave de corte implica un aumento en el espesor del *grout* en la misma medida, es decir, la llave se encuentra más afuera de la casilla del bloque. Esto se hace para no modificar la geometría del bloque de hormigón, cuyo comportamiento se analizó previamente, y para observar el efecto que tiene en el sistema, aumentar el espesor del *grout* de forma considerable.

4.2.1 Espesor de la llave de corte (t)

El análisis con este parámetro de la geometría, se realiza ya que al aumentar el espesor de la llave de corte, crece su sección transversal, lo que implica un aumento en la resistencia nominal al corte de la llave, según lo descrito previamente (Ec. 2.12 y Ec. 2.13). El espesor también influye en el módulo elástico (Ec. 2.6) y plástico (Ec. 2.8) de la sección transversal, por lo que la resistencia a flexión de la llave se ve afectada al modificar su valor.

En la siguiente tabla se muestran los valores del área y módulo plástico de la sección transversal, junto con las resistencias al corte y a flexión para cada caso, indicando en azul los valores para las llaves de corte de los modelos calibrados:

Tabla 4.16: Propiedades llave de corte con distinto espesor

Llave de corte	t (mm)	$A_{corte}(mm^2)$	$V_{corte}(tonf)$	$Z(mm^3)$	$M_y(kN \cdot m)$	$M_p(kN \cdot m)$
N°1	5	975	18,5	13094	2,65	4,15
	6	1164	22,1	15846	3,18	5,02
	7	1351	25,7	18639	3,71	5,91
N°4	8	1536	29,2	21472	4,25	6,80
	9	1719	32,7	24343	4,79	7,71
	10	1900	36,1	27250	5,33	8,64
N°6	12	2256	42,9	33168	6,42	10,51
	14	2604	49,5	39214	7,52	12,43
	16	2944	56,0	45376	8,63	14,38

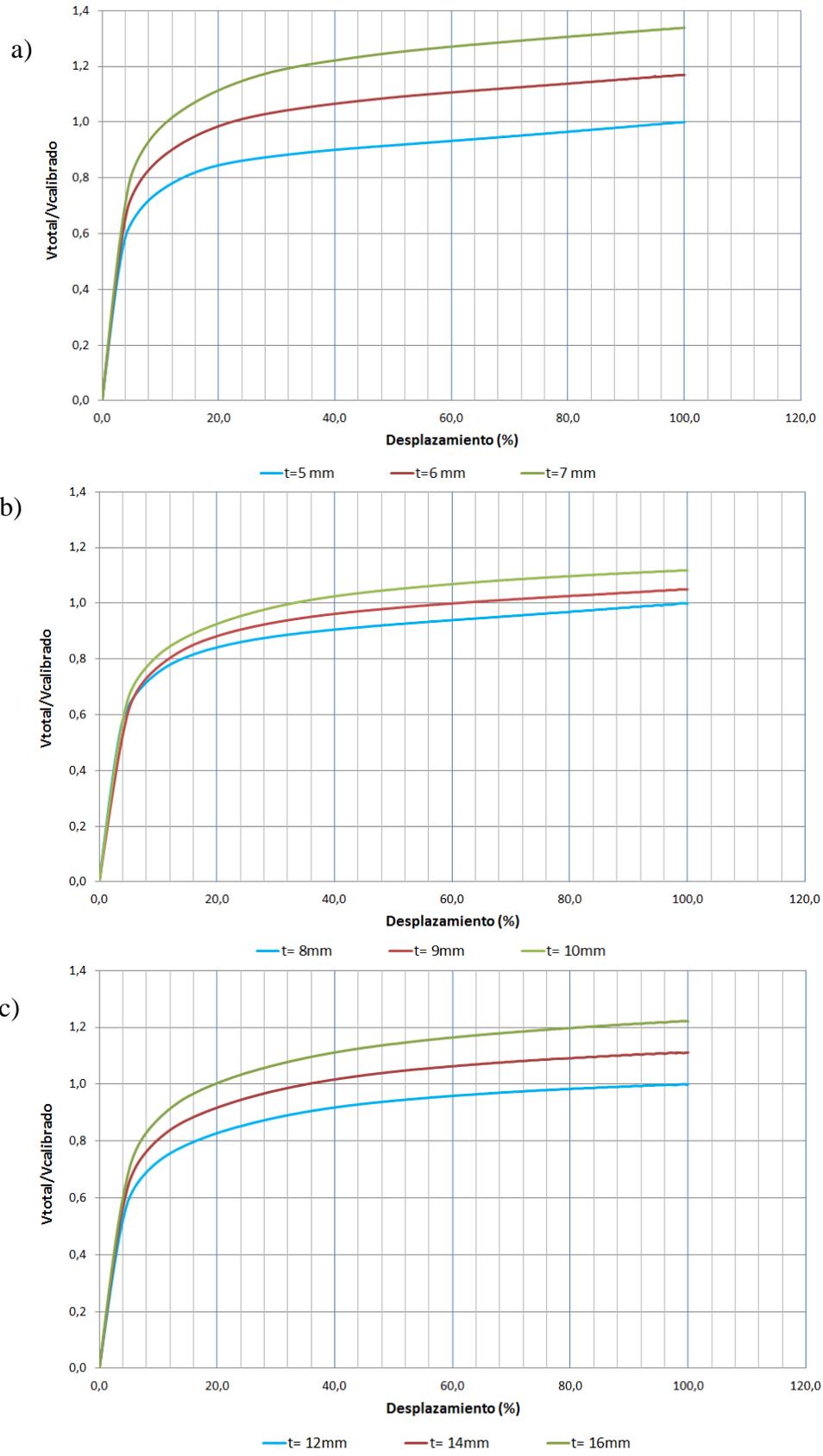


Figura 4.67: Curvas carga vs desplazamiento, var. espesor (t): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

El comportamiento global del sistema, se compara en cada caso utilizando las curvas carga vs desplazamiento mostradas en la Figura 4.67. El esfuerzo de corte total, se normaliza por el valor último registrado en los modelos base y el desplazamiento se expresa en porcentaje. En las tres figuras se observa que un aumento del espesor de la llave, genera un incremento en la carga que el sistema resiste, lo que es más notorio para la llave de corte N°1 (Figura 4.67 a). En la siguiente tabla se exponen los esfuerzos presentes y el incremento porcentual para cada caso:

Tabla 4.17: Esfuerzos totales del sistema: modelos con distinto espesor (t)

Llave de corte	Modelo	$V_{sist}(tonf)$	Incremento (%)
N°1	Calibrado	26,3	-
	t1	30,7	17,0
	t2	35,2	33,9
N°4	Calibrado	41,6	-
	t1	43,6	5,0
	t2	46,5	11,8
N°6	Calibrado	55,5	-
	t1	61,8	11,2
	t2	67,9	22,2

La caracterización del comportamiento global no es completa hasta observar lo que ocurre en la llave de corte. Para analizar como varía su resistencia, los esfuerzos se comparan en términos absolutos para cada caso, como se muestra en la Figura 4.68. En ésta se observa un importante aumento en la resistencia al corte de la llave para cada uno de los casos, al incrementar su espesor. De esta forma, la variación en la respuesta global del sistema, es causada por el aporte de la llave al sistema. Lo anterior también se evalúa al comparar los cortes registrados y el incremento porcentual respectivo en cada caso para el estado último, como se muestra en la Tabla 4.18.

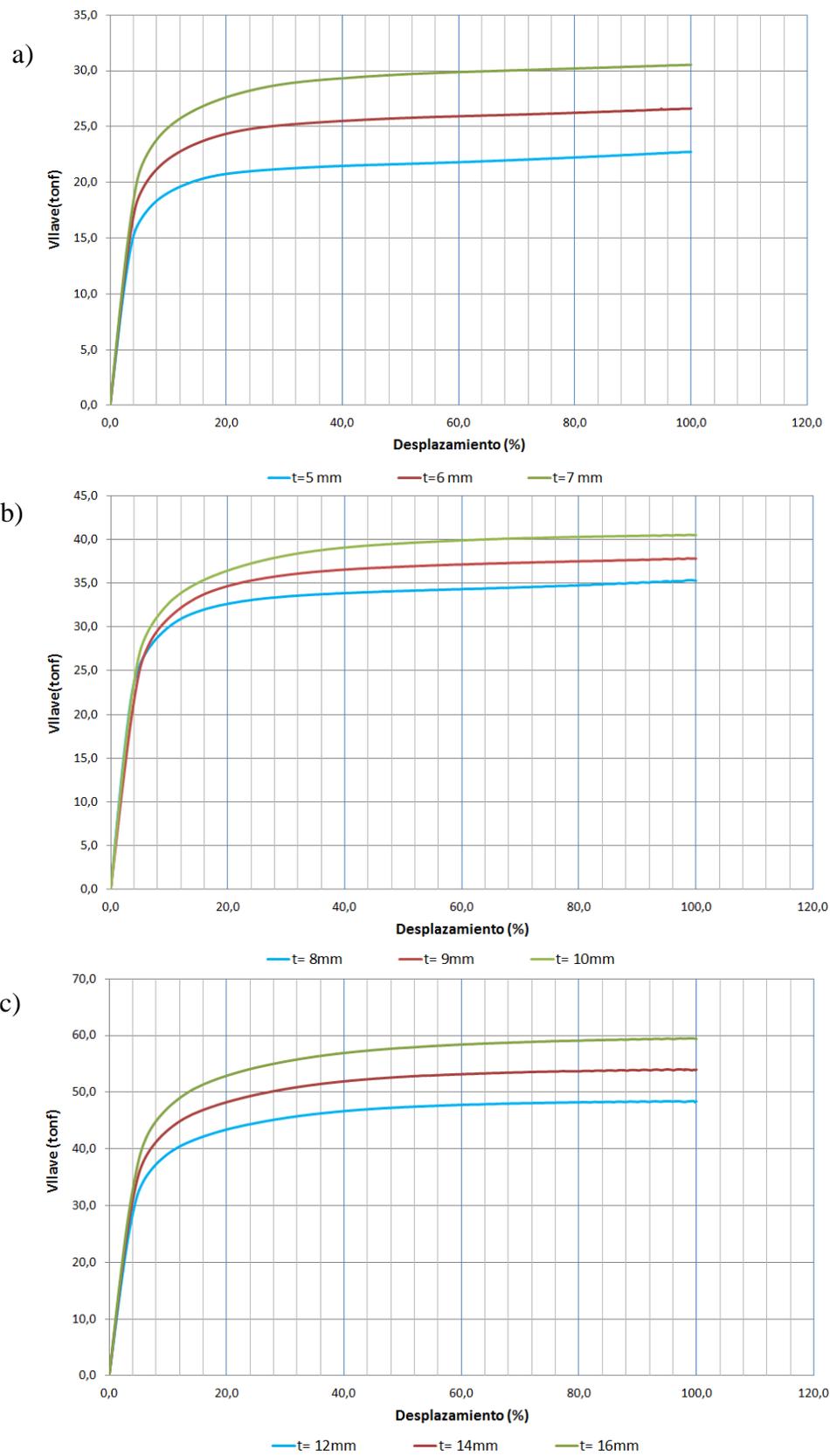


Figura 4.68: Corte en llave vs desplazamiento, var. espesor (t): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

Tabla 4.18: Esfuerzos en la llave de corte: modelos con distinto espesor (t)

Llave de corte	Modelo	$V_{llave}(tonf)$	Incremento (%)
N°1	Calibrado	22,7	-
	t1	26,6	17,1
	t2	30,5	34,3
N°4	Calibrado	35,4	-
	t1	37,8	7,0
	t2	40,5	14,6
N°6	Calibrado	48,4	-
	t1	54,1	11,6
	t2	59,5	22,9

De la Tabla 4.18 se observa que porcentualmente, el incremento de resistencia que se produce en la llave de corte es casi igual que el aumento en el sistema en su conjunto, lo que confirma las observaciones previas.

Lo anterior también se puede evaluar en términos del aporte porcentual de la llave al sistema, a medida que éste se deforma, como se muestra en la siguiente figura para todos los casos analizados:

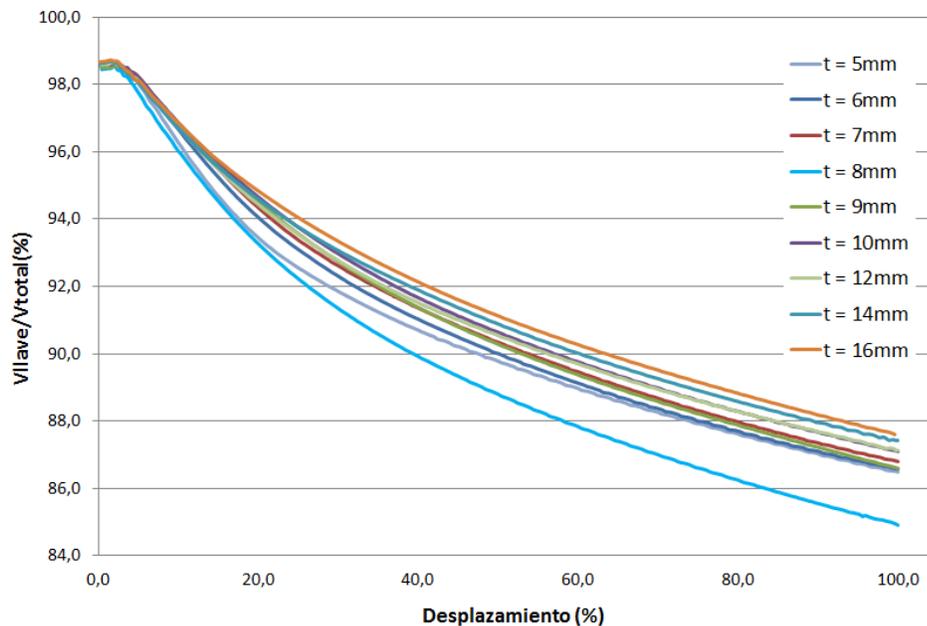


Figura 4.69: Aporte porcentual llave vs desplazamiento: variación espesor (t)

De la Figura 4.69 se aprecia que el aporte porcentual de la llave a la resistencia del sistema aumenta a medida que el espesor crece, escapando a esta observación solo el modelo con un espesor de 8mm. Sin embargo, este aumento es pequeño en relación al incremento de espesor, manteniéndose el aporte entre el 85% y 88% en el estado último para todos los casos. De esta manera, se puede afirmar que el aporte de la llave al sistema, en términos porcentuales, no se ve afectado de forma significativa al variar el espesor de la llave de corte.

Gráficamente también es posible analizar cómo se ajustan los esfuerzos generados en las llaves de los distintos modelos, con sus resistencias nominales, calculadas asumiendo la falla por fluencia al corte. En la siguiente figura se presentan los resultados obtenidos:

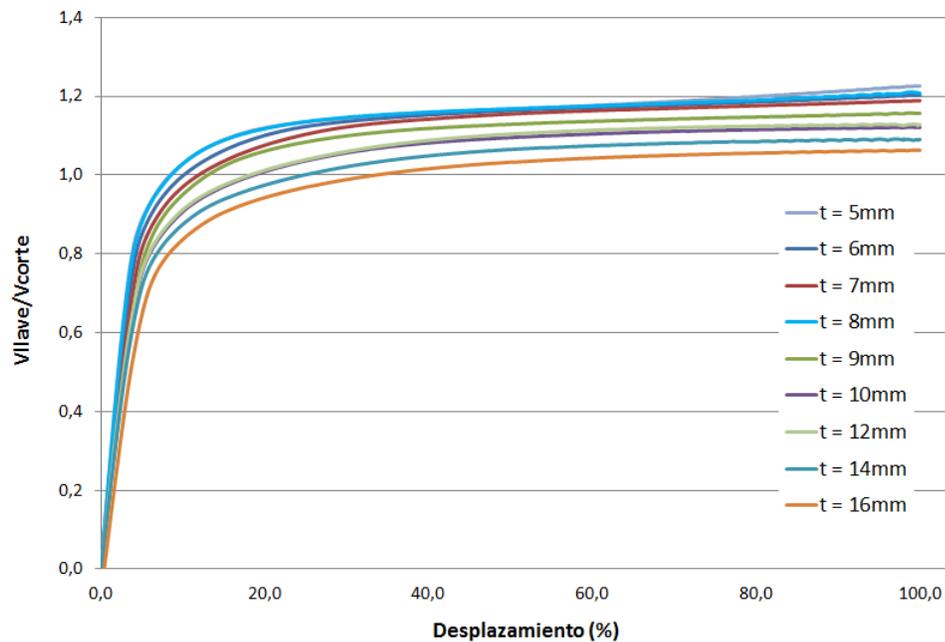


Figura 4.70: Corte normalizado en llave vs desplazamiento: variación espesor (t)

De la Figura 4.70 se observa que un aumento en el espesor de la llave no influye de forma significativa en la forma de su curva de respuesta. Por otro lado, se aprecia que el ajuste entre los esfuerzos en la llave de los modelos y la resistencia calculada, es levemente mejor para los modelos con un espesor mayor. Así, estos resultados sugieren que la resistencia nominal asumiendo falla al corte, predice de mejor forma su comportamiento cuando la sección transversal es más robusta.

Las observaciones anteriores se complementan con la siguiente tabla, en donde se muestra el aporte porcentual y la razón entre la resistencia de los modelos y la nominal, para el estado último, en cada uno de los modelos:

Tabla 4.19: Ajuste de resultados para el estado último: modelos con distinto espesor (t)

Llave de corte	Modelo	V_{llave}/V_{sist} (%)	V_{llave}/V_{corte}
N°1	Calibrado	86,5	1,23
	t1	86,6	1,20
	t2	86,8	1,19
N°4	Calibrado	84,9	1,21
	t1	86,6	1,16
	t2	87,1	1,12
N°6	Calibrado	87,1	1,13
	t1	87,4	1,09
	t2	87,6	1,06
PROM.		86,7	1,15
DESV.		0,79	0,06

Los valores expuestos en la Tabla 4.19 indican que el aporte de la llave en el estado último al sistema es alto para todos los casos analizados. Por otro lado, se observa que el ajuste promedio entre los esfuerzos de los modelos y la resistencia calculada es de 1.15 con una desviación estándar del 6%, lo que confirma la correcta predicción de resistencia del modo de falla identificado.

Al inspeccionar los nuevos modelos localmente, comparando su estado tensional con el observado en los modelos calibrados, no se aprecian mayores diferencias en el comportamiento de la llave de corte, al variar su espesor. En la Figura 4.71 se presentan algunos de los resultados obtenidos, para el modelo de la llave de corte N°6, ya que es la que considera un mayor aumento en su espesor:

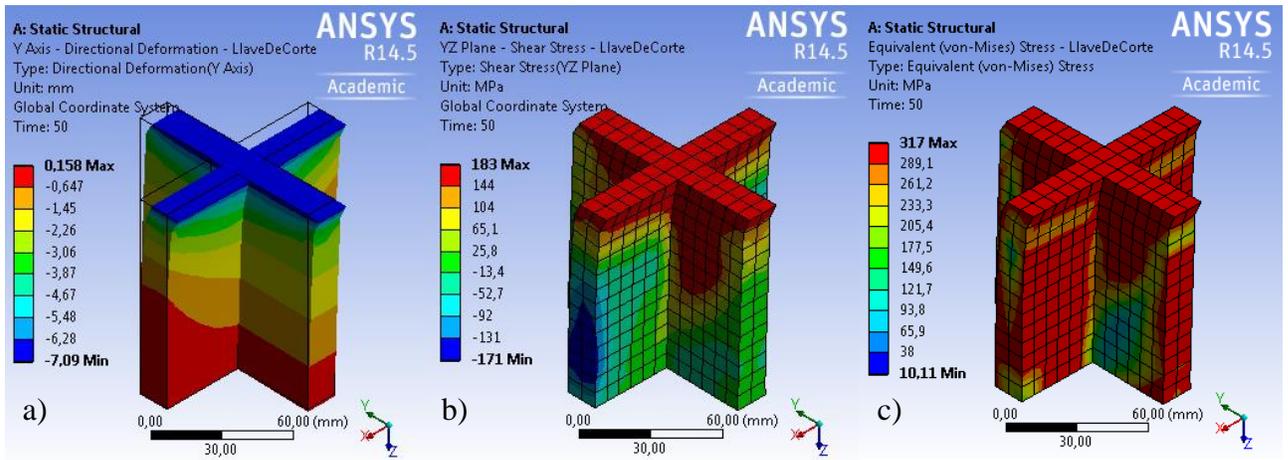


Figura 4.71: Modelo t2, Llave N°6: a) Deformación en Y; b) Tensión de corte YZ; c) Tensión de V.M.

Al comparar la figura anterior con el caso base, tanto en desplazamiento (Figura 4.2 c), como en tensión de corte (Figura 4.10 c) y tensión de Von Mises (Figura 4.20 c), no se observan cambios relevantes en la llave de corte.

El último aspecto que se debe analizar para este parámetro, es como afecta la variación del espesor de la llave a la flexión que se genera su base. Para esto, en la siguiente figura se presentan los esfuerzos de flexión normalizados por su respectivo momento plástico vs el desplazamiento expresado en porcentaje, para cada uno de los modelos desarrollados:

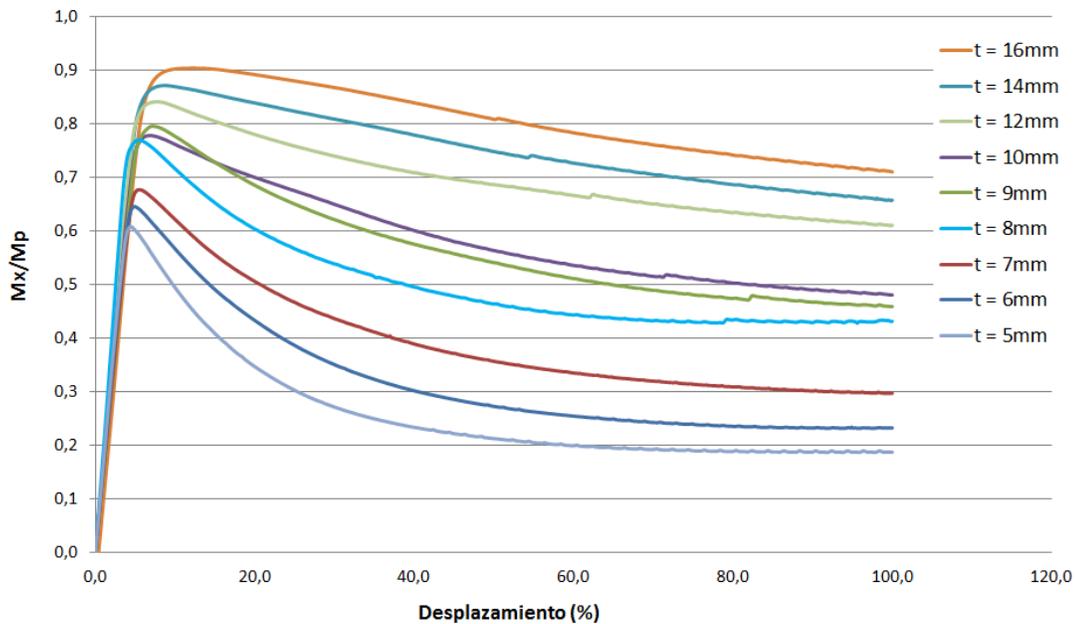


Figura 4.72: Curvas momento (M_x/M_p) vs desplazamiento: variación espesor (t)

En la Figura 4.72 es claro el efecto que produce un aumento del espesor en la llave de corte. De las curvas se observa un mayor nivel de desplazamiento en el tramo lineal de respuesta, alcanzando un valor máximo más cercano al momento plástico respectivo. También se observa que para mayores espesores, la razón entre el momento máximo y el momento último es menor.

En la siguiente gráfica se presentan los esfuerzos de flexión normalizados por su respectivo momento de primera fluencia vs el desplazamiento expresado en porcentaje para cada uno de los modelos desarrollados:

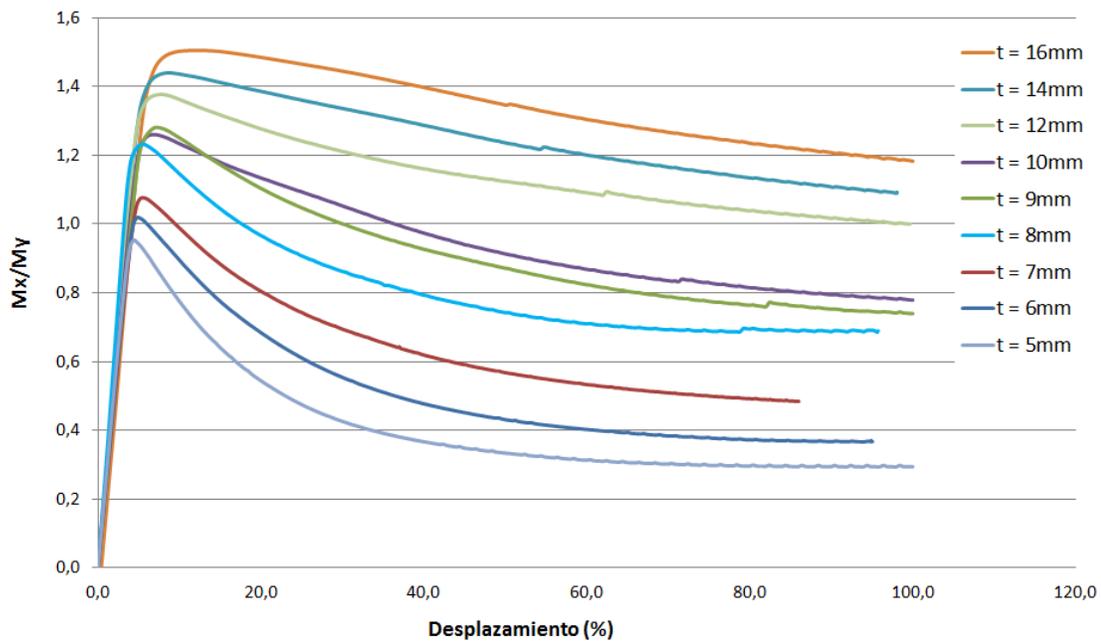


Figura 4.73: Curvas momento (M_x/M_y) vs desplazamiento: variación espesor (t)

En la Figura 4.73 se observa que los momentos máximos de la mayor parte de las llaves superan a su respectivo momento de primera fluencia, lo que implica que alguna parte de la sección transversal debe estar incurriendo en el rango no lineal.

A pesar de las observaciones previas, al inspeccionar localmente la llave no se observa un mayor aporte de la flexión al comportamiento del elemento cuando se incrementa su espesor. En la siguiente figura se exponen las tensiones normales en Y, que se generan en el elemento con mayor espesor considerado:

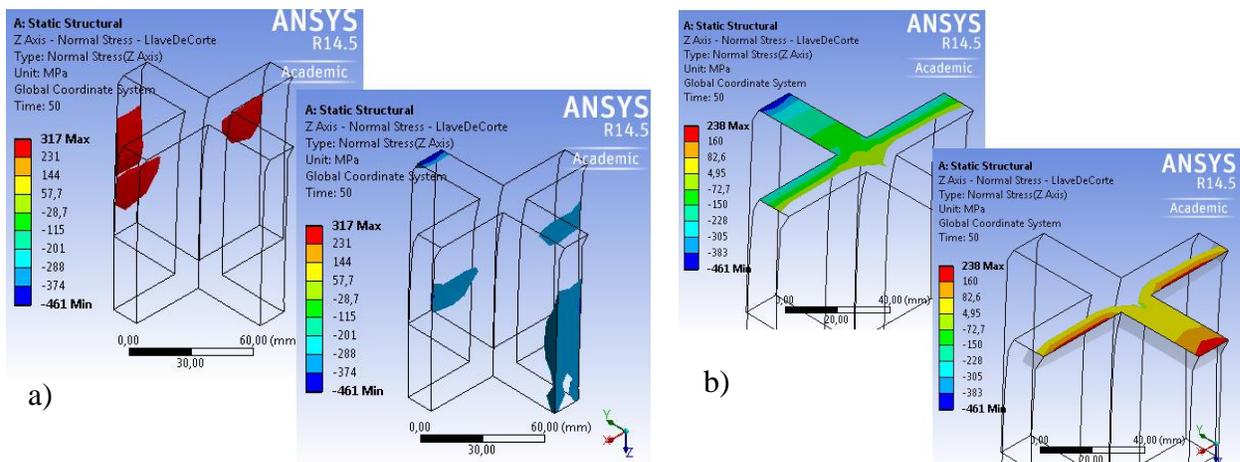


Figura 4.74: Tensiones normales en Y, modelo t2 Llave N°6: a) Elemento llave; b) Sección transversal base

En la Figura 4.74 a), al igual que en análisis previos, se muestran las zonas que presentan esfuerzos por sobre la fluencia, tanto en tracción como en compresión. En el perfil de tracciones el esfuerzo máximo coincide con la tensión de fluencia, sin embargo, el sector que se muestra en rojo corresponde a la porción del elemento que presenta tensiones por sobre un 0.85 el valor de f_y , lo que constata el bajo aporte de la flexión al comportamiento de la llave. Por otro lado, en el perfil de compresiones se muestran las porciones cuyas tensiones superan, en módulo, la tensión de fluencia, observando que corresponden a sectores muy puntuales del elemento. En la Figura 4.74 b) se muestran las zonas de compresión (tensiones negativas) y las zonas de tracción (tensiones positivas) de la sección transversal de la base de la llave. Si bien el perfil de tensiones es característico de la flexión, el nivel tensional presente no indica que se produzca la fluencia a flexión en la base, al igual que en los casos con menor espesor de la llave.

De esta manera, a pesar de que un aumento en el espesor de la llave implica mayores momentos en la base, en relación a su respectivo momento plástico, el nivel tensional observado no difiere de las llaves con menor espesor, lo que sugiere que la falla por flexión en la base, tampoco tendría lugar para secciones transversales más robustas.

Una de las razones que pueden explicar el bajo aporte de la flexión al comportamiento de la llave son sus dimensiones geométricas, que caracterizan a la llave de corte como un elemento corto y poco esbelto. Esta observación se evalúa al analizar el comportamiento de la llave para distintas alturas. Por otra parte, no se observan mayores cambios a nivel tensional en los elementos de concreto.

Finalmente, se puede concluir que un aumento en el espesor de la llave, genera un incremento neto en su resistencia al corte y por añadidura, provoca un aumento en la resistencia del sistema en su conjunto. Por otro lado, no se observan mayores variaciones del aporte de la llave, en términos porcentuales, a la carga total del sistema.

Al normalizar la respuesta de la llave por su resistencia nominal al corte, se aprecia un muy buen ajuste entre lo que predice el modo de falla identificado y los resultados de los modelos. Este ajuste parece ser más preciso para las llaves con mayor espesor, lo que sugiere incluir en la fórmula de la resistencia, alguna modificación que refleje este efecto. Por otra parte, la variación del espesor de la llave no influye de forma significativa en el estado tensional del elemento, lo que se constata al presentar los resultados de la llave N°6 con mayor espesor ($t = 14\text{mm}$). También se observa que el aumento del espesor si genera un impacto en los esfuerzos de flexión en la base, al acercarlos más a sus momentos plásticos respectivos. Sin embargo, esto no cambia el comportamiento de la llave con respecto a los modelos calibrados, por lo que una variación de este parámetro no se considera que pueda modificar el comportamiento característico al corte de la llave. Por último, de los resultados obtenidos se observa que un aumento en el espesor de la llave, no genera cambios importantes a nivel tensional en los elementos de concreto: *grout* y bloque de hormigón.

4.2.2 Altura de la llave de corte (H)

El objetivo de realizar un análisis paramétrico con la altura de la llave, es observar en qué medida la ocurrencia del modo de falla asociado a la fluencia al corte, se ve afectada por la variación de este parámetro. Además, se pretende evaluar si el bajo aporte de la flexión al comportamiento de la llave guarda relación con la altura (H) del elemento. Por otra parte, también se desea revisar la respuesta del *grout*, en función del aumento de su espesor (G).

Existen dos desventajas al momento de analizar la influencia de este parámetro en la respuesta del sistema. Por un lado, el aumento de la altura en la llave implica un aumento en el espesor del *grout*, por lo que están acoplados y su efecto no se puede analizar por separado, dada la configuración utilizada. El segundo inconveniente es que, a diferencia del caso anterior, no es correcto realizar comparaciones entre distintas llaves de corte, ya que el espesor de éstas es diferente en cada caso, por lo que la respuesta observada no se puede aislar de su efecto. Lo anterior implica que se tiene un set más limitado para contrastar los resultados.

La metodología utilizada para caracterizar el comportamiento global del sistema, es análoga a la aplicada previamente en el análisis paramétrico del espesor de la llave (t). En primer lugar, se analiza la respuesta global. Después se observa que ocurre con los esfuerzos en la llave de corte y con su respectivo aporte porcentual al sistema. Por último, se comparan los esfuerzos de flexión en la base para cada caso.

Localmente, se analizan los perfiles de tensiones de corte en YZ, Von Mises y normales en Z, además de la deformada de la llave y las deformaciones equivalentes plásticas del elemento. En algunos de estos resultados es útil para realizar los análisis, definir un valor arbitrario en cada perfil y comparar que porción del elemento está por sobre o por debajo este valor, para cada uno de los casos.

El comportamiento global del sistema, se compara en cada caso utilizando las curvas carga vs desplazamiento mostradas a continuación:

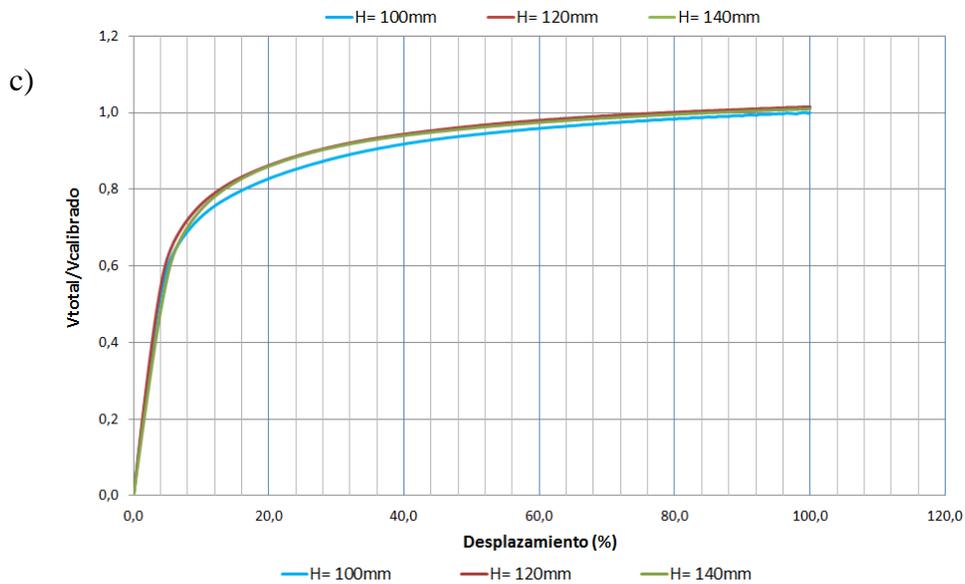
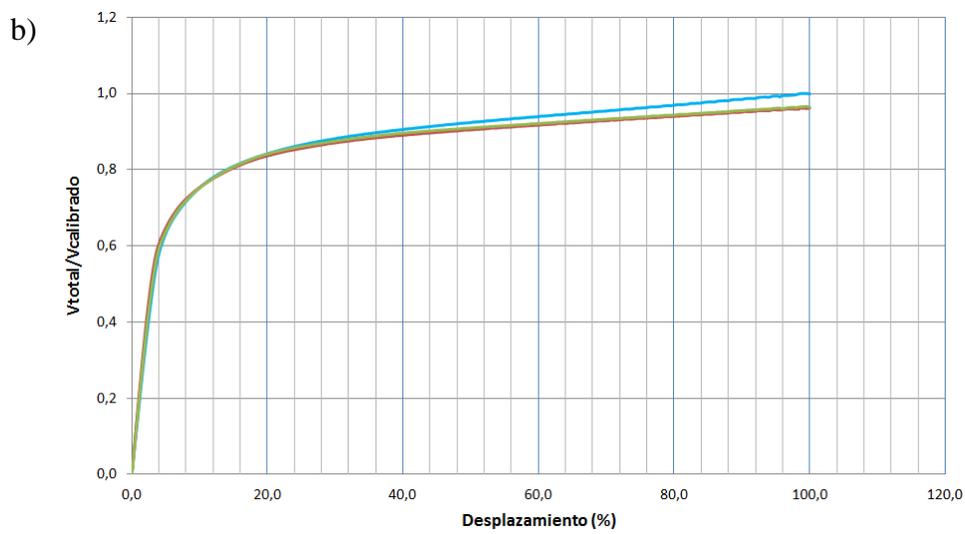
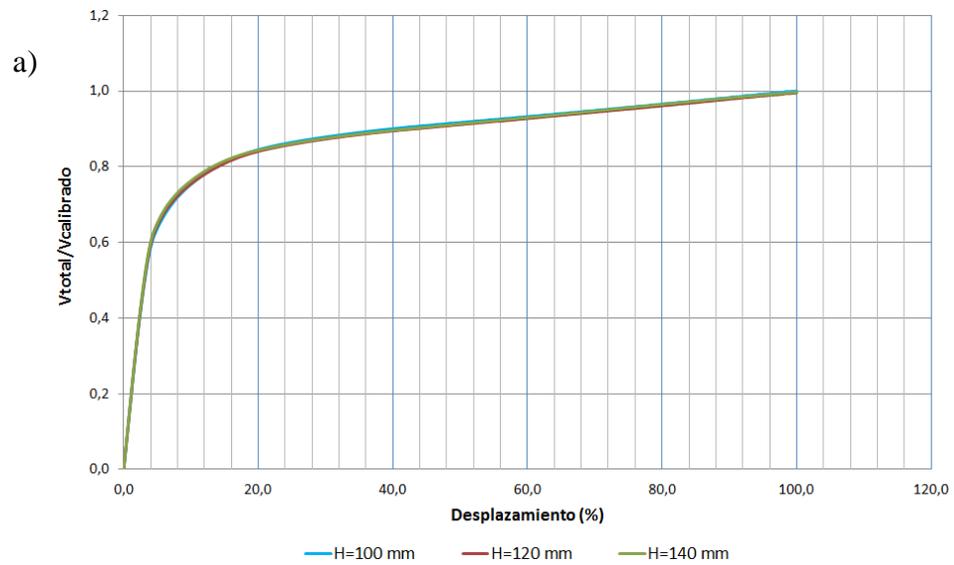


Figura 4.75: Curvas carga vs desplazamiento, var. altura (H): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En las curvas, el esfuerzo de corte total se normaliza por el valor último registrado en los modelos base y el desplazamiento se expresa en porcentaje. De las tres gráficas anteriores se observa que el aumento de la altura no modifica significativamente la respuesta global del sistema, en ninguno de los casos. La mayor variación se observa para los modelos de la llave N°6, sin embargo, se considera despreciable en relación al aumento que experimenta la altura. En la siguiente tabla se complementa numéricamente lo anterior, en términos absolutos y porcentuales:

Tabla 4.20: Esfuerzos totales del sistema: modelos con distinta altura (H)

Llave de corte	Modelo	$V_{sist}(tonf)$	Variación (%)
N°1	Calibrado	26,3	-
	H1	26,2	0,5
	H2	26,2	0,4
N°4	Calibrado	41,6	-
	H1	40,0	3,8
	H2	40,2	3,4
N°6	Calibrado	55,5	-
	H1	56,4	1,5
	H2	56,1	0,9

En la Tabla 4.20 se observa que los esfuerzos últimos netos del sistema, no cambian de forma significativa al modificar la altura de la llave. Porcentualmente, la mayor variación la experimentan los modelos de la llave N°4, sin embargo, tampoco se considera importante.

Para evaluar el efecto de aumentar la altura de la llave de corte en la respuesta global, se presentan dos gráficas; la primera corresponde a curvas carga vs desplazamiento, donde los esfuerzos se normalizan por su respectiva resistencia nominal al corte, la que depende solo de la sección transversal, por lo que se mantiene constante para cada set de llaves a comparar, y la segunda muestra la evolución del aporte porcentual de la llave a la resistencia del sistema, a medida que éste se deforma. Las gráficas descritas se presentan en las siguientes figuras:

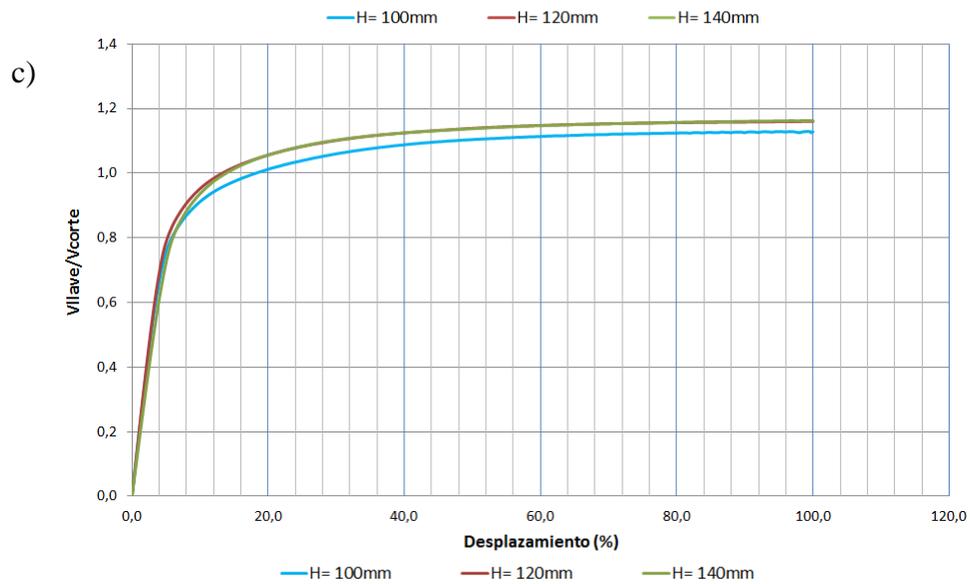
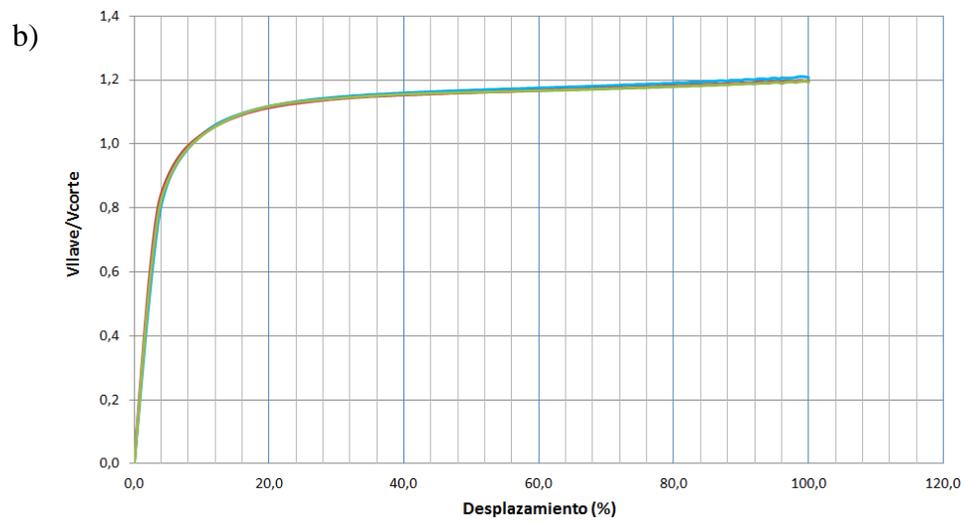
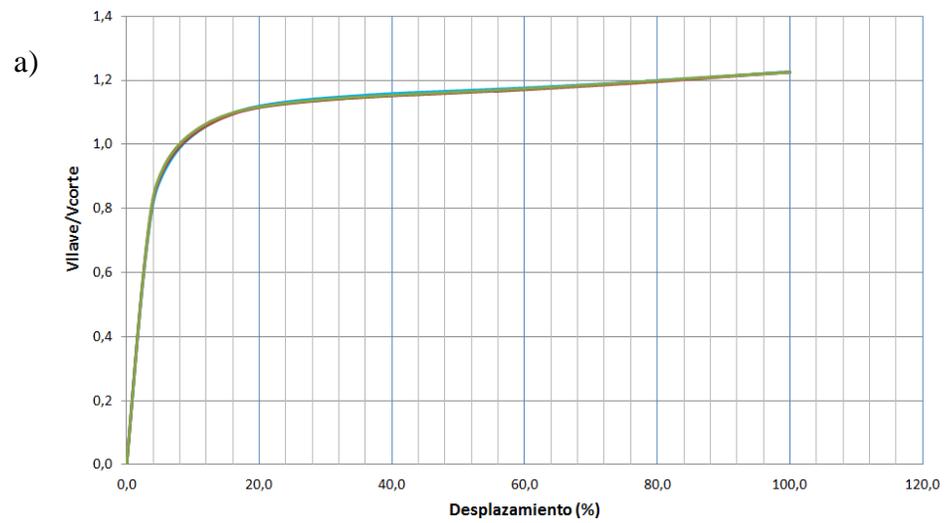


Figura 4.76: Corte en llave vs desplazamiento, var. altura (H): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

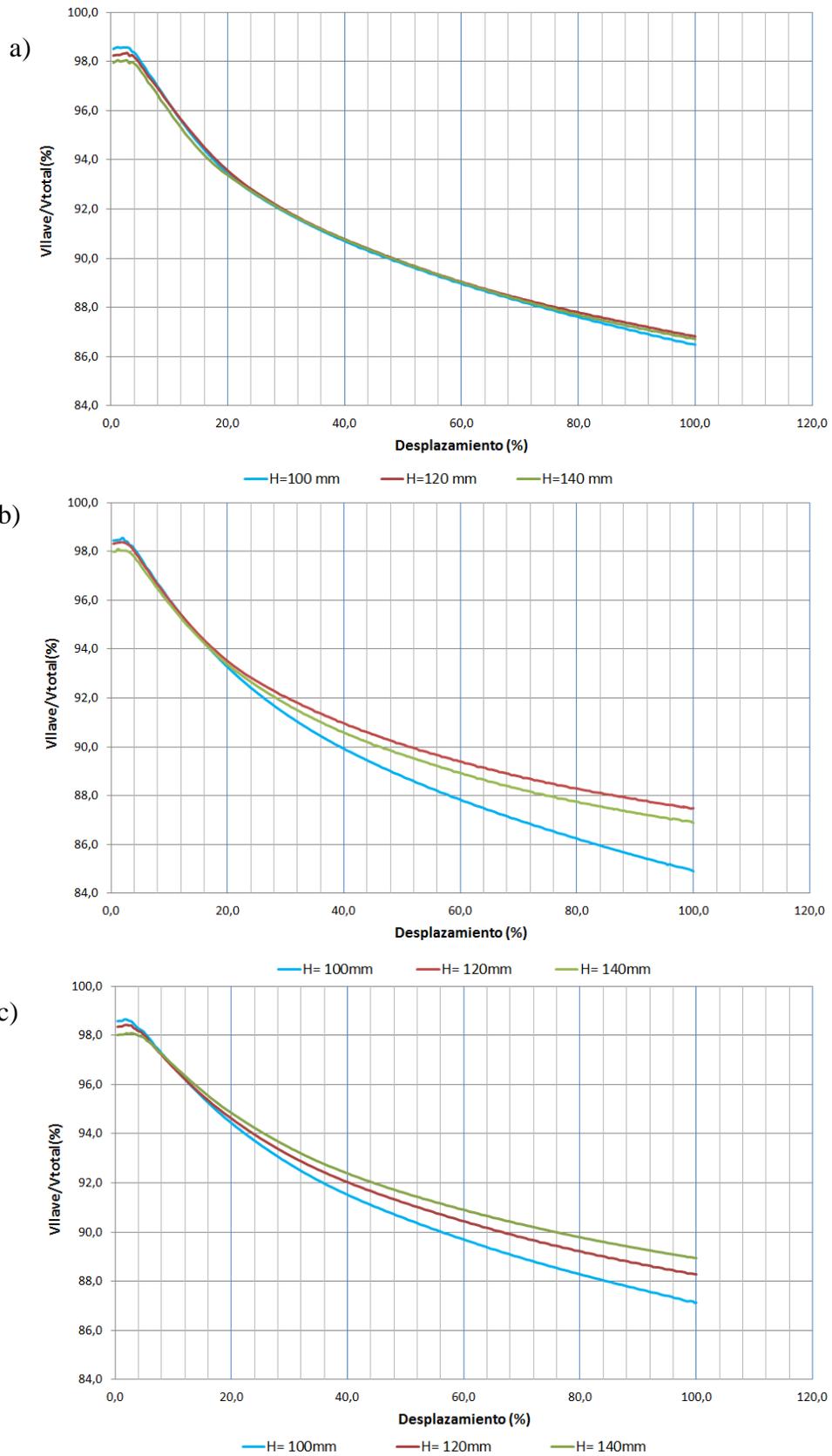


Figura 4.77: Aporte llave vs desplazamiento: var. altura (H): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

En las gráficas de la Figura 4.76 se observa el prácticamente nulo efecto de modificar la altura, en la respuesta de la llave. La mayor variación se observa para los modelos de la llave N°6, pero al igual que para el sistema en su conjunto, ésta se considera despreciable, en relación al aumento que experimenta la altura. Por otro lado, la influencia de este parámetro en el aporte de la llave al sistema no es clara de las gráficas. En la Figura 4.77 a) se aprecia una variación casi nula, mientras que el efecto observado en b) y c) es opuesto, para las alturas H=120mm y H=140mm.

Las observaciones de las figuras se complementan con la siguiente tabla, en donde se muestra el aporte porcentual y la razón entre la resistencia de los modelos y la nominal, para el estado último, en cada uno de los modelos considerados:

Tabla 4.21: Ajuste de resultados para el estado último: modelos con distinta altura (H)

Llave de corte	Modelo	V_{llave}/V_{corte}	V_{llave}/V_{sist} (%)
N°1	Calibrado	1,23	86,5
	H1	1,22	86,8
	H2	1,22	86,7
N°4	Calibrado	1,21	84,9
	H1	1,20	87,5
	H2	1,19	86,9
N°6	Calibrado	1,13	87,1
	H1	1,16	88,3
	H2	1,16	88,9
PROM		1,19	87,1
DESV		0,03	1,1

A pesar de que los resultados expuestos no debiesen ser comparados entre llaves de corte de distinto espesor, la cercanía de sus valores indican el casi nulo efecto del aumento en la altura, para el estado último, al no verse modificada significativamente ninguna de las cantidades expuestas.

De esta forma, se determina que la variación en la altura de la llave no modifica de forma importante la respuesta global al corte del sistema, por lo que la fluencia al corte seguiría siendo el modo de falla predominante de la llave al mantener su geometría y variar solo la altura.

Las observaciones de la respuesta global del sistema no indican una variación importante a nivel tensional en las llaves de corte al modificar su altura, no obstante, en las siguientes figuras se presenta el perfil de tensiones de corte en YZ y el perfil de tensiones de Von Mises, en los modelos de la llave de corte N°1, que es donde la fluencia al corte se aprecia de mejor forma:

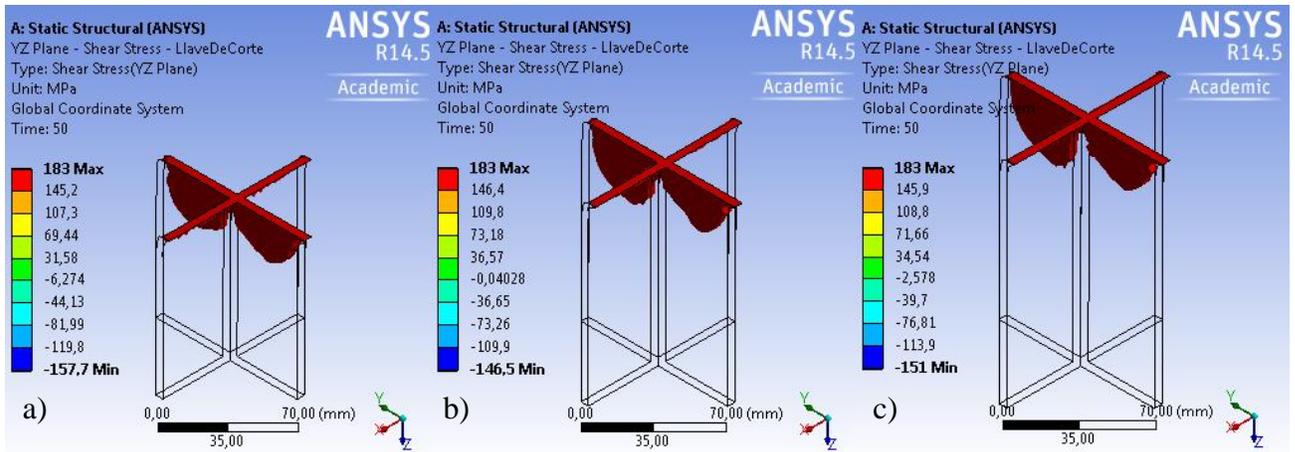


Figura 4.78: Tensión de corte YZ, Llave N°1: a) H=100mm; b) H=120mm; c) H=140mm

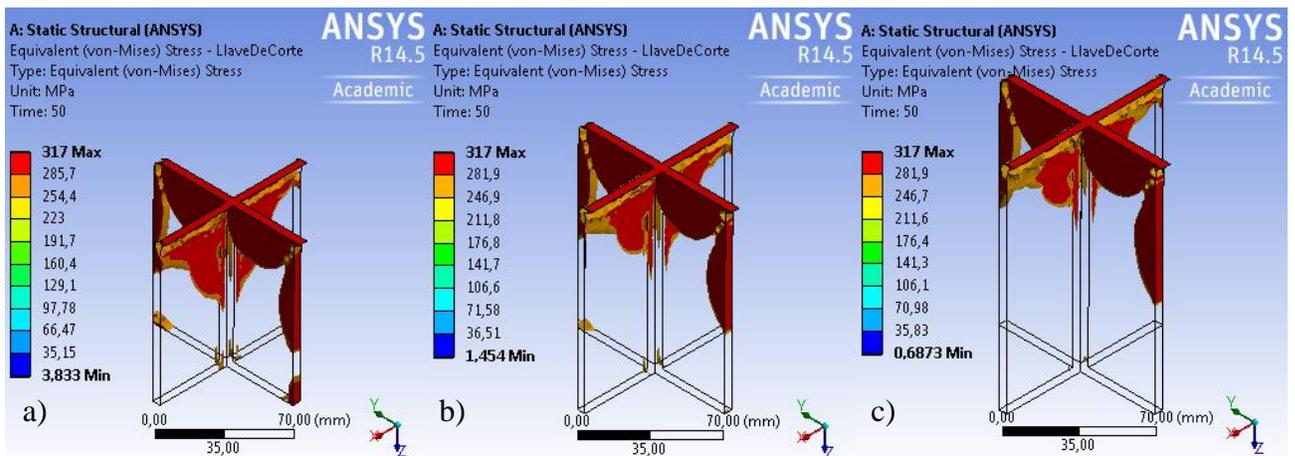


Figura 4.79: Tensión de Von Mises, Llave N°1: a) H=100mm; b) H=120mm; c) H=140mm

Debido a la limitación descrita en el punto 4.1.1.3.3, sobre considerar una ley constitutiva elasto-plástica, en los perfiles de tensiones se muestran las porciones del elemento que superan un porcentaje importante, del valor límite respectivo. Así, en la Figura 4.78 se muestran los sectores de la llave que superan el 85% de la tensión de fluencia al corte (156MPa) y en la Figura 4.79 se muestran las porciones del elemento cuyas tensiones equivalentes superan el 85% de la tensión de fluencia a tracción del material (270MPa).

En el perfil de tensiones de corte en YZ, no se observan cambios relevantes al aumentar la altura de la llave. Se continúa apreciando la distribución de tensiones característica de la fluencia al corte en la sección transversal para las llaves de mayor altura. Por otra parte, en el perfil de tensiones equivalentes se observan algunos cambios, específicamente en la distribución en las alas perpendiculares al eje Y, en donde una menor porción de la llave, se encuentra por sobre el límite fijado. Sin embargo, esta diferencia no se considera significativa, en relación al importante aumento de la altura. Del mismo perfil, se aprecia que el sector cuyas tensiones equivalentes están por sobre el 0.85 de la fluencia, se mantiene prácticamente constante en los tres casos, lo que implica que las llaves de mayor altura están menos exigidas desde el punto de vista de las tensiones, porque dicha porción representa un porcentaje menor del elemento. De esta forma, una llave de mayor altura, se encontraría más lejos de la falla global, según el criterio de Von Mises, por lo que se podría deformar en mayor medida que las llaves más cortas.

En la siguiente figura se muestran las deformadas de la llave N°1, para distintas alturas:

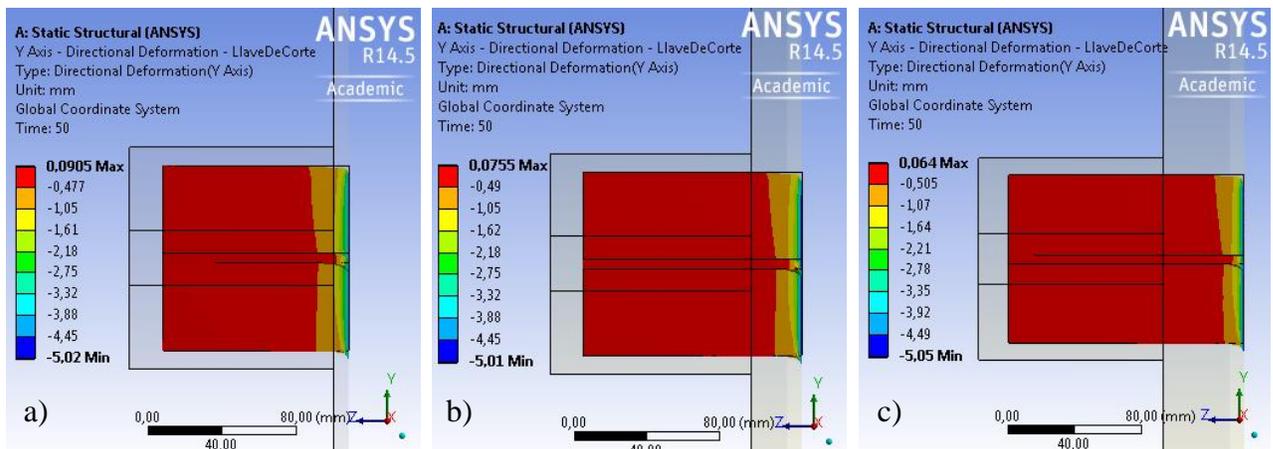


Figura 4.80: Deformada Llave N°1, vista lateral: a) H=100mm; b) H=120mm; c) H=140mm

En la figura anterior se observa que las deformadas de las llaves son muy similares para los tres casos, alcanzando las deformaciones máximas en la base. Las líneas negras continuas indican el contorno del *grout*. Luego, las deformaciones de la llave no se concentran en todo el espesor del *grout*, como para el modelo calibrado (Figura 4.80 a), si no que más bien se localizan en la vecindad de la sección transversal en contacto con la placa base. Lo anterior se confirma al observar las deformaciones plásticas equivalentes, en la llave con mayor altura (Figura 4.81):

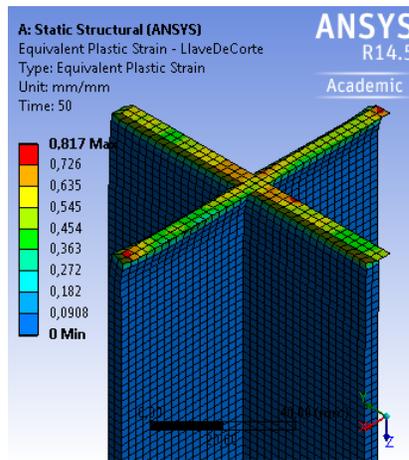


Figura 4.81: Deformación plástica equivalente, Llave N°1, H=140mm

De la figura se observa que el perfil de deformaciones plásticas coincide en su forma con el caso original (Figura 4.22 a), por lo que la altura no influye mucho en cómo se deforma la llave en su base.

Otro aspecto que se debe analizar para este parámetro, es como afecta su variación al comportamiento a flexión del elemento. Para esto, en la Figura 4.82 se presentan los esfuerzos de flexión normalizados por sus respectivos momentos plásticos vs el desplazamiento expresado en porcentaje, para cada uno de los casos. En esta figura, el comportamiento de las curvas no coincide con lo esperado, ya que se observan menores esfuerzos de flexión en la base de la llave al aumentar su altura, para elementos de un mismo espesor. También se confirma el descarte del supuesto de la llave actuando en cantiléver, en donde la flexión en la base sería directamente proporcional al cuadrado de la altura (Ec. 2.4), lo que no es consistente con los resultados obtenidos.

La disminución de la flexión en la base de la llave, se calcula porcentualmente comparando los momentos máximos y últimos, como se muestra en la Tabla 4.22.

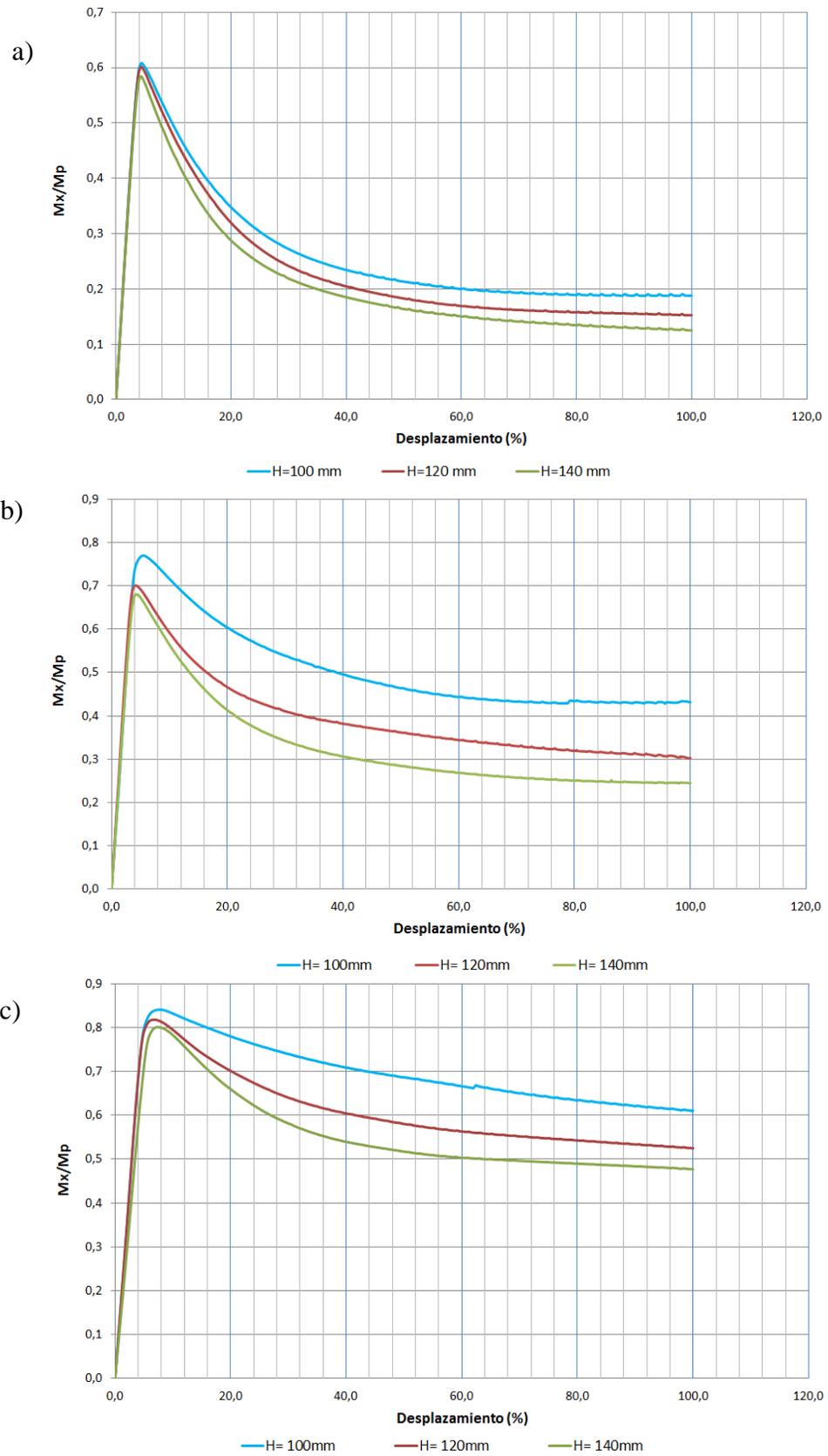


Figura 4.82: Curvas momento vs desplazamiento: var. altura (H): a) Llave N°1; b) Llave N°4; c) Llave N°6

Tabla 4.22: Flexión en la llave: modelos con distinta altura (H)

Llave de corte	Modelo	$M_x^{max} (kN \cdot m)$	$M_x^u (kN \cdot m)$	Disminución (%)	
				M_x^{max}	M_x^u
N°1	Calibrado	2,52	0,78	-	-
	H1	2,50	0,63	1,1	18,8
	H2	2,42	0,52	3,9	33,4
N°4	Calibrado	5,24	2,94	-	-
	H1	4,76	2,06	9,1	29,8
	H2	4,63	1,67	11,6	43,3
N°6	Calibrado	8,84	6,42	-	-
	H1	8,60	5,52	2,7	14,0
	H2	8,42	5,01	4,7	21,9

De los valores anteriores se confirma el efecto del aumento en la altura de la llave, sobre los esfuerzos de flexión en la base. La mayor disminución ocurre con los momentos últimos. Los esfuerzos máximos también disminuyen al aumentar el alto de la llave, pero en menor medida.

Localmente en el elemento, no se observa aporte de la flexión al comportamiento cuando aumenta su altura, lo que se ilustra en la siguiente figura para la llave N°1 de mayor altura:

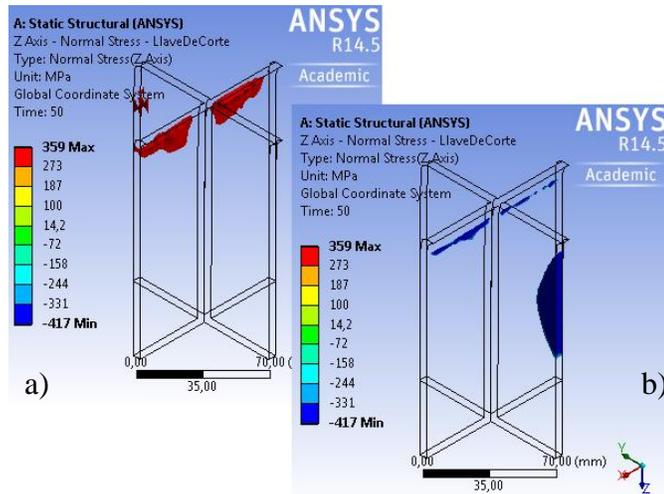


Figura 4.83: Tracción y compresión en Z, modelo H2 Llave N°1: a) Sobre fy; b) Bajo -fy

En la Figura 4.83 se aprecia que las zonas traccionadas (rojo) y comprimidas (azul) que superan en módulo la tensión de fluencia, representan sectores muy localizados de la llave, al igual que en el modelo base (Figura 4.17 a y Figura 4.18 a). De esta forma, las observaciones realizadas previamente con respecto a la flexión en la llave, también son válidas al aumentar su altura.

El último aspecto que se debe analizar para este parámetro, es cómo afecta la variación del espesor (G) del *grout* su nivel tensional. Para esto se inspeccionan sus tensiones principales. Los resultados que se exponen son los de la llave N°6, ya que en el modelo original, se observa el mayor nivel de tensiones en este elemento y porque tiene un mayor espesor del *grout*. A continuación se muestran las porciones del elemento cuyas tensiones principales mínimas superan su resistencia calibrada (40MPa), para la llave de corte N°6 con distintas alturas:

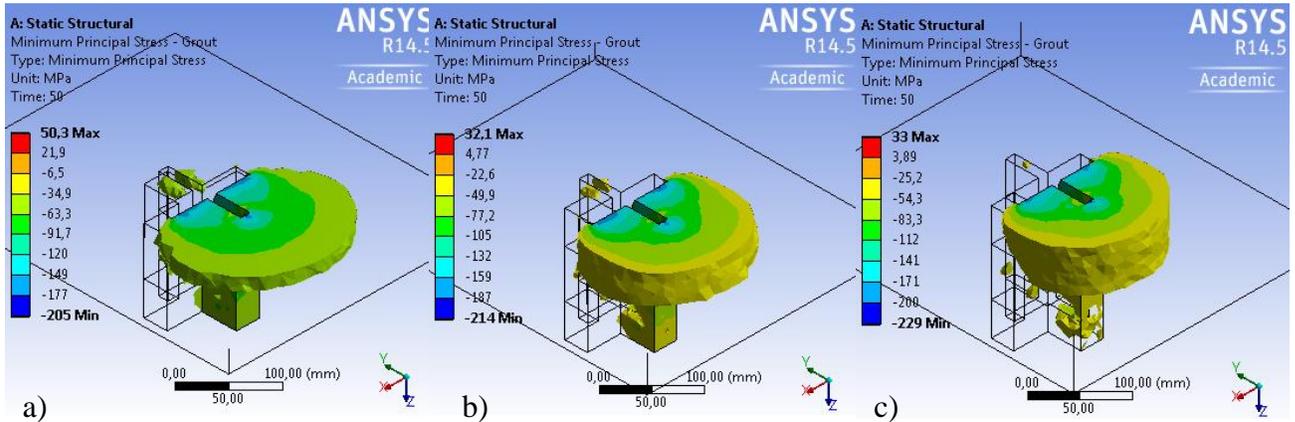


Figura 4.84: Tensión ppal. Mín. Zona superior *Grout*: a) G=15mm; b) G=35mm; c) G=55mm

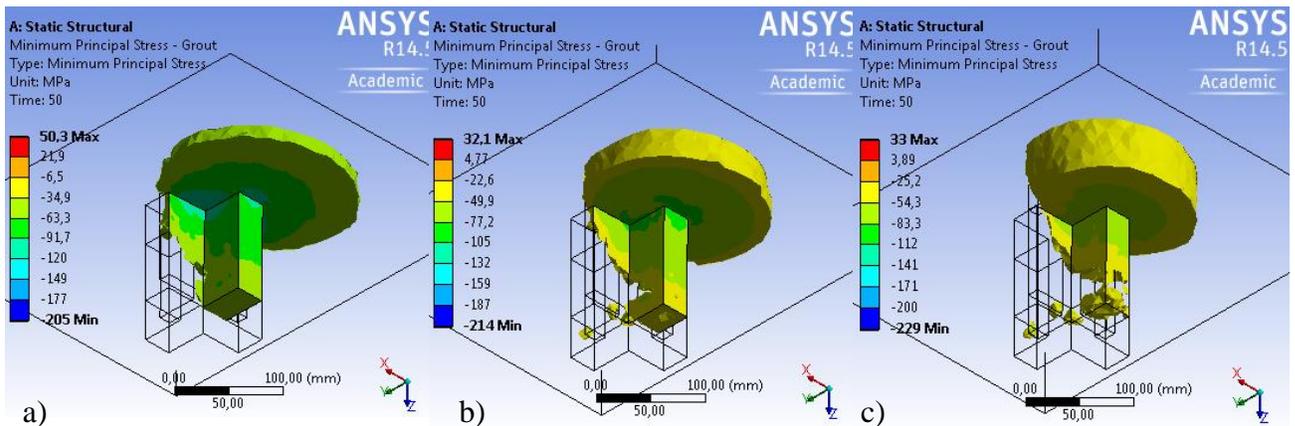


Figura 4.85: Tensión ppal. Mín. Zona inferior *Grout*: a) G=15mm; b) G=35mm; c) G=55mm

En las figuras anteriores, se observa que para los tres casos, la resistencia calibrada del *grout* (40MPa) es superada por las tensiones principales (mínimas) de compresión a través de todo el espesor de su zona superior, en una porción importante del elemento. También se observa que en el plano XY, la superficie que ocupa dicha porción, es menor para un espesor más grande. Esto se aprecia al comparar la Figura 4.84 a) y c). La porción de la zona inferior del *grout*, cuyas tensiones principales (mínimas) superan la resistencia calibrada, también disminuye al aumentar su espesor, lo que se aprecia de mejor forma al comparar la Figura 4.85 a) y c).

Las tensiones principales (máximas) de tracción también son inspeccionadas, al mostrar en la siguiente figura las porciones cuyas tensiones principales superan su tensión de rotura a tracción (3.2MPa):

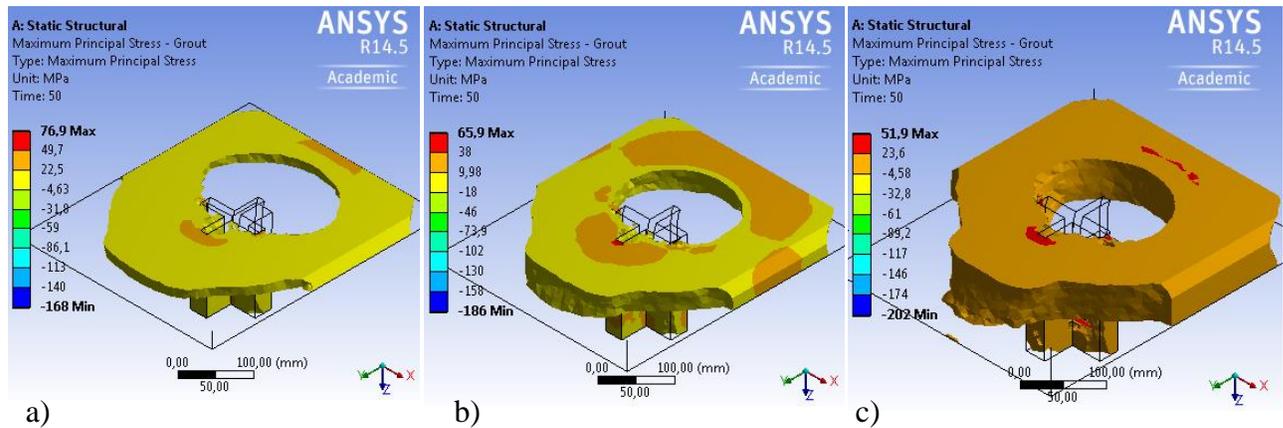


Figura 4.86: Tensión ppal. Máx. Zona superior *Grout*: a) G=15mm; b) G=35mm; c) G=55mm

En la Figura 4.86 se observa que las zonas cuyas tensiones están por sobre el valor límite fijado, no varían significativamente para los casos analizados; las porciones se mantienen prácticamente constantes, disminuyendo eso sí, los valores máximos (en rojo).

Además, estas porciones abarcan todo el espesor del *grout* para ambos casos, lo que indica daño en el elemento, independiente de su espesor. En este caso, el aumento del espesor es considerable, y no se aprecian cambios importantes a nivel tensional en los elementos de concreto.

Finalmente, se puede concluir que un aumento en la altura de la llave, no influye en el modo de falla identificado previamente. Por otro lado, debido al acople que existe entre el aumento de la altura (H) y del espesor del *grout* (G), se determina que la variación de éste último tampoco provoca cambios relevantes en la respuesta global que caracteriza, tanto a la llave de corte, como al sistema en su conjunto. De las deformadas de la llave para distintas alturas, se aprecia que la deformación no se concentra en todo el espesor del *grout* (G), si no que más bien en la vecindad de la sección transversal de su base. Además, se observa que el bajo aporte de la flexión al comportamiento de la llave, no guarda relación con su altura. Por último, se constata que un importante aumento en el espesor del *grout*, no genera una disminución significativa en el nivel tensional que experimenta este elemento.

El resultado más importante del análisis paramétrico corresponde a que el comportamiento de la llave es influido en mayor medida por la variación de su espesor (t), y en consecuencia, de su sección transversal, que por la variación de su altura (H), lo que es consistente con el modo de falla identificado previamente en este trabajo. También se observa que al aumentar el espesor, el aporte porcentual en resistencia de la llave al sistema se mantiene prácticamente constante y que el ajuste con la resistencia nominal del modo de falla predominante, mejora levemente, lo que sugiere incluir alguna modificación en la expresión utilizada que reproduzca este efecto en el cálculo.

Por otra parte, la variación de la altura (H) no incide de forma significativa en el comportamiento de la llave de corte, salvo por la disminución de los esfuerzos de flexión en la base, al aumentar su altura. Este resultado no es intuitivo y permite confirmar que el bajo aporte de la flexión al comportamiento de la llave no guarda relación con su altura. Esto también permite descartar la hipótesis de la llave de corte actuando como viga en voladizo. Por último, se obtiene que un aumento considerable del espesor del *grout*, tampoco produce cambios importantes en la respuesta global y local del sistema.

Los resultados del análisis paramétrico están acotados por las dimensiones seleccionadas en los modelos. Una gama más amplia de especímenes y configuraciones permitiría una mejor caracterización de la influencia de estas variables geométricas en la respuesta del sistema.

CAPÍTULO 5. CONCLUSIONES

En este capítulo se exponen las conclusiones del estudio realizado y sus respectivas limitaciones, además de consideraciones para futuros análisis. Las conclusiones se elaboran en función de los diversos puntos descritos en capítulos anteriores, mientras que las limitaciones se basan en supuestos realizados para la modelación y en fenómenos observados en los ensayos experimentales citados (como la rotura del acero y el aplastamiento del hormigón) y durante el 27-F (como el daño en pedestales y en pernos de anclaje), que no son reproducidos por los modelos de elementos finitos utilizados. Por otro lado, los futuros análisis son mencionados en función de las limitaciones del presente estudio y de la posibilidad de extender su alcance para analizar problemas de mayor complejidad numérica, tomándolo como punto de partida.

Este trabajo consistió en el estudio de llaves de corte de acero en cruz, para placas base de columnas. En primer lugar, se realizó una recopilación de antecedentes, incluyendo la normativa chilena vigente (INN, 2003), la principal referencia para el cálculo de estos elementos (AISC, 2003) y el trabajo experimental sobre llaves de corte en cruz (Palma, 2008) cuyos resultados entran en conflicto con la referencia mencionada. Con el propósito de analizar de mejor forma esta problemática no resuelta, se propuso el desarrollo de un modelo de elementos finitos para la conexión entre la base de una columna de acero y la fundación de hormigón que incluya la llave de corte y su interacción con el hormigón circundante, considerando las no linealidades del problema, para después calibrar dicho modelo utilizando los datos experimentales existentes.

Una vez calibrados los modelos, se realizaron los análisis, los cuales se centraron en la identificación del modo de falla predominante de la llave de corte y del sistema, en base a distintos análisis globales y locales de los elementos del conjunto resistente.

Finalmente, tomando como base los modelos calibrados y teniendo en cuenta los análisis previos, se realizó un análisis paramétrico con algunas variables geométricas de la llave de corte, en particular su espesor (t) y altura (H). El objetivo de este análisis fue extender los resultados previos, analizando cómo influye la variación de estos parámetros en la respuesta del sistema.

A continuación se describen las conclusiones, siguiendo la secuencia antes descrita.

5.1 Modelos calibrados

Los modelos desarrollados son elaborados desde cero, teniendo que definir la geometría, contactos, el mallado, propiedades de los materiales, condiciones de apoyo, solicitación y otras opciones adicionales. La geometría se basa en el montaje experimental citado (Figura 2.3), aprovechando su simetría para incluir solo la mitad del sistema en la modelación. Los contactos se definen para compatibilizar la interacción entre sus partes, considerando que existe fricción entre los elementos de concreto y de acero. El coeficiente de fricción de estos contactos es calibrado. La mayoría de las propiedades de los materiales utilizados en los modelos se obtienen del trabajo experimental citado, excepto la resistencia a compresión del *grout* y la pendiente de endurecimiento del acero de la llave de corte, que son propiedades que se calibran. Las condiciones de apoyo son incluidas para reproducir la configuración del montaje real, tanto por la condición de simetría mencionada, como por su apoyo en la base del bloque. La solicitación es aplicada mediante desplazamientos controlados monotónicamente crecientes. Por último, las opciones adicionales seleccionadas, guardan relación con el tratamiento del problema numérico en el programa de elementos finitos utilizado (*ANSYS Workbench*).

Una vez definidas las opciones más relevantes en los modelos, se comienza con la calibración, la cual consistió de un largo proceso de prueba y error, en donde se identifican los parámetros que mayor influencia tienen en la respuesta global del sistema. De esta forma, comparando las curvas carga vs desplazamiento obtenidas de los ensayos experimentales con las obtenidas de los modelos numéricos, las cuales caracterizan la respuesta global del sistema en ambos casos, se determinan los valores que producen un mejor ajuste entre ambas curvas.

La configuración de mejor ajuste fue determinada para el primer modelo desarrollado, pero se confirma al ser extendida a los dos restantes, obteniendo también un buen ajuste entre los resultados experimentales y los numéricos. Utilizando los tres modelos calibrados, una serie de análisis globales y locales son llevados a cabo con el fin de caracterizar el comportamiento del sistema resistente e identificar su modo de falla más probable. En los siguientes puntos se plantean las conclusiones más importantes de cada análisis realizado:

5.1.1 Calibración modelo de elementos finitos

La calibración de los modelos de elementos finitos se realizó mediante el ajuste del comportamiento global del sistema resistente, el cual es caracterizado por las curvas carga versus desplazamiento elaboradas. De esta manera, mediante un proceso iterativo, parámetros del modelo fueron modificados con el objetivo de encontrar los que mayor incidencia tuviesen en la respuesta global. Así, se identificó que el coeficiente de fricción entre los elementos de concreto y acero, la pendiente de endurecimiento del acero y la resistencia del *grout*, son los parámetros que influyen en mayor medida en el sistema. El ajuste de las curvas es evaluado por su forma en el tramo lineal y no lineal de respuesta, por su rigidez en el tramo lineal, por su límite lineal y por el valor último que éstas alcanzan, tanto en fuerza como en desplazamiento. También se nota que los parámetros calibrados, modifican principalmente la respuesta en el tramo no lineal, manteniéndose prácticamente constante el tramo lineal al cambiar sus respectivos valores.

El valor del desplazamiento total aplicado, se determina mediante tanteos para que el método numérico converja, encontrando la solución en cada uno de los pasos aplicados. Así, los valores encontrados para cada modelo son los máximos desplazamientos que pueden ser aplicados, sin que el método numérico utilizado en el programa presente problemas de convergencia. A pesar de que en ningún caso se logró aplicar el desplazamiento total registrado en los ensayos experimentales, el nivel de desplazamiento aplicado permite caracterizar de forma correcta el comportamiento del sistema, para analizar su respuesta global y local. El hecho de que los desplazamientos aplicados en los modelos, sean menores que los registrados en los ensayos citados, sugiere que el sistema no estaría llegando a su falla global, y que los problemas de convergencia guardan relación con una importante distorsión de los elementos finitos que discretizan los cuerpos sólidos del modelo. Estos problemas de convergencia escapan de los alcances del trabajo, por lo que las razones de su ocurrencia no son analizadas.

Debido a que el objetivo central del trabajo, es analizar el comportamiento de la llave de corte, los ensayos que se seleccionaron para la calibración, presentan la falla en el acero y no en el hormigón.

Las curvas obtenidas de los modelos desarrollados, presentan un buen ajuste con la evidencia experimental, tanto en su forma, como al comparar ciertos valores puntuales, observándose un comportamiento dúctil, con un gran porcentaje de la deformación ocurriendo en el tramo no lineal de respuesta. A partir de esto, se puede concluir que los modelos elaborados, con su configuración, sus supuestos y simplificaciones, reproducen de forma adecuada la respuesta real del sistema analizado, por lo que se toman como base para los análisis posteriores.

Cabe mencionar que los elementos finitos utilizados en la modelación corresponden a elementos sólidos 3D con funciones de interpolación lineales, es decir, sin nodos intermedios en sus aristas. Se toma esta opción ya que la respuesta global del modelo se ajusta de mejor forma a las curvas de los ensayos. Sin embargo, esta elección está supeditada a la variabilidad inherente del proceso de modelación numérica, en donde supuestos son considerados y donde se puede conocer, observar y caracterizar, solo parcialmente el comportamiento del sistema real, según ciertos criterios. Así, se determina que al utilizar este método, el tipo de elementos finitos utilizados y su respectivo mallado, es crucial para la obtención de un resultado aceptable y coherente, el cual en este caso en particular, es obtenido utilizando elementos finitos con funciones de interpolación lineales.

5.1.2 Modo de falla

La conclusión más importante de este estudio es la identificación del modo de falla predominante de la llave de corte y del sistema analizado, el que corresponde a la fluencia al corte en la sección transversal de la base de la llave. Esto permite descartar la ocurrencia de la fluencia a flexión en la base de la llave, que corresponde al modo de falla principal considerado en la referencia más utilizada en la práctica ingenieril actual.

5.1.2.1 Fluencia a flexión en la base

El modo de falla asociado a la fluencia en la flexión en la base de la llave y que asume a ésta actuando como una viga en cantiléver, es el modo de falla sugerido en la referencia más utilizada actualmente para el cálculo de llaves de corte.

En el presente trabajo este modo de falla no es observado para las llaves de corte tipo cruz, que son las más utilizadas a nivel nacional, en los diversos análisis del comportamiento global y local del sistema resistente. Desde un punto de vista global, los esfuerzos que predominan son los de corte, ilustrados mediante las curvas carga versus desplazamiento utilizadas en la calibración. Los esfuerzos de flexión se obtienen del modelo de elementos finitos, como reacción en la base de la llave de corte, siendo su magnitud importante, pero nunca superando el momento plástico de la sección transversal. Lo más relevante con respecto a estos esfuerzos, es su evolución a medida que la llave de corte se deforma. La flexión aumenta de forma lineal hasta un nivel bajo de deformación (entre un 4.4% y un 7.6%), para luego llegar a su máximo y comenzar a decrecer hasta su valor último. De ocurrir este tipo de falla, las curvas deberían mantenerse constantes después del máximo o aumentar, pero no decrecer, por lo que desde un punto de vista global, este modo de falla no tendría lugar en el sistema analizado.

Desde un punto de vista local, en primer lugar se analizan las deformadas de las llaves, las que se caracterizan por su deformación al corte. La ocurrencia de la falla por flexión supone a la llave actuando como viga en voladizo. Para alcanzar el nivel tensional en la base, que provoque la fluencia a flexión de la sección transversal, la llave de corte debería presentar deformaciones importantes en su zona inferior embebida en el bloque, lo que no se observa en los modelos, ya que la llave se encuentra confinada por los elementos de concreto. Su deformación se concentra principalmente en la base, donde está en contacto con la placa base. Estas observaciones coinciden con la evidencia experimental disponible.

Para analizar el comportamiento a flexión de la llave, se inspeccionan las tensiones axiales en la dirección Z. De los perfiles de tensiones, se observa que las porciones del elemento que superan a la tensión de fluencia del material son muy acotadas, por lo que el modo de falla asociado a la fluencia a flexión en la base no tendría lugar. Por otra parte, hay zonas en donde se producen grandes compresiones en la llave, lo que sugiere pandeo en el elemento, sin embargo, esto no ocurre debido al confinamiento que ejercen los elementos de concreto, impidiendo que el ala comprimida se deforme fuera de su plano (Figura 4.19). Se observa además un cambio de curvatura en el perfil de tensiones axiales (Figura 4.14 y Figura 4.15) en la zona de la altura cercana a su base, lo que tampoco es consistente con la hipótesis de viga en voladizo.

El cambio de curvatura del perfil de tensiones axiales, implica que la hipótesis de Bernoulli para el cálculo de la flexión no se cumpliría para este elemento, en el que se observa una importante concentración de tensiones en la vecindad de su sección transversal en contacto con la placa base. Esto explicaría lo erróneo de considerar a la llave de corte actuando como una de viga en voladizo y su modo de falla principal como la fluencia a flexión en la base.

La consecuencia más importante de considerar este modo de falla en el diseño, es que se obtienen elementos más robustos, es decir, llaves de mayor espesor para resistir una sollicitación dada, que al considerar el modo de falla por fluencia al corte. Desde un punto de vista de la llave de corte esto no es perjudicial, ya que su resistencia aumenta al considerar un espesor mayor, pero viendo el comportamiento del conjunto, un aumento en el espesor de la llave, hace que ésta sea más rígida y tome más carga, lo que implica que el sistema podría estar sometido a sollicitaciones mayores que las previstas y generar una falla frágil al aumentar el nivel tensional en el bloque de hormigón, produciéndose primero la falla en la fundación en vez de ocurrir en el elemento de acero, lo que no es deseable.

De esta forma, se concluye que al no observarse el modo de falla por fluencia a flexión, continuar considerando este criterio para el diseño de llaves de corte tipo cruz, podría tener un impacto negativo en la respuesta estructural real del sistema resistente.

5.1.2.2 Fluencia al corte en la sección transversal

El modo de falla asociado a la fluencia al corte en la sección transversal de la base de la llave, corresponde al modo de falla predominante identificado en este trabajo y que también coincide con la evidencia experimental reciente citada.

Desde un punto de vista global, el comportamiento del sistema está controlado por los esfuerzos de corte, ilustrado mediante las curvas carga versus desplazamiento. Éstas presentan un tramo lineal bien definido, donde se produce el mayor aumento de esfuerzos, hasta llegar al límite lineal para un desplazamiento alrededor del 4%, con respecto al total aplicado, lo que evidencia su importante ductilidad. Lo más relevante del análisis global es el buen ajuste que existe entre la resistencia nominal calculada según este modo de falla y los esfuerzos de corte últimos que se obtienen de los modelos.

El promedio entre los cortes de los modelos calibrados y la resistencia nominal en cada caso, es de 1.2 con una desviación estándar del 5.2%, lo que confirma la buena predicción de resistencia del modo de falla identificado. Además, la resistencia de los modelos es mayor que la nominal, por lo que se está por el lado seguro en términos del cálculo.

Desde un punto de vista local, en primer lugar se analizan las deformadas de las llaves, las que se caracterizan por su deformación al corte (Figura 4.1 y Figura 4.2) y que coinciden en su forma con la deformación de los especímenes ensayados (Figura 2.19, Figura 2.22 y Figura 2.25).

Para analizar el comportamiento tensional de la llave, se inspeccionan las tensiones de corte en YZ y las tensiones de Von Mises. De los perfiles de tensiones de corte (Figura 4.10), se observa que los máximos se alcanzan en toda la sección transversal de la base y que su valor coincide con la tensión de fluencia al corte ($\tau_y = 183MPa$). Además, el límite lineal de la tensión máxima de corte en YZ coincide con el límite lineal de la respuesta global, lo que indica que el inicio de la incursión no lineal del sistema, está determinado por el cortante puro en la base de la llave. Por otro lado, del perfil de tensiones de Von Mises (Figura 4.20), también se observa que los máximos son alcanzados en toda la base de la llave de corte y que su valor coincide con la tensión de fluencia del material ($f_y = 317MPa$), lo que indica que toda la sección transversal está fluyendo. De la similitud entre estos dos perfiles, se deduce que la mayor parte de la sollicitación de la llave, se debe al corte puro en el sistema.

Debido a la limitante de considerar una ley constitutiva elasto-plástica perfecta, se inspeccionan las deformaciones equivalentes plásticas (Figura 4.22), obteniendo que la plastificación ocurre solo en la vecindad de la base de la llave, y que el resto del elemento está bajo el límite lineal de respuesta. A pesar de esto, la importante concentración de deformaciones en las esquinas de la llave, en particular en las alas paralelas al eje X de la Figura 4.22, sumado a las observaciones de las tensiones presentes en el elemento, sugieren que la llave de corte está llegando a su estado límite y que se encuentra cerca de la falla.

Finalmente, de los resultados anteriores y de la evidencia experimental reciente, es posible concluir que es necesario realizar modificaciones en la metodología actual de diseño para las llaves de corte tipo cruz.

5.1.3 Comportamiento del hormigón y del grout

La conclusión más importante con respecto al comportamiento de los elementos de concreto, es que si bien su nivel tensional, caracterizado mediante sus tensiones principales, sugiere daño en los elementos, éste no afectaría la integridad estructural del sistema, permitiendo que el modo de falla asociado a la llave de corte ocurra primero que el asociado a la rotura del hormigón, asegurando un comportamiento dúctil en el sistema. Estos resultados además son consistentes con la evidencia experimental considerada.

El modo de falla asociado al hormigón no es reproducido en los modelos de elementos finitos elaborados, sin embargo, al ser incluidos para generar las condiciones de borde apropiadas para la llave de corte, su comportamiento debe ser revisado. Así, se realiza un análisis tensional de los elementos, comparando sus tensiones principales con sus respectivos parámetros de resistencia a compresión y a tracción.

Para el bloque de hormigón se observa que la mayor parte de la tensión y deformación se concentra en la zona de la casilla, en donde la llave de corte va embebida (Figura 4.29). En ésta se alcanzan tensiones de compresión importantes, las que sugieren aplastamiento. Sin embargo, al inspeccionar las tensiones principales de compresión (Figura 4.33), se observa que las porciones del elemento, cuyas tensiones sobrepasan su resistencia a compresión, son localizadas, por lo que no afectarían la integridad estructural del elemento. De forma análoga se inspeccionan las tensiones principales de tracción, las que indican la ocurrencia de fisuración (Figura 4.31). En este caso, se asume que el bloque de hormigón armado resistiría en una configuración real este nivel de tensiones por tres razones: la primera y al igual que en el caso anterior, es que estas tensiones se encuentran en porciones localizadas del elemento, la segunda porque las tensiones de tracción no superan ampliamente su tensión de rotura a tracción y la última, porque los refuerzos de acero se encargarían de resistir la tracción cuando el hormigón se fisure en el sistema real. En este último punto es el que se basa el buen comportamiento estructural del hormigón armado, por lo que se considera adecuado asumirlo en el presente estudio.

Para complementar el análisis realizado con las tensiones principales, se inspeccionan las tensiones de Von Mises, que sirven para dar cuenta del nivel tensional presente en el elemento.

Por como es definida la ley constitutiva del bloque y del *grout*, que corresponde a una ley con comportamiento elasto-plástico perfecto, el elemento está impedido de superar la tensión de Von Mises definida como tensión de fluencia, que en este caso se impone como su respectiva resistencia a compresión ($f'_c = 34MPa$ para la llave N°1 y $f'_c = 26MPa$ para las llaves N°4 y N°6). A pesar de esto, el nivel tensional del bloque puede ser caracterizado, en función de cómo las tensiones se distribuyen en el cuerpo sólido. Así, una concentración de tensiones importante en sectores localizados, permite afirmar que de existir daño en el elemento, también sería localizado. De esta manera, al inspeccionar los perfiles de tensiones de Von Mises del bloque en cada caso (Figura 4.36), se observa que las porciones cuyas tensiones alcanzan la resistencia a compresión del bloque son localizadas. Si a esto se suma la inspección del perfil de deformaciones plásticas equivalentes (Figura 4.37), en donde se observa que la mayor parte del bloque está en el rango lineal de respuesta, es posible afirmar que el daño en el hormigón estaría concentrado en la zona de la casilla, no comprometiendo la integridad estructural del sistema, lo que es consistente con la evidencia experimental citada. El hecho de que las tensiones se concentren en esta zona del bloque refleja su importante rigidez, ya que limita que éstas se propaguen provocando que los elementos finitos aledaños comiencen a incursionar en el rango no lineal.

El análisis del comportamiento del *grout* es análogo al realizado con el bloque de hormigón. Se inspeccionan las deformaciones (Figura 4.40), las tensiones principales (Figura 4.42 y Figura 4.43), comparándolas con sus respectivos parámetros de resistencia (Tabla 4.10), y las tensiones equivalentes de Von Mises (Figura 4.44). La diferencia con respecto al bloque de hormigón, es que el nivel tensional presente en este elemento, sugiere que el daño no es localizado y que podría comprometer su resistencia mecánica, lo que es consistente con los daños reportados para el 27-F y descritos en el punto 2.1.4. Sin embargo, al verse confinado el *grout* en su zona inferior por el bloque y en su zona superior por la placa base, el daño en este elemento tampoco produciría la falla del sistema, permitiendo que éste se siga cargando. Esto se puede observar en las curvas de los ensayos (Figura 2.18, Figura 2.21 y Figura 2.24), donde la resistencia siempre es creciente, no siendo evidente la influencia del daño en el *grout*, en la respuesta del sistema resistente.

De esta forma, del análisis del comportamiento de los elementos de concreto, se confirma la validez de los supuestos y simplificaciones realizadas para su modelación, como la elección de la ley constitutiva con comportamiento elasto-plástico perfecto, idéntico para tracción y compresión, y la no inclusión del daño. Además, se observa que éstos reproducen de forma adecuada las condiciones de borde para la llave de corte y la placa base, como lo hacen para las bases de columnas reales, lo que corresponde al objetivo principal de incluirlos en los modelos.

5.1.4 Influencia parámetros calibrados

Durante la calibración del modelo de elementos finitos, se determinan los parámetros que mayor influencia tienen en la respuesta global del sistema. Además, se encuentra la configuración, es decir, los valores de estos parámetros que generan un mejor ajuste entre los ensayos experimentales y los modelos numéricos desarrollados. La conclusión más importante de este análisis, es confirmar el carácter conservador de los puntos con respecto al diseño de bases de columnas de la normativa chilena actual (INN, 2003), descritos en el punto 2.1.1, además de plantear ciertas recomendaciones para el diseño, basándose en estos resultados.

5.1.4.1 Coeficiente de fricción

De los análisis se puede concluir que un coeficiente de fricción mayor, tiene un efecto negativo en la respuesta global del sistema, ya que si bien aumenta la resistencia total, disminuye la carga que toma la llave de corte y su respectivo aporte porcentual al sistema, lo que implica que el bloque de hormigón es más solicitado, aumentando su nivel tensional y siendo más probable que presente daño. Por otro lado, si se considera para el cálculo un coeficiente de fricción mayor que el real, la llave de corte se estaría llevando más carga que la considerada, lo que podría provocar un sub dimensionamiento del elemento.

En el punto 8.6.5 de la norma chilena (Tabla 2.1): *“El diseño de los elementos de anclaje al corte no debe contemplar el roce entre la placa base y la fundación”*, se nota su carácter conservador, ya que el coeficiente de fricción aumenta la resistencia del sistema, por lo que no considerar su aporte, impone que toda la fuerza sea resistida por la llave de corte, subestimando la resistencia total del sistema, además de evitar el problema mencionado en el párrafo anterior.

En las bases de columnas, el desarrollo de la fricción está sujeto a la compresión axial que ejerce la columna sobre la placa base. Este efecto es logrado en los modelos mediante la condición de borde en la placa base, que impide la deformación en los ejes X y Z, generando una reacción de compresión en la placa base, que se traduce en esfuerzos de compresión sobre el bloque y el *grout*, permitiendo el desarrollo de resistencia al corte por fricción en el sistema, lo que se evidencia en las curvas utilizadas para la calibración (Figura 4.51). Sin embargo, las solicitaciones reales, sobre todo las sísmicas, no son monótonas crecientes y también cambian de sentido, por lo que este aumento de resistencia al corte por fricción, no estaría asegurado en toda la superficie de contacto entre los elementos de concreto y de acero.

De esta forma, se puede concluir que si bien un aumento en la fricción, produce un incremento en la resistencia del sistema analizado, de las observaciones y resultados previos se determina que no es recomendable considerar su aporte para el diseño de las llaves de corte.

5.1.4.2 Pendiente de endurecimiento del acero

De los análisis realizados, se puede concluir que dado el enfoque del problema, el cual pretende identificar el modo de falla y calcular su respectiva resistencia, el considerar una ley constitutiva sin endurecimiento para el acero, resulta adecuado por el buen ajuste que produce con los datos experimentales y además porque es una consideración conservadora, en términos del diseño de las llaves de corte, al subestimar su resistencia post fluencia.

Otra conclusión que se desprende del análisis de la influencia de la pendiente de endurecimiento del acero, es notar que la deformación unitaria última que se ingresa en el programa, para definir la ley constitutiva, influye en los resultados, en la medida que el segundo tramo de la curva bilineal tenga una pendiente. Como este no es el caso de los modelos calibrados, la deformación última definida previamente ($\epsilon_u = 0.3$, Tabla 3.3), no tiene ninguna incidencia en los resultados; el elemento se deforma indefinidamente a carga constante.

Finalmente, de los alcances y objetivos del presente trabajo, se concluye que no considerar la pendiente post fluencia del acero de la llave de corte, es la mejor opción para el análisis de este elemento y del sistema en su conjunto.

5.1.4.3 Resistencia a compresión del grout

De los análisis se puede concluir que un aumento de la resistencia del *grout*, tiene un efecto positivo en la respuesta global del sistema, ya que aumenta la resistencia total del sistema, la resistencia de la llave de corte y el aporte relativo de la llave al sistema en su conjunto. Por otro lado, al aumentar el valor de este parámetro, disminuye la porción del elemento cuyas tensiones principales están por sobre la resistencia a compresión del material, lo que produciría menos daño en un montaje real.

En el punto 8.6.4 de la norma chilena (Tabla 2.1): “*En el diseño de la placa de corte no se debe considerar la resistencia del mortero de nivelación*”, se nota su carácter conservador, ya que el aporte del *grout* efectivamente aumenta la resistencia del sistema, por lo que no considerar su efecto, impone que toda la fuerza sea resistida por la llave de corte, subestimando la resistencia total del conjunto.

Desde un punto de vista del cálculo estructural, el aumento de la resistencia del *grout* tiene un efecto positivo en el comportamiento del sistema resistente. Sin embargo, este material, también cumple un rol constructivo en el montaje de las columnas en sus respectivas bases. Así, su colocación y su respectivo desarrollo de resistencia, está sujeto a la variabilidad inherente del proceso constructivo, por lo que el completo desarrollo de su resistencia mecánica, no siempre estaría asegurado.

De esta forma, se puede concluir que si bien un aumento en la resistencia del *grout*, produce un incremento en la resistencia del sistema analizado, de las observaciones previas se determina que no es recomendable considerar su aporte para el diseño de las llaves de corte.

5.2 Análisis paramétrico

El análisis paramétrico desarrollado tiene como propósito extender la aplicación de los modelos de elementos finitos utilizados, al analizar la influencia del espesor (t) y la altura (H) de la llave de corte, en la respuesta del sistema resistente. La caracterización del comportamiento es análoga a la realizada con los modelos calibrados, tanto a nivel global como local.

La conclusión más relevante de este análisis consiste en que el espesor (t) de la llave de corte, es la variable geométrica que incide en mayor medida en la respuesta del sistema, lo que es consistente con el modo de falla identificado. La variación de la altura (H) por su parte, no provoca cambios importantes en el comportamiento de los elementos, así como tampoco el aumento del espesor del *grout* (G).

5.2.1 Espesor de la llave de corte (t)

De los análisis realizados es posible concluir que un aumento en el espesor (t) de la llave de corte, provoca un incremento neto en su resistencia al corte y en consecuencia, genera un aumento en la resistencia total del sistema. El aporte relativo de la llave de corte a la resistencia del conjunto se mantiene prácticamente constante, lo que implica que el incremento de la resistencia del conjunto, se debe exclusivamente al aumento de resistencia en la llave.

La conclusión más importante del análisis de este parámetro, es el buen ajuste que existe entre la resistencia nominal calculada según el criterio de fluencia al corte en la sección transversal de la llave, y los resultados numéricos de los modelos, lo que confirma la buena predicción de resistencia del modo de falla identificado. De las curvas en donde se observa esto (Figura 4.70), también se nota un ajuste más preciso para las llaves con mayor espesor, lo que sugiere incluir en la fórmula de la resistencia alguna modificación futura que refleje este efecto.

Por otra parte, la variación del espesor (t) de la llave, no influye de forma significativa en el estado tensional de la llave de corte, ni de los elementos de concreto. Tampoco modifica su comportamiento flexural, a pesar de que se observan mayores momentos en la base mientras más robusta sea la sección transversal.

Además de las observaciones de este análisis con respecto a la flexión y de los resultados previos, es posible concluir que estos momentos en la base de la llave, responden a los esfuerzos normales que se generan por la restricción de desplazamiento de la placa base en Z, más que por un fenómeno de flexión pura, pensando a la llave actuando como una viga en voladizo.

5.2.2 Altura de la llave de corte (H)

De los análisis se puede concluir que un aumento en la altura (H) de la llave de corte no influye en la ocurrencia del modo de falla predominante identificado. Debido al acople que existe entre el aumento de la altura (H) y del espesor del *grout* (G), se determina que éste último tampoco genera cambios relevantes en la respuesta global tanto para la llave de corte, como para el sistema en su conjunto. Un resultado curioso de este análisis, corresponde a la disminución de los momentos en la base al aumentar su altura, lo que no resulta intuitivo y que además permite confirmar que el bajo aporte de la flexión en la respuesta de la llave, no tiene relación con su altura (H). El descarte de la hipótesis de la llave de corte actuando como viga en cantiléver, también es consistente con esos análisis. Además se concluye que un importante aumento en el espesor del *grout* (G), no genera una disminución significativa en el nivel tensional que experimenta este elemento, siendo más relevante en su comportamiento la resistencia a compresión asignada que su espesor.

Por último, otra conclusión que se obtiene al variar la altura (H), es que la deformación de la llave de corte, no se concentra precisamente en todo el espesor del *grout* (G), como se sugiere en el trabajo experimental citado (Palma, 2008), si no que más bien se concentra en la vecindad de su sección transversal en contacto con la placa base (Figura 4.80), por lo que un aumento en la altura no modifica como se deforma la llave en su base, donde ocurre la fluencia.

5.3 Limitaciones y futuros análisis

Las principales limitaciones del estudio realizado guardan relación con el modelo de elementos finitos utilizado y con los fenómenos que éste no reproduce, por lo que en las conclusiones expuestas anteriormente, se establecen criterios para evaluar la validez de los resultados obtenidos y de los análisis realizados. Las limitaciones de los modelos de elementos finitos se enumeran a continuación:

- No se modelan los fenómenos de fisuración, ni de aplastamiento en los elementos de concreto, por lo que el daño y la degradación de estos materiales no es reproducida por el modelo numérico.
- No se modelan los fenómenos de rotura en los elementos de acero, por lo que la degradación de este material y su posible daño, no es reproducido por el modelo numérico.
- Los análisis realizados son de carácter monotónico, por lo que la respuesta del sistema ante sollicitaciones cíclicas no es reproducida por el modelo numérico.
- El bloque de hormigón es considerado como un material uniforme, no incluyéndose las barras de refuerzo, por lo que el efecto de éstas en la respuesta, no es reproducido por el modelo numérico.
- Los pernos de anclaje no son incluidos en la geometría, por lo que su efecto en la respuesta del sistema no es reproducido por el modelo numérico.

Por otra parte, la principal limitación del análisis paramétrico corresponde a la cantidad limitada de configuraciones analizadas, acotando los resultados obtenidos, las conclusiones expuestas y sus respectivas implicancias en el diseño.

Los futuros análisis tienen relación con las limitaciones del presente estudio, y con su posible extensión, realizando una mejor y más compleja caracterización del sistema resistente, para reproducir de manera más precisa el comportamiento real de las llaves de corte y de las bases de columnas. A continuación se enumeran posibles modificaciones y extensiones del presente estudio:

- Incluir en la modelación el modo de falla asociado al hormigón, reproduciendo los fenómenos de aplastamiento y fisuración en los elementos de concreto, permitiendo que éstos se dañen y dejen de aportar resistencia al sistema.
- Aplicar solicitaciones que reproduzcan la interacción de los esfuerzos de flexión, de corte y axiales, que se generan en las placas bases de columnas.
- Aplicar solicitaciones de carácter cíclico y/o considerar algún análisis sísmico que permita analizar la respuesta del sistema ante estos eventos.
- Refinar la geometría del modelo, incluyendo las barras de refuerzo en el bloque que representa la fundación de hormigón armado e incluir los pernos de anclajes que conectan la placa base con los elementos de concreto.
- Incluir la degradación de los materiales, para observar el comportamiento del sistema después que sus elementos presenten algún grado de daño.

De esta forma, las conclusiones de este estudio están limitadas, por ahora, por los alcances de los modelos utilizados. A pesar de esto, se cumplió con el objetivo planteado en un principio, desarrollando un modelo numérico relativamente simple, con el cual se obtuvieron resultados aceptables y consistentes con la evidencia experimental existente.

BIBLIOGRAFÍA

1. ACI 318-08 (2008). “*Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*”, Committee 318, American Concrete Institute, EE.UU.
2. ACI 349-01 (2001). “*Code Requirements for Nuclear Safety Related Concrete Structures*”, Committee 349, American Concrete Institute, EE.UU.
3. Aguirre, C. (2012). “*Non linear behavior of shear lugs and Steel buildings response*”, *Proceedings of the 7th International Workshop on Connections in Steel Structures – CONNECTIONS VII 2012*, 30 Mayo – 2 Junio 2012, Timisoara, Rumania.
4. Aguirre, C. y Palma, I. (2009). “*Shear lugs for column bases*”, *Proceedings of the 6th International Conference on Behavior of Steel Structures in Seismic Areas – STESSA 2009*, 16 – 20 Agosto 2009, Philadelphia, Pennsylvania, USA.
5. AISC (2003). De Wolf, J. and Bicker, D. “*Column Base Plates*”, *AISC Steel Design Guide Series N°1*, American Institute of Steel Construction. Chicago, Illinois, pp. 30-32.
6. AISC (2010a). “*Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*”, American Institute of Steel Construction. Chicago, Illinois.
7. ANSYS (2012). *Workbench Version 14.0 on-line user´s manual*; License of University of Chile.
8. Hognestad, E., Hanson, N.W. and McHenry, D. (1955). “*Concrete stress distribution in ultimate strength design*”, *ACI Journal Proceedings*, Vol.52, N°12, pp. 455-479.
9. INN (2003). “*NCh2369 Of. 2003. Diseño Sísmico de Estructuras e Instalaciones Industriales*”, Instituto Nacional de Normalización. Santiago, Chile.
10. Massone, L. (2010). Apuntes de cátedra del curso “*Hormigón Estructural*”, código CI4201, Departamento de Ingeniería Civil, Universidad de Chile. Santiago, Chile.
11. Montecinos, R., Herrera, R., Verdugo, A. y Beltrán, J.F. (2012). Estructuras Industriales, Capítulo 10, “*M_w=8.8 Terremoto en Chile 27 Febrero 2012*”, Departamento Ingeniería Civil, Universidad de Chile. Santiago, Chile.
12. Palma, I. (2008). “*Estudio experimental de llaves de corte en cruz*”, Tesis de Magister, Universidad Técnica Federico Santa María. Valparaíso, Chile.

13. Popovics, S. (1973). "A Numerical approach to the complete stress strain curve for concrete", *Cement and concrete research*, Vol. 3, pp.583-599.
14. Rotz, J.V. and Reifschneider, M. (1989). "Combined Axial and Shear Capacity of Embedments in Concrete", *10th International Conference, Structural Mechanics in Reactor Technology*, Anaheim, Ca.
15. Salmon, C.G. and Johnson, J.E. (1996). "Steel Structures: Design and Behavior, Emphasizing Load and Resistance Factor Design", 4th edition, HarperCollins College Publishers, pp. 47.
16. Timoshenko, S.P. and Young, D.H. (1970). "Elementos de Resistencia de Materiales", Vols. I y II, Espasa-Calpe, Madrid, pp. 145-146.

ANEXO A

GEOMETRÍA MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

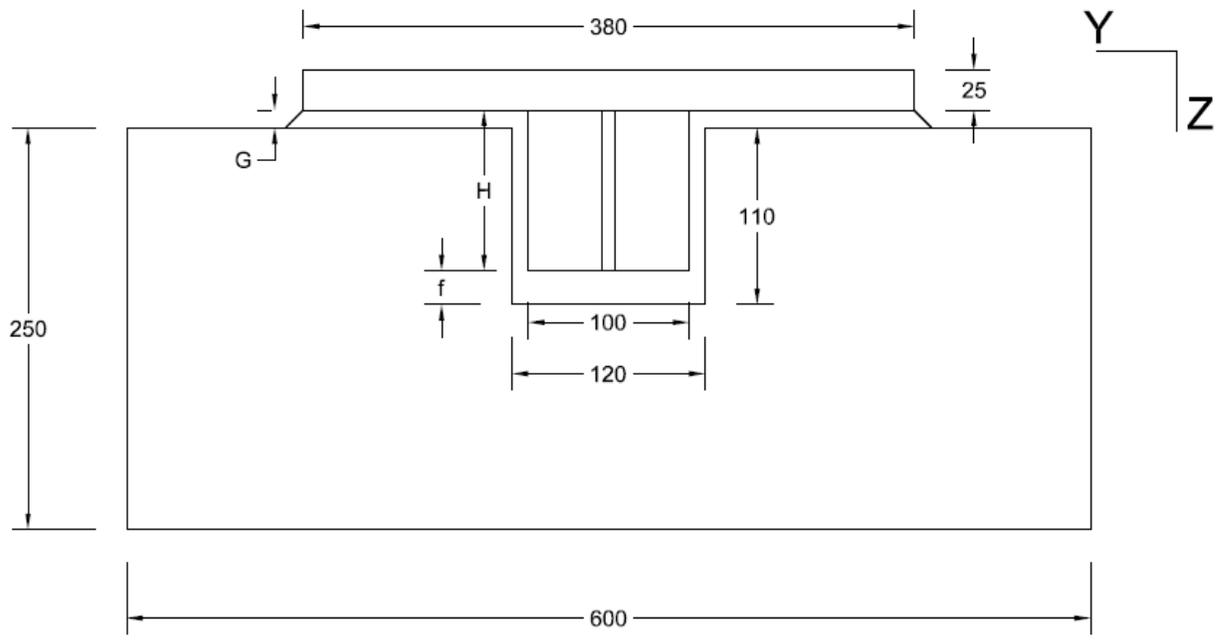


Figura A.1: Geometria modelos de elementos finitos, vista lateral

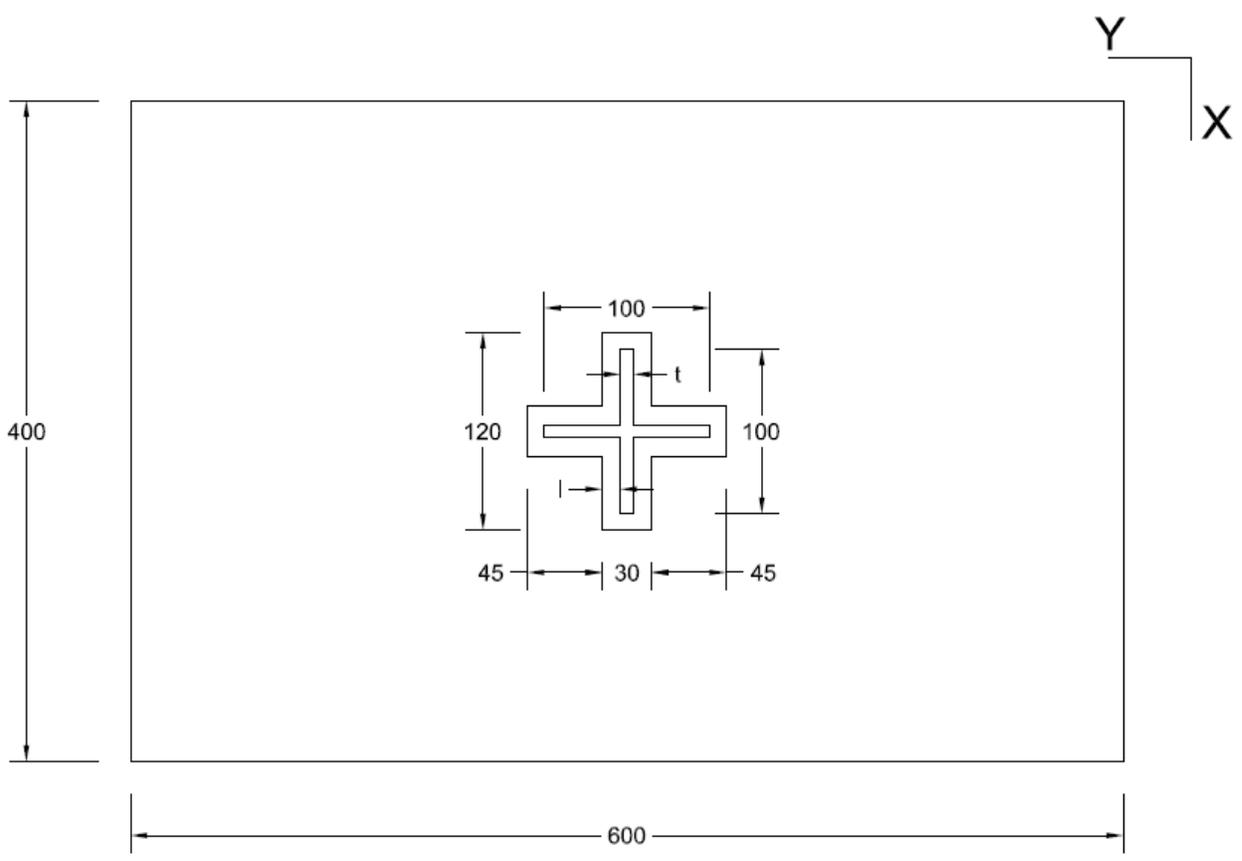


Figura A.2: Geometria modelos de elementos finitos, vista en planta

Tabla A.5.1: Resumen parámetros geométricos de modelos de elementos finitos

Llave de corte	Modelo	H (mm)	W (mm)	t (mm)	G (mm)	f (mm)	l (mm)
N°1	Calibrado	100	100	5	8	18	12,5
	t1	100	100	6	8	18	12,0
	t2	100	100	7	8	18	11,5
	H1	120	100	5	28	18	12,5
	H2	140	100	5	48	18	12,5
N°4	Calibrado	100	100	8	11	21	11,0
	t1	100	100	9	11	21	10,5
	t2	100	100	10	11	21	10,0
	H1	120	100	8	31	21	11,0
	H2	140	100	8	51	21	11,0
N°6	Calibrado	100	100	12	15	25	9,0
	t1	100	100	14	15	25	8,0
	t2	100	100	16	15	25	7,0
	H1	120	100	12	35	25	9,0
	H2	140	100	12	55	25	9,0