

Universidad Latina de Costa Rica

Faculta de Ingeniería y Tecnologías de Información

Escuela de Ingeniería Civil

Propuesta de trabajo final de graduación para optar por el grado académico de
Licenciado en Ingeniería Civil

***Análisis del comportamiento sismorresistente de conexiones de marcos
regulares de acero estructural conectadas al eje débil de columnas mediante
el método de elementos finitos***

Proponente:

José Arturo Gutiérrez Murillo

Abril 2020

TABLA DE CONTENIDOS

CAPÍTULO I. PROBLEMA Y PROPÓSITO	1
1. Estado actual del objeto de estudio (Antecedentes del problema)	2
2. Planteamiento del problema	6
2.1. Enunciado del problema	6
2.2. Formulación del problema	7
3. Justificación	7
4. Objetivos	9
4.1. Objetivo General	9
4.2. Objetivos específicos	9
5. Alcances y limitaciones	10
5.1. Alcances	10
5.2. Limitaciones	10
6. Delimitaciones	11
6.1. Delimitación espacial	11
6.2. Delimitación temporal	11
CAPÍTULO II. FUNDAMENTACIÓN TEÓRICA	12
1. Acero Estructural	13
1.1. Propiedades del acero estructural	13
1.1.1. Relación de esfuerzo-deformación	13
1.1.2. Resistencia de fluencia	14
1.1.3. Resistencia de tensión	15
1.1.4. Resistencia esperada o probable del material	15
1.1.5. Elasticidad	16
1.1.6. Durabilidad (Resistencia a corrosión)	18
1.1.7. Tenacidad	18
1.1.8. Ductilidad	19
2. Marcos de acero estructural resistentes a momentos	20
2.1. Marcos Ordinarios de momento (OMF)	20
2.2. Marcos Especiales de momento (SMF)	21

2.3.	Marcos Intermedios de momento (IMF)	22
3.	Conexiones de acero estructural	23
3.1.	Clasificación de conexiones	23
3.1.1.	Conexiones simples	25
3.1.2.	Conexiones de momento restringidas (FR)	25
3.1.3.	Conexiones de momento parciales (PR)	25
3.2.	Propiedades de conexiones	26
3.2.1.	Rigidez	26
3.2.2.	Resistencia	28
3.2.3.	Ductilidad	28
4.	Comportamiento cíclico del acero	29
4.1.	Efecto Bauschinger	29
4.2.	Energía histerética	30
4.3.	Fatiga de alto ciclaje	31
4.4.	Fatiga de bajo ciclaje	31
5.	Método del elemento finito	33
5.1.	Introducción al método	33
5.2.	Dominio, elementos y nodos	34
5.3.	Tipos de elementos finitos	35
5.3.1.	Elementos 1D o tipo barra	35
5.3.2.	Elementos 2D o planos	36
5.3.3.	Elementos 3D o sólidos	36
5.4.	Esfuerzos, equilibrio y deformaciones para elementos 3D	37
5.5.	Criterios de falla para materiales	40
5.5.1.	Criterio del esfuerzo cortante máximo (Tresca)	40
5.5.2.	Criterio de energía de distorsión (Von Mises)	41
5.6.	Calidad de malla de elementos finitos	42
5.6.1.	Calidad de elemento	42
5.6.2.	Skewness (Oblicuidad)	43
5.6.3.	Ortogonalidad	45
CAPÍTULO III. MARCO METODOLÓGICO		46
1.	Definición del enfoque y métodos de investigación utilizados	47

2. Sujetos y fuentes de información	50
2.1. Fuentes primarias	50
2.2. Fuentes Secundarias	50
3. Definición de variables: conceptual, operativa e instrumental.	52
4. Instrumentos y técnicas utilizadas en la recopilación de los datos.	55
5. Sustentación de la confiabilidad y la validez de los instrumentos de la investigación.	55
6. Modelado de especímenes virtuales	56
6.1. FF-W	56
6.2. WFP-W	60
6.3. RBS-W.....	64
6.4. Rediseño de conexión WFP-W	68
7. Calibración del programa con propiedades de materiales	73
7.1. Propiedades generales de materiales	73
7.2. Resistencia a fluencia y tensión	74
7.3. Datos de ensayo uniaxial	74
7.4. Curva multilinear de endurecimiento cinemático	77
7.5. Parámetros de vida de los materiales	79
7.6. Parámetros de estrés alternante	81
8. Definición de las condiciones para el análisis.....	82
8.1. Asignación de materiales para cada elemento	82
8.2. Contactos entre elementos	82
8.3. Mallado de elementos.....	84
8.4. Condiciones de frontera (Empotramientos)	86
8.5. Desplazamientos en la punta de la viga.....	86
8.6. Solicitud de solución	89
8.6.1. Deformación total	89
8.6.2. Esfuerzo Equivalente	89
8.6.3. Equivalente plástico.....	90
8.6.4. Prueba de fuerza de reacción.....	91
8.6.5. Prueba de deformación.....	91
CAPÍTULO IV. ANÁLISIS DE RESULTADOS	92

1. Análisis de la malla de elementos finitos para las conexiones modeladas	93
2. Análisis del comportamiento hysterético de las conexiones utilizadas para la calibración.....	96
2.1. Conexiones: FF-W y WFP-W	96
2.2. Conexión RBS-W	105
3. Análisis de las distribuciones de esfuerzos y deformaciones de las conexiones utilizadas para la calibración.....	108
3.1. Conexión FF-W.....	108
3.1.1. Deriva de 0.00375 rad.....	110
3.1.2. Deriva de 0.005 rad.....	111
3.1.3. Deriva de 0.0075 rad.....	112
3.1.4. Deriva de 0.01 rad.....	114
3.1.5. Deriva de 0.015 rad.....	115
3.1.6. Deriva de 0.02 rad.....	116
3.1.7. Deriva de 0.03 rad.....	118
3.1.8. Deriva de 0.04 rad.....	119
3.2. Conexión WFP-W	121
3.2.1. Deriva de 0.00375 rad.....	122
3.2.2. Deriva de 0.005 rad.....	124
3.2.3. Deriva de 0.0075 rad.....	126
3.2.4. Deriva de 0.01 rad.....	127
3.2.5. Deriva de 0.015 rad.....	128
3.2.6. Deriva de 0.02 rad.....	130
3.2.7. Deriva de 0.03 rad.....	132
3.2.8. Deriva de 0.04 rad.....	134
3.3. Comentarios adicionales acerca de la calibración de las conexiones FF-W y WFP-W.....	135
3.4. Conexión RBS-W	139
3.4.1. Deriva de 0.00375 rad.....	140
3.4.2. Deriva de 0.005 rad.....	142
3.4.3. Deriva de 0.0075 rad.....	143
3.4.4. Deriva de 0.01 rad.....	144

3.4.5.	Deriva de 0.015 rad.....	146
3.4.6.	Deriva de 0.02 rad.....	148
3.4.7.	Deriva de 0.03 rad.....	151
3.4.8.	Deriva de 0.04 rad.....	153
3.4.9.	Deriva de 0.05 rad.....	155
4.	Rediseño de conexión WFP-W con viga A992.....	157
4.1.	Resultados del diseño de conexión.....	157
4.2.	Comportamiento histerético de conexión WFP-W rediseñada.....	161
4.3.	Análisis de las distribuciones de esfuerzo y deformación para conexión WFP-W rediseñada.....	163
4.3.1.	Deriva de 0.00375 rad.....	164
4.3.2.	Deriva de 0.005 rad.....	165
4.3.3.	Deriva de 0.0075 rad.....	166
4.3.4.	Deriva de 0.01 rad.....	167
4.3.5.	Deriva de 0.015 rad.....	168
4.3.6.	Deriva de 0.02 rad.....	170
4.3.7.	Deriva de 0.03 rad.....	171
4.3.8.	Deriva de 0.04 rad.....	172
4.3.9.	Derivas de 0.05 rad.....	173
4.4.	Comentarios adicionales de rediseño de conexión WFP-W.....	174
CAPÍTULO V. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....		176
1.	Conclusiones.....	177
1.1.	Programas de elementos finitos.....	177
1.2.	Fase de calibración de conexiones.....	177
1.3.	Conexiones de eje débil y rediseño de conexión WFP-W.....	178
2.	Recomendaciones.....	180
REFERENCIAS.....		181
ANEXOS.....		185
1.	Tabla de valores R_y y R_t para tipos de acero.....	186
2.	Detalles originales de conexiones utilizadas para la calibración.....	187
2.1.	Detalle original de conexión FF-W.....	187
2.2.	Detalle original de conexión WFP-W.....	188
2.3.	Detalle original de conexión RBS-W.....	189

3. Conceptos básicos y parámetros para el diseño de conexiones	190
4. Diseño de conexión WFP-W	194

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1. Valores de C	43
Tabla 2. Clasificación de Skewness según valor.	44
Tabla 3. Fuentes primarias de información.....	50
Tabla 4. Secuencia de carga para calificación de conexiones viga-columna.	54
Tabla 5. Perfiles originales para conexión FF-W.	57
Tabla 6. Conversión de perfiles para conexión FF-W.	57
Tabla 7. Conversión de tipos de acero para conexión FF-W.	59
Tabla 8. Dimensiones de perfiles de conexión WFP-W.	61
Tabla 9. Tipos de acero utilizados en conexión WFP-W.....	63
Tabla 10. Dimensiones de perfiles en conexión RBS-W.....	65
Tabla 11. Dimensiones de perfiles de conexión WFP-W (rediseño).	69
Tabla 12. Tipos de acero utilizados en conexión WFP-W (rediseño).....	70
Tabla 13. Propiedades generales de los materiales	73
Tabla 14. Resistencia de fluencia y tensión de materiales.	74
Tabla 15. Pares ordenados para acero A36.	76
Tabla 16. Pares ordenados de endurecimiento por deformación para acero A36.77	77
Tabla 17. Parámetros de vida para acero A36.....	80
Tabla 18. Parámetros de vida para aceros A572 grado 50 y A992.....	80
Tabla 19. Parámetros de vida para Acero A706 Gd. 60.	81
Tabla 20. Desplazamientos en la punta para conexión FF-W.....	87
Tabla 21. Desplazamientos en la punta para conexión WFP-W.....	88
Tabla 22. Desplazamientos en la punta para conexión RBS-W.....	88
Tabla 23. Desplazamientos en la punta para conexión WFP-W (rediseño).	89
Tabla 24. Información de mallado de conexiones.....	93
Tabla 25. Valores máximos de Skewness para cada conexión.	95
Tabla 26. Propiedades de los materiales utilizadas para el análisis virtual.....	99
Tabla 27. Propiedades de cupones obtenidas posterior al ensayo experimental. 99	99
Tabla 28. Capacidad a flexión de conexiones FF-W y WFP-W a 0.02 y 0.04 radianes.....	104
Tabla 29. Diferencia de tipos de acero de elementos entre conexión WFP-W original y su rediseño	158
Tabla 30. Diferencia de dimensiones de elementos entre conexión WFP-W original y su rediseño.	158
Tabla 31. Diferencia de soldaduras entre conexión WFP-W original y su rediseño.	158
Tabla 32. Diferencia entre momentos probables de viga con acero A36 y A992.159	159

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Tipos de fracturas en conexiones viga-columna antes del terremoto de Northridge.....	2
Figura 2. Conexión WUF-W.....	5
Figura 3. Concentraciones de esfuerzo en la soldadura	5
Figura 4. Ejes fuerte y débil de una conexión viga-columna.....	9
Figura 5. Gráfico esfuerzo-deformación del acero.....	13
Figura 6. Grado de varillas corrugadas	14
Figura 7. Falla de elemento de arriostre por fractura.....	15
Figura 8. Resistencia mínima vs resistencia esperada.....	16
Figura 9. Módulo de elasticidad para distintas aleaciones de acero.....	17
Figura 10. Prueba de tenacidad de Charpy.....	19
Figura 11. Desgarramiento laminar	20
Figura 12. Rótula plástica en marcos de acero estructural.....	22
Figura 13. Deformaciones producidas por momento flexionante.....	24
Figura 14. Curvas momento-rotación ($M-\theta$) para varios tipos de conexiones.....	24
Figura 15. Definición de rigidez de conexión.....	26
Figura 16. Efecto de Bauschinger ante cargas cíclicas.	29
Figura 17. Energía histerética del acero estructural.	30
Figura 18. Amplitud de deformaciones en función de inversiones de carga.....	32
Figura 19. Elementos finitos unidos mediante nodos.	33
Figura 20. Elemento con forma compleja.	34
Figura 21. Sección esférica discretizada.	34
Figura 22. Elementos tipo 1D.	35
Figura 23. Elementos 2D.....	36
Figura 24. Elementos 3D.....	36
Figura 25. Cuerpo tridimensional.....	37
Figura 26. Hexágono de Tresca.	41
Figura 27. Superficie de Von Misses.	42
Figura 28. Métrica de oblicuidad.....	44
Figura 29. Vectores para determinar ortogonalidad.	45
Figura 30. Métodos de Investigación.....	47
Figura 31. Etapas de investigación cuantitativa.....	48
Figura 32. Esquema de trabajo de investigación.....	49
Figura 33. Banco de trabajo experimental.....	53
Figura 34. Banco de trabajo utilizado para la investigación.....	53
Figura 35. Detalle de conexión FF-W.....	56
Figura 36. Dimensiones de rigidizador vertical y placa de cortante para FF-W....	58
Figura 37. Dimensiones de placas de continuidad traseras y frontales para FF-W.	58
Figura 38. Soldaduras de penetración total y de filete en conexión FF-W.	60
Figura 39. Detalle de conexión WFP-W.	61

Figura 40. Dimensiones de placas de continuidad traseras y frontales para conexión WFP-W.	62
Figura 41. Dimensiones de rigidizador vertical y placa de córtate para WFP-W. .	62
Figura 42. Soldaduras de filete en placa de cortante para WFP-W.....	63
Figura 43. Soldaduras de filete en alas de viga para WFP-W.....	64
Figura 44. Detalle de conexión RBS-W.	65
Figura 45. Dimensiones de placas de continuidad traseras y frontales para conexión RBS-W.....	66
Figura 46. Dimensiones de rigidizador vertical y placa de cortante para RBS-W. 66	66
Figura 47. Dimensiones de la zona reducida de la viga para conexión RBS-W... 67	67
Figura 48. Soldaduras modeladas para la conexión RBS-W.....	67
Figura 49. Distancia entre columnas para rediseño de conexión WFP-W.....	68
Figura 50. Detalle de conexión WFP-W (rediseño).	69
Figura 51. Dimensiones de placas de continuidad traseras y frontales para conexión WFP-W (rediseño).	69
Figura 52. Dimensiones de rigidizador vertical y placa de cortante para conexión WFP-W (rediseño).....	70
Figura 53. Detalle de soldaduras de conexión WFP-W, parte 1 (rediseño).....	71
Figura 54. Detalle de soldaduras de conexión WFP-W, parte 2 (rediseño).....	71
Figura 55. Soldaduras modeladas en conexión WFP-W (rediseño).	72
Figura 56. Curva esfuerzo-deformación del acero A36.	74
Figura 57. Curva esfuerzo-deformación del acero A572 grado 50.	75
Figura 58. Curva esfuerzo-deformación del acero A992.	75
Figura 59. Curva esfuerzo-deformación del acero A706 grado 50.	76
Figura 60. Curva de endurecimiento por deformación para acero A36.	77
Figura 61. Curva de endurecimiento por deformación para acero A572 grado 50.	78
Figura 62. Curva de endurecimiento por deformación para acero A992.	78
Figura 63. Curva de endurecimiento por deformación para acero A706 grado 60.	79
Figura 64. Curva de estrés alternante.	81
Figura 65. Contacto sin fricción entre barras para pandeo lateral torsional y alas de viga.....	83
Figura 66. Contacto sin fricción entre placas de continuidad y alas de en conexión WFP-W.....	83
Figura 67. Contacto unido entre placa de cortante y alma de viga.....	84
Figura 68. Estrategia de mallado utilizada para conexión RBS-W.	85
Figura 69. Relación para determinar desplazamientos en la punta.....	87
Figura 70. Esfuerzos equivalentes de Von Misses.	90
Figura 71. Equivalente plástico.....	90
Figura 72. Prueba de deformación en cara libre de viga.	91
Figura 73. Métrica de skewness para conexión FF-W.....	93
Figura 74. Métrica de skewness para conexión WFP-W.	94

Figura 75. Métrica de skewness para conexión RBS-W.....	94
Figura 76. Métrica de skewness para conexión WFP-W (rediseño).....	95
Figura 77. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida para conexión FF-W con viga A36.	97
Figura 78. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta experimental para conexión FF-W con viga SS400 (A36).....	97
Figura 79. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida para conexión WFP-W con viga A36.....	98
Figura 80. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta experimental para conexión WFP-W con viga SS400 (A36).....	98
Figura 81. Comportamiento bilineal de esfuerzos para acero A36.	100
Figura 82. Comportamiento bilineal de esfuerzos para acero A572 grado 50. ...	100
Figura 83. Agrietamiento en soldadura de penetración total en FF-W	101
Figura 84. Ubicación de soldaduras de penetración total no modeladas en conexión FF-W.	102
Figura 85. Diagrama de momento-rotación obtenido para conexión FF-W con viga A36.....	103
Figura 86. Diagrama de momento-rotación obtenido para conexión WFP-W con viga A36.	103
Figura 87. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida para conexión RBS-W.....	105
Figura 88. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta experimental para conexión RBS-W.	106
Figura 89. Diagrama de momento-rotación obtenido para conexión RBS-W.	107
Figura 90. Historial de esfuerzos máximos durante la prueba para la conexión FF-W.....	109
Figura 91. Registro de plastificación para conexión FF-W.	109
Figura 92. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para los ciclos de 0.00375 rad.....	110
Figura 93. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.00375 rad.	111
Figura 94. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para los ciclos de 0.005 rad.....	111
Figura 95. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.005 rad.	112
Figura 96. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para los ciclos de 0.0075 rad.....	113
Figura 97. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.0075 rad.	113
Figura 98. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para ciclos de 0.01 rad.	114
Figura 99. Equivalentes plásticos en las partes superior e inferior de la viga para conexión FF-W en los ciclos de 0.01 rad.	115

Figura 100. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para ciclos de 0.015 rad.....	115
Figura 101. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.015 rad (rotado 90°).	116
Figura 102. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para ciclos de 0.02 rad.....	117
Figura 103. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.02 rad (rotado 90°).	117
Figura 104. Deformación plástica importante en ala inferior de viga para conexión FF-W en los ciclos de 0.02 rad.....	118
Figura 105. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.03 rad.	118
Figura 106. Deformación plástica importante en ala superior de viga para conexión FF-W en los ciclos de 0.03 rad.	119
Figura 107. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.04 rad.	120
Figura 108. Plastificación final en conexión FF-W.....	120
Figura 109. Historial de esfuerzos máximos durante la prueba para conexión WFP-W.....	121
Figura 110. Registro de plastificación para conexión WFP-W.....	122
Figura 111. Esfuerzos en la zona inferior de la viga para conexión WFP-W en el ciclo 0.00375.	123
Figura 112. Esfuerzos en placa de continuidad frontal superior para conexión WFP-W en el ciclo 0.00375.	123
Figura 113. Esfuerzos en soldadura de filete longitudinal inferior derecha de conexión WFP-W en el ciclo 0.00375.....	124
Figura 114. Esfuerzos en la zona inferior de la viga de conexión WFP-W en el ciclo 0.005.	124
Figura 115. Esfuerzos en placa de continuidad frontal inferior de conexión WFP-W en el ciclo 0.005.	125
Figura 116. Esfuerzos en soldadura de filete longitudinal superior derecha de conexión WFP-W en el ciclo 0.005.....	125
Figura 117. Esfuerzos en la zona inferior de la viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.0075.	126
Figura 118. Esfuerzos en soldadura de filete longitudinal superior derecha de conexión WFP-W en el ciclo 0.0075.....	126
Figura 119. Inicio de plastificación de soldadura de filete longitudinal inferior izquierda en conexión WFP-W en ciclos de 0.0075 rad.	127
Figura 120. Esfuerzos en la zona inferior de la viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.01 rad.	128
Figura 121. Esfuerzos máximos en soldadura inferior de conexión WFP-W en el ciclo 0.01 rad.	128

Figura 122. Esfuerzos en la zona inferior de la viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.015 rad.	129
Figura 123. Esfuerzos de fluencia en ala inferior de viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.015 rad.	129
Figura 124. Deformaciones plásticas en ala inferior y alma de viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.015 rad.....	130
Figura 125. Esfuerzos máximos en soldadura transversal superior de conexión WFP-W en el ciclo 0.02 rad.....	130
Figura 126. Esfuerzos de fluencia en ala inferior de viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.02 rad.	131
Figura 127. Deformaciones plásticas en ala inferior y alma de viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.02 rad.....	131
Figura 128. Deformaciones plásticas en ala superior de viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.02 rad.	132
Figura 129. Esfuerzos máximos en soldadura de filete longitudinal superior izquierda en conexión WFP-W en ciclos 0.03 rad.	132
Figura 130. Deformaciones plásticas en viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.03 rad.	133
Figura 131. Deformaciones plásticas en ala inferior de viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.03 rad.	133
Figura 132. Esfuerzos máximos en soldadura de filete transversal inferior de conexión WFP-W en ciclos 0.04 rad.	134
Figura 133. Deformaciones plásticas en viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.04 rad.	134
Figura 134. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida corregida para conexión FF-W.	136
Figura 135. Diagrama de momento-rotación corregido para conexión FF-W.	136
Figura 136. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida corregida para conexión WFP-W.	137
Figura 137. Diagrama de momento-rotación corregido para conexión FF-W.	137
Figura 138. Historial de esfuerzos máximos durante la prueba para la conexión RBS-W.	139
Figura 139. Registro de plastificación para conexión RBS-W.	140
Figura 140. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.00375 rad.	141
Figura 141. Concentración de esfuerzos en la parte superior de conexión RBS-W para ciclos de 0.00375 rad.	141
Figura 142. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.005 rad.	142
Figura 143. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.005 rad.	142
Figura 144. Concentración de esfuerzos en la parte superior de la conexión RBS-W para ciclos de 0.0075 rad.....	143

Figura 145. Concentración de esfuerzos máximos en soldadura de penetración en conexión RBS-W para ciclos de 0.0075 rad.	144
Figura 146. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.01 rad.	145
Figura 147. Esfuerzos en la zona reducida de la viga propagados hacia el alma de conexión RBS-W para ciclos de 0.01 rad.	145
Figura 148. Plastificación de alas y alma de viga en conexión RBS-W para ciclos de 0.01 rad.	146
Figura 149. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.015 rad.	147
Figura 150. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.015 rad.	147
Figura 151. Esfuerzos en el alma de la viga en la sección reducida en conexión RBS-W para ciclos de 0.015 rad.	148
Figura 152. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.02 rad.	149
Figura 153. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.02 rad.	149
Figura 154. Concentración de esfuerzos en alma de la viga en conexión RBS-W para ciclos de 0.02 rad.	150
Figura 155. Comparación de deformaciones plásticas reales y experimentales de conexión RBS-W para ciclos de 0.02 rad.	150
Figura 156. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.03 rad.	151
Figura 157. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.03 rad.	152
Figura 158. Pandeo lateral torsional de la viga en conexión RBS-W para ciclos de 0.03 rad.	152
Figura 159. Comparación de deformaciones plásticas reales y experimentales de conexión RBS-W para ciclos de 0.03 rad.	153
Figura 160. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.04 rad.	154
Figura 161. Pandeo lateral torsional de la viga en conexión RBS-W para ciclos de 0.04 rad.	154
Figura 162. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.05 rad.	155
Figura 163. Modos de deformación de conexión RBS-W para ciclos de 0.05 rad.	156
Figura 164. Espacio reducido de soldaduras de filete longitudinales para conexión WFP-W.	160
Figura 165. Espacio reducido de soldaduras CJP por protección de zona k para conexión WFP-W.	161

Figura 166. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida para rediseño de conexión WFP-W.....	161
Figura 167. Diagrama de momento-rotación para rediseño de conexión WFP-W.	162
Figura 168. Historial de esfuerzos máximos durante la prueba para rediseño de conexión WFP-W.	163
Figura 169. Registro de plastificación para rediseño de conexión WFP-W.....	164
Figura 170. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.00375 rad.	165
Figura 171. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.005 rad.	165
Figura 172. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.0075 rad.	166
Figura 173. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.01 rad.	167
Figura 174. Vista lateral de las concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.01 rad.	168
Figura 175. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.015 rad.	168
Figura 176. Vista lateral de las concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.015 rad.	169
Figura 177. Plastificación de viga en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.015 rad.	169
Figura 178. Vista lateral de las concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.02 rad.	170
Figura 179. Plastificación de viga en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.02 rad.	171
Figura 180. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.03 rad.	171
Figura 181. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.04 rad.	172
Figura 182. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.05 rad.	173
Figura 183. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida corregida para rediseño de conexión WFP-W.....	174
Figura 184. Diagrama de momento-rotación corregido para rediseño de conexión WFP-W.....	175
Figura 185. Diagrama de cuerpo libre para determinar cortante en rótula plástica.	191
Figura 186. Diagrama de cuerpo libre para extrapolar momento y cortante.....	192
Figura 187. Parámetros de placa de cortante.....	198

ÍNDICE DE ECUACIONES

Ec. 1	17
Ec. 2	27
Ec. 3	27
Ec. 4	27
Ec. 5	30
Ec. 6	30
Ec. 7	32
Ec. 8	37
Ec. 9	37
Ec. 10	37
Ec. 11	38
Ec. 12	38
Ec. 13	38
Ec. 11	38
Ec. 15	38
Ec. 16	38
Ec. 17	38
Ec. 18	38
Ec. 19	39
Ec. 20	39
Ec. 21	39
Ec. 22	40
Ec. 23	40
Ec. 24	41
Ec. 25	41
Ec. 26	41
Ec. 27	42
Ec. 28	43
Ec. 29	86
Ec. 30	102
Ec. 31	190
Ec. 32	190
Ec. 33	191
Ec. 34	191
Ec. 35	192
Ec. 36	192
Ec. 37	192
Ec. 38	192
Ec. 39	192
Ec. 40	193
Ec. 41	193

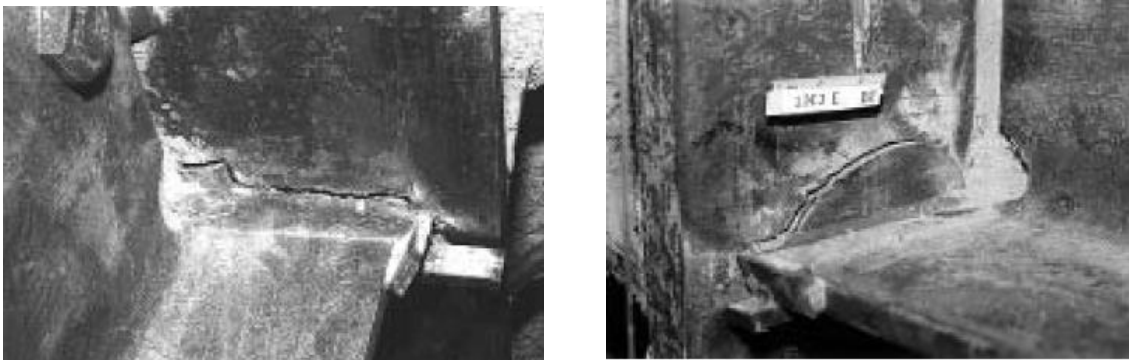
Ec. 42	193
Ec. 43	194
Ec. 44	194
Ec. 45	194
Ec. 46	195
Ec. 47	195
Ec. 48	195
Ec. 49	196
Ec. 50	196
Ec. 51	196
Ec. 52	197
Ec. 53	197
Ec. 54	198
Ec. 55	198
Ec. 56	199
Ec. 57	199
Ec. 58	199

CAPÍTULO I
PROBLEMA Y PROPÓSITO

1. Estado actual del objeto de estudio (Antecedentes del problema)

Antes del terremoto de Northridge en 1994, los ingenieros estadounidenses diseñaban y construían edificios de acero a base de marcos resistentes a momentos con la creencia de que eran invulnerables a los efectos y daños provocados por los sismos. De hecho, se creía que el colapso de una estructura provocado por un terremoto era un evento imposible. Sin embargo, ese paradigma cambió ya que luego de ocurrir el terremoto, la verdad salió a la luz. Una gran cantidad de edificios de acero a base de marcos resistentes a momentos presentaron fracturas frágiles en las conexiones viga- columna. El tipo de fractura dependía de las condiciones de carga en la conexión, como se observa en la figura 1.

Figura 1. Tipos de fracturas en conexiones viga-columna antes del terremoto de Northridge.



Fuente: Federal Emergency Management Agency, 2000.

Estas fracturas sucedieron porque las recomendaciones y provisiones en aquel tiempo eran insuficientes para desarrollar el comportamiento dúctil del acero, pues la fractura en la conexión sucedía antes que las deformaciones inelásticas en los elementos y conexiones. A partir de estos eventos, la Agencia Federal para el Manejo de Emergencias (FEMA) inició un programa de investigación para evaluar y desarrollar inspección, rehabilitación y construcción de las estructuras a base de marcos resistentes a momentos, con el fin de comprender los errores cometidos y poder redactar nuevas especificaciones.

Para el manejo y administración de este proyecto, la FEMA seleccionó a la coalición *SAC Joint Venture*, compuesta por distintos grupos sin fines de lucro, así como instituciones educativas, para liderar la investigación. Ese proceso investigativo estuvo compuesto por: análisis extensivos de edificios; investigaciones de varios tipos de conexiones para identificar los efectos de distintas configuraciones, resistencia de materiales y dureza, así como la calidad de conexiones soldadas y su comportamiento; numerosos experimentos a escala de ensambles de conexiones; entre otros. Exitosamente, con estos resultados y en conjunto con investigaciones desarrolladas por otros, se conocieron los motivos por los cuales las conexiones diseñadas antes del terremoto de Northridge eran susceptibles a fracturas frágiles. A continuación, se pueden nombrar algunos:

- Los esfuerzos de mayor magnitud de la conexión ocurrían en el punto más débil de la misma, el cual es donde la viga se une con la columna.
- Las geometrías de las conexiones generaban grandes concentraciones de esfuerzos en zonas con baja habilidad para fluir.
- Los materiales de relleno utilizados tenían baja tenacidad y poca ductilidad.
- Las técnicas de soldadura utilizadas para unir el ala inferior de la viga al ala de la columna eran inadecuadas, lo que resultaba en una soldadura de mala calidad.
- Las configuraciones de las conexiones hacían difícil observar imperfecciones en la raíz de las soldaduras ala de viga-ala de columna.
- Entre otras causas.

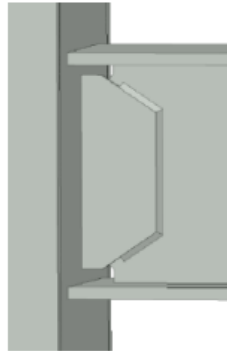
Pablo Agüero Barrantes (2013), estudió el comportamiento en el rango no lineal de las conexiones soldadas de dos marcos especiales y tres de marcos intermedios mediante el método del elemento finito. Estos marcos fueron diseñados mediante el método dinámico (superposición modal espectral) en base al CSCR-02 y CSCR-10 para ver sus diferencias. Una vez diseñados los edificios, y con el uso del elemento finito, modeló las conexiones de los marcos simulando la aplicación del protocolo de carga del AISC para la calificación de conexiones mediante pruebas

experimentales. Para la validación de datos, utilizó los resultados obtenidos de una conexión fallada experimentalmente durante la fase 2 del proyecto SAC.

Fernando Villalobos López (2016), se dedicó a evaluar y dar a conocer distintos diseños de conexiones viga-columna que cumplen con los requisitos para ser utilizadas como conexiones precalificadas para sistemas de marcos intermedios de momento (IMF), además buscó plantear la posibilidad de agregarlas a la lista nuevas conexiones precalificadas al CSCR en la próxima edición. En su tesis analizó cuatro configuraciones distintas de conexiones viga-columna, de las cuales tres tuvieron la capacidad para ser utilizadas en marcos de momento intermedio. Además, dos de ellas también tuvieron la capacidad para ser utilizadas en marcos de momento especiales. Para determinar si las conexiones eran viables o no, realizó un análisis de capacidad de rotación y resistencia para cada una, verificando los requerimientos propuestos en el AISC 341-10 y el Código Sísmico de Costa Rica 2010. Concluye que las conexiones: columna-árbol, viga de sección reducida y tubo-viga reforzada; son buenas candidatas para formar parte de las conexiones precalificadas para la próxima edición del CSCR.

Wilson González Arroyo (2018), analizó el rendimiento dúctil mediante el comportamiento histérico de la conexión precalificada: alas soldadas sin refuerzo-alma soldada (WUF-W), con columnas de sección cuadrada, construida a partir de placas de acero (ver figura 2). Para la obtención de resultados, utilizó el software de análisis estructural ANSYS WorkBench 18.1 para modelar la conexión, el cual funciona a base del método del elemento finito. Para validar los resultados, tomó como referencia resultados experimentales realizados por la Universidad de Teherán en Irán y los calibró con el software. Al final de su investigación, comprobó que los resultados computacionales obtenidos fueron casi idénticos a los experimentales, validando la precisión y credibilidad del programa para recrear escenarios reales. Adicionalmente, analizó la influencia que tienen los cortes para crear las ventanas de acceso en las vigas, comparando la ventana realizada experimentalmente con la propuesta por el AISC. Concluyó que la ventana de acceso del AISC propicia una mayor plastificación hacia el alma de la viga.

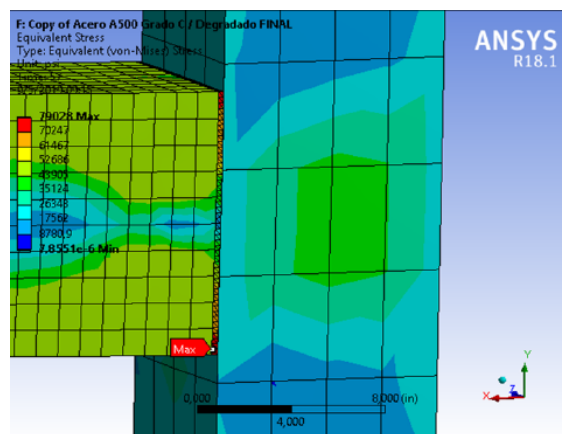
Figura 2. Conexión WUF-W.



Fuente: Wilson González, 2018.

David Molina Gómez (2019), estudió el comportamiento de las conexiones entre perfiles estructurales huecos (HSS) ante cargas cíclicas. En su investigación, utilizó el software ANSYS WorkBench 18.1 para modelar dos conexiones que fueron evaluadas experimentalmente por el ingeniero Matthew Floyd de la Universidad de Michigan en Estados Unidos, el cual utilizó el protocolo de derivas establecido por el AISC. Al final de la investigación, determinó que las conexiones entre perfiles HSS pueden ser sistemas útiles, sin embargo, es recomendable reforzar los nodos, puesto a que las mayores concentraciones de esfuerzo fueron encontradas en la zona de la conexión soldada, como se ve en la figura 3 para la configuración con viga grande.

Figura 3. Concentraciones de esfuerzo en la soldadura



Fuente: José David Molina, 2019.

2. Planteamiento del problema

2.1. Enunciado del problema

Independientemente del tipo de estructura, al diseñar con acero es extremadamente importante el diseño de las conexiones. Las conexiones de un marco resistente a momento requieren un análisis riguroso para crear una estructura capaz de proveer un comportamiento adecuado y seguro ante las cargas a las cuales va a estar sujeta: gravitacionales, temporales, sísmicas, entre otras. En parte, estas conexiones son determinantes para predecir la respuesta de la estructura, cómo, por ejemplo: desplazamientos, fuerzas internas e incluso cargas y tipos de falla. La capacidad para disipar grandes cantidades de energía a través de deformaciones inelásticas, así como una adecuada resistencia, son variables fundamentales para garantizar el diseño satisfactorio de una conexión. Un diseño inadecuado podría crear una “unión débil” en la estructura, provocando la falla sin haber siquiera afectado a los miembros adyacentes.

Usualmente, en los marcos resistentes a momento, las vigas se conectan en el sentido fuerte de las columnas, no obstante, hay situaciones en las que las vigas se deben conectar en el sentido débil. Inevitablemente, se van a tener que transmitir momentos al eje menor de la columna para mantener rigidez la estructural ante cargas laterales. Por esta razón, se debe garantizar un buen desempeño hacia ambos lados de la conexión.

El comportamiento de una conexión se puede analizar a través de diagramas que relacionan los momentos internos con las rotaciones experimentadas, obtenidos mediante pruebas experimentales realizadas en laboratorios capaces de recrear las condiciones de una estructura cuando es sometida a distintas condiciones de carga: monotónicas, cíclicas (sísmicas), etc. Se podría decir que estos diagramas almacenan la historia de la conexión en el tiempo conforme varía la carga inducida.

Actualmente los diagramas momento-rotación de una conexión pueden ser obtenidos a través de programas computacionales que se basan en el método del elemento finito. La utilización de estas herramientas ha sido provechosa pues son

capaces de modelar y analizar las distribuciones de esfuerzo y deformación en los rangos elásticos e inelásticos de las conexiones con una precisión bastante cercana a la obtenida en los ensayos de laboratorio. Sin embargo, si bien es cierto son utilizadas para evitar la construcción de costosos especímenes a escala, estas herramientas no deben ser un sustituto, más bien un complemento, pues la manera más eficaz para estudiar una conexión es a través de pruebas experimentales.

2.2. Formulación del problema

A la luz de lo expuesto en el presente trabajo, surge la siguiente pregunta: ¿Es posible determinar si las conexiones de un marco regular de acero estructural, conectadas el eje débil de las columnas, poseen un comportamiento simorresistente adecuado, utilizando resultados provenientes de un programa de análisis estructural que utiliza el método de elementos finitos?

3. Justificación

Los marcos resistentes a momentos son utilizados con gran frecuencia en zonas de alta actividad sísmica debido a su gran capacidad de disipación de energía y alta ductilidad, garantizando seguridad ante cargas laterales. Como se expuso anteriormente, luego del terremoto de Northridge en 1994, hubo numerosos y valiosos estudios acerca del comportamiento de las conexiones viga-columna ante eventos sísmicos. Indudablemente, si se compara el conocimiento actual que hay acerca de las conexiones viga-columna con el de hace 30 años, se puede notar que ha evolucionado enormemente. Sin embargo, la mayoría de los estudios se han enfocado en examinar el comportamiento de las conexiones orientadas en el eje fuerte de la columna (figura 4).

En la mayoría de los escenarios, en un edificio a base de marcos regulares de acero, las conexiones viga-columna se pueden realizar de dos maneras: conectando la viga al ala de la columna (eje fuerte) o al alma de la misma (eje débil), resultando en conexiones de eje fuerte y eje débil respectivamente. Como el momento de inercia y el módulo de sección son mayores en los ejes fuertes, las conexiones de eje fuerte son utilizadas con mayor frecuencia para transmitir momentos y cortantes.

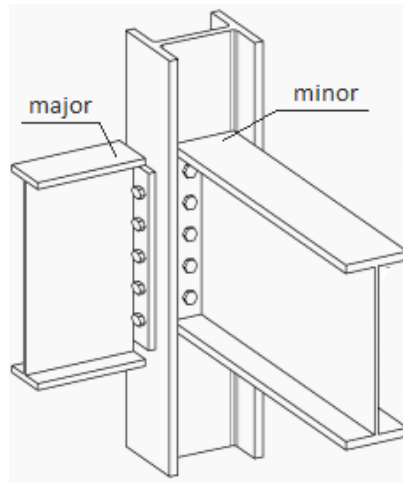
Sin embargo, las conexiones de eje débil están sujetas a las mismas condiciones sísmicas, por lo que su diseño no debe ser menos importante.

En general, las conexiones de acero poseen comportamientos que son difíciles de demostrar mediante métodos analíticos. Conforme se da la transferencia de carga de un miembro a otro a través de estas uniones, ocurren concentraciones de esfuerzo en las cercanías de los accesorios, así como en pernos y soldaduras. Ante esta interrogante, los ingenieros, a lo largo del tiempo, han realizado pruebas experimentales para explicar con resultados el comportamiento de estos elementos. A pesar de tener respuestas positivas, la desventaja de este tipo de ensayo es que requiere una alta demanda económica para simular el escenario de la manera más real posible.

Por fortuna, con la venida de la era tecnológica se han creado programas de análisis estructural que se basan en el método del elemento finito. Este método establece, a través de soluciones numéricas, resultados casi iguales que los obtenidos en pruebas experimentales. Estos programas son capaces de realizar análisis no lineales de resistencia elástica de cuerpos estructurales con geometrías definidas. El único problema es que, si se desea una mayor exactitud en los resultados, la capacidad de procesamiento de datos requerida debe ser mayor.

Igualmente, el Programa de Ingeniería Estructural del Laboratorio Nacional de Materiales y Módulos Estructurales realizó durante el mes de diciembre de 2018 una encuesta para consultar acerca de las necesidades de capacitación en el área de ingeniería estructural. Dentro de la encuesta, los participantes podían clasificar ciertos temas según su nivel de importancia, desde alta a baja prioridad, así como proponer otros adicionales. En total, los 66 participantes propusieron seis temas de capacitación adicionales, dentro de los cuales el uso del método de elementos finitos para el análisis de estructuras formó parte. Ante esta necesidad, la presente investigación sustenta sus resultados mediante este método para poder tener un conocimiento mayor del mismo.

Figura 4. Ejes fuerte y débil de una conexión viga-columna.



Fuente: Katiana Kontolati, 2017.

4. Objetivos

4.1. Objetivo General

Analizar el comportamiento sismorresistente de conexiones de acero estructural conectadas al eje débil de la columna para marcos regulares resistentes a momento mediante el método de los elementos finitos.

4.2. Objetivos específicos

- Modelar 4 especímenes virtuales de conexiones débiles a través del programa Space Claim Design Modeler.
- Calibrar el programa Ansys Workbench con datos físicos y mecánicos de los materiales utilizados en la modelación con resultados de pruebas experimentales.
- Aplicar el protocolo de derivas para la calificación de conexiones viga-columna a los especímenes virtuales de conexiones débiles, redactado por el Instituto Americano para la Construcción de Acero.
- Trazar los diagramas de histéresis para cada espécimen virtual mediante los resultados obtenidos con el programa de análisis estructural y compararlos con los diagramas obtenidos experimentalmente.

- Analizar la distribución de esfuerzos y deformaciones en los rangos elásticos e inelásticos de los especímenes utilizando el método del elemento finito.
- Proponer el diseño de una conexión de eje débil para analizar su comportamiento mediante el método de elementos finitos.

5. Alcances y limitaciones

5.1. Alcances

- En esta investigación se analiza el comportamiento de tres configuraciones de conexiones débiles: RBS-W, WFP-W y FF-W.
- Los nudos de las conexiones se analizan como uniones viga-columna.
- Como las pruebas experimentales poseen un costo muy elevado, solo se obtuvieron resultados a partir de métodos analíticos virtuales.
- Únicamente se analizan las conexiones mediante un ensamble simple, es decir, no se realizan análisis de marcos o estructuras compuestas por la conexión.
- Las conexiones estudiadas pretenden ser utilizadas para marcos intermedios de momento (IMF) y marcos especiales de momento (SMF).
- Se realizan únicamente análisis estáticos, la simulación de fractura de los elementos queda por fuera de la investigación.
- No se modelaron los engrosamientos curvos de las zonas k de los perfiles laminados de acero.

5.2. Limitaciones

- No se sabe con certeza si en los ensayos de los cuales se tomaron resultados para el modelaje, la mano de obra y control de calidad fueron efectuados rigurosamente.
- Al no contar con tecnología de punta, los elementos modelados presentan un mallado óptimo, capaz de representar los escenarios, sin embargo, con un equipo más capacitado los modelos se pueden mallar con mayor precisión.
- Como las conexiones de momento orientadas en el eje débil no son utilizadas típicamente, no existe una metodología de diseño formal y la bibliografía es escasa.

- En el apartado de calibración se introdujeron curvas teóricas de los materiales utilizados para las simulaciones, por lo tanto, se determina una aproximación de los comportamientos.

6. Delimitaciones

6.1. Delimitación espacial

Como la investigación se basa en el análisis del comportamiento sismorresistente de conexiones de eje débil, los resultados expuestos están delimitados para zonas propensas a los efectos de un sismo. Para diseños únicamente gravitacionales, las propuestas presentadas conllevarán a sobre diseños innecesarios.

6.2. Delimitación temporal

La investigación se realizó entre los años 2019 y 2020, por lo que, entre la normativa utilizada, se encuentran vigentes: El Código Sísmico de Costa Rica 2010 en su versión revisada del 2014, las especificaciones generales para el diseño de acero AISC 360-16, las provisiones sísmicas para acero AISC 341-16 y el código de conexiones precalificadas para marcos de momento intermedios y especiales AISC 358-16.

CAPITULO II
FUNDAMENTACIÓN TEORICA

1. Acero Estructural

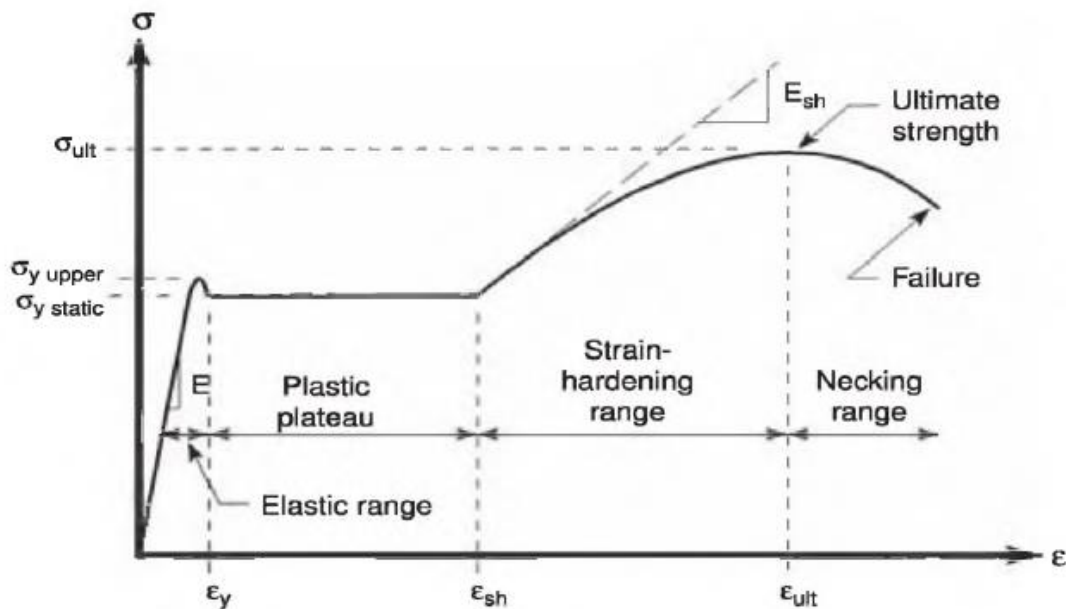
1.1. Propiedades del acero estructural

El acero forma parte de los materiales de construcción más utilizados en el mundo, ya que posee características y propiedades que lo hace superior a otros. Entre sus numerosas propiedades, a continuación, se pueden describir las más relevantes:

1.1.1. Relación de esfuerzo-deformación

La mayoría de propiedades mecánicas utilizadas para el diseño y evaluación del acero estructural provienen de resultados obtenidos de ensayos a tensión. En la figura 5 se muestra el gráfico esfuerzo-deformación generalizado para un espécimen de acero sujeto a carga uniaxial a tensión.

Figura 5. Gráfico esfuerzo-deformación del acero.



Fuente: Bruneau et al, 2011.

A partir de este diagrama, se pueden observar las cuatro fases que experimenta el acero: La primera fase corresponde al comportamiento elástico que experimenta el material al inicio del proceso de carga, la segunda al “plateau” plástico, la tercera a la etapa de endurecimiento por deformación y finalmente la fase de reducción de resistencia.

Durante la fase elástica del material, los esfuerzos son linealmente proporcionales a la deformación unitaria hasta llegar a un límite de proporcionalidad ϵ_y . Una vez que el material ha superado el límite de proporcionalidad, experimenta el “plateau” plástico, en donde no hay aumento en los esfuerzos, pero sí en las deformaciones unitarias hasta llegar a un valor ϵ_{sh} . A partir de este punto, el material continúa aumentando su resistencia conforme aumentan las deformaciones unitarias, hasta alcanzar su resistencia última. Finalmente, tras experimentar la resistencia última, el material empieza a deteriorarse hasta llegar a la falla.

1.1.2. Resistencia de fluencia

Gráficamente, esta propiedad mecánica se puede ver representada en la curva de esfuerzo-deformación como el esfuerzo en el cual el material se desvía del comportamiento elástico a comportamiento plástico. Al exceder el esfuerzo de fluencia, el material presentará deformaciones plásticas, lo que típicamente se considera como límite estructural, por lo tanto, el esfuerzo de fluencia es utilizado como un criterio de fabricación. (Phillips, 2016). Para el caso de varillas corrugadas de acero, este valor es utilizado para denominar el grado material, como se puede observar en la figura 6.

Figura 6. Grado de varillas corrugadas



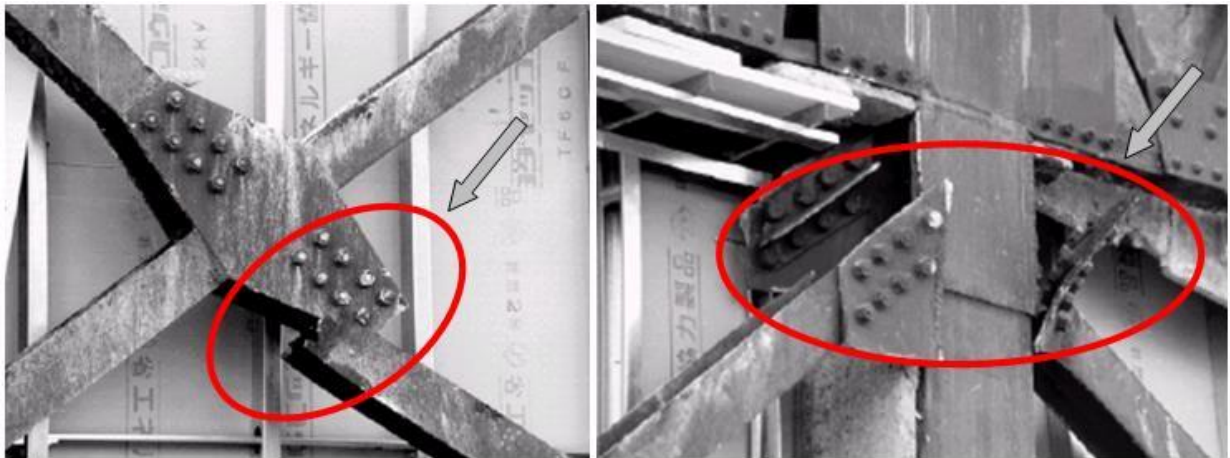
Fuente: ArcelorMittal, 2019.

1.1.3. Resistencia de tensión

Al igual que el esfuerzo de fluencia, este valor se muestra en la curva esfuerzo-deformación y representa el máximo esfuerzo que el material es capaz de experimentar. Una vez que el acero llega a su máxima resistencia a tensión, este seguirá deformándose hasta la ruptura. (Phillips, 2016).

A pesar de que el esfuerzo de fluencia es uno de los parámetros más importantes para el diseño y verificación de los componentes estructurales, hay criterios de falla para los cuales el esfuerzo último a tensión es utilizado, como en el caso de elementos vinculados a fallas regidas por fractura (alacero, 2018).

Figura 7. Falla de elemento de arriostre por fractura.



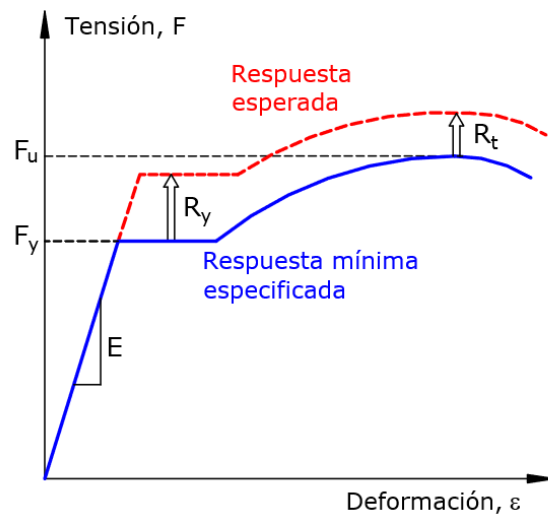
Fuente: Andreas Nicolau, 2015.

1.1.4. Resistencia esperada o probable del material

Al diseñar una estructura para condiciones sísmicas, el conocimiento de la resistencia esperada del material es tan importante como el conocimiento de la resistencia mínima especificada por el fabricante. Existen casos en los cuales la resistencia real del material es superior que la especificada por el fabricante. Si bien es cierto una mayor resistencia implica una estructura más segura para diseños de únicamente cargas gravitacionales, no es el caso para estructuras diseñadas para cargas dinámicas.

En un diseño sismorresistente, es desventajoso tener un aumento inesperado de la resistencia de fluencia del material, ya que cualquier componente estructural pudo haber sido diseñado para fluir, absorber energía y trabajar como elemento “fusible” durante un sismo. Si existiese un aumento no esperado de la resistencia, evitaría su fluencia, sobrecargando los demás elementos como soldaduras, pernos etc; provocando consecuencias en el comportamiento de la estructura. (Bruneau et al., 2011).

Figura 8. Resistencia mínima vs resistencia esperada.



Fuente: Alacero, 2018.

Por este motivo, el Código Sísmico de Costa Rica 2010 en el capítulo de requisitos para acero estructural, establece que para determinar la resistencia esperada del material se debe aplicar un factor de modificación a la resistencia especificada por el fabricante. Este valor de modificación depende del tipo de elemento y del tipo de acero. La tabla puede ser consultada en el anexo 1.

1.1.5. Elasticidad

Es común que la mayoría de las estructuras de acero sean diseñadas para sufrir pequeñas deformaciones, es por esto que los ingenieros estructurales usualmente utilizan la parte de recta del diagrama de esfuerzo-deformación, la cual posee un comportamiento lineal y puede describirse mediante la siguiente ecuación:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon$$

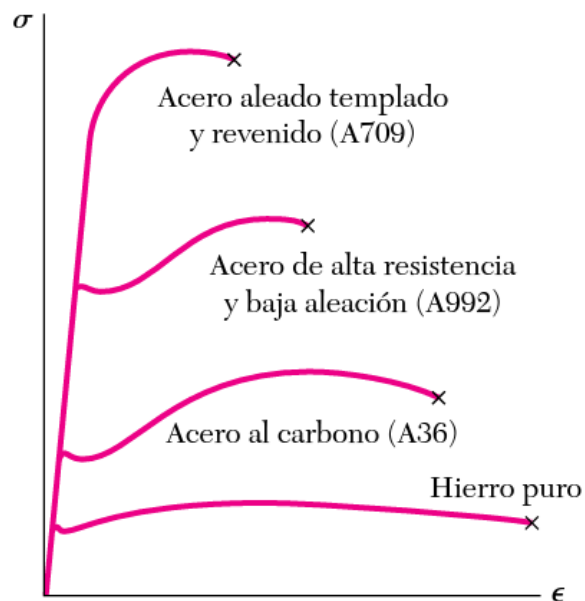
Ec. 1

A esta relación se le conoce como Ley de Hooke y depende estrictamente de la deformación unitaria del material (ε), ya que el módulo de Young o módulo de elasticidad del material (E) es un coeficiente constante generalmente para cada material (Beer, 2013).

Existe un valor máximo que limita el comportamiento lineal de elasticidad, el cual es llamando límite de proporcionalidad. Para el caso de materiales dúctiles, como el acero, el límite de proporcionalidad casi coincide con el punto de fluencia del material (Beer, 2013).

Hay distintas propiedades que dependen del tipo de aleación de acero, sin embargo, el módulo de elasticidad es independiente del tipo de acero y se puede decir que la rigidez o capacidad para resistir la deformación en el rango lineal es la misma. En la figura 9 se puede ver que para distintos tipos de acero la zona lineal posee la misma pendiente (módulo de elasticidad), aunque otras características como resistencia son diferentes (Beer, 2013).

Figura 9. Módulo de elasticidad para distintas aleaciones de acero.



Fuente: Beer et al, 2013.

1.1.6. Durabilidad (Resistencia a corrosión)

La durabilidad se define como la calidad de un material, producto o servicio con respecto a su duración (RAE, 2018). Al hablar de durabilidad del acero estructural, inmediatamente se remite a la resistencia a la corrosión. El proceso de corrosión consiste en la destrucción de un material metálico debido a reacciones químicas o electroquímicas con el medio ambiente.

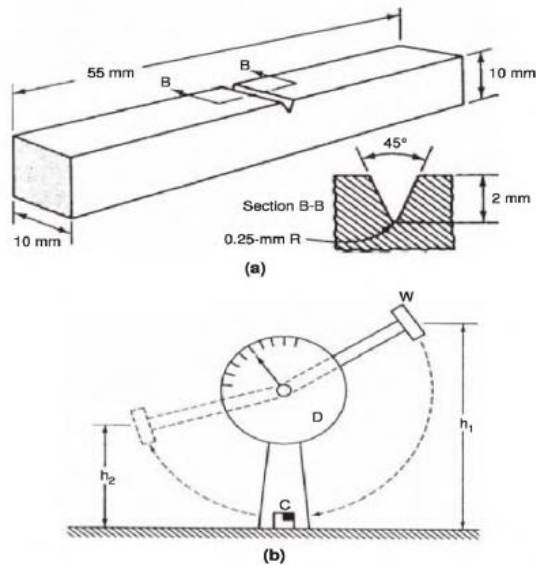
La mayoría de los aceros estructurales son propensos a ser afectados por la corrosión por estar expuestos al aire o al agua, esto conlleva a un mantenimiento periódico a través de pintura para alargar la vida de la estructura (McCormac, 2013).

1.1.7. Tenacidad

La tenacidad se define como la capacidad que tiene un material para resistir fuerzas de impacto o la capacidad para absorber aumentos de esfuerzos repentinos. Existe una relación directamente proporcional entre la ductilidad y la tenacidad, conforme aumenta la ductilidad también aumenta la tenacidad. Por otro lado, mientras mayor sea la temperatura, menor será la ductilidad. (Agüero, 2013)

La tenacidad del acero se puede medir experimentalmente a través de la prueba de tenacidad de Charpy-V. Durante la prueba, un espécimen es fracturado mediante un péndulo, dejándolo caer de cierta altura, como se muestra en la figura 10. A partir de la altura de liberación del péndulo, se puede determinar la energía necesaria para fracturar al material. Aunque la prueba es bastante reconocida, las mediciones obtenidas son bastante inexactas (McCormac, 2013)

Figura 10. Prueba de tenacidad de Charpy.



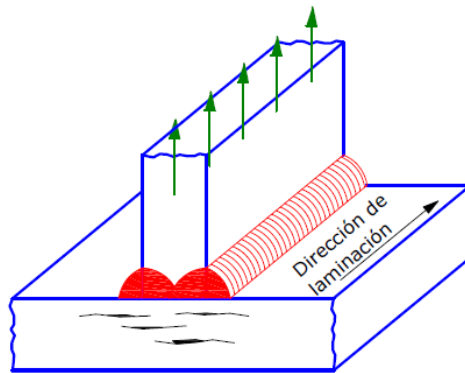
Fuente: Bruneau et al, 2011.

1.1.8. Ductilidad

El Código Sísmico de Costa Rica 2010, a groso modo define ductilidad como la capacidad que tienen los materiales, componentes y sistemas sismorresistentes para deformarse más allá del límite elástico sin tener pérdidas sustanciales en su resistencia. Los marcos resistentes a momento son anticipados para desarrollar su ductilidad a través de la fluencia en los ensambles viga-columna en las conexiones correspondientes. (FEMA, 2000).

Una de las características más relevantes del acero es su ductilidad y es por eso que es importante conocer cuáles son los factores que le afectan. El desgarramiento laminar se produce por la presencia de elementos no metálicos en la constitución del acero, los cuales son aplanados durante las etapas de laminación. Estas inclusiones se manifiestan como micro fisuras planas que debilitan el material cuando se somete a tracción en la dirección perpendicular del laminado, como se observa en la figura 11 (Bruneau, 2011).

Figura 11. Desgarramiento laminar



Fuente: Alacero, 2018.

Otros factores que afectan la ductilidad del acero pueden ser: cambios de temperatura, problemas desarrollados durante los procesos de soldadura y las técnicas que se utilizan durante su fabricación (cortes, perforaciones, etc.).

2. Marcos de acero estructural resistentes a momentos

Un marco es una estructura formada por dos o más elementos (columnas y/o vigas), unida a través de conexiones específicas para formar una configuración rígida. A estos marcos se les conoce como “resistentes a momento” porque sus miembros y componentes están sometidos mayormente por momentos flectores y cortantes (Alacero, 2018).

El Código Sísmico de Costa Rica (CSCR-10) en el apartado 10.5 define cuatro tipos de marcos de momento, clasificados según los niveles de ductilidad y capacidad global de respuesta inelástica. A continuación, se describen tres de estos.

2.1. Marcos Ordinarios de momento (OMF)

Los marcos OMF, provenientes de su traducción al inglés: *Ordinary Moment Frame*, son marcos de acero estructural que tienen la característica de ser muy fuertes, sin embargo, poseen una ductilidad muy baja en comparación con otros tipos de marcos. Como clase, los marcos OMF están anticipados para tener pocos daños ante movimientos de terreno moderados, pero daños grandes ante movimientos de terreno severos (FEMA, 2000).

Aunque la base de diseño para este tipo de marcos es proveer la mínima capacidad de deformación inelástica, no hay una definición cuantitativa para determinar la capacidad de este tipo de marco en comparación a otros. La intención del diseño de marcos OMF es evitar un comportamiento no dúctil en la respuesta ante cargas laterales. (AISC, 2016).

El Código Sísmico de Costa Rica 2010 establece ciertas limitaciones y restricciones en cuanto al uso de este tipo de marco:

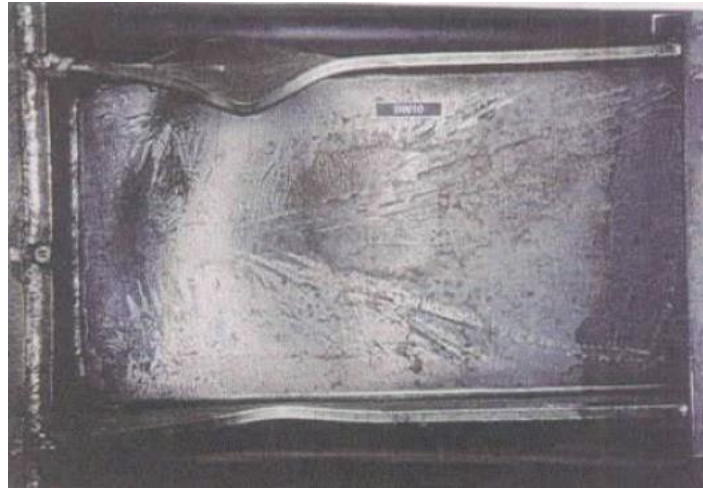
- Solo pueden ser utilizados en edificios de un solo nivel con una altura máxima de 18 m en su parte más alta y cuya carga permanente no exceda 95 kg/m².
- Pueden ser utilizados en edificios de varios niveles con altura máxima de 10 m en su parte más alta, siempre y cuando la carga permanente de entrepiso y techo no exceda 95 kg/m².
- Estos marcos deben tener una ductilidad global asignada máxima de 1.5.

2.2. Marcos Especiales de momento (SMF)

Su nombre proviene del inglés: *Special Moment Frame*. Estos marcos, en comparación a los OMF, son provistos para experimentar deformaciones inelásticas importantes ante eventos sísmicos fuertes o severos. Entre los diversos tipos de marcos regulares, los marcos especiales a momento (SMF) son las estructuras con mayor nivel de ductilidad. (FEMA, 2000).

Se espera que en los marcos especiales de momento las mayores deformaciones inelásticas se manifiesten a través de rótulas plásticas, las cuales se desarrollan comúnmente en las vigas, bastante cerca de las conexiones viga-columna. (AISC, 2016). En la figura 12 se muestra la ubicación de una rótula plástica en un marco SMF.

Figura 12.Rótula plástica en marcos de acero estructural.



Fuente: Yuli Huang, 2009.

Con respecto a las conexiones viga-columna y a diferencia de los marcos intermedios IMF, los marcos especiales SMF deben tener conexiones capaces de rotar de manera segura a un ángulo de deriva de 0.04 radianes. También, la capacidad mínima a flexión de las conexiones en la cara de la columna deber ser mayor o igual al 80% del momento plástico de la viga, cuando se experimente una rotación de 0.04 radianes (CFIA, 2010).

Según lo establece el CSCR-10 en la tabla 10.5, todos los elementos estructurales de este tipo de marco deben tener ductilidad óptima. Mientras que la estructura como tal puede tener una ductilidad global asignada de 6 ($\mu=6$) si el marco es regular, o 3 ($\mu=3$) si es irregular.

2.3. Marcos Intermedios de momento (IMF)

Las siglas IMF provienen del inglés: *Intermediate Moment Frame*. Históricamente, este tipo de marco fue incorporado por primera vez en las provisiones del FEMA 302, ya que los códigos de construcción incorporaron más requisitos de diseño a los marcos SMF, produciendo un incremento considerable en los costos de estos. Por lo tanto, en zonas con sismicidad moderada, los IMF llegan a ser una alternativa económica ante los marcos SMF. (FEMA, 2000).

A grandes rasgos, este tipo de marco puede considerarse como un híbrido entre un marco OMF y un SMF. Incluso, ha habido estudios que indican que los marcos IMF poseen una respuesta inelástica ante la demanda muy similar a los marcos SMF. (FEMA, 2000).

Los marcos IMF están capacitados para soportar deformaciones inelásticas limitadas en sus elementos y conexiones durante el evento sísmico. Esta capacidad de deformación inelástica se logra a través de la fluencia en flexión en vigas y columnas y la fluencia en cortante de la zona de panel de la columna. (CSCR, 2010).

El CSCR-10 establece las siguientes limitaciones y restricciones para el uso de marcos IMF:

- Pueden ser utilizados en edificaciones de solo un nivel con una altura máxima de 18 m en su parte más alta y cuya carga permanente a nivel de techo no exceda 95 kg/m^2 .
- Pueden ser utilizados en edificios de varios niveles con altura máxima de 10 m en su parte más alta.

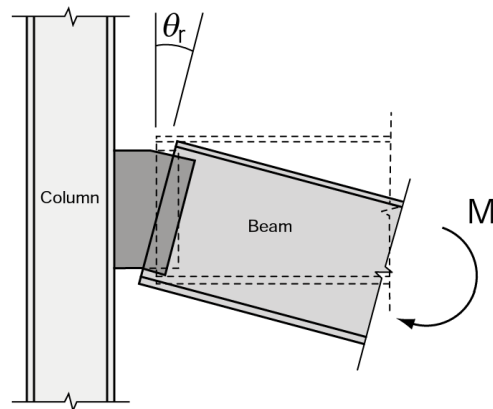
Es importante destacar que las conexiones viga-columna para este tipo de marco deben tener suficiente capacidad para ajustarse a un ángulo de deriva de por lo menos 0.02 radianes. En cuanto a resistencia, la capacidad de las conexiones en la cara de la columna deber ser igual o mayor que el 80% del momento plástico de la viga cuando se alcance una rotación de 0.02 radianes (CFIA, 2010).

3. Conexiones de acero estructural

3.1. Clasificación de conexiones

Comúnmente, las conexiones viga-columna están sujetas a cargas axiales, fuerzas cortantes y momentos en un mismo plano. Sin embargo, las deformaciones en las conexiones causadas por cargas axiales y fuerzas cortantes normalmente son pequeñas, en comparación a las producidas por los momentos. Por lo tanto, para mayor versatilidad, solo los efectos producidos por el momento son considerados (figura 13) (Chen et al, 2011).

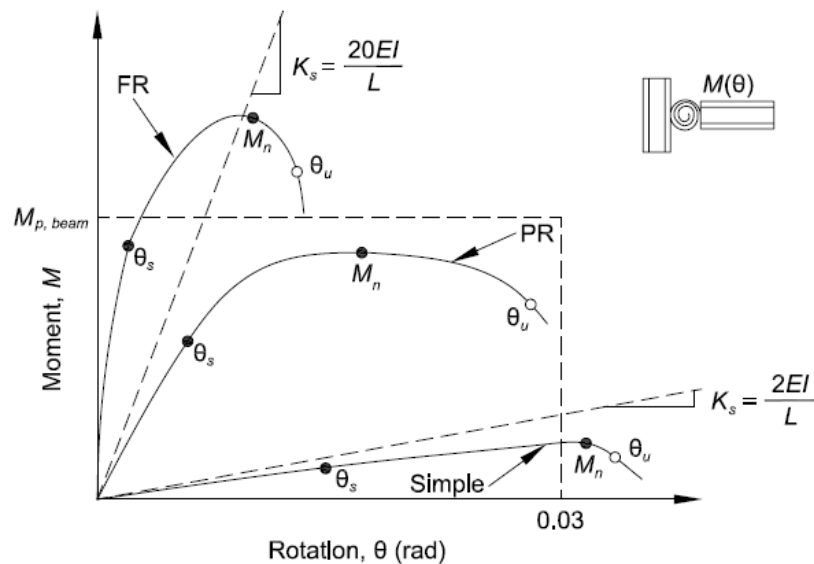
Figura 13. Deformaciones producidas por momento flexionante.



Fuente: Chen et al, 2011.

La mejor alternativa para la caracterización de una conexión, es a través del comportamiento mostrado en las curvas momento-rotación (M-θ). Estas curvas de momento-rotación (figura 14) pueden ser obtenidas a través de pruebas experimentales realizadas en vigas en voladizo o mediante programas complejos de análisis estructural. La rotación reportada incluye todos los comportamientos de deformaciones elásticas e inelásticas en las regiones del nudo. (Tamboli, 2017).

Figura 14. Curvas momento-rotación (M-θ) para varios tipos de conexiones.



Fuente: American Institute of Steel Construction, 2016.

El Instituto Americano de Construcción de Acero (AISC) en la especificación para edificios de acero estructural, clasifica las conexiones en tres grupos:

3.1.1. Conexiones simples

Este tipo se caracteriza porque no transmite momento a través de la conexión. En cuanto análisis estructural, se asume que las conexiones simples permiten rotaciones relativas sin restricción entre los elementos que están conectados en el marco, por lo tanto, se pueden modelar como articuladas. (Chen et al, 2011).

Estas conexiones se diseñan únicamente para transmitir fuerzas de cortante en los extremos del elemento, entonces, para un sistema sismorresistente, estas conexiones se desprecian. (Cabezas, 2012).

Muchas veces se asume que existe una conexión simple cuando el ángulo original entre los miembros conectados cambia aproximadamente en un 80% o más del ángulo teórico si se utilizara el modelo de conexión articulada. (Salmon, 2009).

3.1.2. Conexiones de momento restringidas (FR)

Las conexiones de momento restringidas o conexiones rígidas se caracterizan por transmitir momentos, fuerzas axiales y fuerzas cortantes a través de la conexión, además de que poseen gran capacidad para restringir la rotación entre los elementos conectados al sistema. Para el modelaje, se puede simplificar como rígida suponiendo su empotramiento. (Chen et al, 2011).

Una conexión FR, por sus siglas en inglés Fully Restrained, debe tener la suficiente resistencia y rigidez para mantener el ángulo inicial entre los miembros conectados en los estados límites de resistencia. (AISC, 2016).

3.1.3. Conexiones de momento parciales (PR)

Estas conexiones también son conocidas como conexiones semirrígidas. Al igual que las conexiones tipo FR, estas conexiones tienen la capacidad de transmitir momentos, sin embargo, la diferencia radica en que las conexiones PR proveen muy poca restricción ante la rotación. Para al análisis estructural, estas conexiones

se deben modelar como semirrígidas y las rotaciones por los momentos deben ser incluidas en el modelo. (Chen et al, 2011).

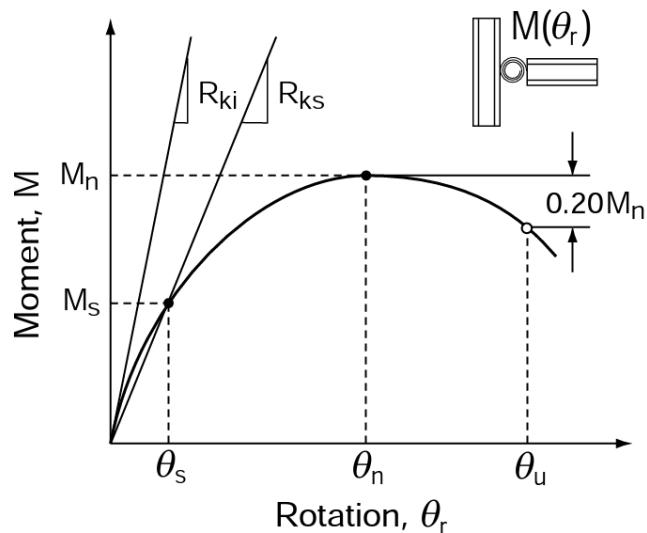
Una conexión parcialmente restringida ocurre cuando hay una restricción rotacional entre 20% y un 90% de la necesaria para prevenir cambios en el ángulo relativo. Entonces, en estas conexiones el momento transmitido no puede ser cero (como en las conexiones simples) ni el momento continuo (como en las conexiones FR). (Salmon, 2009).

3.2. Propiedades de conexiones

3.2.1. Rigidez

La rigidez de una conexión se puede tomar como la pendiente de la curva momento-rotación, sin embargo, datos experimentales han mostrado que, desde niveles bajos de momento, estas curvas poseen comportamientos no lineales. (Tamboli, 2017). Por lo tanto, la rigidez inicial de una conexión R_{ki} (figura 15) caracteriza inadecuadamente el comportamiento de una conexión a niveles de carga de servicio. (Chen et al, 2011).

Figura 15. Definición de rigidez de conexión.



Fuente: American Institute of Steel Construction, 2016.

No obstante, es posible definir la rigidez de una conexión mediante aproximaciones tangenciales y secantes. Una aproximación tangencial (R_{kt}) es viable solo si se tienen programas de análisis capaces de soportar resortes continuos, no lineales y rotacionales. Es por esto que, en la mayoría de los diseños de marcos regulares, una aproximación secante R_{ks} produce una solución razonable, en menor tiempo en comparación a la aproximación tangencial. (Stefancu et al, 2009).

La rigidez secante R_{ks} , en la carga de servicio, es tomada como el índice de propiedad de la rigidez de una conexión. Según el AISC:

$$R_{ks} = \frac{M_s}{\theta_s} \quad \text{Ec. 2}$$

Dónde:

- M_s es el momento en la carga de servicio, KN*m.
- θ_s es la rotación en la carga de servicio, rad.

Teniendo en cuenta la expresión anterior, la conexión se puede clasificar de la siguiente manera:

$$R_{ks} \geq \frac{20 \cdot L}{E \cdot I} \quad \text{Ec. 3}$$

∴ Conexión completamente restringida (FR)

$$R_{ks} \leq \frac{2 \cdot L}{E \cdot I} \quad \text{Ec. 4}$$

∴ Conexión simple

Finalmente, si una conexión queda en el rango comprendido entre los valores anteriores, se considera parcialmente restringida.

3.2.2. Resistencia

La resistencia de una conexión se puede definir como el momento máximo M_n que es capaz de soportar, como se muestra en la figura 15. Esta resistencia se puede determinar mediante un modelo de estados límites últimos de la conexión. Si la respuesta de la curva momento-rotación no muestra un pico de carga, entonces la resistencia se puede definir como el momento en el instante que la conexión desarrolla una rotación de 0.02 radianes. (Chen et al, 2011).

Las conexiones que transmitan menos del 20% del momento plástico de la viga a una rotación de 0.02 radianes, se deben considerar como conexiones que no aportan resistencia a flexión. (AISC, 2016).

3.2.3. Ductilidad

La ductilidad de una conexión se puede definir como el valor de la rotación θ_u en el punto donde la conexión experimenta una disminución de resistencia a un 80% ($0.8M_n$), ver figura 15. Para casos en los que la disminución de la resistencia ocurra en un punto más allá de los 0.03 radianes, el valor de rotación debe ser tomado como 0.03 radianes.

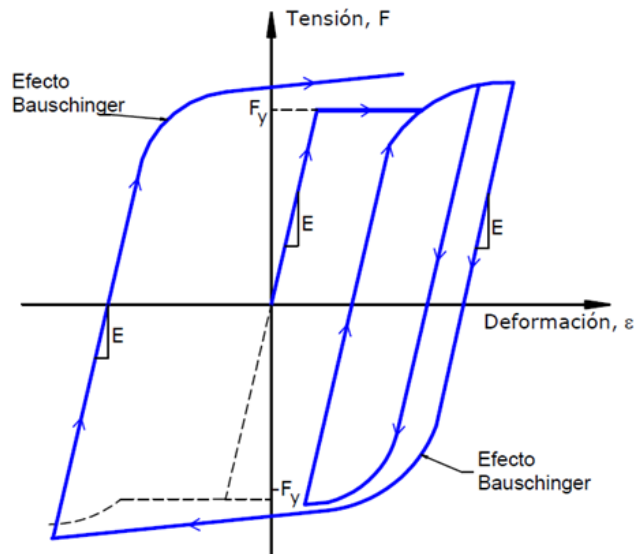
Si una conexión posee una resistencia mucho mayor a la resistencia de momento plástico de la viga, la ductilidad del sistema estructural va a estar controlada por la viga, en este caso las deformaciones de la conexión pueden considerarse como lineales (elásticas). En cambio, si la conexión posee una resistencia pequeñamente mayor que la resistencia de momento plástico de la viga, la conexión va a experimentar pequeñas deformaciones inelásticas. Se puede dar el caso en que la viga tenga una capacidad mucho mayor que la conexión, lo que hará que la conexión controle la ductilidad del sistema, concentrando las deformaciones en la conexión (AISC, 2016).

4. Comportamiento cíclico del acero

4.1. Efecto Bauschinger

Como se observa en la figura 16, cuando el acero es cargado más allá de su límite elástico e incursiona en el rango plástico, una serie de fenómenos se pueden observar durante las etapas de descarga, recarga y reversiones de esfuerzo. Cuando el acero sufre una descarga de esfuerzo hasta cero y se recarga al estado de esfuerzo anterior, este será elástico con una rigidez equivalente a la original. Cuando se revierte el esfuerzo hacia el otro sentido, en la curva de esfuerzo-deformación no se muestra una esquina aguda, al contrario, la adaptación de la rigidez ocurre gradualmente con fluencia iniciando antes de lo predicho. A este fenómeno se lo conoce como efecto Bauschinger. (Bruneau, 2011)

Figura 16. Efecto de Bauschinger ante cargas cíclicas.

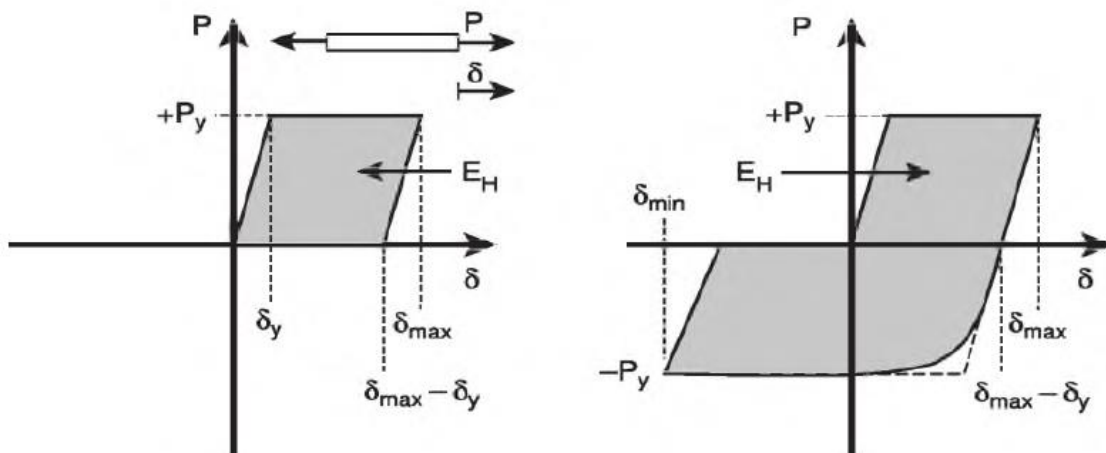


Fuente: Alacero, 2018.

4.2. Energía histerética

Una propiedad importante que posee el acero cuando es sometido a cargas cíclicas es su habilidad para disipar energía. La energía necesaria para alargar o acortar plásticamente un elemento de acero puede ser calculada como el producto de la fuerza plástica y el desplazamiento plástico. A esta energía se le conoce como energía histerética y luego de que la misma es disipada, no se recupera. En la figura 17 se muestra la representación gráfica de energía histerética para el caso de medio ciclo y ciclo completo, respectivamente.

Figura 17. Energía histerética del acero estructural.



Fuente: Michael Bruneau, 2011.

Como se muestra en la figura, bajo un aumento progresivo de carga, seguido por una descarga, la energía histerética se puede expresar como:

$$E_Y = P_Y(\delta_{MAX} - \delta_Y) \quad \text{Ec. 5}$$

Igualmente, para un ciclo completo de carga revertida, la energía histerética se puede definir como el área encerrada por el bucle de la curva esfuerzo-deformación, o bien:

$$E_Y = P_Y[(\delta_{MAX} - \delta_Y) + (\delta_{MAX} - \delta_{MIN} - 2\delta_Y)] \quad \text{Ec. 6}$$

4.3. Fatiga de alto ciclaje

Algunas estructuras costeras sujetas a cargas por oleaje, así como algunos componentes de puentes que están sujetos a cargas pesadas de tránsito, son ejemplos de estructuras que están condicionadas a presentar millones de ciclos de carga durante su vida de servicio. Los componentes de estas estructuras deben estar provistos con detalles adecuados para resistir la creación de grietas y su propagación (Bruneau et al, 2011).

La habilidad que posee un metal o soldadura para resistir miles de ciclos de deformación por debajo del nivel de fluencia se conoce como resistencia a la fatiga de alto ciclaje. Esta resistencia se logra a través de diseños que limitan los rangos máximos de esfuerzo inducidos por cargas cíclicas a valores que están por debajo de la fluencia, minimizando la concentración de esfuerzos (Bruneau et al, 2011).

La falla ocurrida por este fenómeno se produce mediante la fractura del material a un nivel de tensiones menores que la resistencia de tracción e incluso menor que la resistencia de fluencia (alacero, 2018).

4.4. Fatiga de bajo ciclaje

La habilidad que tienen los metales para resistir un número limitado de ciclos de deformación por encima del nivel de fluencia se conoce como resistencia a la fatiga de bajo ciclaje. A pesar de que los dos tipos de falla por fatiga (alto ciclaje y bajo ciclaje) suceden por los mismos mecanismos de inicio y propagación de grietas, solo la resistencia de fatiga por bajo ciclaje caracteriza el comportamiento cíclico de los componentes y conexiones que son deformados más allá de su límite de fluencia, por lo tanto, está relacionada con un diseño dúctil (Bruneau et al, 2011).

La resistencia a la fatiga se puede determinar ensayando probetas de acero sometidas a ciclos completos de carga, en donde la amplitud de deformaciones permanece constante. Es posible relacionar la amplitud de deformaciones con el número de ciclos o el número de inversiones de carga aplicadas antes de la fractura (alacero, 2018). Matemáticamente esta correlación se puede describir mediante la siguiente ecuación:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f (2N_f)^c$$

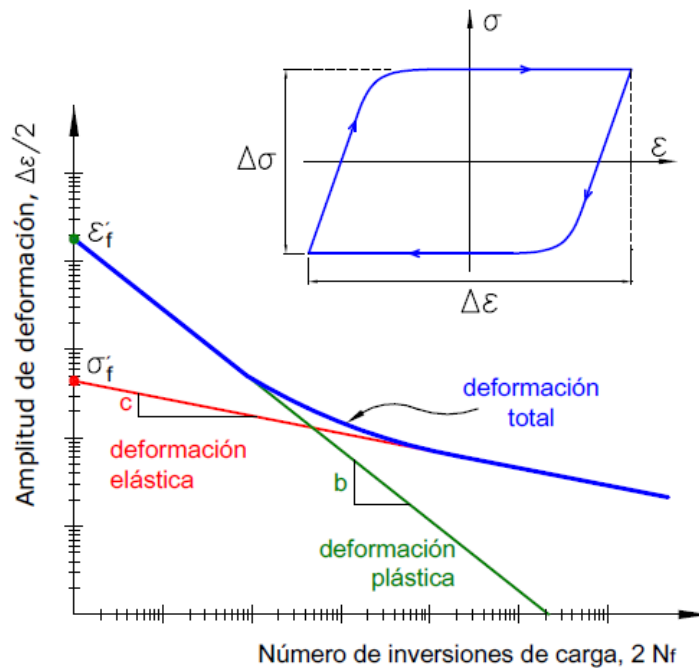
Ec. 7

En donde:

- ε_a : Amplitud de deformaciones.
- N_f : Numero de ciclos.
- σ_f : Coeficiente de resistencia por fatiga.
- ε_f : Coeficiente de ductilidad de fatiga.
- b : Exponente de resistencia por fatiga
- c : Exponente de ductilidad por fatiga.

Los últimos cuatro valores descritos anteriormente pueden ser determinados experimentalmente durante la prueba. Gráficamente, el fenómeno puede apreciarse en la figura 18.

Figura 18. Amplitud de deformaciones en función de inversiones de carga.



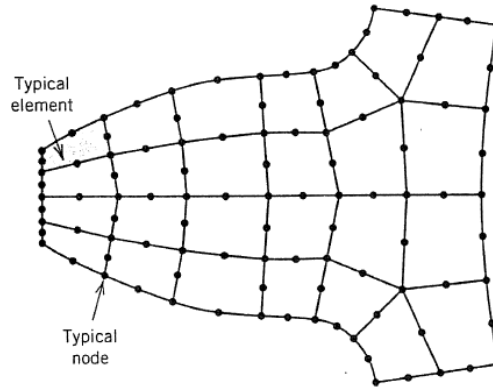
Fuente: Alacero, 2018.

5. Método del elemento finito

5.1. Introducción al método

Básicamente, el método del elemento finito consiste en la división de una estructura en varios elementos, para poder describir el comportamiento de cada uno de manera más sencilla. Estos elementos se vuelven unir a través de puntos en común llamados nodos, los cuales mantienen los elementos unidos unos con otros (figura 19). Durante este proceso de discretización se producen una cantidad variable de ecuaciones algebraicas, las cuales pueden variar de cientos a miles, por lo que el uso de sistemas computacionales es necesario. (Cook, 1995).

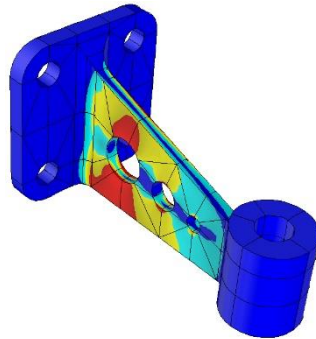
Figura 19. Elementos finitos unidos mediante nodos.



Fuente: Cook, 1995.

Si bien es cierto este método no obtiene soluciones exactas, su versatilidad y capacidad de aproximación de solución le da rigor al método. Por ejemplo, una estructura puede tener forma, distribuciones de carga y soportes complejos o arbitrarios (figura 20), lo que hace imposible la utilización de métodos clásicos para su análisis. Sin embargo, con el método del elemento finito es capaz realizar este análisis.

Figura 20. Elemento con forma compleja.

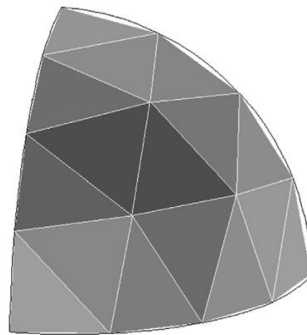


Fuente: Universidad de Maryland (UMBC), año indefinido.

5.2. Dominio, elementos y nodos

En la teoría de elementos finitos hay algunos conceptos que valen la pena definir. El dominio se conoce como el medio continuo de una estructura, en pocas palabras, se puede definir como la estructura que está siendo analizada y que tiene propiedades físicas y estructurales definidas. Al aplicar el método de elemento finito este dominio se discretiza y se forman subdominios o elementos que tienen características específicas, normalmente estos subdominios poseen formas triangulares, cuadriláteros o tetraedros para agilizar el proceso (figura 21). Por último, los nodos son aquellos puntos que aparecen en los límites o fronteras de los elementos y sirven como conectores para mantener los elementos unidos.

Figura 21. Sección esférica discretizada.



Fuente: Liu & Quek, 2014.

La aplicación del método para análisis estructural se puede resumir en los siguientes pasos:

- Formulación de la geometría del modelo.
- Discretización de la geometría en elementos finitos con propiedades definidas.
- Determinación de las condiciones de frontera del problema.
- Formulación de las ecuaciones para resolver el problema.
- Solución de las ecuaciones ya sean lineales o no lineales.

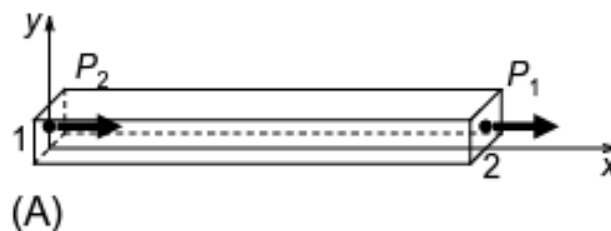
5.3. Tipos de elementos finitos

Al discretizar el dominio, es importante definir qué tipo de elemento finito se va a utilizar para representar el medio continuo. A continuación, se van a describir los elementos más utilizados para representar una estructura metálica.

5.3.1. Elementos 1D o tipo barra

El área transversal de este tipo de elemento es constante y usualmente se ven representados como segmentos de línea, como se observa en la figura 22. Es la forma de elemento más simple y puede ser utilizada para explicar los conceptos básicos del elemento finito. En la mayoría de los casos, los elementos 1D se usan para modelar armaduras (Ellobody, Feng, & Young, 2014).

Figura 22. Elementos tipo 1D.

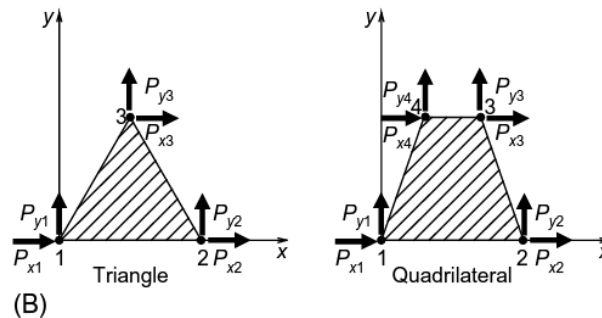


Fuente: Ellobody, Feng, & Young, 2014.

5.3.2. Elementos 2D o planos.

Se utilizan para modelar estructuras de acero que están cargadas en un plano. Comúnmente se utilizan cuando el espesor de la geometría es pequeño en relación a las dimensiones laterales (dentro del plano). Los esfuerzos normales y cortantes fuera del plano son cero. Como se aprecia en la figura 23, los principales elementos 2D son triangulares y cuadriláteros. (Ellobody, Feng, & Young, 2014).

Figura 23. Elementos 2D.

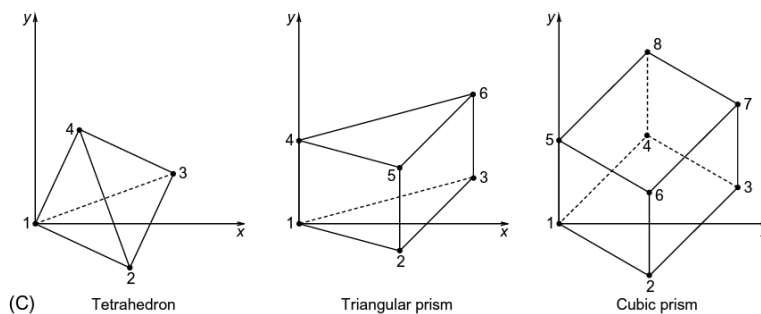


Fuente: Ellobody, Feng, & Young, 2014.

5.3.3. Elementos 3D o sólidos

Estos elementos son utilizados para representar estructuras de acero que están cargadas en las tres dimensiones. En un análisis tridimensional de esfuerzos, los elementos más utilizados consisten en tetraedros y hexaedros, como se muestra en la figura 24. (Ellobody, Feng, & Young, 2014). Para el caso de esta investigación, estos elementos son los más utilizados.

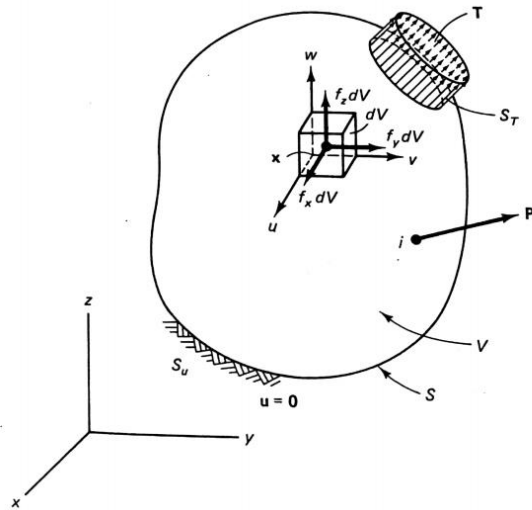
Figura 24.. Elementos 3D



5.4. Esfuerzos, equilibrio y deformaciones para elementos 3D

A continuación, se deducen algunas ecuaciones para la base de la teoría de los elementos finitos, tomadas del libro: Introducción al estudio del elemento finito en ingeniería, escrito por Chandrupatla y Belgundu. Supóngase un cuerpo tridimensional (figura 25) que ocupa un volumen V y posee una superficie S . Este cuerpo está identificado por las coordenadas x, y, z .

Figura 25.. Cuerpo tridimensional.



Fuente: Chandrupatla et al, 1999.

En la frontera del mismo se le aplica una fuerza distribuida por unidad de área T . Producto de esta fuerza el cuerpo se deforma y esta deformación en cierto punto puede ser expresada por sus tres componentes de desplazamiento:

$$u = [x, y, z]^T \quad \text{Ec. 8}$$

Por otro lado, la fuerza por unidad de volumen puede expresarse como:

$$f = [f_x, f_y, f_z]^T \quad \text{Ec. 9}$$

Los esfuerzos en el punto pueden ser representados por sus seis componentes independientes:

$$\sigma = [\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}]^T \quad \text{Ec. 10}$$

Considerando el equilibrio del volumen elemental, se obtienen las fuerzas multiplicando los esfuerzos por las áreas correspondientes. Por lo tanto, se obtienen las siguientes ecuaciones de equilibrio:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + f_x = 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + f_y = 0 \\ \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + f_z = 0 \end{cases}$$

A la misma vez, se pueden expresar las deformaciones unitarias de manera vectorial de la siguiente manera:

$$\varepsilon = [\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}]^T \quad \text{Ec. 11}$$

Para materiales elásticos lineales, las relaciones esfuerzo-deformación unitaria provienen de la ley de Hooke generalizada. Para materiales isotrópicos, las dos propiedades del material son el módulo de Young y la relación de Poisson. Por lo tanto, considerando el cubo elemental dentro del cuerpo y aplicando ley de Hooke:

$$\varepsilon_x = \frac{\sigma_x}{E} - \nu \frac{\sigma_y}{E} - \nu \frac{\sigma_z}{E} \quad \text{Ec. 12}$$

$$\varepsilon_y = -\nu \frac{\sigma_x}{E} + \frac{\sigma_y}{E} - \nu \frac{\sigma_z}{E} \quad \text{Ec. 13}$$

$$\varepsilon_z = -\nu \frac{\sigma_x}{E} - \nu \frac{\sigma_y}{E} + \frac{\sigma_z}{E} \quad \text{Ec. 14}$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\tau_{yz}}{G} \quad \text{Ec. 15}$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\tau_{xz}}{G} \quad \text{Ec. 16}$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \quad \text{Ec. 17}$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad \text{Ec. 18}$$

De las expresiones anteriores se puede notar que:

$$\epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z = \frac{(1-2\nu)}{E} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \quad \text{Ec. 19}$$

Por relaciones inversas se obtiene:

$$\sigma = D\epsilon \quad \text{Ec. 20}$$

$$D = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0.5-\nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0.5-\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0.5-\nu \end{bmatrix} \quad \text{Ec. 21}$$

El problema en cuestión es determinar el desplazamiento del cuerpo que satisfaga las ecuaciones de equilibrio expuestas anteriormente. Sin embargo, se puede apreciar que los esfuerzos están relacionados con deformaciones unitarias que, a su vez, están relacionadas con los desplazamientos. Es por esto que se deben resolver ecuaciones diferenciales de segundo orden.

Para geometrías y condiciones de carga simple, las soluciones de estas ecuaciones se pueden determinar de manera exacta, no obstante, este no es el caso. Como se tienen geometrías complejas y condiciones de carga general, la obtención de estas soluciones es casi imposible. Es por esto que se utilizan métodos aproximados, los cuales se basan en métodos de energía potencial.

5.5. Criterios de falla para materiales

Comúnmente se considera que un material falla cuando inicia su comportamiento inelástico, ya sea a través de fluencia o fractura. Este comportamiento se puede estudiar mediante el uso de la teoría de plasticidad, la cual se puede utilizar para analizar estados multiaxiales de esfuerzo.

La base de estos criterios se sustenta con la definición de un esfuerzo uniaxial efectivo (esfuerzo equivalente), que es una combinación particular de los componentes de estados multiaxiales de esfuerzo. Se postula que la falla por fluencia o fractura inicia en cualquier estado multiaxial cuando este esfuerzo equivalente alcanza su valor límite (Boresi & Schmidt, 2003).

Está claro que ningún criterio de falla es capaz de predecir con certeza la fluencia o fractura de todos los materiales, sin embargo, existen algunos capaces de predecir de manera razonable este comportamiento para materiales dúctiles, los cuales se van a definir a continuación.

5.5.1. Criterio del esfuerzo cortante máximo (Tresca)

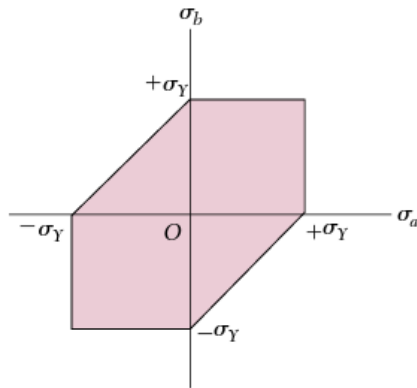
Este criterio indica que la fluencia del material inicia cuando el esfuerzo cortante máximo en cualquier punto equivale al esfuerzo cortante máximo en fluencia en tensión o compresión uniaxial (Boresi & Schmidt, 2003). El esfuerzo cortante máximo para un estado de esfuerzos multiaxial se expresa como:

$$\tau_{max} = \frac{(\sigma_{max} - \sigma_{min})}{2} \quad \text{Ec. 22}$$

En donde σ_{max} y σ_{min} representan el máximo y mínimo componente esfuerzo principal respectivamente. De la misma manera, para un estado uniaxial de esfuerzo el esfuerzo cortante máximo se denota:

$$\tau_{max} = \frac{\sigma}{2} \quad \text{Ec. 23}$$

Figura 26. Hexágono de Tresca.



Fuente: Beer et al, 2013.

5.5.2. Criterio de energía de distorsión (Von Mises)

El criterio de Von Mises define que la fluencia inicia cuando la energía de distorsión en cualquier punto equivale a la energía de distorsión en fluencia en tensión uniaxial. Esta energía de distorsión está asociada con el cambio en la forma del material. La hipótesis se basa en que, en estado plástico, la magnitud del esfuerzo cortante es constante y equivalente al esfuerzo cortante crítico (Bocko et al, 2017):

$$\tau = K_D \quad \text{Ec. 24}$$

El esfuerzo a cortante se puede denotar como:

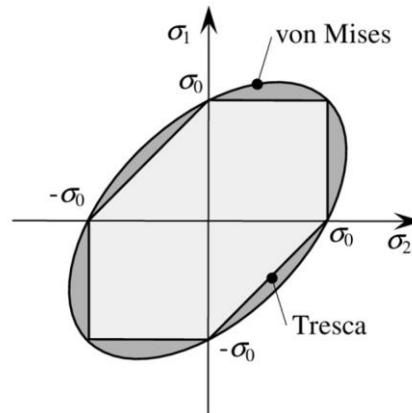
$$\tau = \sqrt{\frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad \text{Ec. 25}$$

Finalmente, la condición resultante de plasticidad de Von Mises puede ser expresada en términos de esfuerzos principales:

$$f(\sigma) = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} - \sigma_0 \quad \text{Ec. 26}$$

Para el caso de un estado de esfuerzos en tres dimensiones, la superficie de fluencia para el criterio de Von Mises forma un cilindro que circunscribe el hexágono de Tresca como se puede ver en la figura 27.

Figura 27. Superficie de Von Mises.



Fuente: Bocko et al, 2007.

5.6. Calidad de malla de elementos finitos

El dominio de una estructura puede ser discretizado en elementos con distintas geometrías, dimensiones y características. Para garantizar un buen, se requiere que el mallado tenga cierto nivel de calidad. La malla debe ser suficientemente fina para resolver las características principales del problema. Para el diagnóstico de la malla se toman en cuenta: El número de nodos, número de elementos y los valores máximos y mínimos de desviaciones propuestas por el tipo de métrica (ANSYS, 2018).

Existen distintos tipos de métricas utilizadas para determinar la calidad de malla de un dominio, sin embargo, a continuación, se describen las siguientes:

5.6.1. Calidad de elemento

Esta métrica proporciona valores dentro de un rango comprendido entre 0 y 1. Un valor de 1 indica un elemento similar a un cubo perfecto, mientras que 0 indica que el elemento tiene un volumen de nulo o inclusive negativo (ANSYS, 2018). Para calcular los valores para este tipo de métrica se utilizan las siguientes expresiones:

Para elementos en dos dimensiones:

$$Calidad = C \left[\frac{\text{Area de elemento}}{\sum (\text{Long.de borde})^2} \right] \quad \text{Ec. 27}$$

Para elementos en tres dimensiones:

$$Calidad = C \left[\frac{Volumen\ de\ elemento}{\sqrt{[\sum(Long.de\ borde)^2]^3}} \right] \quad \text{Ec. 28}$$

Donde C es un coeficiente que depende del tipo de elemento. En la tabla se muestran los valores del coeficiente para cada tipo de elemento.

Tabla 1. Valores de C .

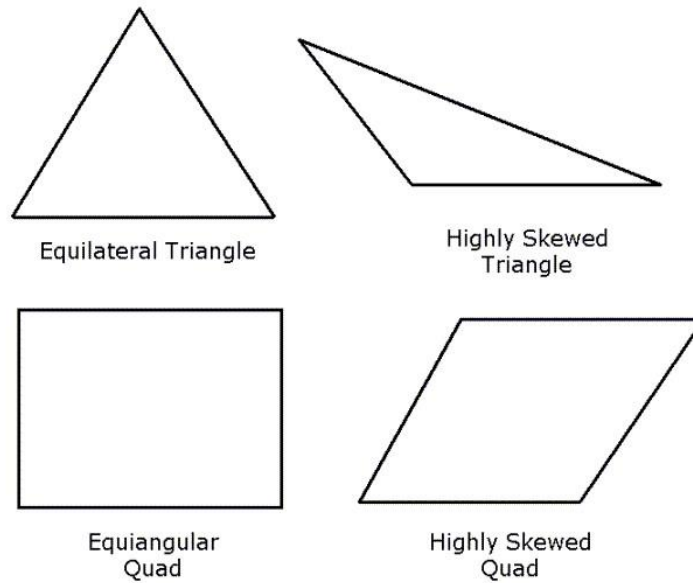
Elemento	Valor de C
Triángulo	6.9280
Cuadrilátero	4.0
Tetraedro	124.7077
Hexágono	41.5692
Cuña	62.3538
Pirámide	96

Fuente: ANSYS, 2018.

5.6.2. Skewness (Oblicuidad)

Al igual que el anterior, se determinan valores que se encuentran en un rango comprendido entre 0 y 1. Como su nombre lo indica, esta métrica analiza la oblicuidad de los elementos finitos. Como se observa en la figura 28 un elemento puede presentar cierta distorsión, un valor equivalente a 0 indica un elemento completamente equilátero, mientras que un valor de 1 indica un elemento completamente distorsionado.

Figura 28. Métrica de oblicuidad.



Fuente: Ansys, 2018.

Para efectos prácticos, en la tabla 2 se muestra una guía para determinar la calidad de malla según los valores de skewness. Cabe recalcar que para obtener una malla con valores muy cercanos a 0 se debe invertir en un gran número de elementos finitos. No obstante, se debe procurar que los valores de skewness sean menores a 0.7 para garantizar resultados competentes.

Tabla 2. Clasificación de Skewness según valor.

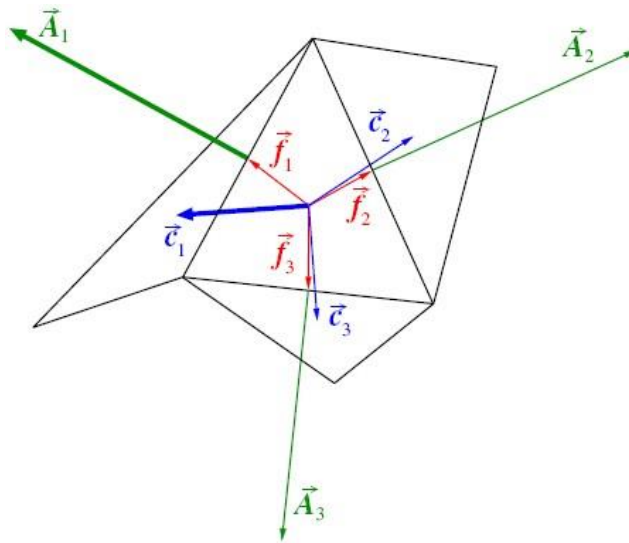
Valor de Skewness	Clasificación de malla
1	Distorsionada
0.9 – <1	Mala
0.75 – 0.9	Pobre
0.5 – 0.75	Razonable
0.25 – 0.5	Buena
>0 – 0.25	Excelente
0	Equilátera

Fuente: ANSYS, 2018.

5.6.3. Ortogonalidad

En esta métrica también se presentan valores comprendidos en un rango de 0 a 1, donde 0 es el peor y 1 el mejor escenario. La calidad por ortogonalidad relaciona el vector normal a la cara para cada cara, el vector comprendido entre el centroide del elemento al centroide de los elementos adyacentes y el vector del centroide de cada cara. Esta relación se muestra gráficamente en la figura 29.

Figura 29. Vectores para determinar ortogonalidad.



Fuente: ANSYS, 2018.

CAPITULO III
MARCO METODOLÓGICO

1. Definición del enfoque y métodos de investigación utilizados.

A la hora de realizar una investigación es importante definir concretamente el enfoque o el tipo de análisis que se realizará para obtener resultados. Actualmente, las investigaciones se pueden englobar en dos grupos, los cuales dependen del enfoque que tome la investigación. Estos enfoques pueden ser cuantitativos o cualitativos (Hernández et al, 2014).

Guadalupe Guerrero, en su libro Metodología de la Investigación (2015) indica que el enfoque cualitativo ha prevalecido a lo largo de varias épocas, pues describe aquellas cualidades que son difíciles de plasmar en un plano concreto, a diferencia de un enfoque cuantitativo, que si puede contabilizar los hechos. Para no entrar en una discusión profunda acerca de los enfoques, en la figura 30, se muestran las principales diferencias que hay entre los dos métodos de investigación.

Figura 30. Métodos de Investigación.

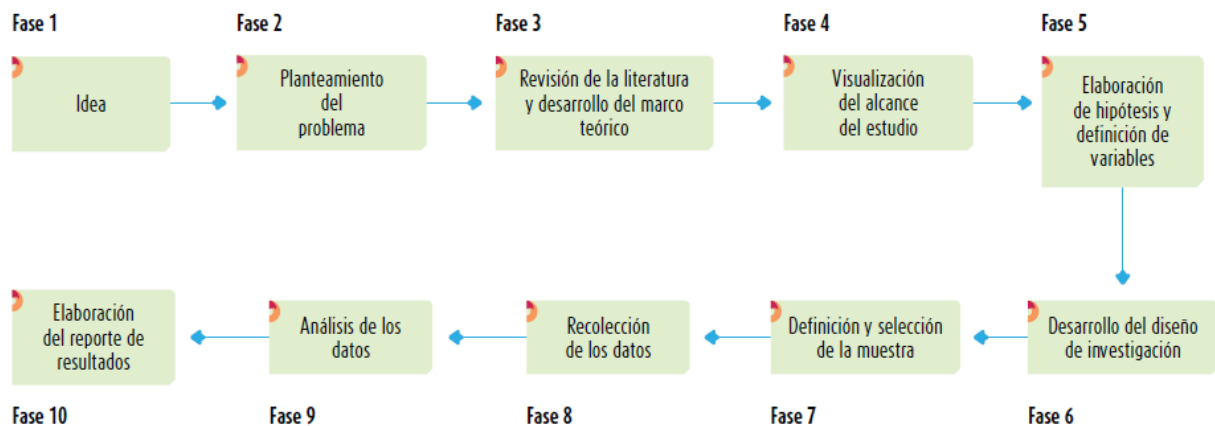
Investigación cualitativa	Investigación cuantitativa
Derivada de la fenomenología y comprensión	Basada en la inducción probabilística del positivismo lógico
Observación participante	Medición penetrante y controlada
Subjetiva-objetiva	Objetiva
Inferencias de sus datos	Inferencias más allá de los datos
Exploratoria, inductiva y descriptiva	Confirmatoria, inferencial y deductiva
Orientada al proceso	Orientada al resultado
Datos "ricos y profundos"	Datos "sólidos" y repetibles
No generalizable	Generalizable
Holista	Particularista

Fuente: Guadalupe Guerrero, 2015.

La presente investigación posee un enfoque cuantitativo ya que durante su desarrollo se comparten distintas características que la clasifican dentro de este grupo, por ejemplo: Tiene un orden secuencial y probatorio; se miden y obtienen magnitudes acerca del fenómeno de estudio; al final, con los estudios realizados se pretende confirmar y predecir comportamientos del fenómeno de estudio, así como validar la teoría que rige el mismo; entre otras. En pocas palabras, se enfoca en la obtención de resultados, que pueden ser cuantificados de forma estadística para describir o entender el problema.

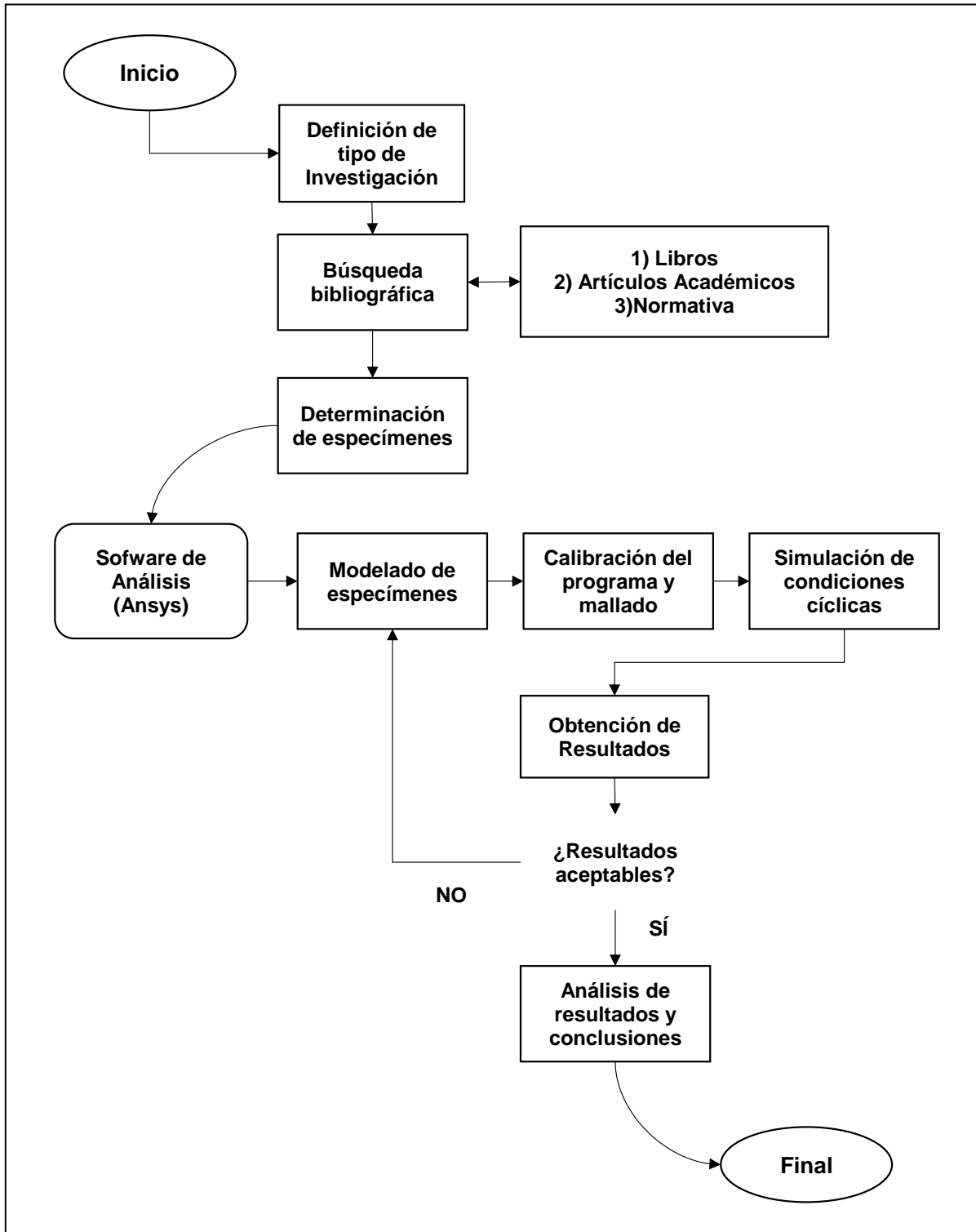
En la figura 31, se muestra un esquema generalizado que describe las etapas de una investigación cuantitativa. Por otro lado, en la figura 32 se puede observar el esquema de trabajo diseñado para organizar el proceso y desarrollo de la presente investigación. Nuevamente, al comparar ambos esquemas, se puede notar el paralelismo que hay entre ambos, lo que garantiza el método investigativo utilizado.

Figura 31. Etapas de investigación cuantitativa.



Fuente: Hernández et al, 2014.

Figura 32. Esquema de trabajo de investigación.



Fuente: Elaboración propia.

2. Sujetos y fuentes de información

Un conocimiento amplio de distintos temas y subtemas debe ser necesario para comprender los comportamientos del objeto de estudio y poder analizar con criterio los resultados. Para efectos de la investigación, se tomaron fuentes primarias y secundarias de información, las cuales son mencionadas brevemente a continuación:

2.1. Fuentes primarias

En la tabla 3 se muestran los profesionales que fueron consultados y entrevistados para aportar acerca de temas diversos a la investigación.

Tabla 3. Fuentes primarias de información.

Nombre	Empresa	Encargo	Tema
José Pablo Echeverría	Magnusson Klemencic Associates	Ing. Civil	Ductilidad de estructuras de acero
Randall Salazar	Propio	Ing. Civil	Requisitos de diseño en conexiones de acero
Daniel Ureña	Construmetal S.A.	Ing. Civil	Soldadura en conexiones de acero

Fuente: Elaboración propia.

2.2. Fuentes Secundarias

De igual manera, se utilizaron referencias bibliográficas de distintas índoles. Primeramente, se utilizaron libros de varias ramas de ingeniería estructural para enriquecer y desarrollar la fundamentación teórica de la investigación. Se consultaron libros relacionados con el comportamiento y diseño sismorresistente de estructuras, pues se hace un enfoque para un país que presenta una alta actividad sísmica. A pesar de que la investigación se enfoca en el comportamiento de estructuras metálicas, se consultaron libros de diseño de concreto reforzado para contrastar algunas características y definir algunos conceptos. Para alimentar el conocimiento acerca del elemento finito se consultaron libros de mecánica de materiales, incluso se utilizaron libros relacionados con el campo de matemática avanzada aplicada, ya que la fundamentación teórica del método requiere la

definición y demostración de ciertas ecuaciones complejas que no son desarrolladas cotidianamente en libros de ingeniería civil.

De la misma manera, se consultaron artículos académicos desarrollados por distintas universidades alrededor del mundo, la mayoría relacionados específicamente con el tema de conexiones de acero estructural. Cabe destacar que de algunos de estos artículos se extrajeron los especímenes para modelarlos y validar los resultados con el método de elementos finitos, además de analizar su comportamiento ante efectos cíclicos.

En cuanto a normativas, se utilizaron códigos y reglamentos de distintas regiones. Nacionalmente, se utilizó el Código Sísmico de Costa Rica 2010 en su revisión del 2014 para verificar los requerimientos que deben tener los elementos estructurales dentro del territorio nacional. Internacionalmente, se utilizaron documentos de Estados Unidos, en gran parte, los elaborados por el Instituto Americano para la Construcción de Acero, entre los cuales se pueden nombrar los siguientes:

- *FEMA 350 Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings.*
- *ANSI-AISC 360-16 Specification for Structural Steel Buildings.*
- *ANSI-AISC 341-16 Seismic Provisions for Structural Steel Buildings.*
- *ANSI-AISC 358-16 Prequalified Connections for Special and Intermediate Moment Frames for Seismic Applications.*
- *AWS D1.1/D1.1M:2008 Structural Welding Code-Steel.*

3. Definición de variables: conceptual, operativa e instrumental.

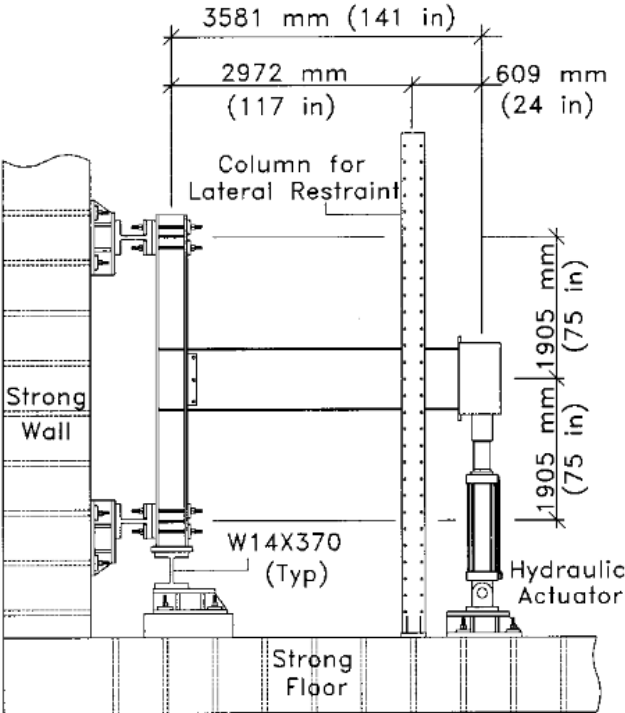
Para determinar el comportamiento sismorresistente de las conexiones de eje débil, se probaron en total cuatro conexiones distintas. Para el desarrollo de la fase de calibración, se escogieron tres configuraciones a partir de dos artículos académicos, en los cuales las conexiones fueron falladas experimentalmente.

Las primeras dos conexiones calibradas fueron tomadas de una investigación realizada por Kangmin Lee, Liuyi Chen y Rui Li en 2012. Estas conexiones se pueden representar mediante las siglas FF-W y WFP-W, o bien "*Welded Free Flange*" y "*Welded Flange Plate – Welded Web*" respectivamente. Los detalles originales pueden consultarse en los anexos. Al ser una investigación desarrollada en Corea, los perfiles, accesorios y materiales pasaron por un proceso de conversión para que todo estuviera clasificado según la nomenclatura estadounidense.

La tercera conexión utilizada para la calibración se puede representar mediante las siglas RBS-W, o bien "*Reduced Beam Section-Welded*". Al igual que las anteriores, el detalle original de esta conexión se puede consultar en los anexos al final del documento. La conexión RBS-W fue investigada por Chad Gilton y Chia-Ming Uang en 2002. A pesar de su antigüedad, en esta investigación se retomó para estudiar su comportamiento con el método de elementos finitos.

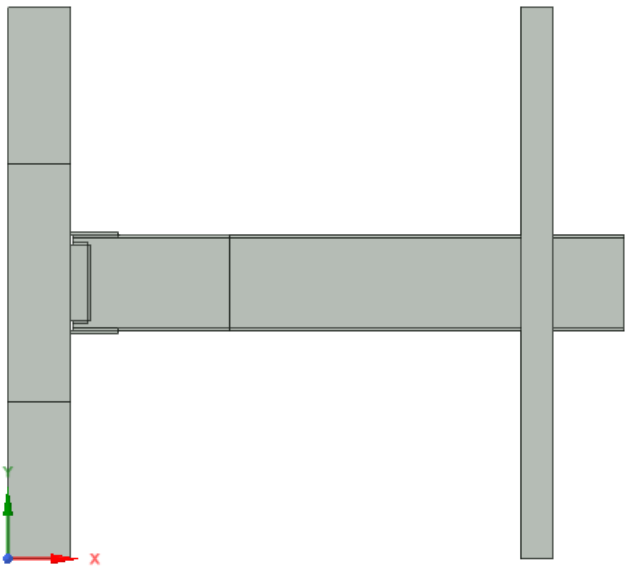
En la figura 33 se muestra una representación generalizada del banco de pruebas utilizado en las investigaciones experimentales para estudiar el comportamiento de las conexiones. A la hora de probar los especímenes virtuales, se trataron de replicar las condiciones a las cuales fueron sometidas las conexiones experimentalmente. En los modelos se mantuvieron ambos extremos de la columna empotrados y se colocó una barra a cada costado de la viga para generar un soporte contra el pandeo lateral torsional. Independientemente de la conexión, estas condiciones permanecieron constantes a lo largo de la investigación. Esquemáticamente, en la figura 34 se observa el banco de trabajo utilizado para los especímenes, la diferencia radica en las dimensiones de los elementos y accesorios, así como las propiedades de los mismos.

Figura 33. Banco de trabajo experimental.



Fuente: Gilton et al, 2002.

Figura 34. Banco de trabajo utilizado para la investigación.



Fuente: Elaboración propia.

Posterior a la etapa de calibración, una cuarta conexión fue rediseñada a partir de la configuración WFP-W, para determinar la influencia del cambio de material de la viga en el comportamiento de la conexión, manteniendo los perfiles para la viga y columna originales.

Igualmente, es importante definir las condiciones de carga a las cuales fueron sometidos los especímenes virtuales. El Instituto Americano para la Construcción de Acero (AISC) en la sección K2 de la normativa AISC 341-16 *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, pone a disposición una guía de requerimientos para los ensayos de conexiones viga-columna de acero estructural. Esta sección fue desarrollada luego del terremoto de Nothridge en 1994 para estudiar el comportamiento de las conexiones y ver si pueden ser aceptadas o rechazadas como elementos capaces de proveer seguridad y adecuado comportamiento ante eventos sísmicos. Esta metodología, también conocida como protocolo de derivas entre pisos, fue aplicada a las conexiones investigadas para evaluar su comportamiento sismorresistente.

En la tabla 4 se muestra la secuencia de pasos que fue aplicada a las conexiones. Como se observa, la calificación de las conexiones depende del control del ángulo de deriva. Una vez completados los ciclos expuestos en la tabla, se debe continuar con incrementos de carga aumentando la rotación en 0.01 rad cada dos ciclos.

Tabla 4. Secuencia de carga para calificación de conexiones viga-columna.

Cantidad de ciclos	Rotación (rad)
6	0.00375
6	0.005
6	0.0075
4	0.01
2	0.015
2	0.02
2	0.03
2	0.04

Fuente: American Institute of Steel Construction, 2016.

4. Instrumentos y técnicas utilizadas en la recopilación de los datos.

El modelaje de los especímenes virtuales fue realizado a través de SpaceClaim Design Modeler, herramienta que forma parte del software Ansys Workbench. Con esta herramienta, el proceso de modelaje de elementos en tres dimensiones fue simple y está provista para una exportación rápida al software para el análisis estructural.

Para la obtención de resultados se utilizó el software Ansys Workbench en su versión 18.1, el cual es capaz de simular y predecir cómo funcionará o reaccionará algún cuerpo ante las condiciones de su entorno. El mismo consta de herramientas capaces de hacer distintos tipos de análisis: Procesos con fluidos, cambios termodinámicos, análisis electromagnético y análisis estructural, el cual fue utilizado para esta investigación.

5. Sustentación de la confiabilidad y la validez de los instrumentos de la investigación.

Los resultados fueron obtenidos a través de la simulación del protocolo de derivas en un programa computacional que funciona a base de elementos finitos, el cual es capaz de realizar análisis no lineales para cada elemento. Si bien es cierto el programa no es capaz de producir resultados precisos al 100%, estos fueron comparados con los resultados de investigaciones pasadas para determinar las limitaciones del mismo.

El mallado del dominio de la estructura es un aspecto que se debe tomar en cuenta para obtener resultados confiables. Durante el proceso de discretización, el programa crea una malla predeterminada, que por lo general no es efectiva para describir el comportamiento real de los especímenes, por lo que se debe efectuar un mallado balanceado manualmente, capaz de producir un acercamiento del comportamiento de la conexión y que no sea muy complejo para no comprometer la reducida capacidad computacional.

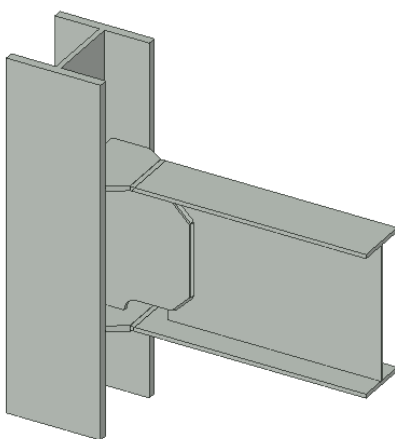
6. Modelado de especímenes virtuales

A continuación, se describen las características, dimensiones, propiedades y notas importantes de los modelos virtuales evaluados. En esta investigación no se expone una metodología para el uso del programa de modelaje. Si se desea una mayor comprensión del mismo, se recomienda consultar los trabajos finales de graduación de Wilson González y David Molina, citados en la bibliografía.

6.1. FF-W

En la figura 35 se muestra el primer espécimen modelado, el cual corresponde a la conexión: *Free Flange-Welded*. Un perfil rolado en caliente, utilizado como viga, es conectado a la columna a través de placas de continuidad y una placa de cortante. La unión alas de viga-placas de continuidad se realiza mediante soldaduras de penetración total, mientras que la unión alma de viga-placa de cortante se realiza con soldaduras de filete. Seguidamente, las placas de continuidad se unen mediante soldaduras de penetración total a las alas y alma de la columna, la placa de cortante se conecta al alma de la columna y a las placas de continuidad mediante soldaduras de filete. En la parte posterior de la columna se colocan otras dos placas de continuidad y un rigidizador vertical, conectados mediante los mismos tipos de soldadura.

Figura 35. Detalle de conexión FF-W.



Fuente: Elaboración propia.

Como esta conexión fue estudiada en Corea, los perfiles y accesorios fueron convertidos a nomenclatura estadounidense. En la tabla 5 se muestran los perfiles originales con sus dimensiones, mientras que en la tabla 6 se observa la conversión a unos perfiles con dimensiones similares. Las dimensiones de los accesorios permanecieron iguales.

Tabla 5. Perfiles originales para conexión FF-W.

-	Viga	Columna
Perfil	H-600x200x11x17	H-400x400x13x21
d (mm)	600	400
tf (mm)	17	21
tw (mm)	11	13
bf (mm)	200	400

Fuente: Elaboración propia.

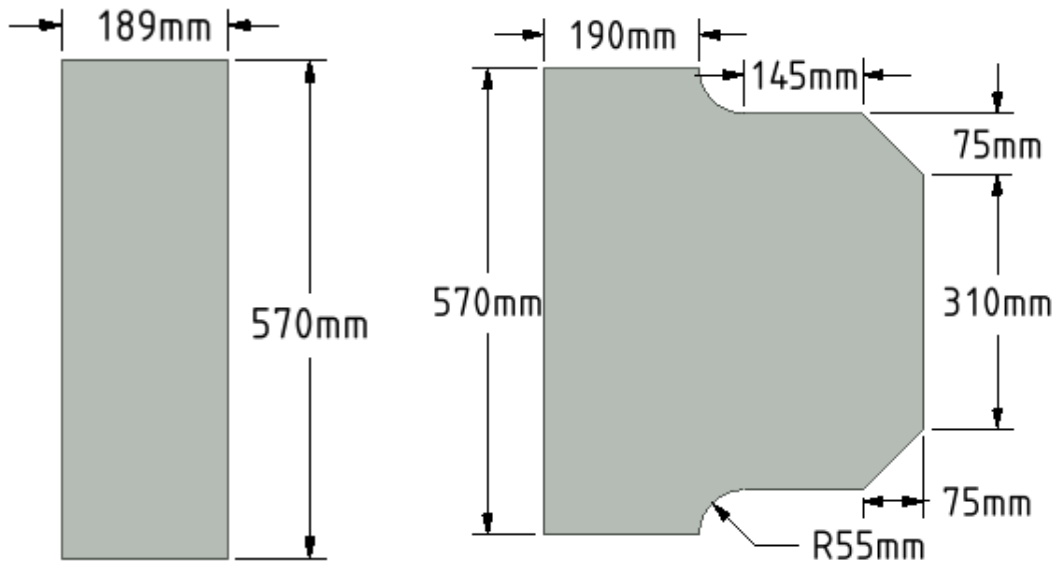
Tabla 6. Conversión de perfiles para conexión FF-W.

-	Viga	Columna
Perfil	W 24 x 76	W 14 x 193
d (mm)	607	394
tf (mm)	17.3	36.5
tw (mm)	11.2	22.2
bf (mm)	228	400

Fuente: Elaboración propia.

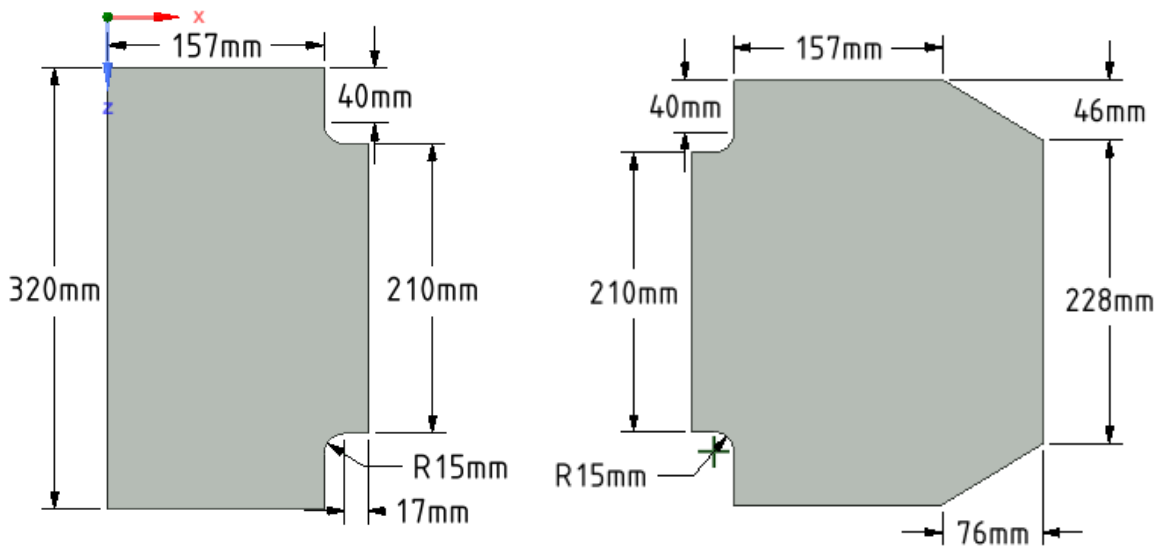
En las figuras 36 y 37 se muestran las dimensiones para los distintos accesorios. La placa de cortante, las placas de continuidad superiores y el rigidizador vertical trasero poseen un espesor de 20 mm, mientras que las placas de continuidad inferiores poseen 25 mm de espesor.

Figura 36. Dimensiones de rigidizador vertical y placa de cortante para FF-W.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 37. Dimensiones de placas de continuidad traseras y frontales para FF-W.



Fuente: Elaboración propia.

Al igual que la perfilería, los tipos de acero estaban normados bajo una nomenclatura diferente a la estadounidense, por lo que también se hizo una conversión a aceros con características similares. En la tabla 7 se muestra esta conversión.

Tabla 7. Conversión de tipos de acero para conexión FF-W.

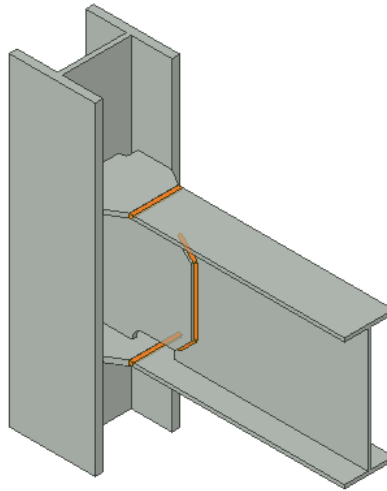
Elemento	Tipo de acero original	Tipo de acero convertido
Viga	SS400	ASTM A36
Columna	SM450	ASTM A 572 Grado 50
Placas de continuidad frontales	SS400	ASTM A36
Placas de continuidad traseras	SS400	ASTM A36
Placa de cortante	SS400	ASTM A36
Rigidizador vertical	SS400	ASTM A36

Fuente: Elaboración propia.

Finalmente, se modelaron las dos soldaduras de penetración total que unen las alas de la viga con las placas de continuidad y las soldaduras de filete que unen la placa de cortante con el alma de la viga y, como se observa en la figura 38. Se supone que la soldadura posee las características de un electrodo E70XX, con propiedades calificadas según el CSCR-10. Originalmente, la soldadura de filete corresponde a un hilo continuo a lo largo de las caras frontales de la placa de cortante, sin embargo se modelaron como tres cordones diferentes con una pata de 10 mm.

Se eximieron del modelaje los siguientes elementos para evitar una saturación de elementos finitos: Las soldaduras utilizadas para unir las placas de continuidad con la columna, las soldaduras para unir placa de cortante con columna y placas y los pernos utilizados para erección. De igual manera, las zonas k de los perfiles no se modelaron para no desestabilizar el mallado con elementos curvos.

Figura 38. Soldaduras de penetración total y de filete en conexión FF-W.



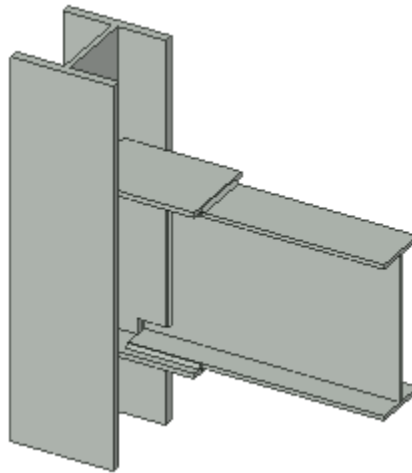
Fuente: Elaboración propia.

6.2. WFP-W

En esta conexión un segmento de viga se introduce entre las placas de continuidad, unas soldaduras de filete unen las placas de continuidad con las alas de la viga como se muestra en la figura 39. El alma está conectada a una placa de cortante con soldaduras de filete también. Las placas de continuidad son conectadas posteriormente a las alas y alma de la columna con soldaduras de penetración total. La placa de cortante es conectada a las placas de continuidad y al alma de la columna mediante soldaduras de filete. En la parte posterior de la conexión se encuentran otras dos placas de continuidad y un rigidizador vertical conectados con los mismos tipos de soldaduras.

Al igual que la configuración anterior, los perfiles y accesorios fueron convertidos a nomenclatura estadounidense. Según el reporte experimental, se utilizaron los mismos perfiles como columna y viga, por lo tanto, los detalles se pueden consultar en la tabla 8.

Figura 39. Detalle de conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

Tabla 8. Dimensiones de perfiles de conexión WFP-W.

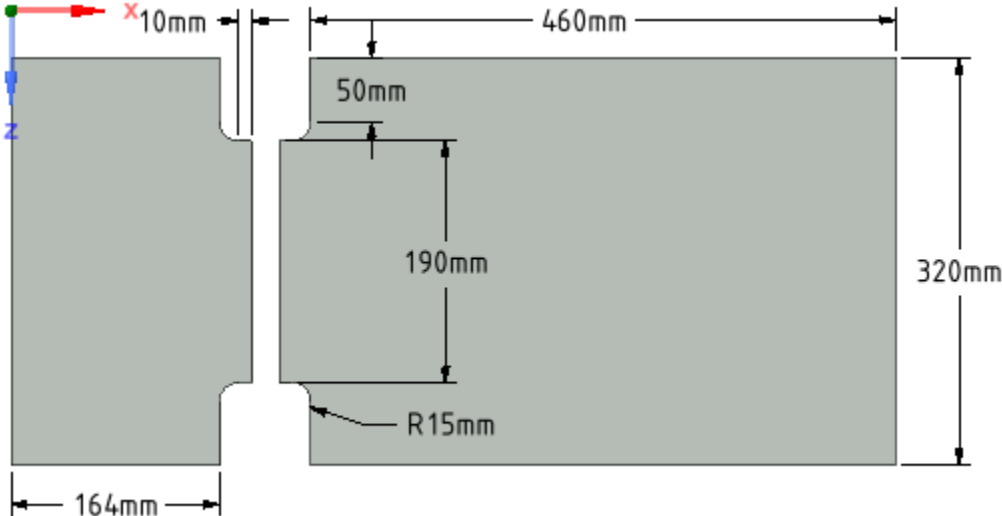
-	Viga	Columna
Perfil	W 24 x 76	W 14 x 193
d (mm)	607	394
tf (mm)	17.3	36.5
tw (mm)	11.2	22.2
bf (mm)	228	400

Fuente: Elaboración propia.

En las figuras 40 y 41 se muestran los detalles de las placas de continuidad traseras, placas de continuidad frontales, rigidizador vertical trasero y placa de cortante respectivamente. A diferencia de la configuración anterior, todos los accesorios poseen 20 mm de espesor.

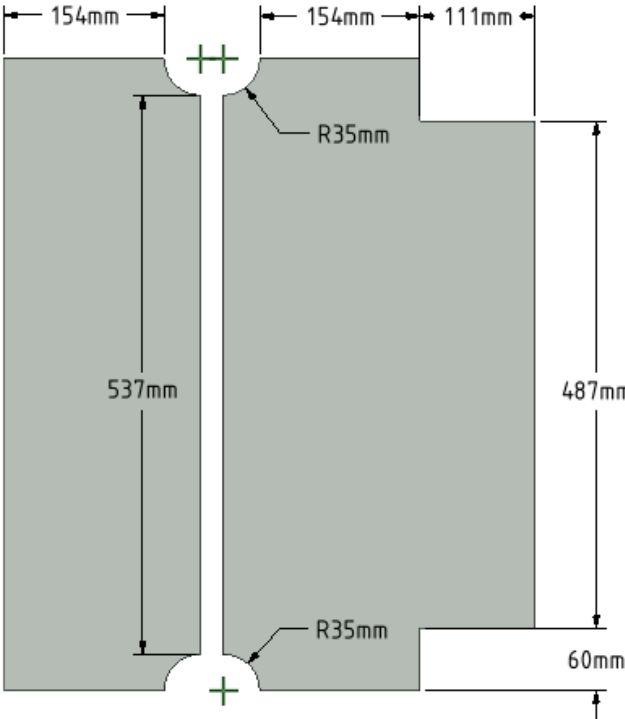
Para esta conexión no se modelaron los pernos de erección ni las soldaduras de penetración total, esto con el fin de evitar saturación e interferencias de elementos finitos y no depender de soluciones muy largas y complejas.

Figura 40. Dimensiones de placas de continuidad traseras y frontales para conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 41. Dimensiones de rigidizador vertical y placa de córtate para WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

Nuevamente, los tipos de acero de los elementos se convirtieron a aceros con características similares, pero en nomenclatura estadounidense. En la tabla 9 se muestran los tipos de acero utilizados en esta configuración.

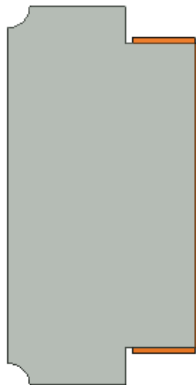
Tabla 9. Tipos de acero utilizados en conexión WFP-W.

Elemento	Tipo de acero convertido
Viga	ASTM A36
Columna	ASTM A 572 Grado 50
Placas de continuidad frontales	ASTM A36
Placas de continuidad traseras	ASTM A36
Placa de cortante	ASTM A36
Rigidizador vertical	ASTM A36

Fuente: Elaboración propia.

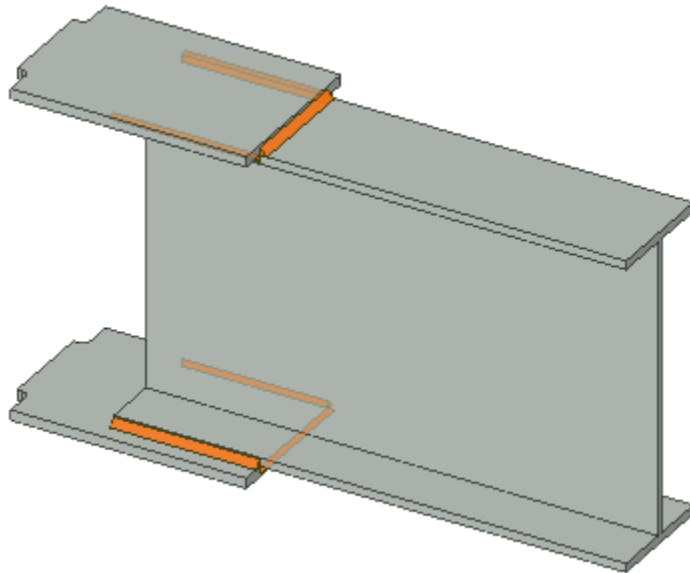
Para esta conexión se modelaron las soldaduras de filete que unen la placa de cortante con el alma de viga y las que unen las placas de continuidad frontales con las alas de la viga, cuyas longitudes de pata corresponden a 10 mm y 14 mm, respectivamente. En las figuras 42 y 43 se muestran las soldaduras modeladas. Al igual que la configuración pasada, se supone que las soldaduras corresponden a un electrodo E70XX, calificado por el CSCR-10.

Figura 42. Soldaduras de filete en placa de cortante para WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 43. Soldaduras de filete en alas de viga para WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

6.3. RBS-W

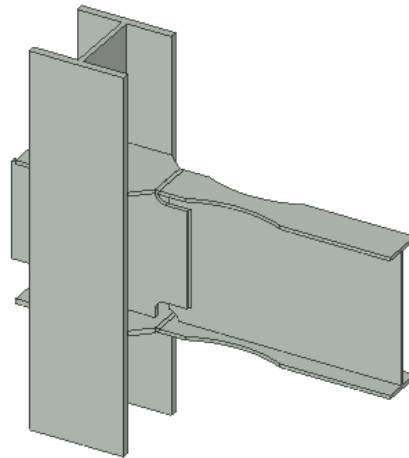
Esta conexión está compuesta por: dos perfiles laminados en caliente, fabricados con un acero A992; cuatro placas de continuidad de acero A572 grado 50; un rigidizador vertical de acero A36; y una placa de cortante de acero A36. Los perfiles utilizados como columna y viga corresponden a W14x176 y W24x62, respectivamente, cuyas dimensiones se encuentran especificadas en la tabla 10. Las alas de la viga se encuentran unidas a las placas de continuidad mediante soldaduras de penetración total, las placas de continuidad se ensamblaron a la columna mediante soldaduras de penetración también, mientras que el resto de los elementos se conectaron con soldaduras de filete.

En la figura 44 se puede apreciar la reducción que presenta la viga en la cercanía de la conexión. Este recorte de material se realiza para que las deformaciones inelásticas se concentren en esa zona, actuando como un “fusible” ante un evento sísmico severo.

Tabla 10. Dimensiones de perfiles en conexión RBS-W.

-	Viga	Columna
Perfil	W 24 x 62	W 14 x 176
d (mm)	602	386
tf (mm)	15	33
tw (mm)	11	21
bf (mm)	180	400

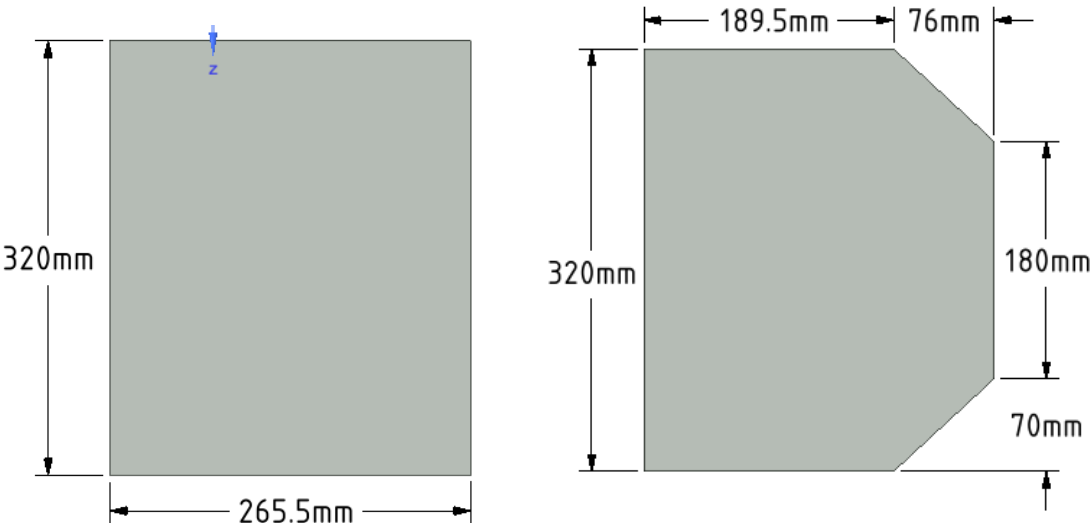
Figura 44. Detalle de conexión RBS-W.



Fuente: Elaboración propia.

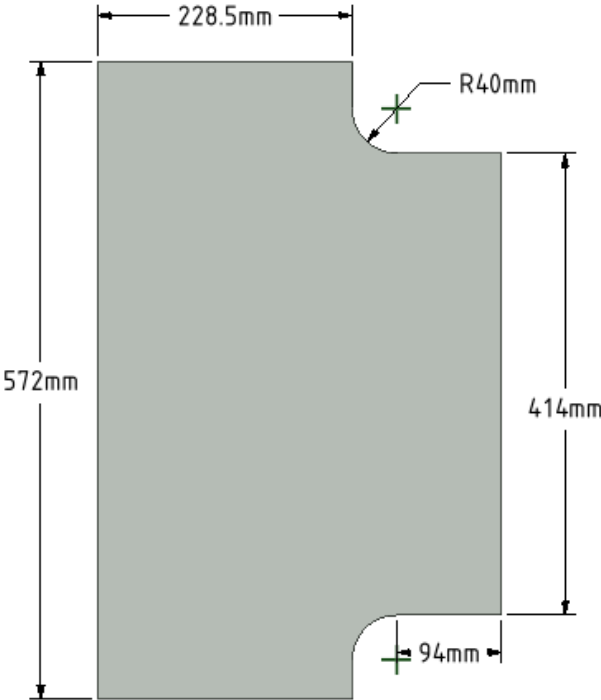
En cuanto a los accesorios, en la figura 45 y 46 se pueden observar detalladamente las dimensiones para cada uno. Las placas de continuidad frontales poseen las mismas dimensiones, sin embargo, su espesor varía, la superior tiene un espesor de 16 mm y la inferior 22 mm. Para las placas de continuidad traseras ocurre el mismo escenario, mismas dimensiones, pero espesores de 16 mm y 22 mm para la superior e inferior respectivamente. Por otro lado, la placa de cortante y el rigidizador vertical poseen el mismo espesor de 19 mm. En cuanto a la zona reducida de la viga, las dimensiones de los cortes se pueden apreciar en la figura 47.

Figura 45. Dimensiones de placas de continuidad traseras y frontales para conexión RBS-W.



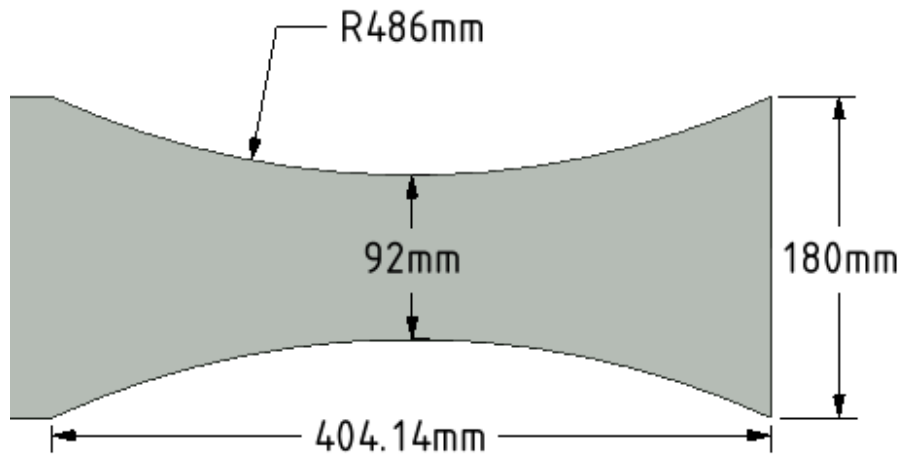
Fuente: Elaboración propia.

Figura 46. Dimensiones de rigidizador vertical y placa de cortante para RBS-W.



Fuente: Elaboración propia.

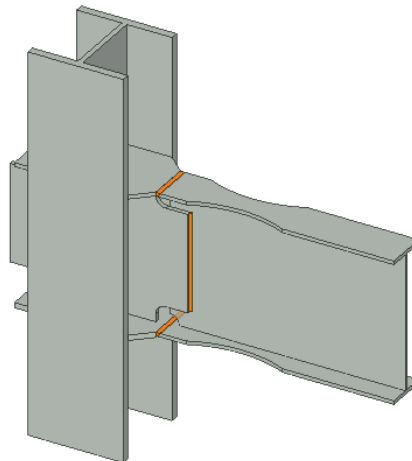
Figura 47. Dimensiones de la zona reducida de la viga para conexión RBS-W.



Fuente: Elaboración propia.

Para analizar las distribuciones de esfuerzo, se modelaron las soldaduras de penetración total que unen las alas de la viga con las placas de la viga y la soldadura de filete vertical de la placa de cortante, como se muestra en la figura 48. Por fuera se dejaron los pernos de la placa de cortante y las otras soldaduras no indicadas anteriormente.

Figura 48. Soldaduras modeladas para la conexión RBS-W

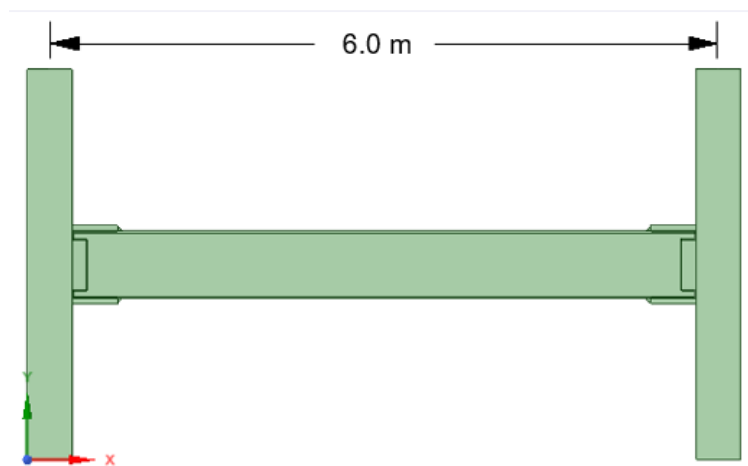


Fuente: Elaboración propia.

6.4. Rediseño de conexión WFP-W

En los apéndices A1 y A2 se muestran las metodologías de diseño y comprobaciones utilizadas por redimensionar los accesorios y soldaduras de la conexión WFP-W. Para realizar el diseño, se supuso una longitud entre centros de columna de 6 metros para determinar los valores de cortante y momento en la rótula, suponiendo que la configuración de conexión es la misma en ambos extremos, como se muestra en la figura 49. En este apartado se muestran puntualmente las características, propiedades y dimensiones de la conexión, obtenidas posterior al diseño. El cuestionamiento del diseño y su profundización se presenta en el apartado de análisis de resultados.

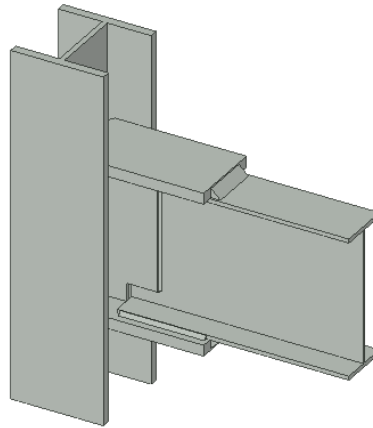
Figura 49. Distancia entre columnas para rediseño de conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

En la figura 50 se muestra el detalle general de la conexión obtenida. Como se mencionó anteriormente, tanto el perfil de la columna como el perfil de la viga se mantuvieron, por lo que sus dimensiones se muestran nuevamente en la tabla 11. En cuanto a los accesorios, en la figura 51 se muestran las dimensiones para las placas de continuidad frontales y posteriores, mientras que en la figura 52 se muestran las dimensiones de la placa de cortante y el rigidizador vertical. Los espesores obtenidos para los accesorios horizontales y verticales fueron de 4.7 cm y 1.5 cm, respectivamente.

Figura 50. Detalle de conexión WFP-W (rediseño).



Fuente: Elaboración propia.

Tabla 11. Dimensiones de perfiles de conexión WFP-W (rediseño).

-	Viga	Columna
Perfil	W 24 x 76	W 14 x 193
d (mm)	607	394
tf (mm)	17.3	36.5
tw (mm)	11.2	22.2
bf (mm)	228	400

Fuente: Elaboración propia.

Figura 51. Dimensiones de placas de continuidad traseras y frontales para conexión WFP-W (rediseño).

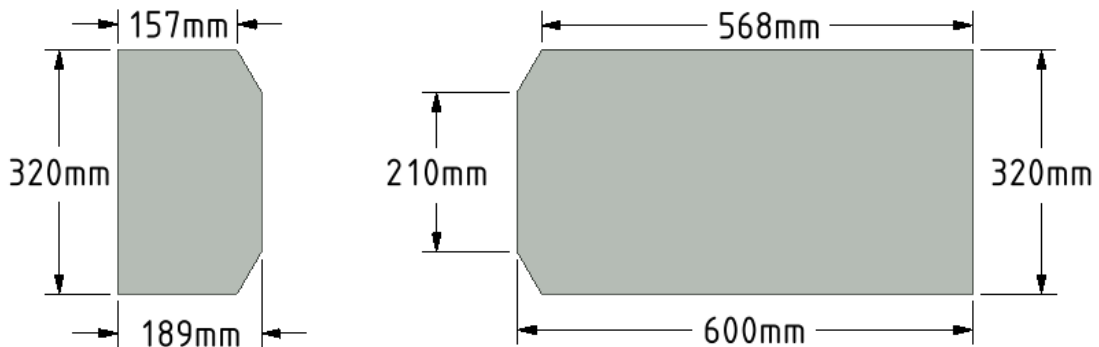
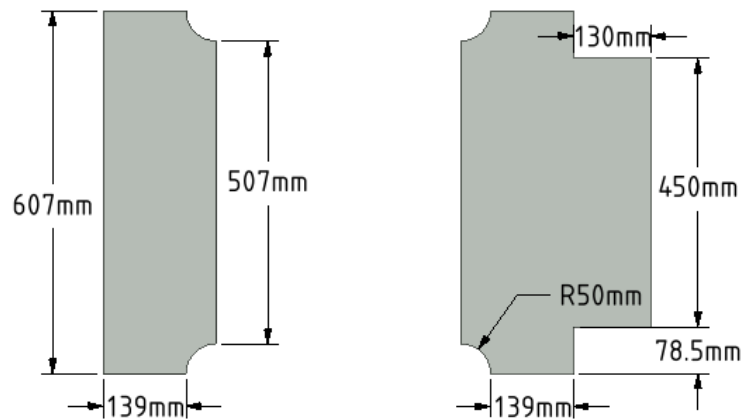


Figura 52. Dimensiones de rigidizador vertical y placa de cortante para conexión WFP-W (rediseño).



Fuente: Elaboración propia.

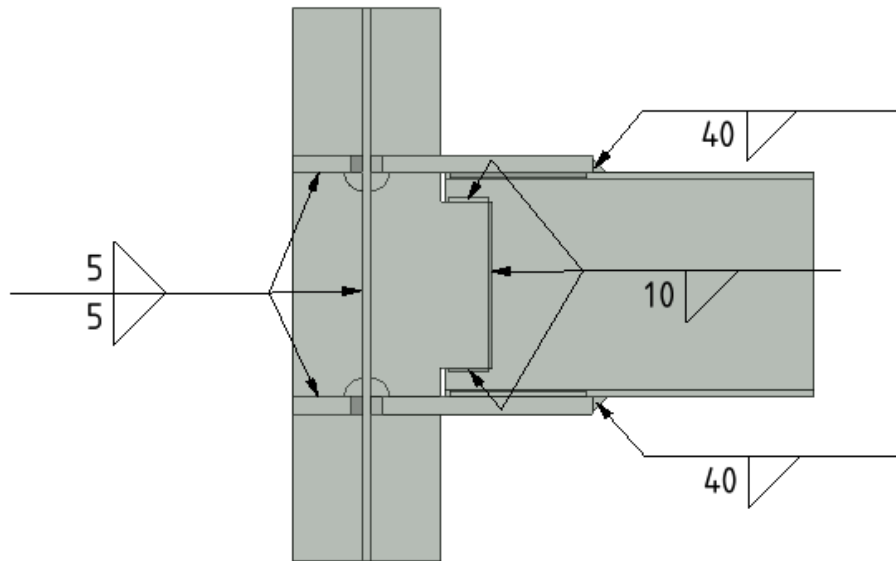
En la tabla 12 se muestra el tipo de acero asignado para cada elemento de la conexión. Por otro lado, en las figuras 53 y 54 se muestran los detalles de las soldaduras obtenidas posterior al diseño. Si bien es cierto todas las soldaduras fueron rediseñadas, solo se modelaron aquellas que se muestran marcadas en la figura 55, para ahorrar la capacidad computacional.

Tabla 12. Tipos de acero utilizados en conexión WFP-W (rediseño).

Elemento	Tipo de acero convertido
Viga	ASTM A992
Columna	ASTM A992
Placas de continuidad frontales	ASTM A572 gd. 50
Placas de continuidad traseras	ASTM A572 gd. 50
Placa de cortante	ASTM A36
Rigidizador vertical	ASTM A36

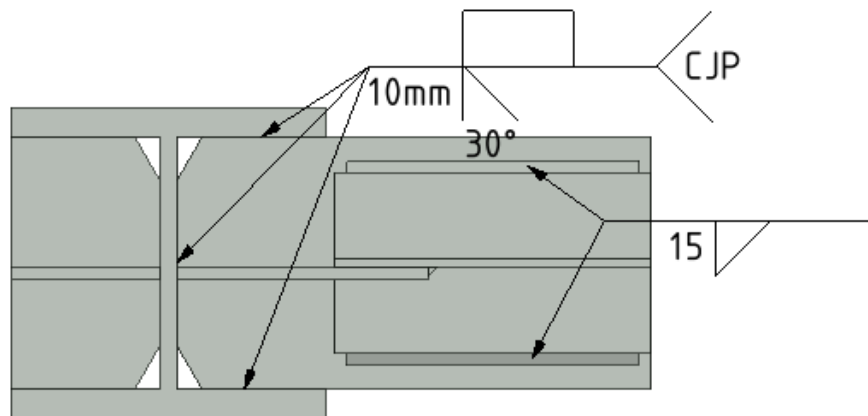
Fuente: Elaboración propia.

Figura 53. Detalle de soldaduras de conexión WFP-W, parte 1 (rediseño).



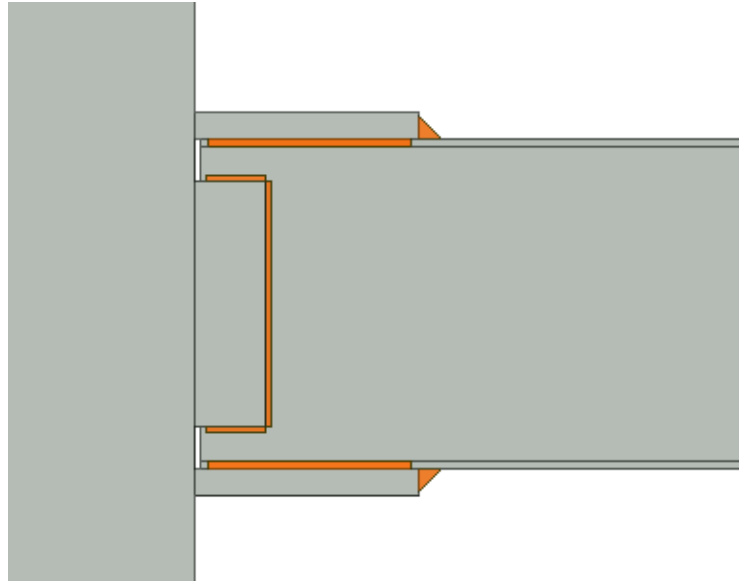
Fuente: Elaboración propia.

Figura 54. Detalle de soldaduras de conexión WFP-W, parte 2 (rediseño).



Fuente: Elaboración propia.

Figura 55. Soldaduras modeladas en conexión WFP-W (rediseño).



Fuente: Elaboración propia.

7. Calibración del programa con propiedades de materiales

Posterior al modelaje de las conexiones en SpaceClaim, se debe calibrar el programa de análisis con las propiedades de los materiales utilizados para simular el comportamiento no lineal del material, es decir, se deben introducir los datos experimentales para cuatro materiales: Acero ASTM A36, ASTM A572 grado 50, ASTM A992 y la soldadura E70XX. Cabe destacar que, para efectuar una calibración adecuada, las propiedades a introducir deben ser obtenidas a partir de pruebas experimentales, sin embargo, para esta investigación, las mismas se obtuvieron de la biblioteca de materiales del programa SAP2000.

Para la calibración de las soldaduras, se introdujeron los datos experimentales de un acero con características similares. En este caso, un acero A706 grado 60 se utilizó para remplazar el electrodo E70XX, el cual posee las características mínimas establecidas en el CSCR-10.

7.1. Propiedades generales de materiales

En la tabla 13 se muestran propiedades básicas de los materiales utilizados. Estas propiedades no varían entre cada material, ya que son propias del acero estructural y no dependen del grado.

Tabla 13. Propiedades generales de los materiales

Propiedad	Valor	Unidad
Densidad	7849	Kg/m ³
Módulo de elasticidad	200000	MPa
Módulo de Poisson	0.30	-
Coefficiente de expansión térmica	0.000171	1/C°
Módulo de cortante	76093	MPa
Módulo de hinchamiento	1.6E+11	Pa

Fuente: Elaboración propia.

7.2. Resistencia a fluencia y tensión

En la tabla 14 se muestran las resistencias de fluencia y tensión introducidas para cada tipo de acero y material.

Tabla 14. Resistencia de fluencia y tensión de materiales.

Material	Fy (MPa)	Fu (MPa)
ASTM A36	250	400
ASTM A572 g. 50	345	450
ASTM A992	345	450
E7018 (A706 grado 60)	411	553

Fuente: Elaboración propia.

7.3. Datos de ensayo uniaxial

En las figuras 56, 57, 58 y 59 se muestran las variaciones de esfuerzos en función de las deformaciones unitarias para cada material utilizado. Estos datos de ingeniería se introducen mediante los puntos que describen las curvas respectivas. Es decir, se introducen los pares ordenados que se muestran marcados en cada curva. En la tabla 15 se ejemplifica para el caso de acero A36.

Figura 56. Curva esfuerzo-deformación del acero A36.

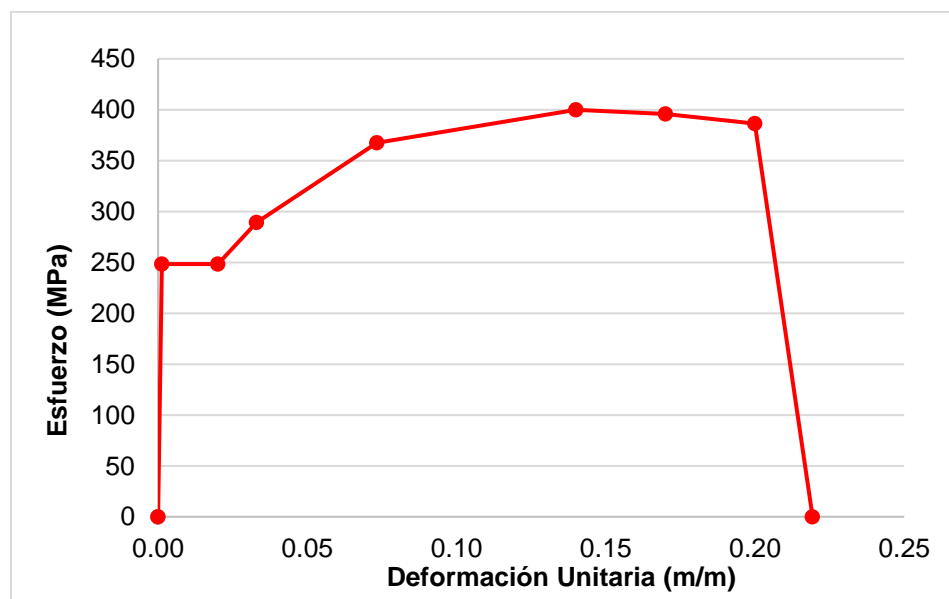
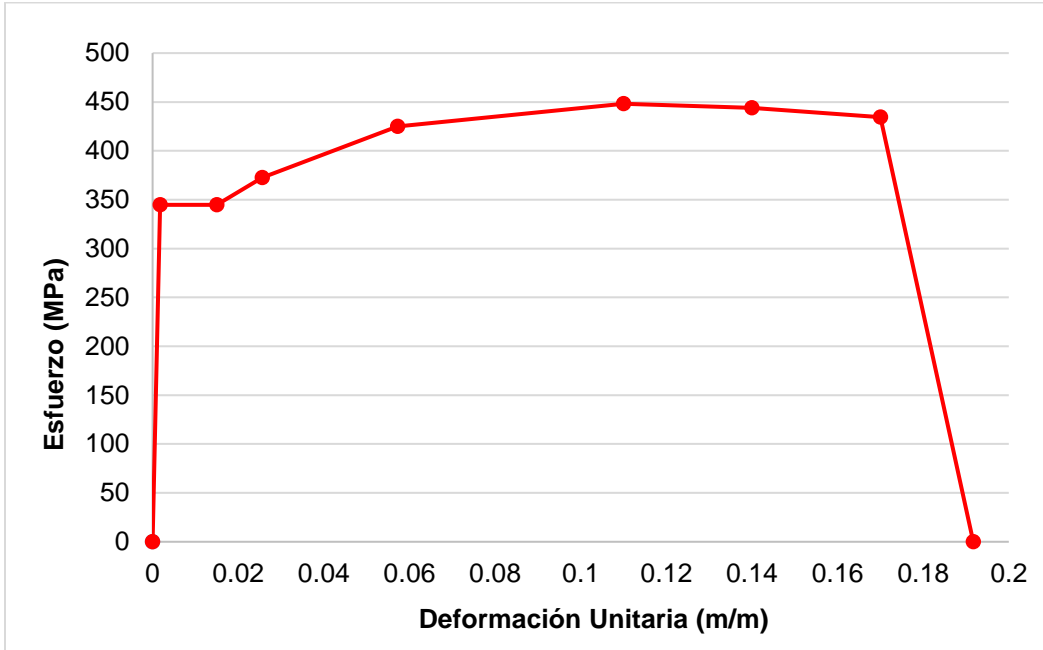
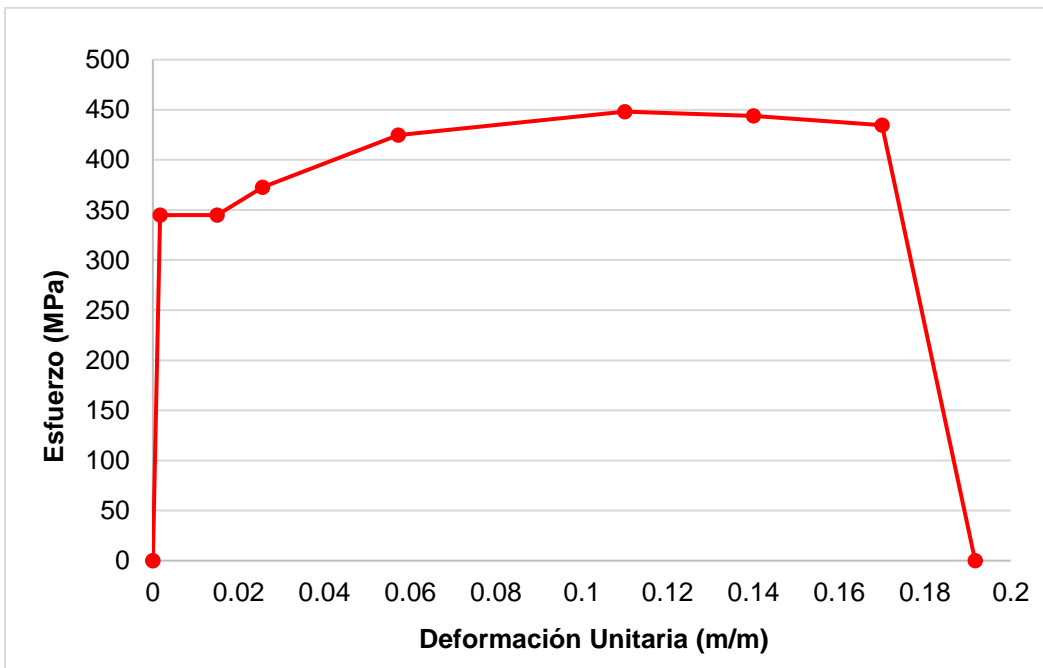


Figura 57. Curva esfuerzo-deformación del acero A572 grado 50.



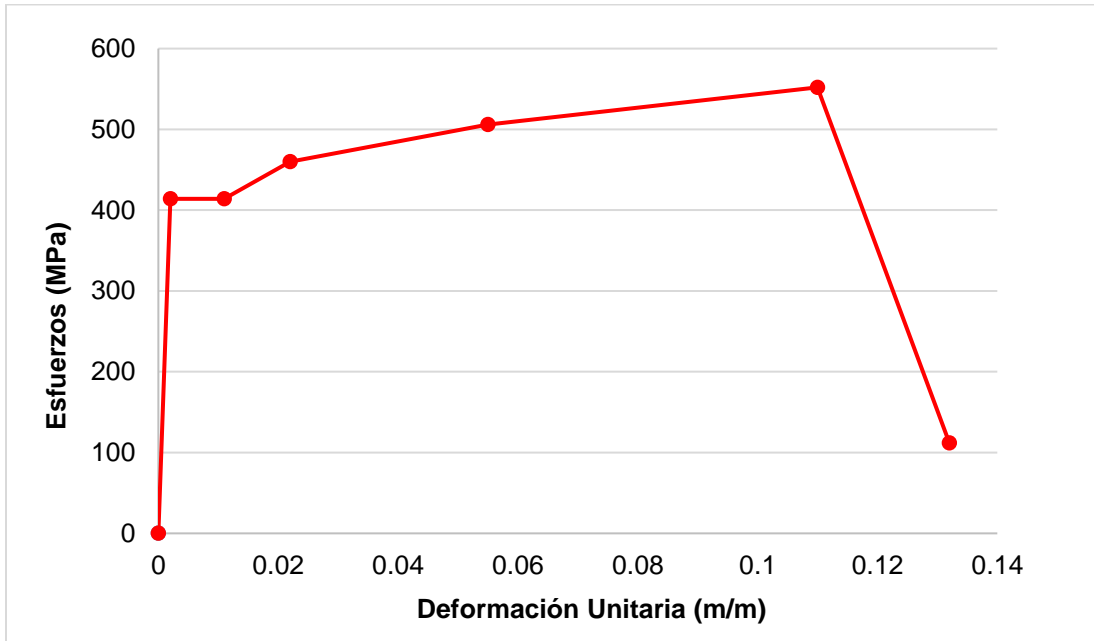
Fuente: Elaboración propia.

Figura 58. Curva esfuerzo-deformación del acero A992.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 59. Curva esfuerzo-deformación del acero A706 grado 50.



Fuente: Wilson González, 2018 (Adaptada para la presente investigación).

Tabla 15. Pares ordenados para acero A36.

ϵ (m/m)	σ (MPa)
0	0.00
0.001241	248.21
0.020	248.21
0.033	289.21
0.0733	367.51
0.14	399.90
0.17	395.88
0.2	386.21
0.2193	0.00

Fuente: Elaboración propia.

7.4. Curva multilinear de endurecimiento cinemático

Este comportamiento se puede ver representado en la curva de esfuerzo-deformación como la etapa de endurecimiento del material. En esta etapa están comprendidos aquellos puntos que se encuentran entre la resistencia de fluencia y la resistencia última a tensión. Las deformaciones unitarias experimentadas en esta etapa corresponden a deformaciones plásticas, por lo tanto, el primer punto equivale al esfuerzo de fluencia, relacionado a una deformación plástica nula. En la tabla 16 se muestra el ejemplo de los pares ordenados que se deben introducir para el caso del acero A36. A la misma vez, en las figuras 60, 61, 62 y 63 se aprecian las curvas de endurecimiento cinemático para cada material.

Tabla 16. Pares ordenados de endurecimiento por deformación para acero A36.

ϵ_p (m/m)	σ (MPa)
0.0000	248.21
0.0188	248.21
0.0318	289.21
0.0721	367.51
0.1388	399.90

Fuente: Elaboración propia.

Figura 60. Curva de endurecimiento por deformación para acero A36.

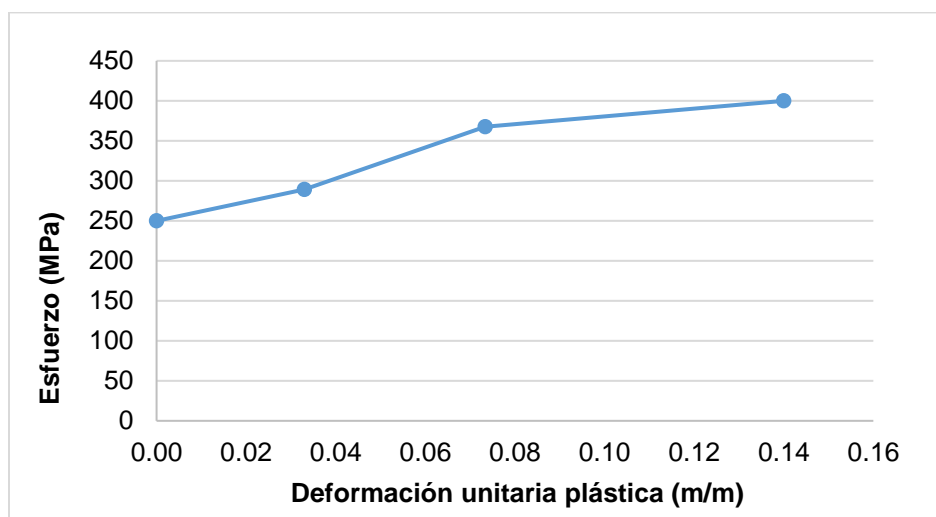
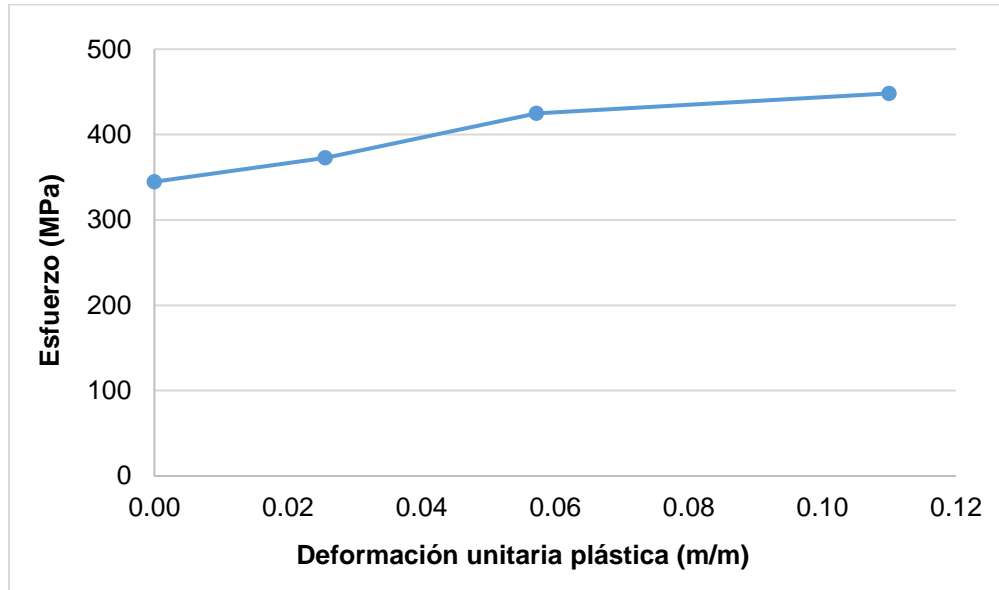
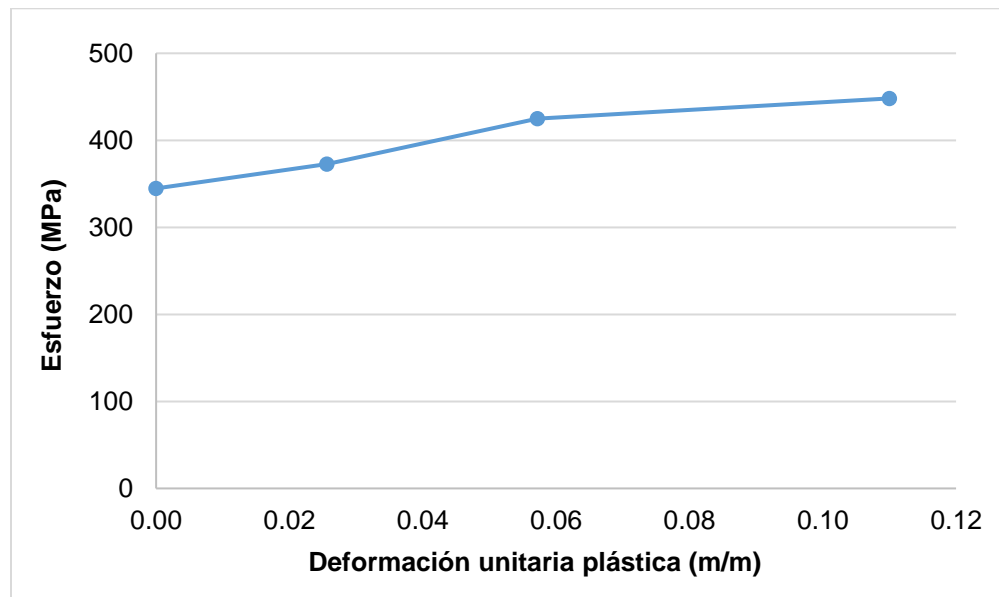


Figura 61. Curva de endurecimiento por deformación para acero A572 grado 50.



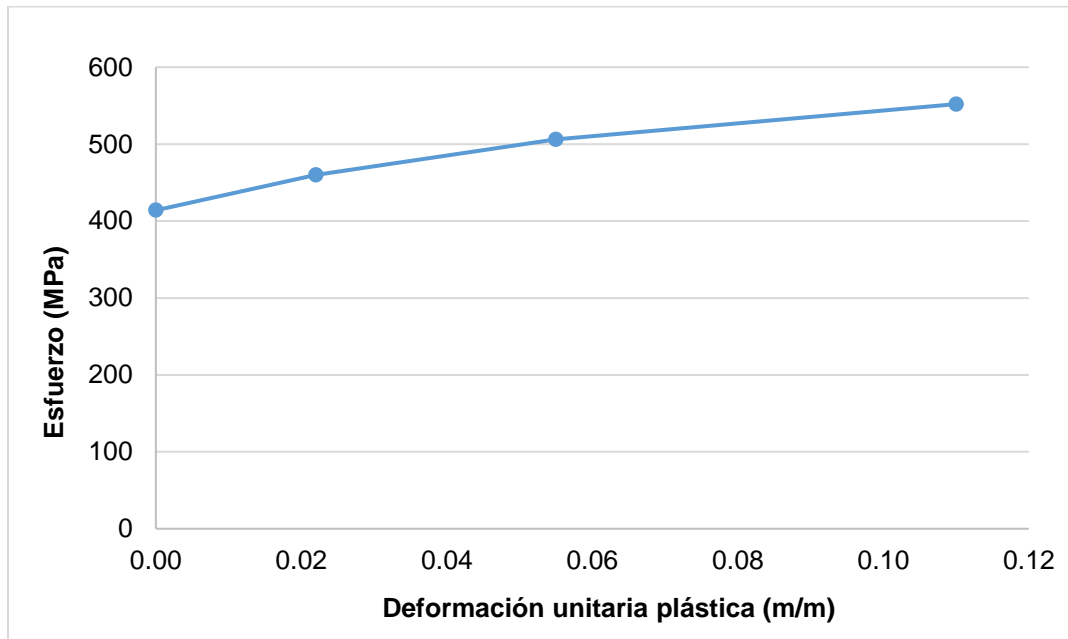
Fuente: Elaboración propia.

Figura 62. Curva de endurecimiento por deformación para acero A992.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 63. Curva de endurecimiento por deformación para acero A706 grado 60.



Fuente: Elaboración propia.

7.5. Parámetros de vida de los materiales

Estos parámetros caracterizan el comportamiento del material cuando es sometido a condiciones de fatiga por cargas de bajo ciclaje. La obtención de estos valores se logra a través de pruebas de cargas cíclicas para cada material, lo cual implica un costo elevado. Por esto, los parámetros de vida introducidos para cada material se extrajeron de una investigación realizada por Pierre Versaillet de la Universidad de Timisoara en 2017. En la investigación se obtuvieron los parámetros de vida para cuatro tipos de acero, dos de los cuales poseen características similares a los aceros A36 y A572 grado 50, que se observan en las tablas 17 y 18 respectivamente.

Paralelamente, Ansys pone a disposición una pequeña biblioteca de materiales en la cual se encuentran los parámetros de fatiga para un acero estructural generalizado, estos fueron utilizados para calibrar el acero escogido para modelar las soldaduras E70XX. En la tabla 19 se muestran los valores.

Tabla 17. Parámetros de vida para acero A36.

Parámetro	Valor	Unidad
Coeficiente de resistencia	739	MPa
Exponente de resistencia	-0.051	-
Coeficiente de ductilidad	0.456	-
Exponente de ductilidad	-0.675	-
Coeficiente de resistencia cíclica	784	MPa
Exponente cíclico de endurecimiento por deformación	0.076	-

Fuente: Versailles, 2017.

Tabla 18. Parámetros de vida para aceros A572 grado 50 y A992.

Parámetro	Valor	Unidad
Coeficiente de resistencia	824	MPa
Exponente de resistencia	-0.055	-
Coeficiente de ductilidad	0.404	-
Exponente de ductilidad	-0.672	-
Coeficiente de resistencia cíclica	888	MPa
Exponente cíclico de endurecimiento por deformación	0.082	-

Fuente: Versailles, 2017.

Tabla 19. Parámetros de vida para Acero A706 Gd. 60.

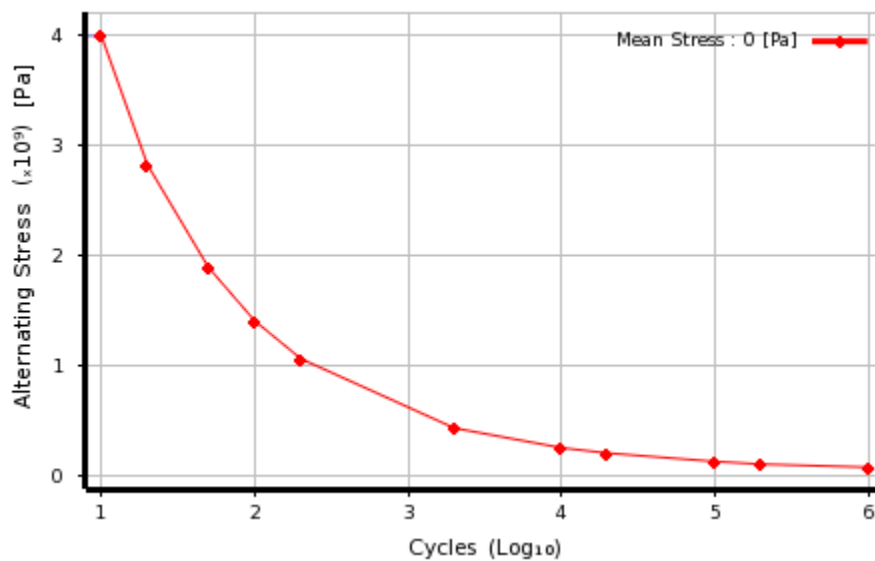
Parámetro	Valor	Unidad
Coefficiente de resistencia	920	MPa
Exponente de resistencia	-0.106	-
Coefficiente de ductilidad	0.213	-
Exponente de ductilidad	-0.47	-
Coefficiente de resistencia cíclica	1000	MPa
Exponente cíclico de endurecimiento por deformación	0.2	-

Fuente: Ansys, 2018.

7.6. Parámetros de estrés alternante

Al igual que los parámetros de vida útil por deformación para el material de soldadura, se utilizaron los valores predeterminados que otorga la biblioteca de materiales de Ansys para un acero general. En la figura 64 se muestra la curva que describe este comportamiento.

Figura 64. Curva de estrés alternante.



Fuente: Ansys WorkBench, 2017.

8. Definición de las condiciones para el análisis

Una vez introducidos los datos de ingeniería de los materiales en cuestión (calibración del programa), cada modelo se debe exportar al banco de trabajo para definir y asignar las variables de cada conexión para la simulación.

8.1. Asignación de materiales para cada elemento

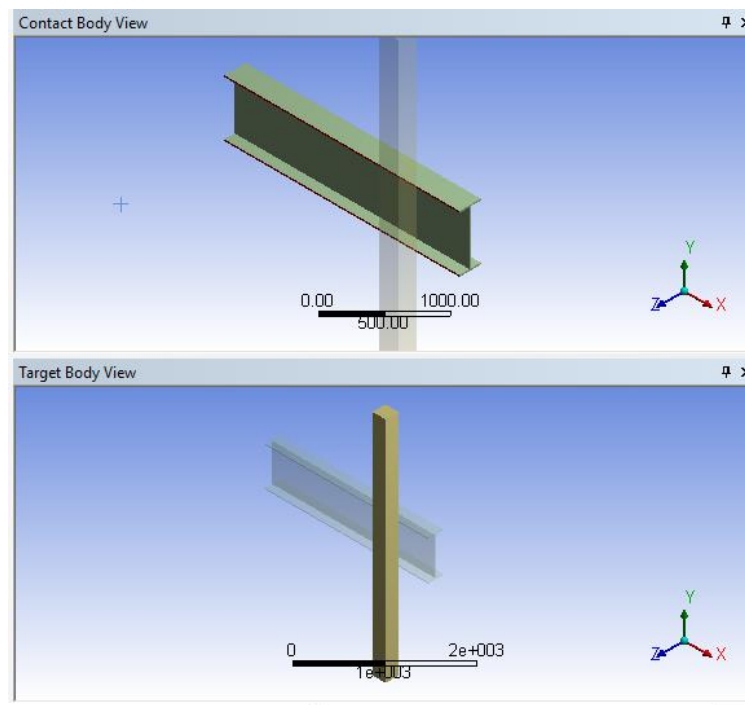
Cada modelo está compuesto de elementos y accesorios con diferentes dimensiones y propiedades. Para proceder con el análisis, se deben asignar los materiales para cada elemento del modelo. En tablas anteriores se observan los materiales correspondientes a cada elemento para cada configuración.

8.2. Contactos entre elementos

Se pueden asignar cuatro tipos de contactos entre piezas: unido, sin separación, áspero, friccional y sin fricción. Para las conexiones analizadas, se utilizaron únicamente los tipos: unido y sin fricción. Prácticamente, e independientemente del tipo de conexión, todos los contactos entre piezas se asignaron como unidos, a excepción del contacto existente entre las barras para contrarrestar el pandeo lateral torsional y las alas de las vigas (figura 65) y el contacto entre placas de continuidad y alas de viga en conexión WFP-W (figura 66), los cuales fueron asignados sin fricción.

Acá se debe aclarar un punto importante. Como se ha mencionado anteriormente, en las tres conexiones se utilizaron pernos para conectar las placas de cortante con las almas de las vigas, los cuales no fueron modelados para disminuir la demanda computacional. Como se puede observar en la figura 67, para no ignorar el aporte a cortante de los pernos y obtener comportamientos similares, el contacto entre las placas de cortante y las almas de las vigas se supuso unido.

Figura 65. Contacto sin fricción entre barras para pandeo lateral torsional y alas de viga.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 66. Contacto sin fricción entre placas de continuidad y alas de en conexión WFP-W.

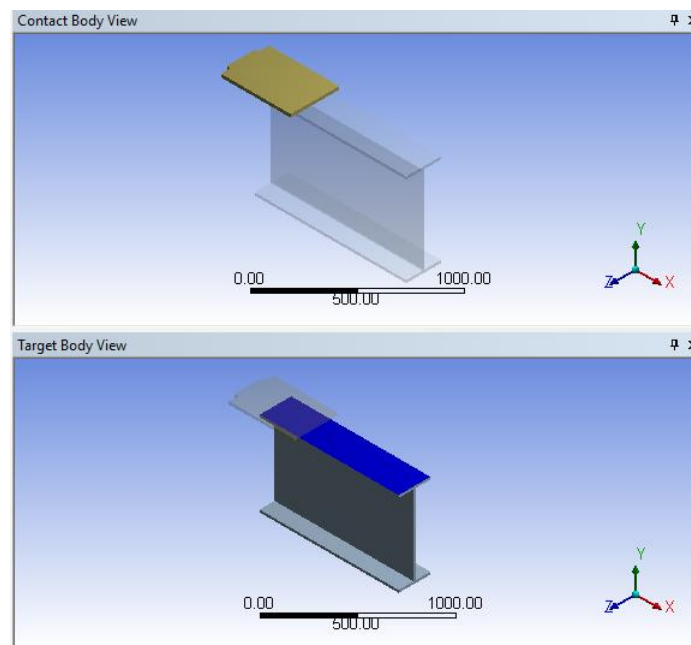
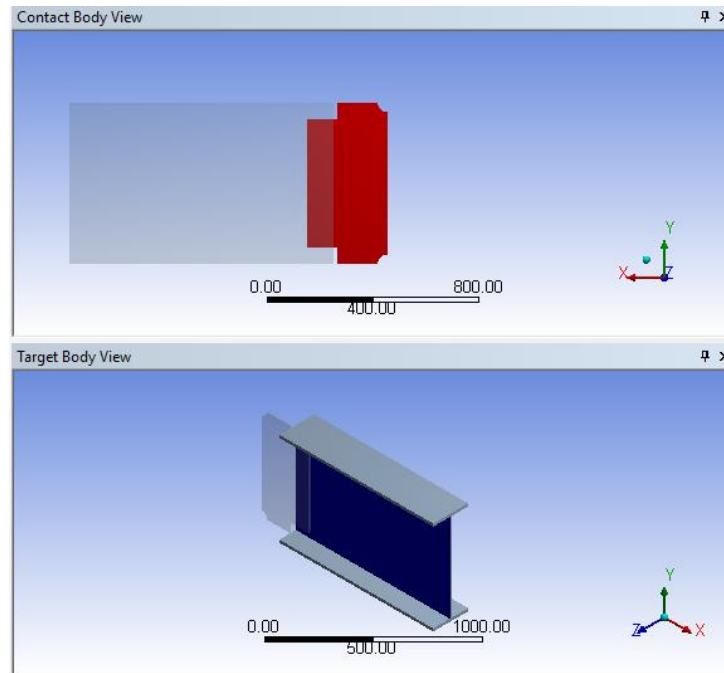


Figura 67. Contacto unido entre placa de cortante y alma de viga.

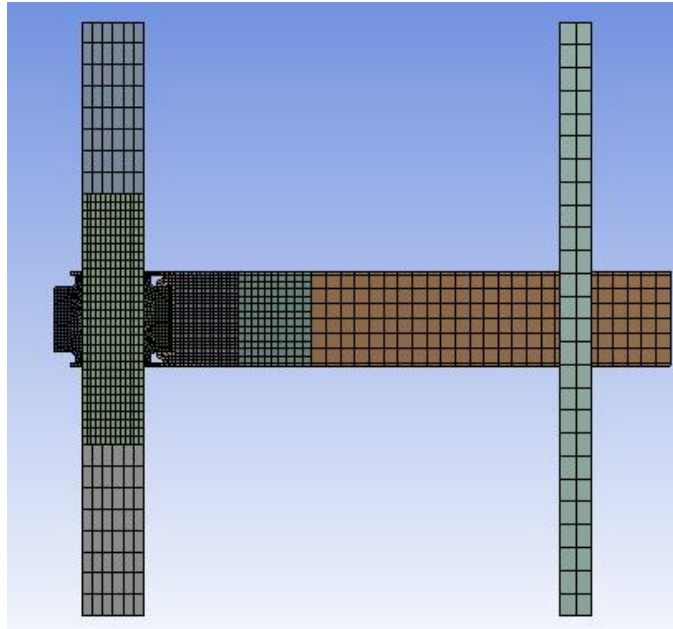


Fuente: Elaboración propia.

8.3. Mallado de elementos

Para obtener resultados aceptables, el mallado de elementos finitos se convierte en un pilar fundamental. Una buena simulación del comportamiento depende de una estrategia de mallado capaz de representar la realidad. La estrategia de mallado utilizada en la investigación consistió en optimizar el número de elementos según la zona, mallando con rigurosidad las zonas de interés (conexiones y sus cercanías) y realizando un mallado más grueso en zonas de poca afectación (parte superior e inferior de columna, extremo de viga y barras para pandeo lateral torsional) como se puede apreciar en la figura 68 para la conexión RBS-W. Se debe recordar que la cantidad de elementos finitos es directamente proporcional al tiempo de solución, mientras más elementos se tenga, mayor será la demanda computacional y tiempo de solución.

Figura 68. Estrategia de mallado utilizada para conexión RBS-W.



Fuente: Elaboración propia.

El programa pone a escogencia seis tipos de referencia física: Mecánica, mecánica no lineal, electromagnética, CFD, explícita e hidrodinámica. Como uno de los principales temas de estudio depende del comportamiento dúctil del acero, independientemente de la configuración, se utilizó la referencia de mecánica no lineal ya que, como su nombre lo indica, es capaz de predecir comportamientos no lineales en los materiales, sin embargo, produce una mayor cantidad de elementos y tiempos más largos (ANSYS, 2018).

En cuanto al tamaño de los elementos, para las tres configuraciones se utilizó el tipo adaptativo con un tamaño por defecto. Posteriormente, cada cuerpo de la estructura fue mallado utilizando distintos comandos y distintos métodos de mallado como por ejemplo multizona, barridos y dominancia de hexaedros; tamaños por cuerpo o por borde, entre otros.

8.4. Condiciones de frontera (Empotramientos)

Los especímenes virtuales se deben realizar de tal manera que puedan simular las condiciones lo más real posible. Anteriormente, en la figura 34 se expuso el banco de trabajo que fue utilizado experimentalmente para estudiar las conexiones. La parte superior e inferior de la columna, así como las barras contra el pandeo lateral torsional se consideraron aferradas al suelo, por lo tanto, a los especímenes virtuales se les debe asignar empotramientos en las caras superior e inferior de las columnas y en las caras superior, inferior y lateral externa de las barras contra el pandeo lateral torsional.

8.5. Desplazamientos en la punta de la viga

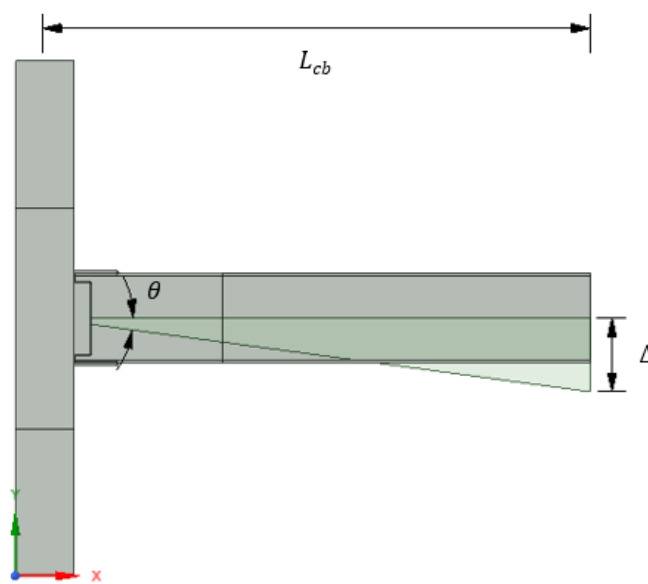
Para simular el comportamiento cíclico de los especímenes se utilizó el protocolo mostrado en el apartado K2 expuesto en las provisiones sísmicas para edificios de acero, redactado por el Instituto Americano de Construcción en Acero (ANSI/AISC 341-16). Como se expuso anteriormente, el protocolo consiste en cargar cíclicamente el extremo libre de la viga para inducir rotaciones en la conexión.

El método utilizado en la investigación consistió en inducir desplazamientos en la punta de la viga, generando rotaciones equivalentes en la conexión provocadas por las cargas, en pocas palabras, se sustituyeron las cargas por desplazamientos en la punta de la viga.

En la figura 69 se muestra un esquema que ejemplifica como se relacionan las tres variables: longitud al centro de columna (L_{cb}), desplazamientos en la punta (Δ) y rotaciones en la conexión (θ). Si las rotaciones en la conexión y longitud de viga permanecen constantes, las deformaciones en la punta de la viga se pueden obtener a través de la siguiente expresión:

$$\Delta = \theta \cdot L_{cb} \qquad \text{Ec. 29}$$

Figura 69. Relación para determinar desplazamientos en la punta.



Fuente: Elaboración propia

Finalmente, en las tablas 20, 21, 22 y 23 se muestran los desplazamientos inducidos en la punta para las configuraciones FF-W, WFP-P, RBS-W y WFP-W (rediseñada), respectivamente. Se debe recordar que estos desplazamientos se deben revertir y repetir según la cantidad de ciclos expuestos en el protocolo.

Tabla 20. Desplazamientos en la punta para conexión FF-W

L_{cb} (mm)	θ (rad)	Δ (mm)
3776	0.00375	14.16
3776	0.005	18.88
3776	0.0075	28.32
3776	0.01	37.76
3776	0.015	56.64
3776	0.02	75.52
3776	0.03	113.28
3776	0.04	151.04

Fuente: Elaboración propia.

Tabla 21. Desplazamientos en la punta para conexión WFP-W

L_{cb} (mm)	θ (rad)	Δ (mm)
3711	0.00375	13.92
3711	0.005	18.56
3711	0.0075	27.83
3711	0.01	37.11
3711	0.015	55.67
3711	0.02	74.22
3711	0.03	111.33
3711	0.04	148.44

Fuente: Elaboración propia.

Tabla 22. Desplazamientos en la punta para conexión RBS-W

L_{cb} (mm)	θ (rad)	Δ (mm)
3581	0.00375	13.43
3581	0.005	17.91
3581	0.0075	26.86
3581	0.01	35.81
3581	0.015	53.72
3581	0.02	71.62
3581	0.03	107.43
3581	0.04	143.24
3581	0.05	179.02

Fuente: Elaboración propia.

Tabla 23. Desplazamientos en la punta para conexión WFP-W (rediseño).

L_{cb} (mm)	θ (rad)	Δ (mm)
3000	0.00375	11.25
3000	0.005	15
3000	0.0075	22.5
3000	0.01	30.0
3000	0.015	45
3000	0.02	60
3000	0.03	90
3000	0.04	120
3000	0.05	150

Fuente: Elaboración propia.

8.6. Solicitud de solución

Finalmente, luego de haber mallado y asignado todas las variables a los modelos, se solicitan los tipos de soluciones que se desean. El programa ofrece una gran gama de soluciones, no obstante, para la investigación se solicitaron las siguientes:

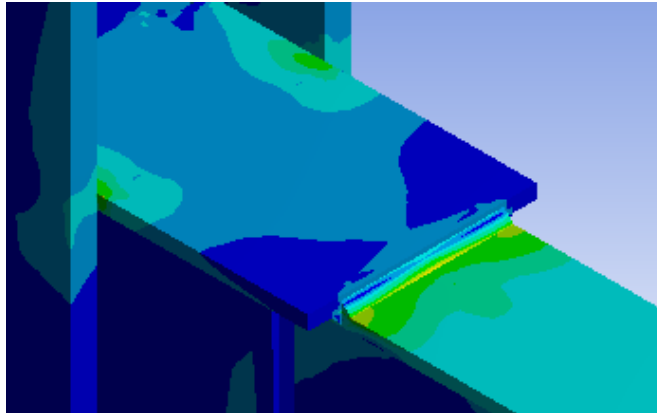
8.6.1. Deformación total

Permite obtener las deformaciones totales percibidas en los elementos del modelo general a lo largo de la prueba. No solo permite un análisis visual, sino que también crea una tabla que alberga las deformaciones máximas y mínimas para cada ciclo.

8.6.2. Esfuerzo Equivalente

Como se observa en la figura 70, muestra las ubicaciones y magnitudes de las concentraciones de esfuerzo equivalente de Von Misses para cada elemento de la estructura.

Figura 70. Esfuerzos equivalentes de Von Mises.

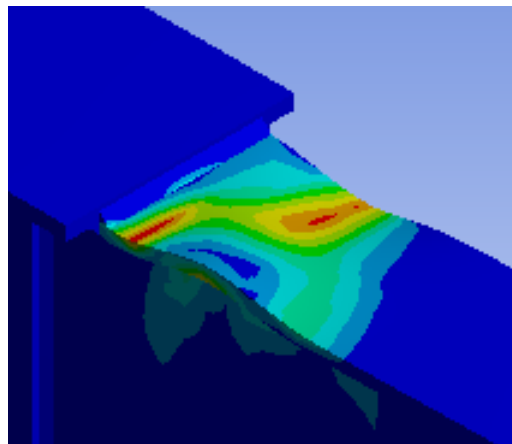


Fuente: Elaboración propia.

8.6.3. Equivalente plástico

Permite obtener visual y numéricamente las ubicaciones y magnitudes de las deformaciones plásticas ocurridas a los elementos durante toda la prueba. En la figura 71 se muestra el equivalente plástico para la visualización de la plastificación del ala superior en la conexión WFP-W.

Figura 71. Equivalente plástico



Fuente: Elaboración propia.

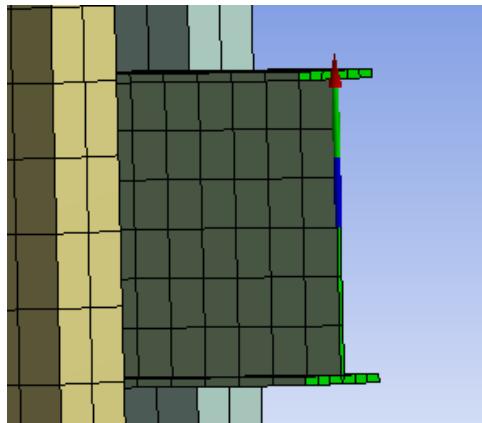
8.6.4. Prueba de fuerza de reacción

Esta solución permite obtener los valores de fuerza de reacción en cualquier punto, arista, superficie o volumen específico. Este comando fue utilizado para obtener las fuerzas de reacción en el extremo libre de la viga para poder trazar los diagramas de histéresis de las conexiones, como se muestra en la figura 72.

8.6.5. Prueba de deformación

Similarmente a la prueba de fuerza de reacción, el comando de prueba por deformación permite obtener la magnitud y sentido de la deformación en cualquier punto, arista, superficie o volumen. Igualmente, se utilizó para determinar el desplazamiento en la cara libre de la viga y poder trazar los diagramas de histerésis.

Figura 72. Prueba de deformación en cara libre de viga.



Fuente: Elaboración propia.

CAPÍTULO IV
ANÁLISIS DE RESULTADOS

1. Análisis de la malla de elementos finitos para las conexiones modeladas

Primeramente, se discute brevemente acerca de la calidad del mallado de elementos finitos para cada conexión modelada. En la tabla 24 se muestra la demanda solicitada para cada conexión probada, en términos de nodos y elementos utilizados.

Tabla 24. Información de mallado de conexiones.

Conexión	# nodos	# elementos finitos
FF-W	34794	4722
WFP-W	52561	7163
RBS-W	43616	5820
WFP-W (rediseño)	35090	4860

Asimismo, para evaluar la calidad de malla para cada conexión se utilizó la gráfica de valores de Skewness que el programa pone a disposición. En las figuras 73, 74, 75 y 76 se observan los gráficos de skewness para FF-W, WFP-W, RBS-W y WFP-W rediseñada, respectivamente.

Figura 73. Métrica de skewness para conexión FF-W.

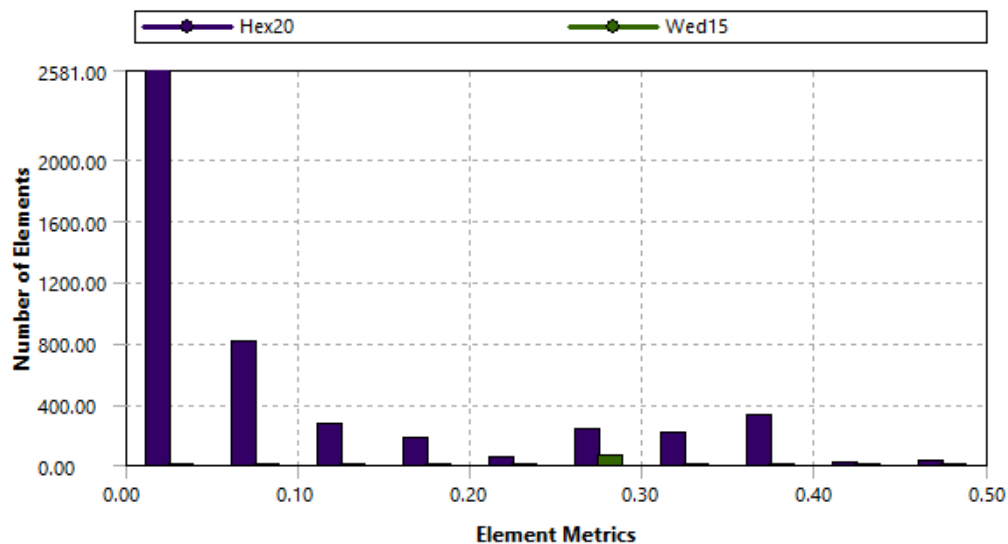
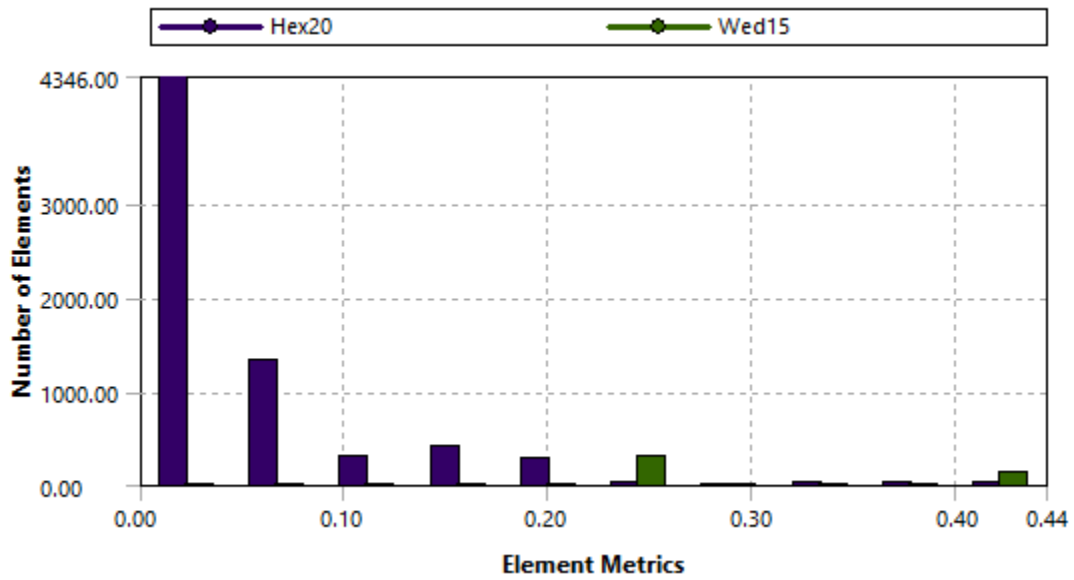
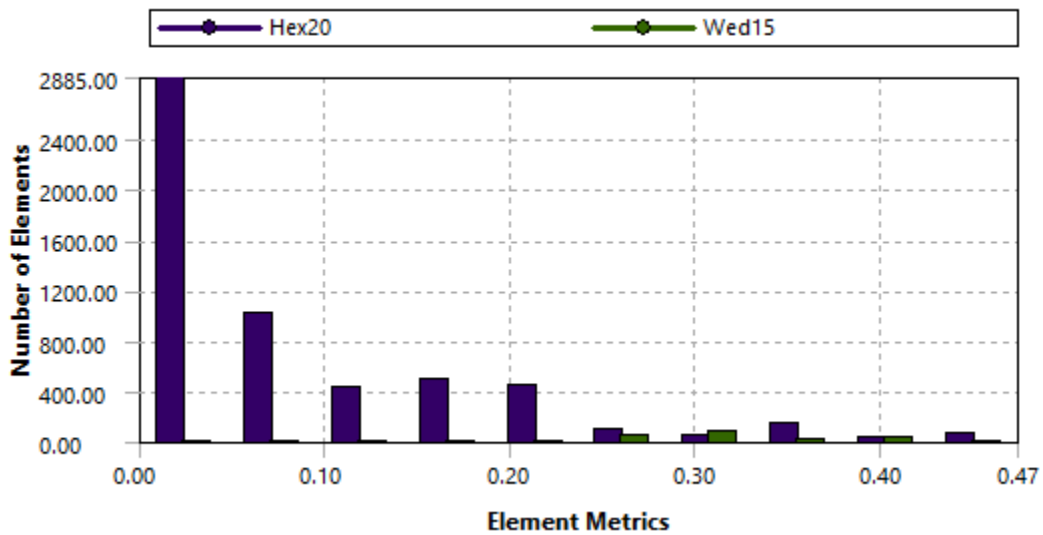


Figura 74. Métrica de skewness para conexión WFP-W.



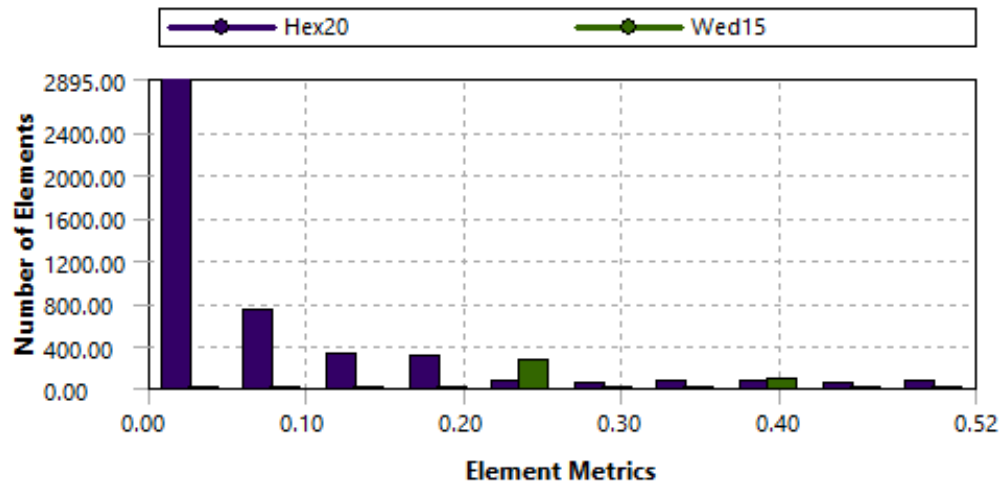
Fuente: Elaboración propia.

Figura 75. Métrica de skewness para conexión RBS-W.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 76. Métrica de skewness para conexión WFP-W (rediseño).



Fuente: Elaboración propia.

Si se toma como referencia la tabla para clasificar la calidad de malla según los valores de Skewness propuesta por ANSYS, se puede concluir que la calidad de malla para las cuatro conexiones se puede clasificar como buena, ya que los valores máximos estuvieron inscritos dentro de un rango con un límite de 0.5, como se puede ver en la tabla 25. A pesar de que no se logró un mallado completamente equilátero, corresponde a un buen comienzo para determinar el comportamiento de las conexiones.

Tabla 25. Valores máximos de Skewness para cada conexión.

Conexión	Skewness Max.
FF-W	0.475
WFP-W	0.422
RBS-W	0.45
WFP-W (rediseño)	0.498

Fuente: Elaboración propia.

2. Análisis del comportamiento histerético de las conexiones utilizadas para la calibración

2.1. Conexiones: FF-W y WFP-W

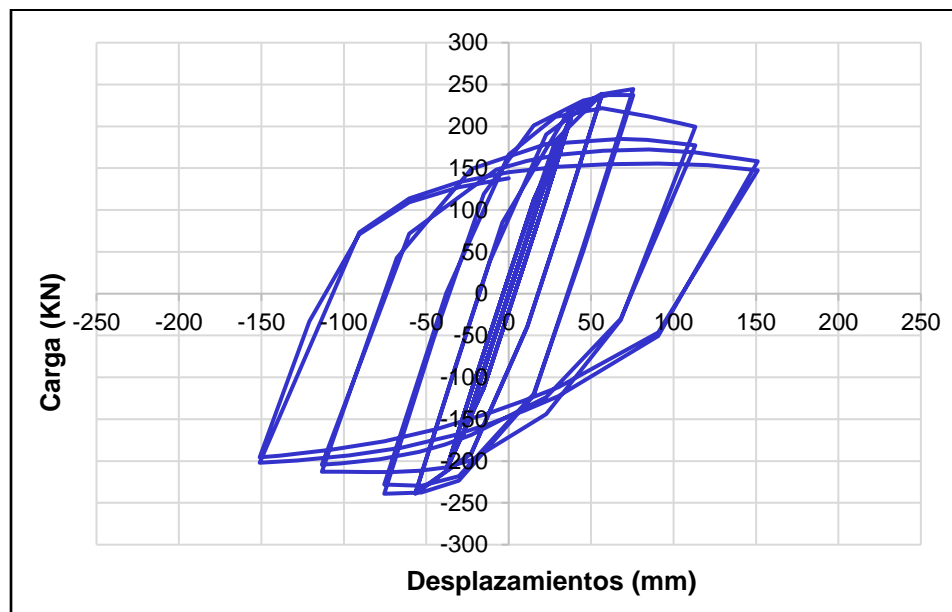
A través de los comandos de prueba de deformación y prueba de fuerza de reacción se obtuvieron los valores correspondientes generados en el extremo libre de la viga. A partir de estos valores se graficó el comportamiento histerético obtenido de la conexión FF-W, como se muestra en la figura 77. Por otro lado, en la figura 78 se muestra el comportamiento histerético de la conexión obtenido en el ensayo experimental en Corea. Asimismo, en la figura 79 se puede observar el mismo comportamiento, pero para la conexión WFP-W, con su equivalente experimental en la figura 80.

Independientemente de la conexión, al comparar ambos gráficos, se puede notar un comportamiento muy parecido en las partes iniciales de los diagramas, en las cuales se desarrollan los primeros ciclos de carga y en donde el comportamiento de la conexión permanece en el rango elástico. Sin embargo, a medida en que transcurre el protocolo, se puede percibir como la manera en que se degrada la resistencia empieza a mostrar un comportamiento distinto.

Mientras que los desplazamientos máximos para los dos ensayos experimentales y los dos ensayos virtuales rondaron alrededor de los 150 mm, se puede notar que las cargas máximas registradas durante los ensayos virtuales fueron menores que las obtenidas en los ensayos experimentales. Por ejemplo, como se muestra en el diagrama virtual para la conexión FF-W, la carga máxima obtenida correspondió a un valor de aproximadamente 250 KN, mientras que la del ensayo experimental fue de casi 300 KN (cuadrante inferior izquierdo). Igualmente, en el diagrama virtual de la conexión WFP-W se puede apreciar como la carga máxima obtenida fue de 250 KN aproximadamente y la obtenida experimentalmente fue alrededor de 285 KN.

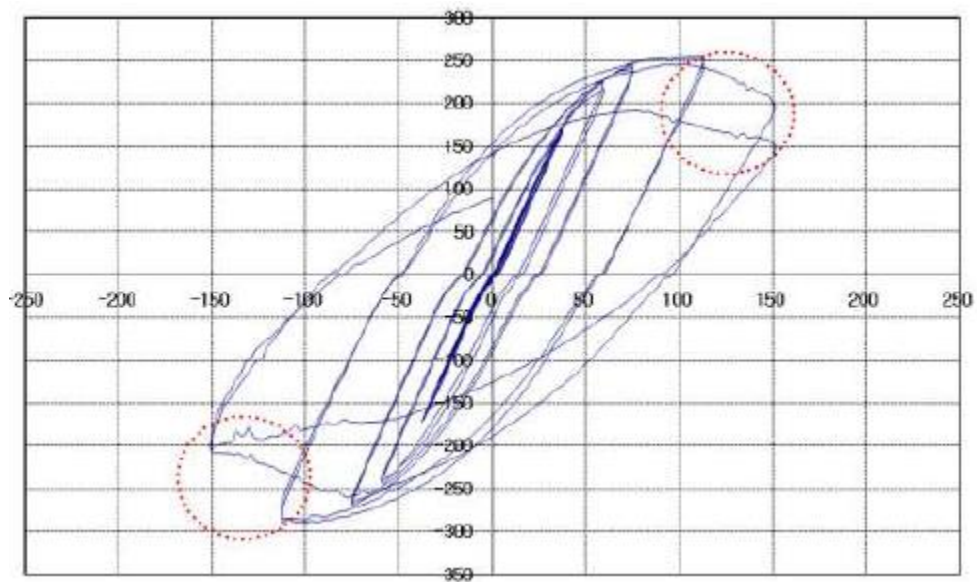
Se piensa que los materiales utilizados virtualmente, la capacidad de simulación del programa y la simplificación de modelado, son los tres puntos que permiten explicar por qué el comportamiento virtual no es idéntico al comportamiento experimental.

Figura 77. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida para conexión FF-W con viga A36.



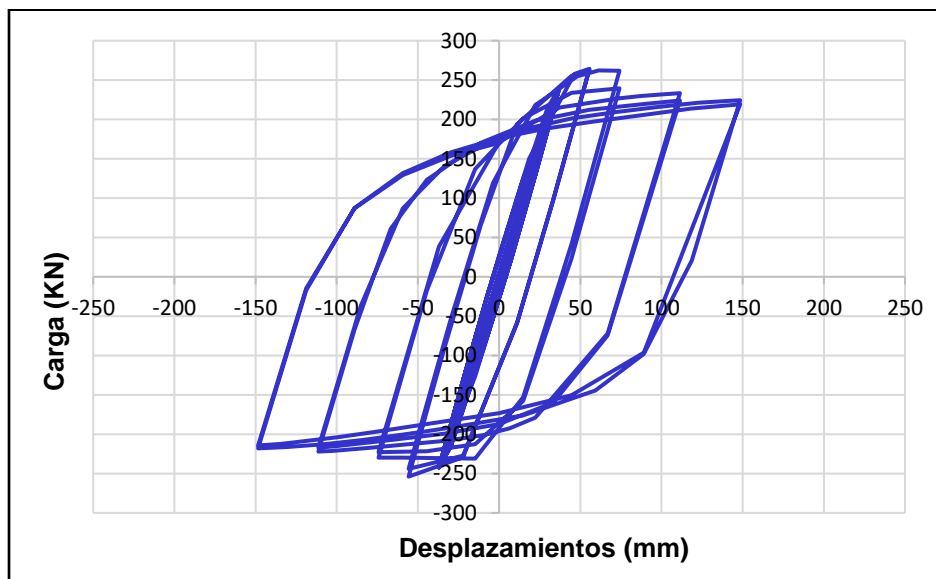
Fuente: Elaboración propia.

Figura 78. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta experimental para conexión FF-W con viga SS400 (A36).



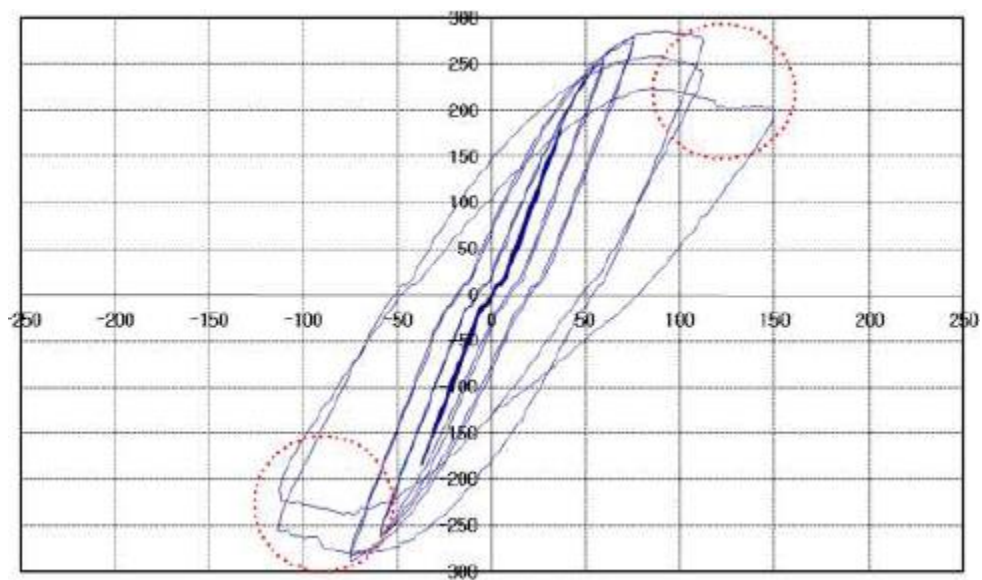
Fuente: Lee, Cheng & Li, 2012.

Figura 79. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida para conexión WFP-W con viga A36.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 80. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta experimental para conexión WFP-W con viga SS400 (A36).



Fuente: Lee, Cheng & Li, 2012.

El primer punto que puede explicar la diferencia entre los comportamientos virtuales y experimentales se fundamenta en la caracterización de los materiales introducidos para la simulación, más específicamente en los parámetros de resistencia y deformación unitaria. Para la calibración del programa se utilizaron características y propiedades “ideales” para cada material (tabla 26), es decir, si un acero A36 es sometido a tensión, la fluencia ocurrirá al experimentar un esfuerzo de 36 ksi. Sin embargo, las resistencias reales experimentadas durante los ensayos reales no concordaron con las resistencias especificadas para cada material. En la tabla 27 se muestran los valores de resistencia a la fluencia y a tensión obtenida de cupones de los perfiles que fueron fallados posterior al ensayo.

Tabla 26. Propiedades de los materiales utilizadas para el análisis virtual.

Tipo de acero	Ubicación	Resistencia a fluencia	Resistencia a tensión
Acero A36	Homogéneo	250 MPa	400 MPa
Acero A572	Homogéneo	345 MPa	450 MPa

Fuente: Elaboración propia.

Tabla 27. Propiedades de cupones obtenidas posterior al ensayo experimental.

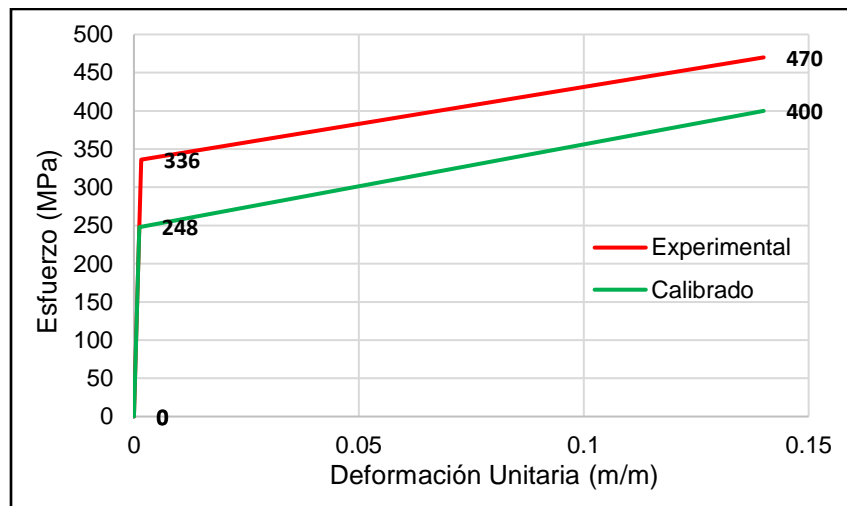
Tipo de acero	Ubicación	Resistencia real a fluencia	Resistencia real de tensión
SM490 (A572) Columna	Alma	398.4 MPa	559.7 MPa
	Ala	407.9 MPa	571.4 MPa
SS400 (A36) Viga	Alma	336.3 MPa	470.5 MPa
	Ala	292.3 MPa	455.8 MPa

Fuente: Lee, Cheng & Li, 2012.

En las figuras 81 y 82 se muestran los gráficos bilineales de resistencia en función de las deformaciones unitarias para los aceros A36 y A572 grado 50, trazados para explicar una de las posibles fuentes de diferencia entre comportamientos histeréticos. En los gráficos se comparan los comportamientos para el caso experimental con el caso virtual.

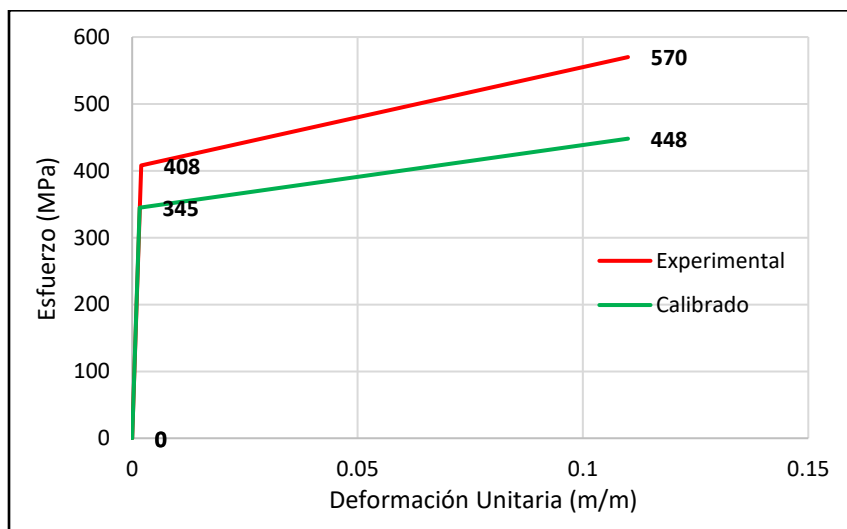
Como los materiales utilizados para la calibración se obtuvieron de la biblioteca de materiales del programa SAP2000, los puntos de resistencias y deformaciones unitarias están bien definidos, sin embargo, para el caso experimental solo se cuenta con las magnitudes de las resistencias a fluencia y a tensión. Ante la ausencia de estos datos, se optó por relacionar la resistencia ultima a tensión experimental con la deformación unitaria virtual en ese mismo instante.

Figura 81. Comportamiento bilineal de esfuerzos para acero A36.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 82. Comportamiento bilineal de esfuerzos para acero A572 grado 50.



Fuente: Elaboración propia.

A partir de estos gráficos se pueden notar algunas situaciones interesantes. Al haber experimentado resistencias mayores, los materiales experimentales poseen un límite de fluencia mayor que los materiales virtuales, de modo que la capacidad para sufrir deformaciones antes de incursionar en el rango plástico es menor en los materiales usados para la calibración, produciendo plastificaciones más tempranas que las desarrolladas en los materiales experimentales. De igual modo, resistencias últimas a tensión mayores indican que los materiales experimentales poseen una etapa de endurecimiento por deformación más prominente, esto explica por qué las fuerzas máximas en la punta registradas en el reporte experimental son mayores que las obtenidas en el análisis virtual, ya que, al tener un material más “duro”, se necesita una fuerza mucho mayor para generar el mismo desplazamiento.

Otro punto que puede explicar la diferencia entre el comportamiento histerético virtual y el experimental radica en la limitación de simulación del programa. Según lo expuesto en el reporte experimental, ambas conexiones presentaron agrietamientos en ciertas soldaduras, como se puede ver en la figura 83, provocando saltos en la degradación de resistencia. El tipo de análisis utilizado (estructural estático) es capaz de simular bastante bien el comportamiento no lineal de los materiales, sin embargo, no lo es para condiciones de fractura. Esto quiere decir que es posible que algunos picos de carga no hayan sido registrados de la manera adecuada.

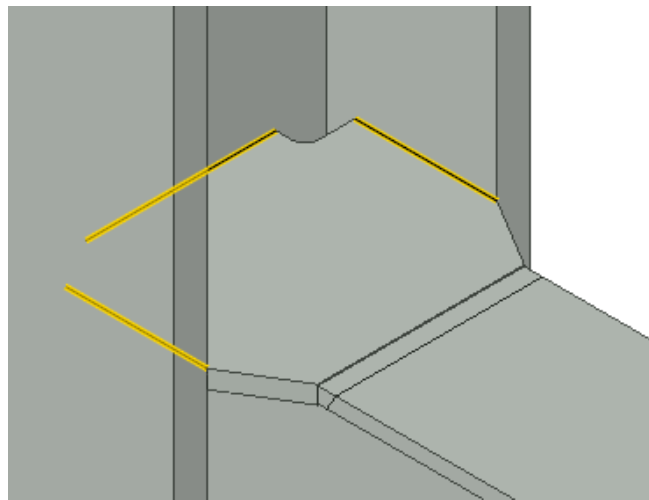
Figura 83. Agrietamiento en soldadura de penetración total en FF-W



Fuente: Lee, Cheng & Li, 2012.

Finalmente, el último punto que pudo haber causado diferencias entre los resultados virtuales y experimentales fue la simplificación de modelado. La simplificación de modelado se puede entender como la eliminación de ciertos cuerpos dentro de los modelos para evitar una alta demanda de elementos finitos. Estos cuerpos se refieren a algunas soldaduras de penetración utilizadas para unir ciertos elementos entre sí, por ejemplo, las soldaduras de penetración total ubicadas en las placas de continuidad para unirse con las alas y alma de columna, que a su vez se unen con las de la viga en la conexión FF-W (figura 84); también se incluyen algunas soldaduras de filete que se ubican en los núcleos de las conexiones y los pernos utilizados para erección. El modelado total de las soldaduras implicaría un gran aumento en la demanda computacional para obtener los resultados.

Figura 84. Ubicación de soldaduras de penetración total no modeladas en conexión FF-W.

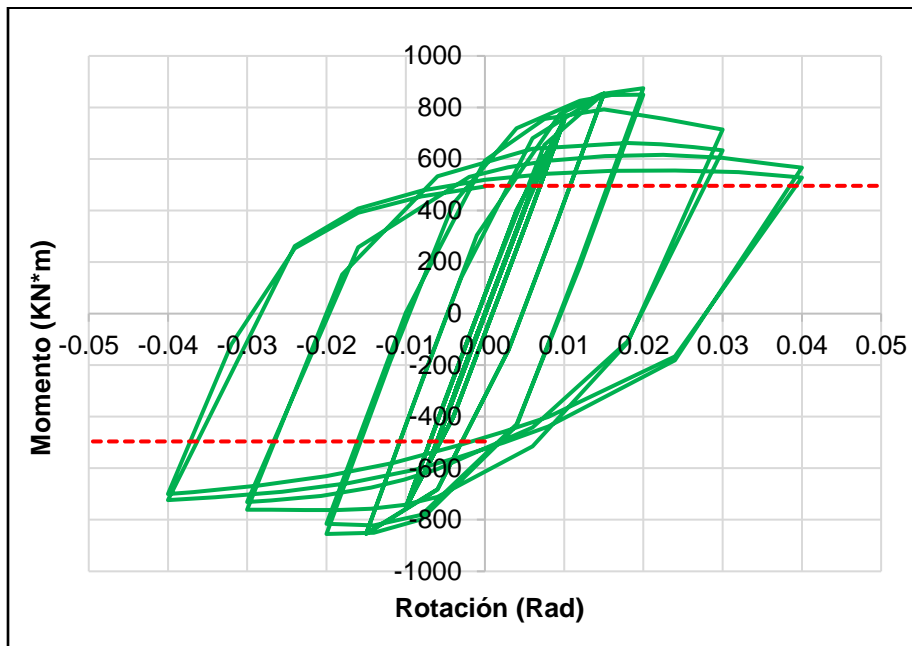


Fuente: Elaboración propia.

Para determinar la capacidad a flexión de la conexión, se realizaron los diagramas de momento-curvatura para las dos conexiones (figuras 85 y 86). Para obtener los valores de momento se utilizó la ecuación 30, donde P_p corresponde a la fuerza en aplicada en la punta de la viga y L_{cc} a la distancia entre el punto de aplicación de la carga hasta la cara de la columna.

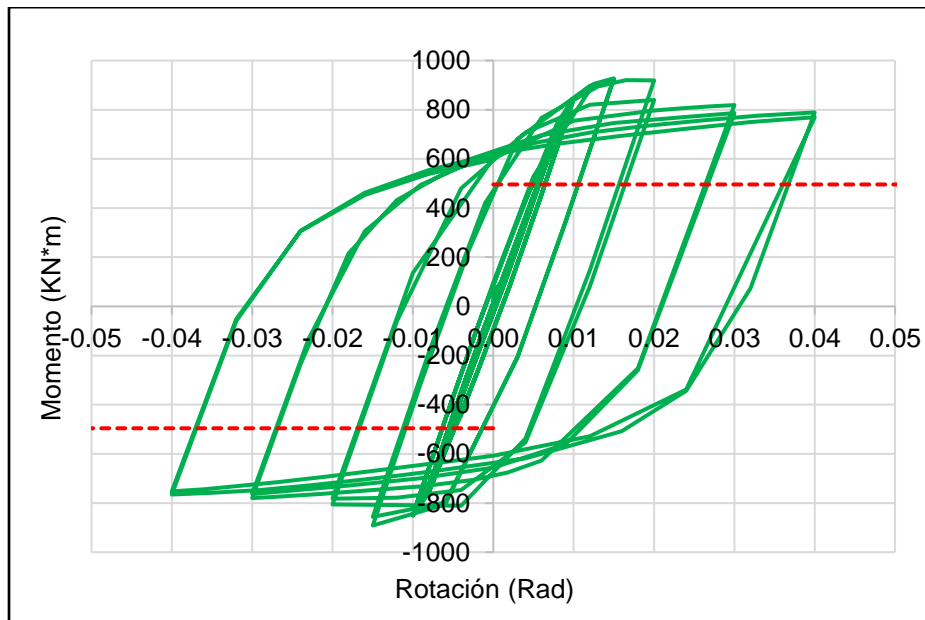
$$M = P_p \cdot L_{cc} \quad \text{Ec. 30}$$

Figura 85. Diagrama de momento-rotación obtenido para conexión FF-W con viga A36.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 86. Diagrama de momento-rotación obtenido para conexión WFP-W con viga A36.



Fuente: Elaboración propia.

Con cada diagrama se puede evaluar la capacidad máxima a flexión de cada conexión y en que instante sucede. Para el caso de la conexión FF-W, la capacidad máxima a flexión obtenida fue de 921 KN*m, al acomodarse a una rotación de 0.02 radianes. Por otro lado, para la conexión WFP-W, la capacidad máxima a flexión fue de 928 KN*m, desarrollada a una rotación de 0.015 radianes. Se puede decir que la conexión WFP-W tuvo una capacidad mayor a flexión y es más rígida que la conexión FF-W.

Para cada diagrama se pueden observar dos líneas punteadas horizontales que intersecan el eje vertical a un cierto valor, el cual corresponde el 80 % del momento plástico de la viga. Como en ambas conexiones se utilizaron los mismos perfiles con las mismas propiedades, el momento plástico para ambas vigas fue el mismo, con un valor de 620 KN*m. Según las recomendaciones dictadas en el capítulo de acero estructural del CSCR-10, así como en las provisiones del AISC 341-16, las conexiones para marcos intermedios a momento (IMF) deben poseer una capacidad a flexión mayor o igual que el 80% del momento plástico de la viga cuando se alcance una rotación de 0.02 radianes. Similarmente, para los sistemas de marcos especiales a momento (SMF), la capacidad a flexión de la conexión debe ser mayor o igual que el 80% del momento plástico de la viga, pero a una rotación de 0.04 radianes. En la tabla 28 se muestran las resistencias de las conexiones cuando se sufrieron las rotaciones de 0.02 y 0.04 radianes.

Tabla 28. Capacidad a flexión de conexiones FF-W y WFP-W a 0.02 y 0.04 radianes.

Conexión	$M_{0.02 \text{ rad}}$	$M_{0.04 \text{ rad}}$	$80\% M_p$
FF-W	921 KN*m	761 KN*m	496 KN*m
WFP-W	895 KN*m	801 KN*m	496 KN*m

Fuente: Elaboración propia.

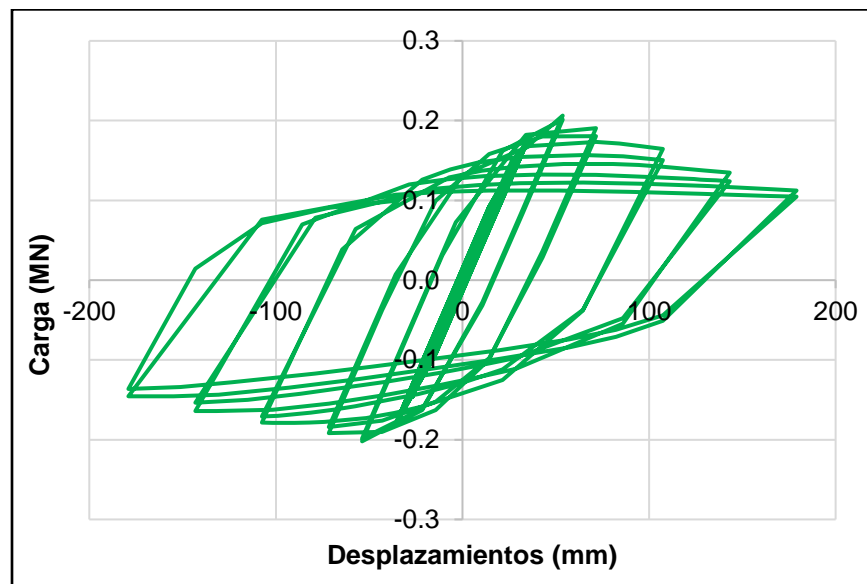
Gráficamente y a través de la tabla anterior se puede determinar que las capacidades desarrolladas en ambas conexiones son suficientes para poder ser utilizadas en marcos resistentes intermedios de momento (IMF) e incluso para marcos especiales a momento (SMF), ya que los momentos sufridos en las

conexiones a las derivas de 0.02 rad y 0.04 rad fueron mayores que el 80% del momento plástico de la viga. No obstante, esta clasificación es preliminar, pues se debe analizar las concentraciones de esfuerzo y deformaciones para verificar el comportamiento de las conexiones. Se debe recordar que ambas conexiones tuvieron problemas de agrietamiento en las soldaduras a derivas aproximadas de 0.04 rad.

2.2. Conexión RBS-W

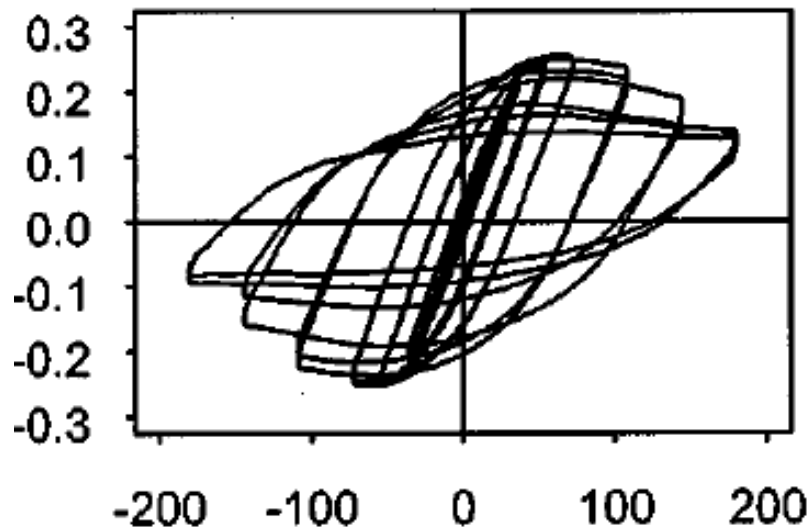
De igual forma, a través de los resultados prueba de deformación y fuerza de reacción, se trazó el diagrama de carga en la punta en función de los desplazamientos inducidos para la conexión RBS-W, como se muestra en la figura 87. La curva real obtenida en el reporte experimental se aprecia en la figura 88. Al comparar la curva obtenida virtualmente con la experimental, se puede observar como el comportamiento fue muy parecido, no solo a los inicios, sino también a lo largo de todo el protocolo.

Figura 87. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida para conexión RBS-W.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 88. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta experimental para conexión RBS-W.

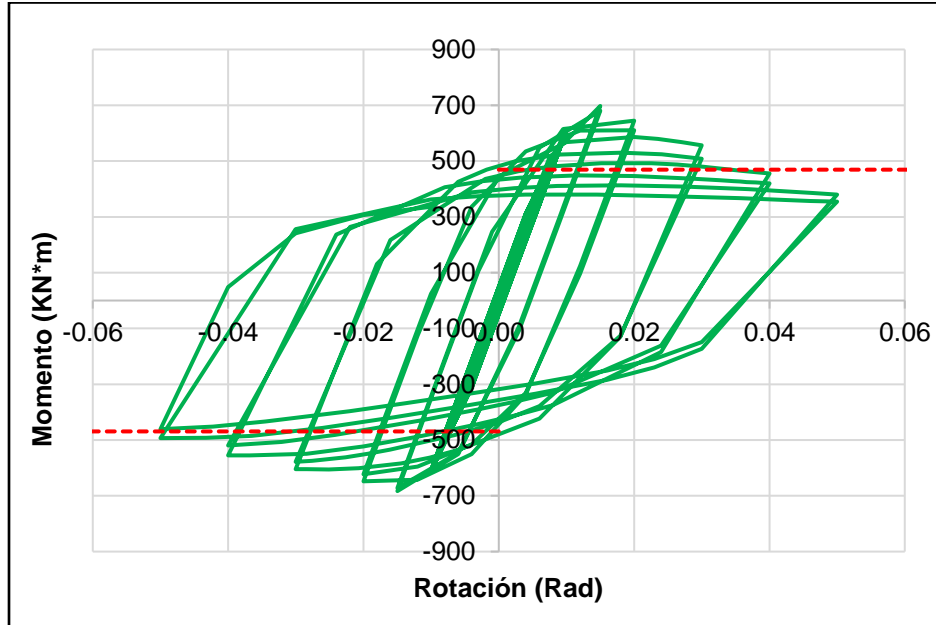


Fuente: Elaboración propia.

A diferencia de las conexiones anteriores donde la fractura en las soldaduras controlaba el modo de falla, la conexión RBS-W se caracteriza por un gran desarrollo inelástico en la zona reducida de la viga, concentrando todos los esfuerzos en la viga, creando rotulas plásticas y manteniendo la integridad en los accesorios y partes internas de la conexión. Se puede notar una pequeña disminución en la carga máxima obtenida virtualmente en comparación a la obtenida experimentalmente. Mientras que la carga máxima experimental fue de 250 KN aproximadamente, la carga virtual apenas sobrepasa el límite de los 200 KN, esto pudo haber ocurrido porque los materiales experimentaron una resistencia ligeramente mayor que la utilizada para calibrar el modelo. Excluyendo lo anterior, todo el comportamiento fue igual, incluso la manera en que se degrada la resistencia.

En la figura 89 se observa el diagrama de momento-rotación para la conexión, trazado a partir de los momentos percibidos en la cara de la columna en función de las rotaciones. Las líneas punteadas representan el 80% del momento plástico de la viga en la sección reducida (587 KN*m).

Figura 89. Diagrama de momento-rotación obtenido para conexión RBS-W.



Fuente: Elaboración propia.

A partir del diagrama se puede determinar que esta conexión cumple satisfactoriamente con el criterio para ser utilizada en sistemas de marcos intermedios de momento (IMF), pues su capacidad a flexión es mayor al 80% del momento plástico de la viga cuando se generan rotaciones de 0.02 radianes. Por otra parte, su uso en marcos especiales a momento queda restringido pues la capacidad a flexión obtenida al sufrir una rotación de 0.04 rad se encuentra ligeramente por debajo del 80% del momento plástico de la viga.

3. Análisis de las distribuciones de esfuerzos y deformaciones de las conexiones utilizadas para la calibración

A continuación, se hace un análisis de las distribuciones de esfuerzo y deformaciones calculadas por el programa para cada conexión con el fin de determinar la congruencia entre las simulaciones virtuales y las pruebas experimentales. Para el análisis se evalúan las deformaciones y esfuerzos equivalentes de Von Mises desarrollados al finalizar cada ángulo de deriva, es decir, se verifican los esfuerzos en el último ciclo de carga para las derivas de 0.00375 rad, 0.005 rad, 0.0075 rad, 0.01 rad, 0.015 rad, 0.02 rad, 0.03 rad y 0.04 rad.

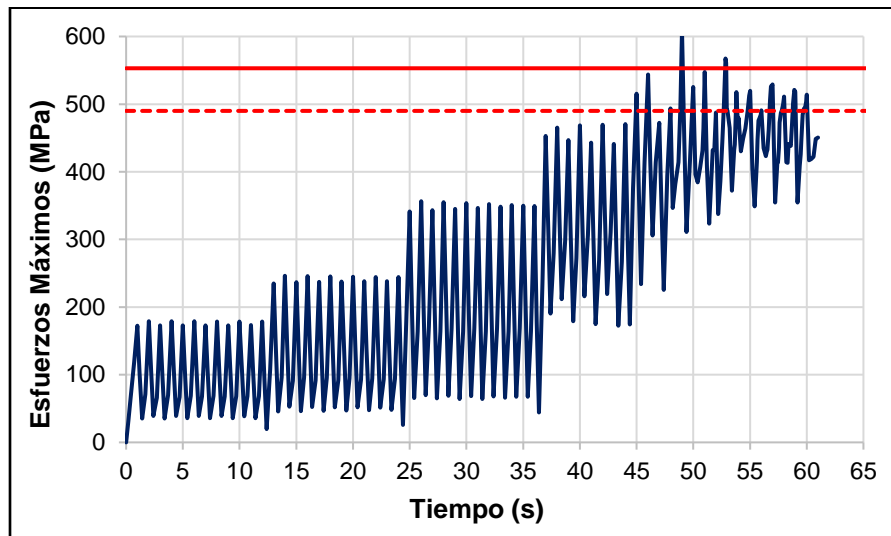
3.1. Conexión FF-W

Según el reporte experimental, los modos de falla de la conexión FF-W se manifestaron mediante tres fenómenos: Fluencia local en el ala inferior, fluencia local en el ala superior y agrietamiento en las zonas de las soldaduras de penetración total.

Preliminarmente, mediante la figura 90 se puede verificar el registro de los esfuerzos máximos desarrollados en la conexión durante el transcurso de la prueba. La línea continua horizontal corresponde a la resistencia última a tensión utilizada para calibrar la soldadura de electrodo E70XX, mientras que la línea punteada corresponde a la resistencia mínima a tensión que debe tener una soldadura E70XX según el CSCR-10 (490 MPa).

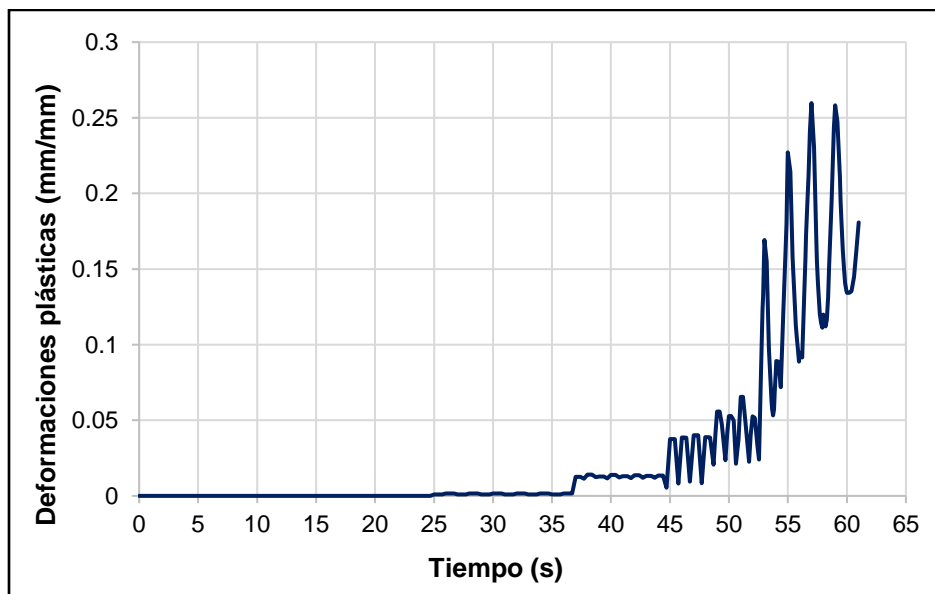
Como se puede observar en el gráfico, los esfuerzos fueron aumentando progresivamente conforme avanzaba la prueba. Alrededor de los 48 segundos se presentó un pico de esfuerzos mayor a la resistencia última de la soldadura calibrada, indicando el inicio de fractura. Durante los últimos ciclos de deriva las reversiones de esfuerzos no fueron tan marcadas como en las primeras etapas, probablemente por la culminación del endurecimiento por deformación.

Figura 90. Historial de esfuerzos máximos durante la prueba para la conexión FF-W.



De la misma manera, en la figura 91 se muestra el diagrama del desarrollo de las deformaciones unitarias en el transcurso del protocolo. Para los primeros 25 segundos las deformaciones en los elementos de la conexión permanecieron en el rango elástico, aumentando lentamente hasta los 35 segundos donde se puede notar un ligero incremento, a partir de ahí, las deformaciones plásticas empezaron a aumentar casi exponencialmente.

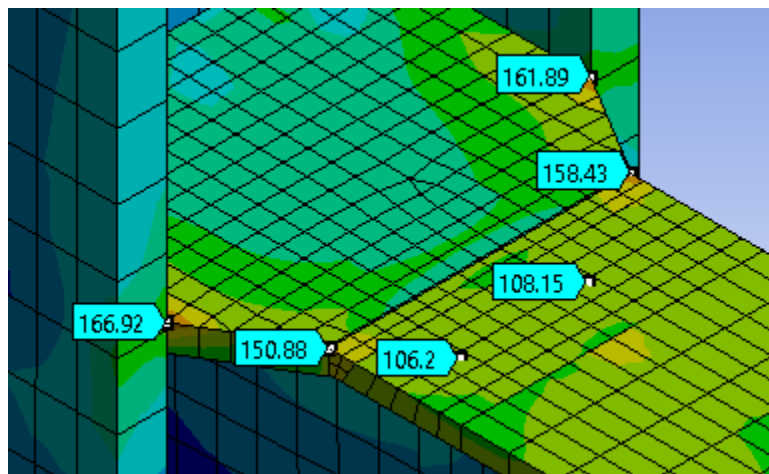
Figura 91. Registro de plastificación para conexión FF-W.



3.1.1. Deriva de 0.00375 rad

A los 12 segundos finalizaron los ciclos de carga para las derivas de 0.00375 rad. Como fueron los primeros ciclos experimentados por la conexión, las concentraciones de esfuerzo tuvieron valores muy pequeños, como se puede ver en la figura 92. Se puede notar que, en la unión entre las esquinas de la placa de continuidad superior con las alas de la columna, así como en las esquinas de la soldadura de penetración total, fueron zonas que presentaron concentraciones de esfuerzo importantes, sin embargo, todas se encontraron por debajo del límite de fluencia de 250 MPa del material base.

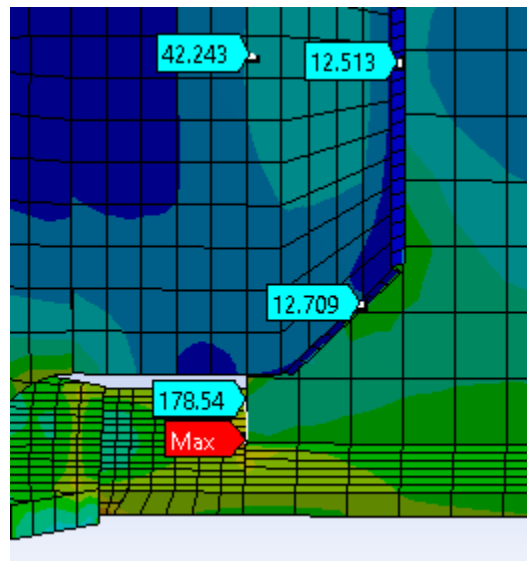
Figura 92. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para los ciclos de 0.00375 rad.



Fuente: Elaboración propia.

De la misma manera, en la figura 93 se puede observar el punto en cual se desarrolló la mayor concentración de esfuerzos para este ciclo, justo en la unión entre el alma y el ala inferior de la viga, con una magnitud de 179 MPa. Es probable que la generación de estos esfuerzos ocurriera producto del corte abrupto realizado en el alma de la viga, pues al ser sometida a flexión, el alma tratará de incrustarse en el ala, produciendo la concentración. También se puede notar que, en la placa de cortante, así como en las soldaduras de filete, se desarrollaron esfuerzos muy bajos.

Figura 93. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.00375 rad.

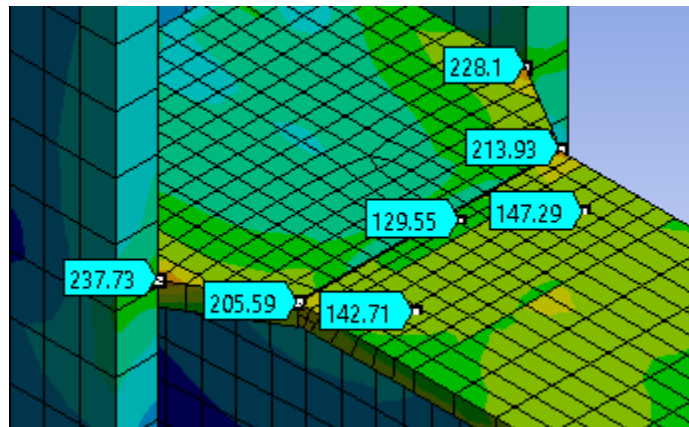


Fuente: Elaboración propia.

3.1.2. Deriva de 0.005 rad

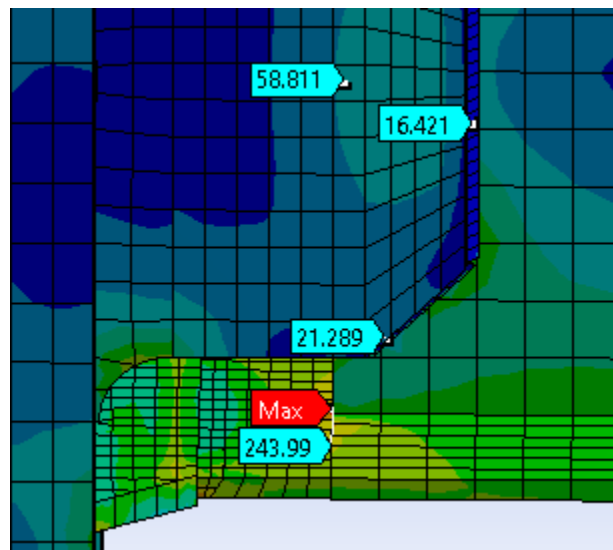
A los 24 segundos concluyeron los ciclos para las derivas de 0.005 rad. Como se muestra en la figura 94 y en comparación con los ciclos anteriores, lo único que ocurrió fue un aumento de aproximadamente 40% en las magnitudes de las concentraciones de esfuerzo.

Figura 94. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para los ciclos de 0.005 rad.



Nuevamente, la concentración de esfuerzos máxima se desarrolló entre el alma y ala inferior de la viga con un valor de 244 MPa (figura 95). Todas las concentraciones de esfuerzo se mantuvieron por debajo de las resistencias de fluencia de los materiales, por lo tanto, aun no se experimentaron deformaciones plásticas.

Figura 95. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.005 rad.



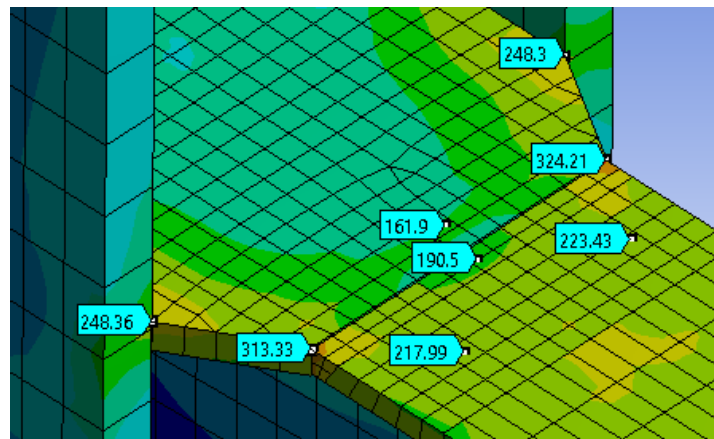
Fuente: Elaboración propia.

3.1.3. Deriva de 0.0075 rad

Los ciclos de deriva de 0.0075 rad finalizaron a los 36 segundos del protocolo. Como se puede ver en la figura 96 los esfuerzos aumentaron nuevamente en la parte superior de la conexión. En la esquina de la unión entre la placa de continuidad y el ala de la columna se presentaron esfuerzos casi iguales a la resistencia de fluencia del material. Las alas de la viga empezaron a acercarse a la fluencia, con esfuerzos de 224 MPa aproximadamente.

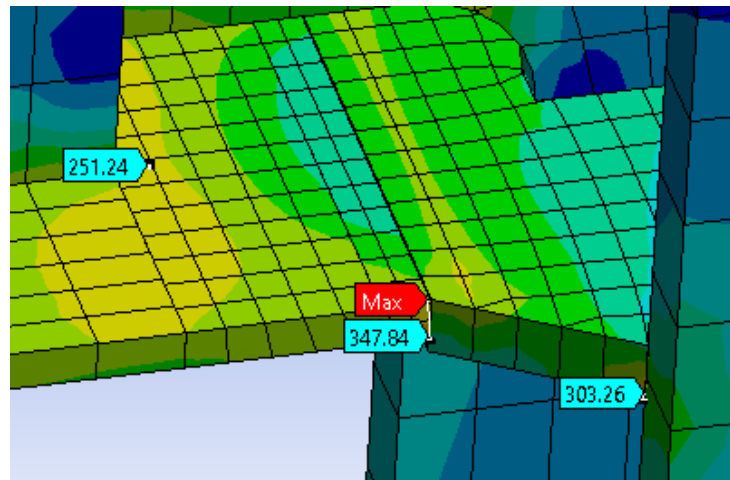
A diferencia de los ciclos anteriores, la máxima concentración de esfuerzos se ubicó en la soldadura de penetración inferior, con un valor de 350 MPa como se aprecia en la figura 97. Sin embargo, permaneció en el rango elástico de la soldadura calibrada.

Figura 96. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para los ciclos de 0.0075 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 97. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.0075 rad.



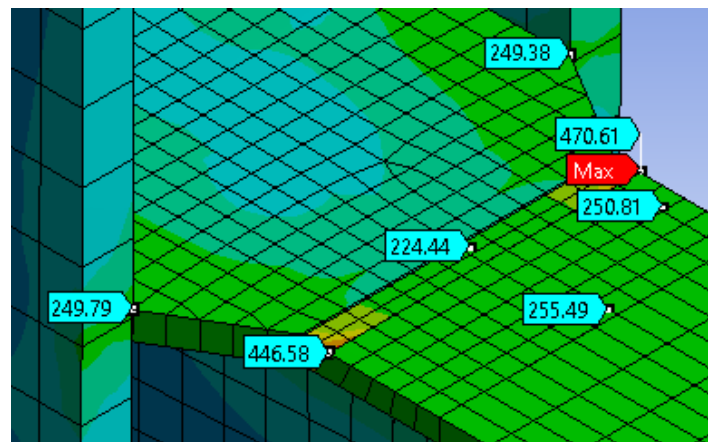
Fuente: Elaboración propia.

Igualmente se puede observar que en la unión entre el alma y el ala inferior de la viga los esfuerzos sobrepasaron la fluencia del material. Esto indica que las esquinas de las placas de continuidad frontales, la unión entre ala y alma de la viga y pequeñas zonas del material base en las soldaduras comenzaron a desarrollar deformaciones plásticas.

3.1.4. Deriva de 0.01 rad

A los 44 segundos se concluyeron los 4 ciclos de 0.01 radianes. A partir de las distribuciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión (figura 98), se pueden notar algunos puntos. Los esfuerzos en las esquinas de la placa de continuidad no aumentaron con respecto a los ciclos anteriores, manteniendo un valor de 249 MPa más o menos. El ala superior de la viga empezó a experimentar valores superiores a la resistencia de fluencia, generando pequeñas deformaciones plásticas. Los esfuerzos en las esquinas de la soldadura de penetración total aumentaron más de 100 MPa con respecto a los ciclos anteriores, incluso, como se puede apreciar, la máxima concentración de esfuerzos para estos ciclos se desarrolló en esa zona, con un valor de 471 MPa.

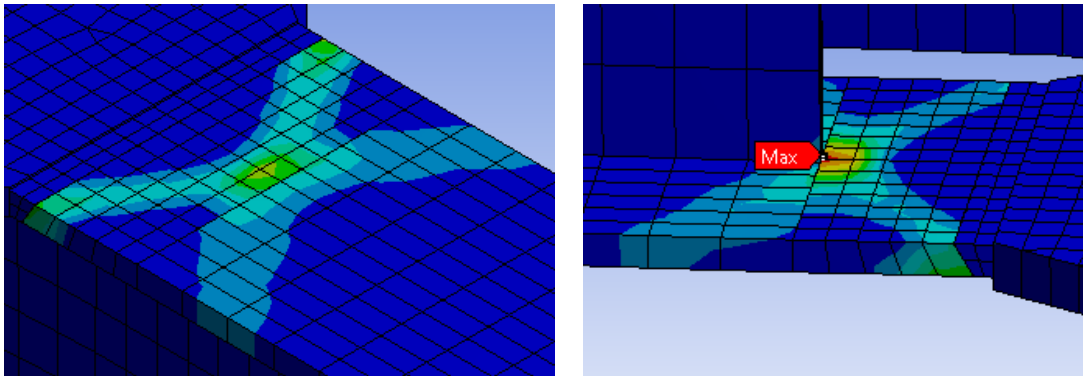
Figura 98. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para ciclos de 0.01 rad.



Fuente: Elaboración propia.

En la figura 99 se muestran los equivalentes plásticos para la parte superior e inferior de la viga. En la parte central de la viga se puede ver una distribución de deformaciones plásticas en forma de "X", que se proyecta hacia la parte superior producto del efecto que hace el alma al tratar de introducirse en el ala, tratando de disiparse hacia las esquinas unidas a la soldadura de penetración. En el ala inferior fue la zona en donde se desarrollaron deformaciones plásticas mayores.

Figura 99. Equivalentes plásticos en las partes superior e inferior de la viga para conexión FF-W en los ciclos de 0.01 rad.

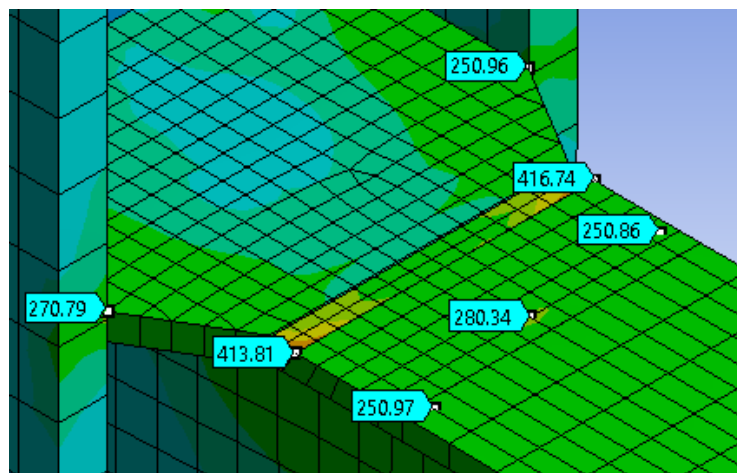


Fuente: Elaboración propia.

3.1.5. Deriva de 0.015 rad

Los ciclos de derivas de 0.015 rad finalizaron cuando el protocolo alcanzó los 48 segundos. Si se analizan los esfuerzos en la parte superior de la conexión se puede apreciar que no hubo cambios significativos en las magnitudes con respecto a los ciclos anteriores (figura 100), incluso, los esfuerzos concentrados en la soldadura de penetración total disminuyeron entre 30 y 50 MPa.

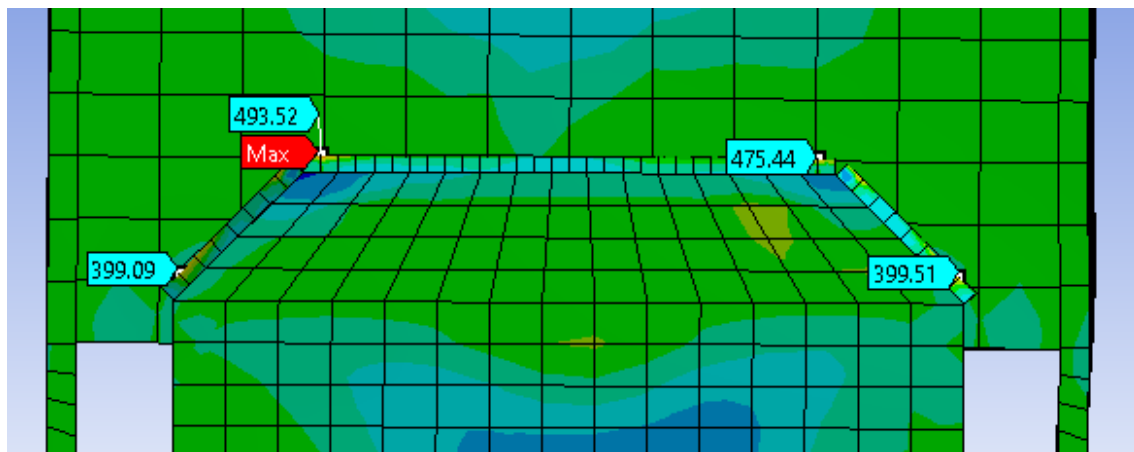
Figura 100. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para ciclos de 0.015 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Particularmente, las soldaduras de filete de la placa de cortante fueron los elementos que desarrollaron los esfuerzos máximos para los ciclos de deriva de 0.015 rad. En la figura 101 se muestra el esfuerzo máximo en la soldadura de filete vertical, con un valor de 494 MPa, lo que indica que no hay fractura en la soldadura calibrada.

Figura 101. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.015 rad (rotado 90°).



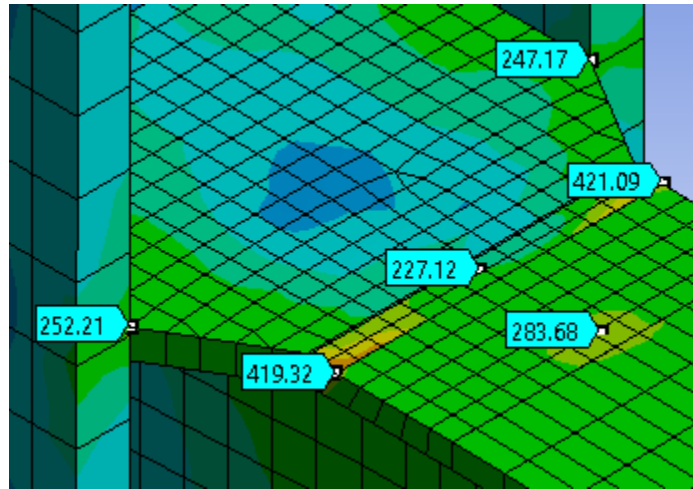
Fuente: Elaboración propia.

3.1.6. Deriva de 0.02 rad

A los 52 segundos culminaron los dos ciclos de 0.02 rad. En primer lugar, se puede ver en la figura 102 como los esfuerzos en la unión entre las esquinas de la placa de continuidad y las alas de la columna disminuyeron ligeramente. Las soldaduras de penetración total se mantuvieron en el mismo rango de esfuerzos con respecto a los ciclos anteriores. Al igual que los ciclos anteriores, la concentración de esfuerzos máxima se desarrolló en la soldadura de filete vertical de la placa de cortante (figura 103), no obstante, con un valor menor de 487 MPa.

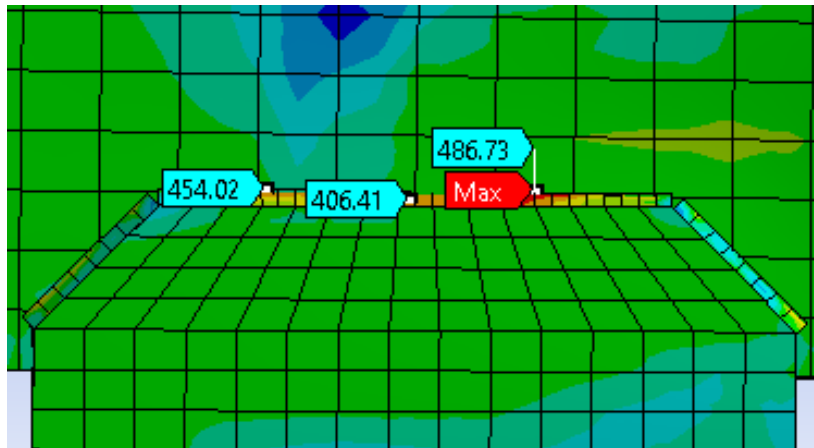
Según el reporte experimental, durante los ciclos de 0.02 rad se detectó un desliz producto de la fluencia local en el ala inferior de la viga. En la figura 104 se puede notar como virtualmente el ala inferior empezó a experimentar deformaciones plásticas importantes, esto indica que la conexión modelada parece tener un comportamiento similar al experimental.

Figura 102. Concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión FF-W para ciclos de 0.02 rad.



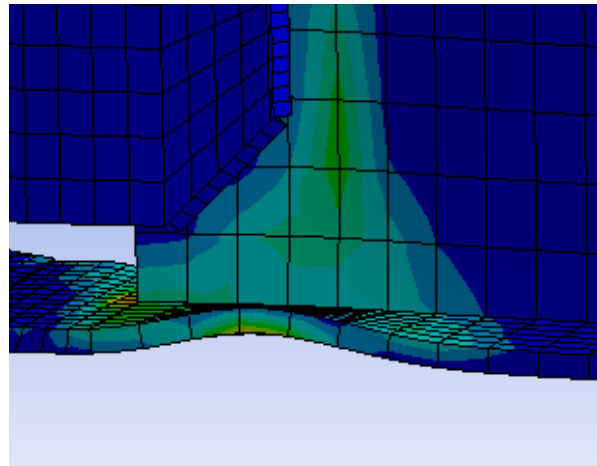
Fuente: Elaboración propia.

Figura 103. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.02 rad (rotado 90°).



Fuente: Elaboración propia.

Figura 104. Deformación plástica importante en ala inferior de viga para conexión FF-W en los ciclos de 0.02 rad.

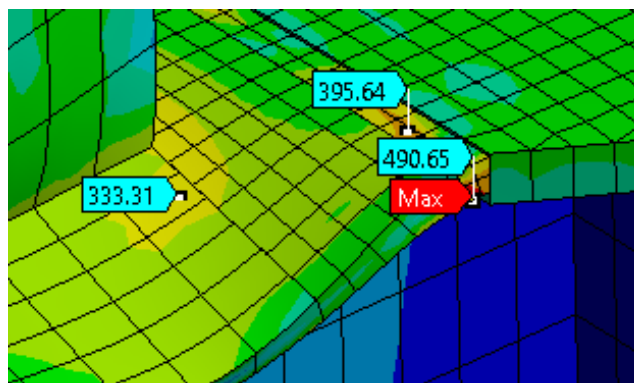


Fuente: Elaboración propia.

3.1.7. Deriva de 0.03 rad

El final de los ciclos de 0.03 rad corresponde a un tiempo de prueba de 56 segundos. La concentración máxima de esfuerzos se desarrolló en la soldadura de penetración total inferior, con un valor de 491 MPa como se muestra en la figura 105. Los esfuerzos en la parte superior de la columna permanecieron con magnitudes similares a los ciclos anteriores, únicamente que los esfuerzos en la soldadura de penetración se concentraron en la parte central y no en las esquinas.

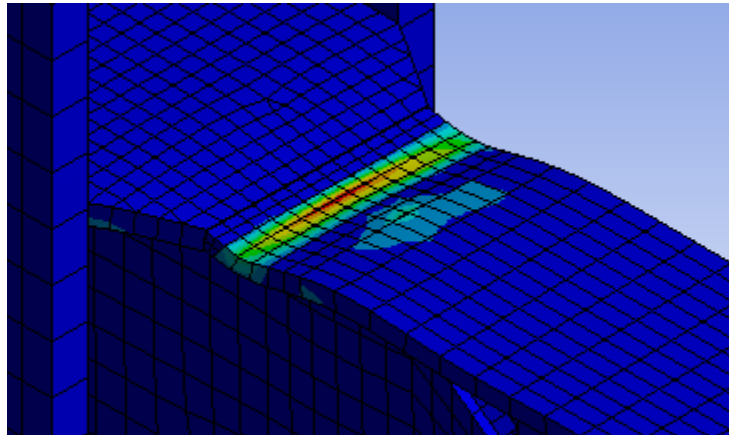
Figura 105. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.03 rad.



Fuente: Elaboración propia.

De nuevo, durante el ensayo experimental se detectó fluencia local en el ala superior durante los ciclos de 0.03 rad. Si se analiza la figura 106 en donde se muestra el equivalente plástico de la conexión durante los ciclos virtuales de 0.03 rad, se puede observar que el ala superior ha presentado deformaciones plásticas considerables, mostrando congruencia con lo ocurrido experimentalmente.

Figura 106. Deformación plástica importante en ala superior de viga para conexión FF-W en los ciclos de 0.03 rad.



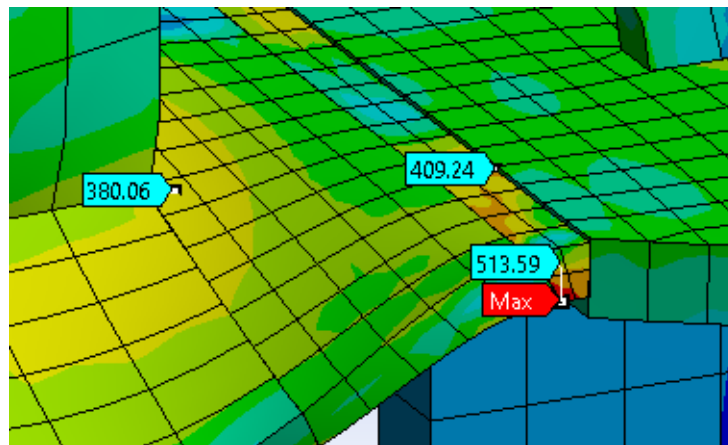
Fuente: Elaboración propia.

3.1.8. Deriva de 0.04 rad

La prueba finalizó a los 60 segundos con el último ciclo de deriva de 0.04 rad. Experimentalmente, la prueba se detuvo durante el transcurso de los ciclos de 0.04 rad por la presencia de agrietamientos en las zonas de las soldaduras de penetración total, disminuyendo la resistencia a un 75%. Como se puede apreciar en la figura 107, las concentraciones de esfuerzo máximas volvieron a ser desarrolladas en la soldadura de penetración total con una magnitud de 514 MPa.

Si bien es cierto los agrietamientos ocurridos en la prueba experimental indican que las concentraciones de esfuerzo en los materiales sobrepasaron las resistencias últimas a tensión, para el caso virtual no existieron esfuerzos considerablemente superiores a las resistencias de tensión de la soldadura calibrada, sin embargo, el comportamiento fue bastante similar, pues las concentraciones sí se ubicaron en las soldaduras de penetración total durante los últimos ciclos de deriva.

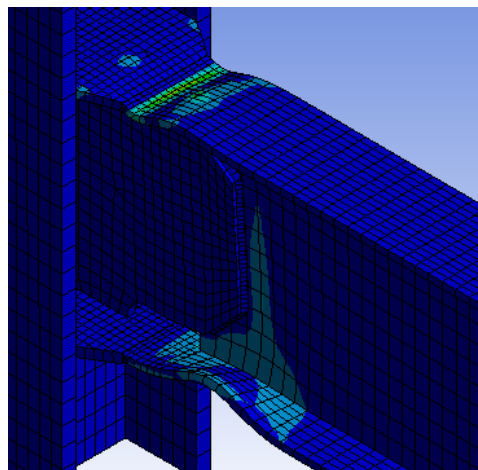
Figura 107. Concentración de esfuerzo mayor en la conexión FF-W para ciclos de 0.04 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Finalmente, en la figura 108 se muestra la plastificación final de la conexión, equivalente a un tiempo de prueba de 61 segundos. El ala inferior de la viga fue el sector que presentó mayor deformación a lo largo de la prueba, propagándose hacia el alma, mientras que el ala inferior empezó a plastificarse hasta los últimos ciclos de deriva.

Figura 108. Plastificación final en conexión FF-W.



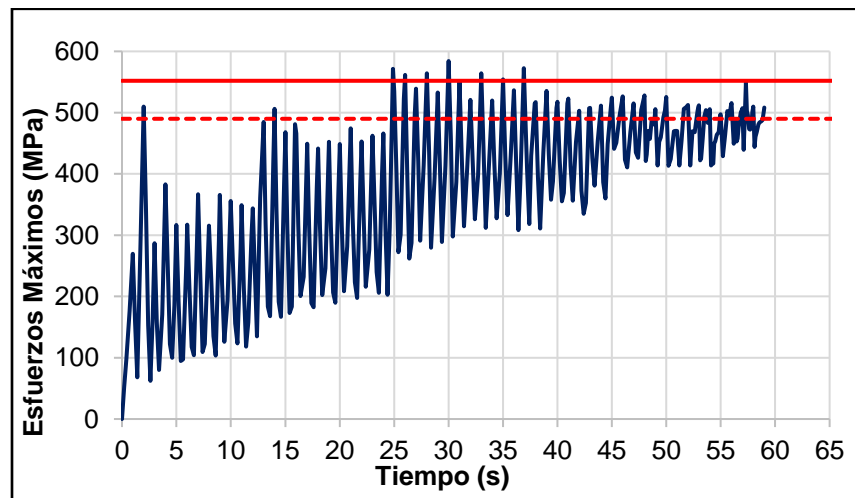
Fuente: Elaboración propia.

3.2. Conexión WFP-W

Según el reporte experimental, el modo de falla para esta conexión se manifestó de tres maneras: Fluencia local en las alas superiores e inferiores de la viga, fluencia del alma de la viga con pandeo hacia afuera del plano y agrietamiento en las partes superior e inferior de las alas de las vigas, justo en las zonas de soldadura.

En la figura 109 se muestra el registro de los esfuerzos máximos presenciados para cada tiempo durante la prueba. La línea continua corresponde al valor de resistencia última a tensión para el electrodo E70XX utilizado para calibrar el modelo, mientras que la punteada corresponde a la resistencia mínima a tensión de un electrodo E70XX según el CSCR-10. Se pueden ver algunos instantes en los que los esfuerzos desarrollados fueron mayores que este valor.

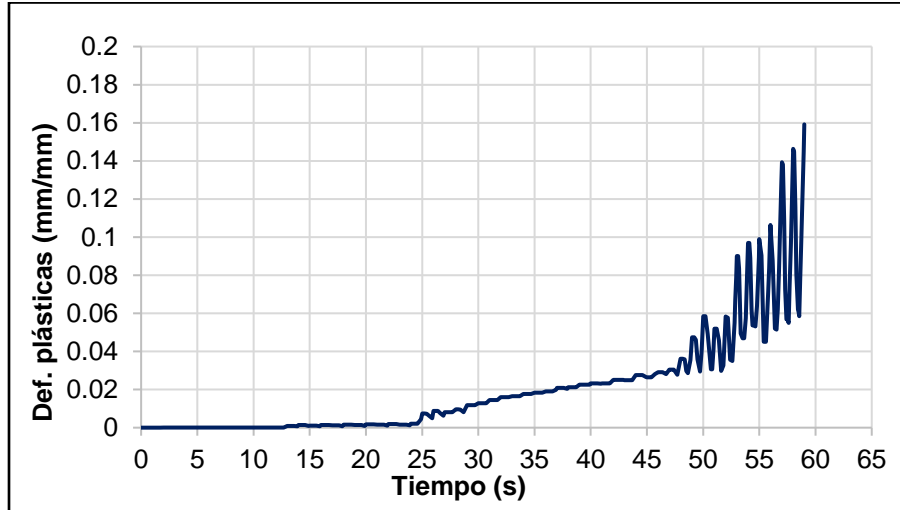
Figura 109. Historial de esfuerzos máximos durante la prueba para conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

Por otro lado, en la figura 110 se observa el comportamiento plástico de la conexión conforme transcurre el tiempo de la prueba. Prácticamente para los primeros ciclos de deriva la plastificación en los elementos casi fue nula. Luego de transcurrir 25 segundos los elementos de la conexión empezaron a plastificar gradualmente hasta los 48 segundos, donde un aumento bastante significativo en la tasa de plastificación ocurrió.

Figura 110. Registro de plastificación para conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

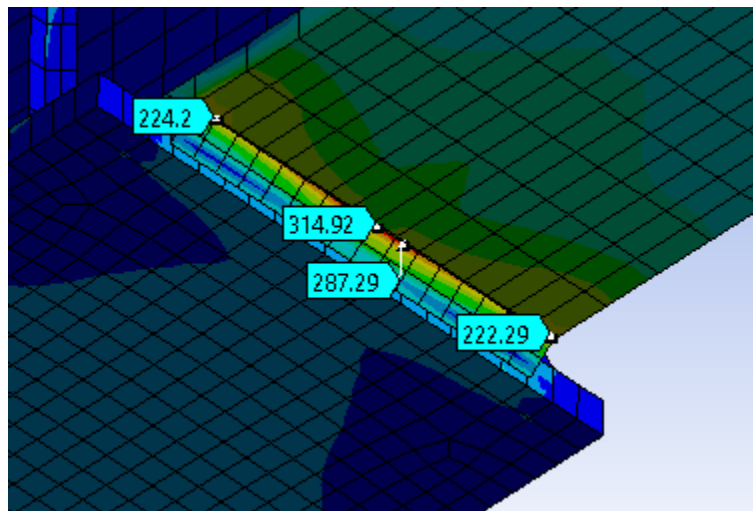
3.2.1. Deriva de 0.00375 rad

Luego de finalizar los ciclos de 0.00375 radianes, se pueden observar concentraciones de esfuerzo importantes en tres zonas específicas: En la parte frontal de las placas de continuidad, unidas a las alas de la viga con soldaduras de filete; en la unión entre las placas de continuidad y las alas de la columna; y en las cuatro soldaduras de filete longitudinales que unen la viga con las placas de continuidad.

En la figura 111 se muestra la soldadura de filete que conecta el ala de la viga con la placa de continuidad inferior. Mientras que los puntos ubicados en la viga muestran concentraciones de esfuerzo menores a la fluencia, la soldadura se está llevando una magnitud de esfuerzos importante.

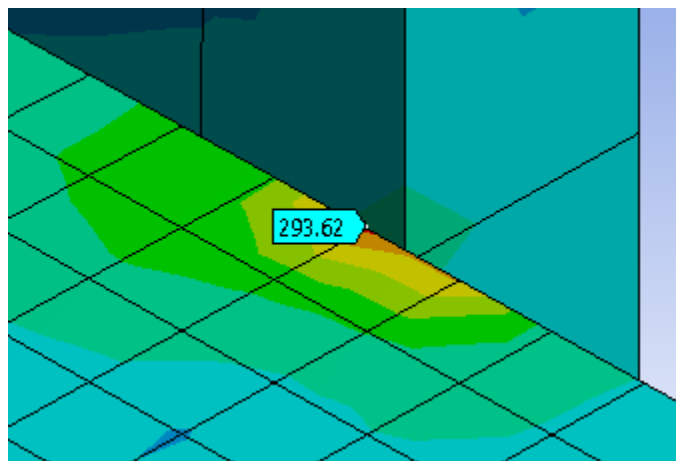
Como se observa en la figura 112, existe una concentración de esfuerzos en la unión de la placa de continuidad frontal superior y el ala de la columna. La concentración se está desarrollando justo en el borde de la placa de continuidad, donde se supone que existe una soldadura de penetración total que no fue modelada para no abarrotar de elementos finitos el modelo.

Figura 111. Esfuerzos en la zona inferior de la viga para conexión WFP-W en el ciclo 0.00375.



Fuente: Elaboración propia.

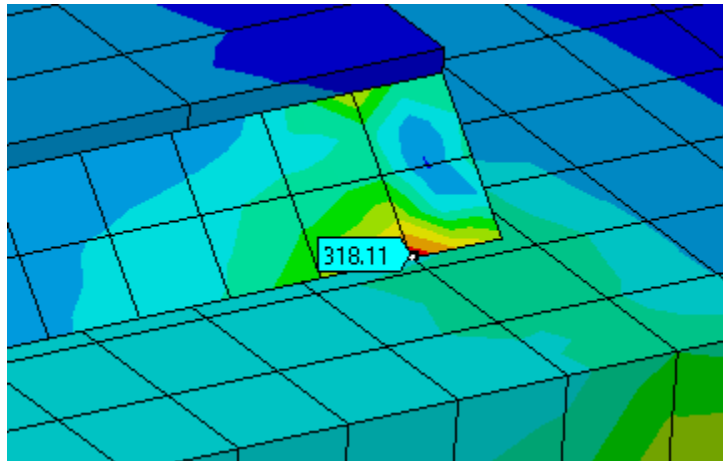
Figura 112. Esfuerzos en placa de continuidad frontal superior para conexión WFP-W en el ciclo 0.00375.



Fuente: Elaboración propia.

Finalmente, el esfuerzo máximo desarrollado durante este ciclo de deriva se desarrolló en la soldadura de filete longitudinal inferior derecha. En la figura 113 se muestra una concentración de 319 MPa aproximadamente. En cuanto a plastificación, prácticamente es nula en toda la conexión.

Figura 113. Esfuerzos en soldadura de filete longitudinal inferior derecha de conexión WFP-W en el ciclo 0.00375.

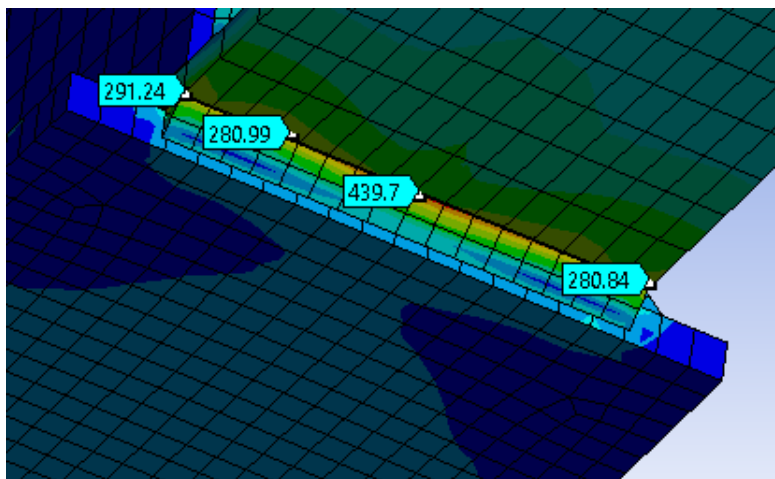


Fuente: Elaboración propia.

3.2.2. Deriva de 0.005 rad

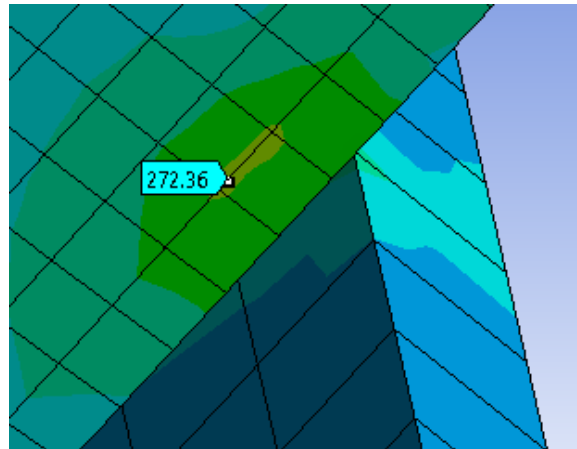
Luego de los seis ciclos de 0.005 radianes, las concentraciones de esfuerzo se mantuvieron en las mismas tres zonas, pero con aumento en sus magnitudes como se puede ver en las figuras 114, 115 y 116.

Figura 114. Esfuerzos en la zona inferior de la viga de conexión WFP-W en el ciclo 0.005.



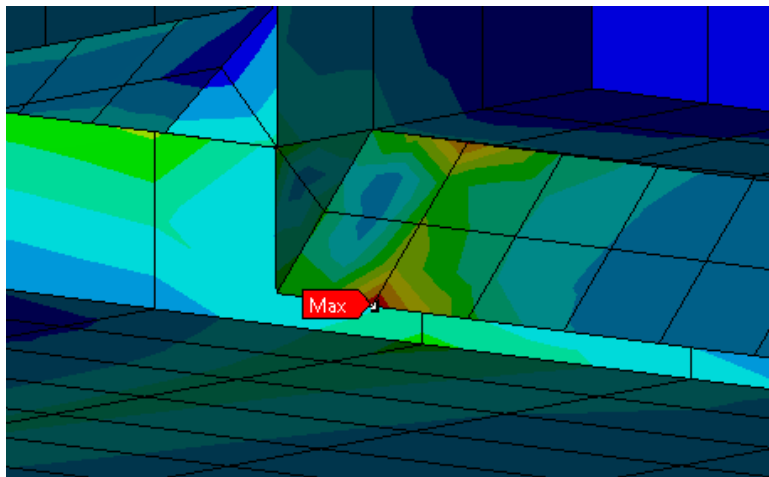
Fuente: Elaboración propia.

Figura 115. Esfuerzos en placa de continuidad frontal inferior de conexión WFP-W en el ciclo 0.005.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 116. Esfuerzos en soldadura de filete longitudinal superior derecha de conexión WFP-W en el ciclo 0.005.



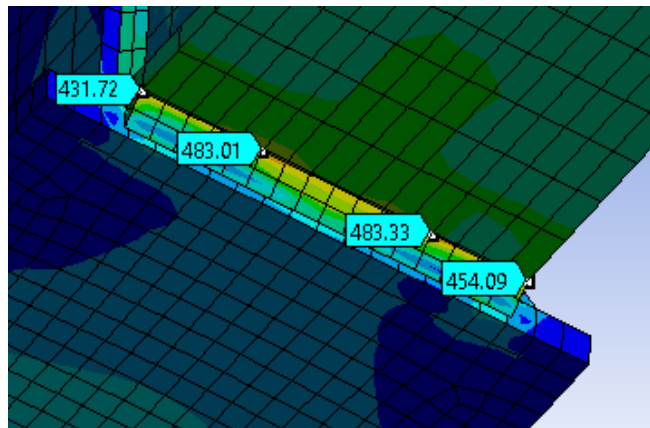
Fuente: Elaboración propia.

Nuevamente, las concentraciones de esfuerzo mayores se desarrollaron en las soldaduras de filete longitudinales, en este caso la superior derecha con un esfuerzo de 473 MPa. A partir de estos ciclos ya se empezaron formar deformaciones plásticas en la conexión, más específicamente en las placas de continuidad frontales, justo en las esquinas unidas a las alas de la columna.

3.2.3. Deriva de 0.0075 rad

Luego de los seis ciclos de deriva de 0.0075 rad se puede ver en la figura 117 que las magnitudes de las concentraciones de esfuerzo aumentaron con respecto a los ciclos de carga anteriores, no obstante, las concentraciones mayores mantuvieron su ubicación.

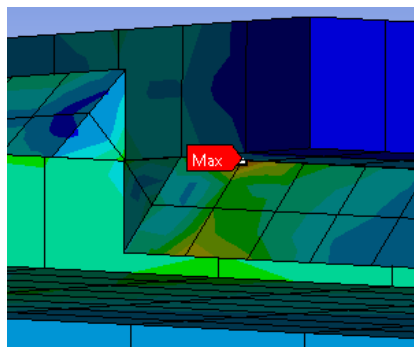
Figura 117. Esfuerzos en la zona inferior de la viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.0075.



Fuente: Elaboración propia

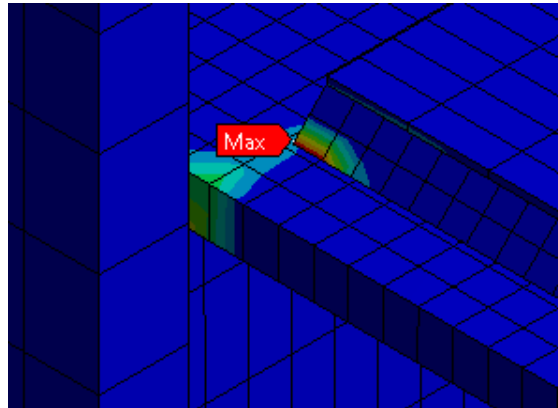
La concentración de esfuerzos mayor fue de 538 MPa, ubicada en la soldadura de filete longitudinal superior derecha. El valor de esfuerzo sobrepasa la resistencia última a tensión del electrodo E70XX calibrado, por lo que se podría decir que un pequeño agrietamiento se empezó a generar en esta zona (figura 118).

Figura 118. Esfuerzos en soldadura de filete longitudinal superior derecha de conexión WFP-W en el ciclo 0.0075.



Nuevas ubicaciones de concentración de esfuerzos se empezaron a desarrollar en las soldaduras de filete de la placa de cortante, así como en las partes centrales de las alas de la viga. Como se muestra en la figura 119, luego de los ciclos de 0.0075 rad, las soldaduras de filete longitudinales empezaron a plastificarse.

Figura 119. Inicio de plastificación de soldadura de filete longitudinal inferior izquierda en conexión WFP-W en ciclos de 0.0075 rad.



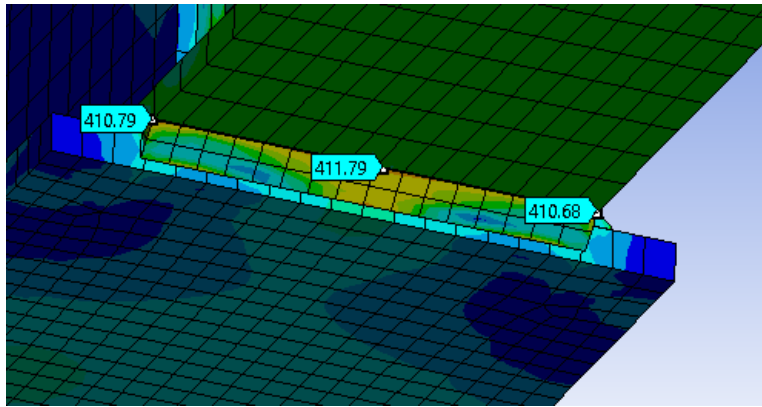
Fuente: Elaboración propia.

3.2.4. Deriva de 0.01 rad

En general, luego de finalizar los ciclos de 0.01 rad, las concentraciones de esfuerzo en las zonas principales presentaron valores ligeramente menores en comparación con los ciclos anteriores de 0.0075 rad. En la figura 120 se muestran los esfuerzos aplicados en las cercanías de la unión entre el ala inferior de la viga y la placa de continuidad inferior. De la misma manera, se puede observar que la concentración de esfuerzo máxima se desarrolló justo en la raíz de esa soldadura, con un valor de 511 MPa aproximadamente. (figura 121).

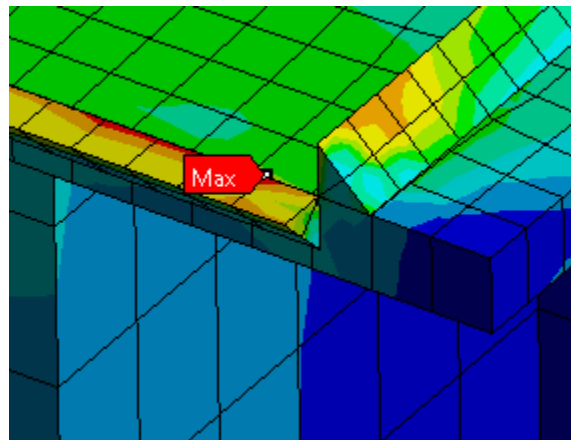
Para estos ciclos de carga los esfuerzos en las soldaduras de filete longitudinales disminuyeron considerablemente. Mientras que para el ciclaje anterior el esfuerzo máximo en las soldaduras de filete fue de 558 MPa, para este caso rondaron alrededor de los 440 MPa.

Figura 120. Esfuerzos en la zona inferior de la viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.01 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 121. Esfuerzos máximos en soldadura inferior de conexión WFP-W en el ciclo 0.01 rad.

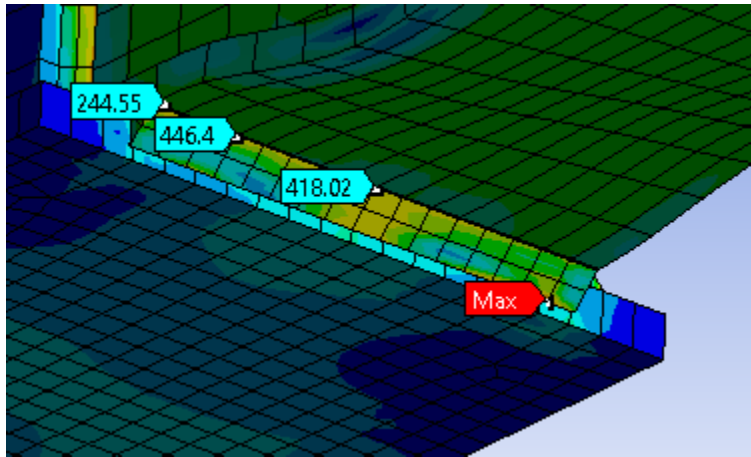


Fuente: Elaboración propia.

3.2.5. Deriva de 0.015 rad

Al igual que los ciclos anteriores, el esfuerzo máximo fue desarrollado nuevamente en la soldadura de filete transversal de la placa de continuidad inferior, con un esfuerzo de 529 MPa aproximadamente, como se muestra en la figura 122. Los esfuerzos en las soldaduras longitudinales siguieron siendo importantes, con valores de alrededor de 440 MPa.

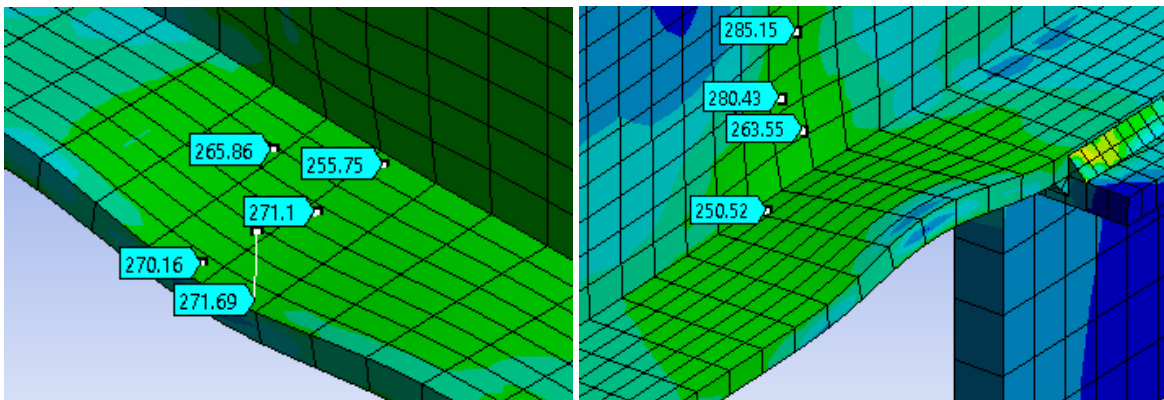
Figura 122. Esfuerzos en la zona inferior de la viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.015 rad.



Fuente: Elaboración propia.

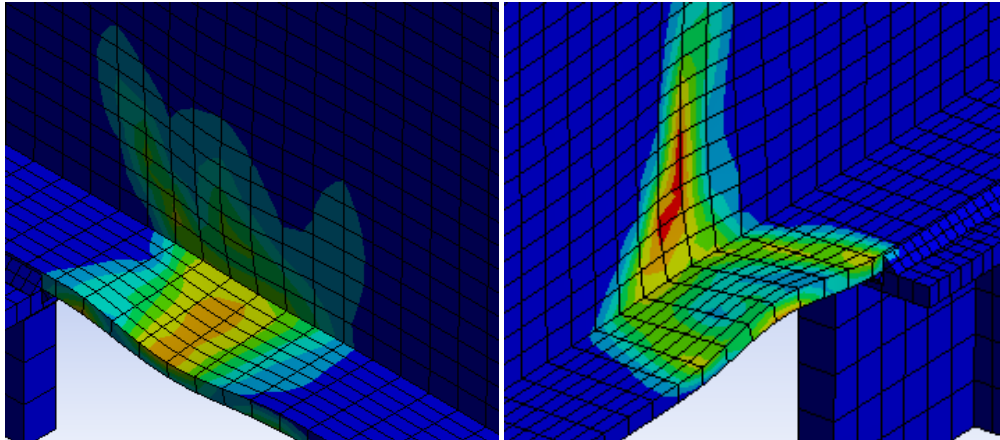
Es importante destacar que las alas de la viga empezaron a tener concentraciones de esfuerzo tales que mostraron fluencia y deformaciones plásticas más visibles. En las figuras 123 y 124 se muestran los esfuerzos en el ala de la viga inferior y las deformaciones plásticas ocurridas respectivamente.

Figura 123. Esfuerzos de fluencia en ala inferior de viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.015 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 124. Deformaciones plásticas en ala inferior y alma de viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.015 rad.

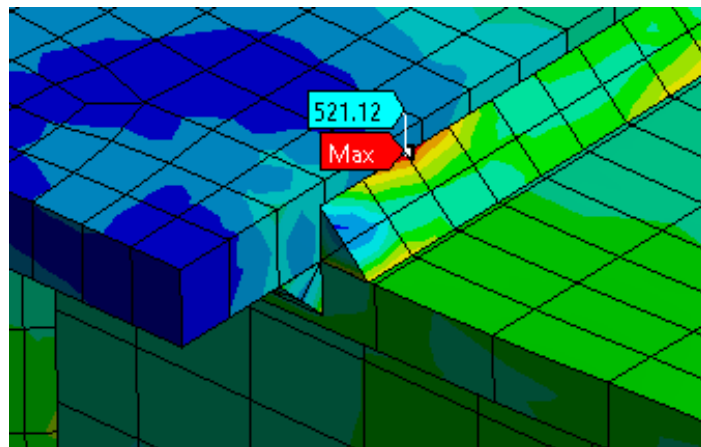


Fuente: Elaboración propia.

3.2.6. Deriva de 0.02 rad

Las soldaduras de filete transversales continuaron siendo los cuerpos con la concentración de esfuerzos mayor, en la superior se obtuvo un valor de 522 MPa, un poco menor que el registrado para el ciclo anterior (figura 125). No obstante, permaneció menor que el de resistencia última a tensión de la soldadura calibrada.

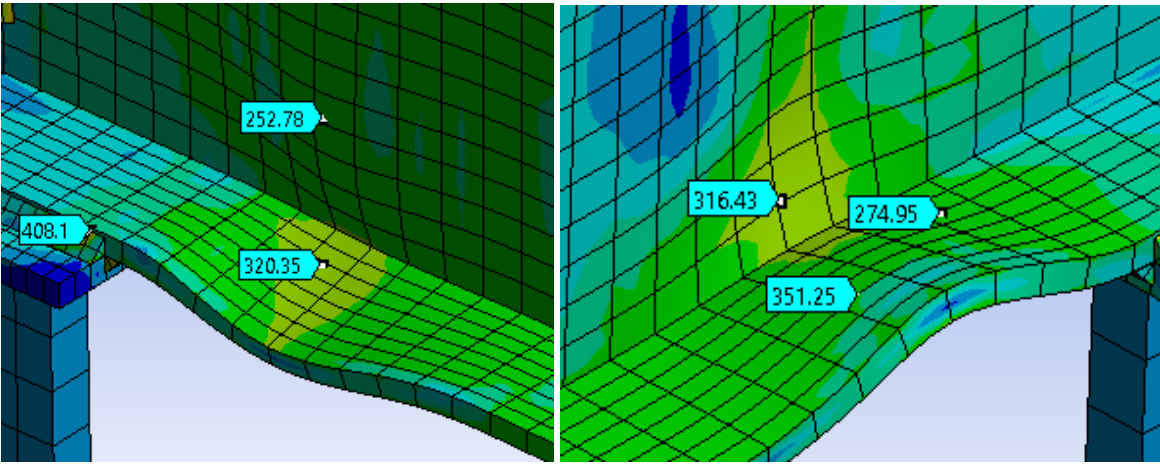
Figura 125. Esfuerzos máximos en soldadura transversal superior de conexión WFP-W en el ciclo 0.02 rad.



Fuente: Elaboración propia.

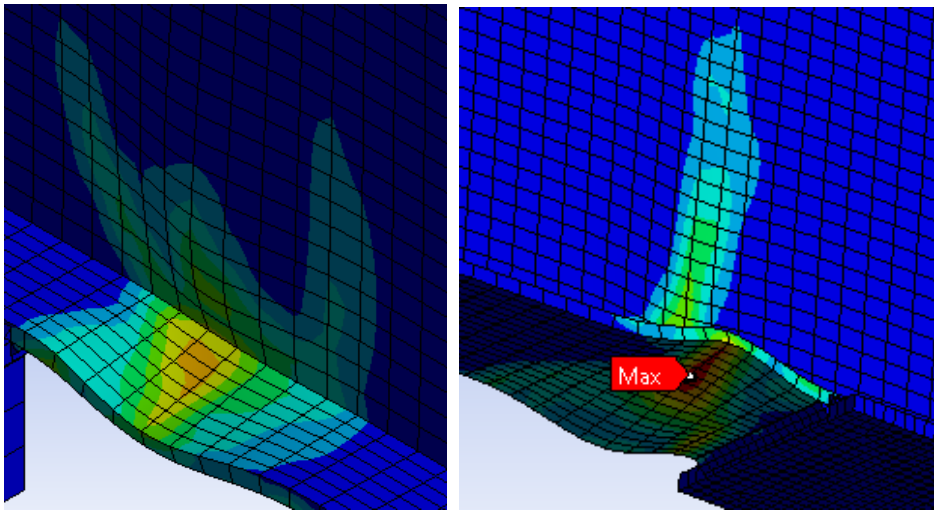
En la figura 126 se muestran los esfuerzos desarrollados en el ala inferior y alma de la viga. Con respecto al ciclo anterior, los esfuerzos aumentaron considerablemente, sobre todo en el centro del ala. La formación de la rótula plástica se volvió más evidente. En las figuras 127 y 128 se puede observar la plastificación de la viga en la parte inferior y superior respectivamente.

Figura 126. Esfuerzos de fluencia en ala inferior de viga para de conexión WFP-W en el ciclo 0.02 rad.



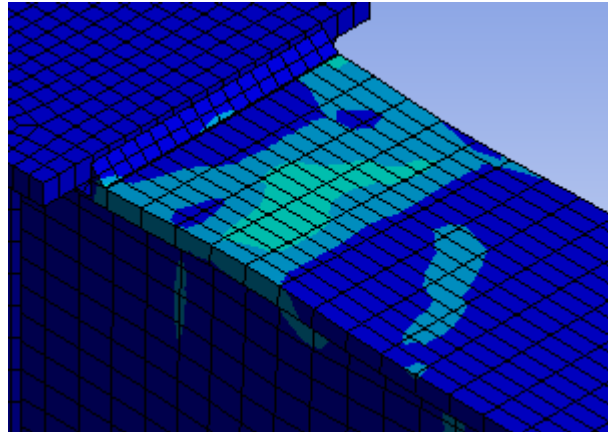
Fuente: Elaboración propia.

Figura 127. Deformaciones plásticas en ala inferior y alma de viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.02 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 128. Deformaciones plásticas en ala superior de viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.02 rad.

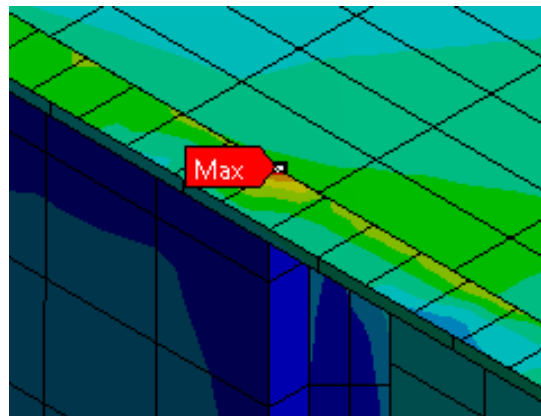


Fuente: Elaboración propia.

3.2.7. Deriva de 0.03 rad

Las localizaciones de las concentraciones de esfuerzo no difirieron con respecto a los ciclos anteriores. Tanto los esfuerzos en la viga, soldaduras longitudinales y transversales aumentaron ligeramente, no obstante, el esfuerzo máximo registrado al final de este ciclaje se ubicó en la soldadura de filete longitudinal superior izquierda como se muestra en la figura 129, con un valor de 516 MPa. Los esfuerzos permanecieron debajo de la resistencia a tensión de la soldadura calibrada.

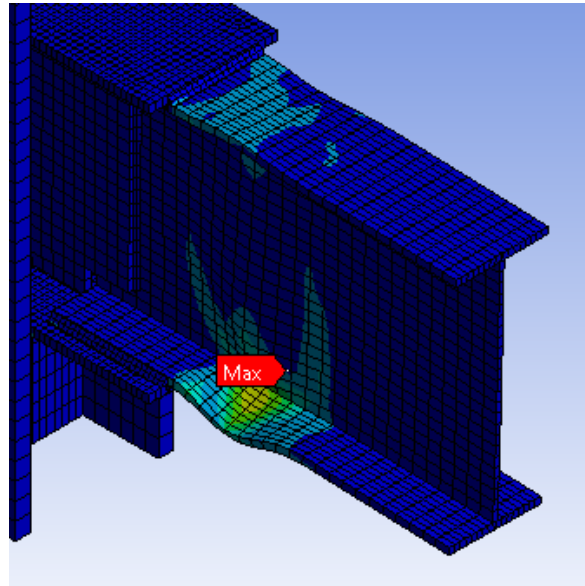
Figura 129. Esfuerzos máximos en soldadura de filete longitudinal superior izquierda en conexión WFP-W en ciclos 0.03 rad.



Fuente: Elaboración propia.

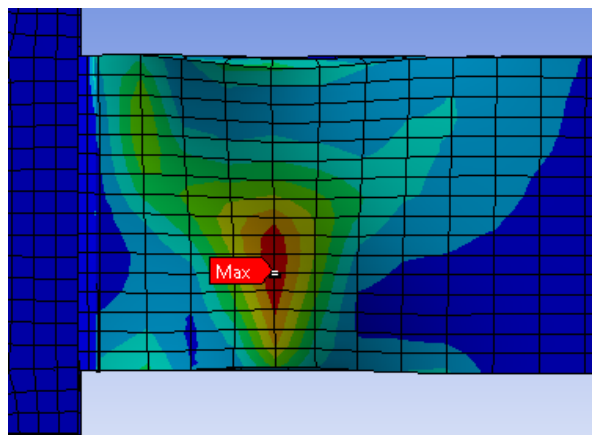
En las figuras 130 y 131 se puede ver como la rótula plástica cada vez es mayor, sobre todo en el ala inferior. Es importante notar como el alma de la viga se está deformando hacia afuera del plano de la conexión, produciéndose un “abombamiento” similar al ocurrido en la prueba experimental.

Figura 130. Deformaciones plásticas en viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.03 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 131. Deformaciones plásticas en ala inferior de viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.03 rad.

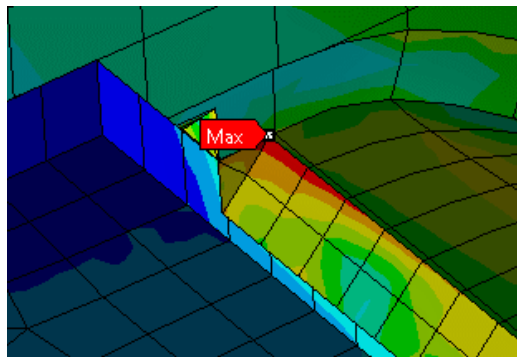


Fuente: Elaboración propia.

3.2.8. Deriva de 0.04 rad

El reporte experimental indicó que la prueba finalizó durante transcurso de las derivas de 0.04, pues la resistencia disminuyó en un 75%. Como se puede observar en la figura 132, al final de la prueba se obtuvo un valor máximo de esfuerzos de 507 MPa, ubicado en la soldadura de filete transversal inferior.

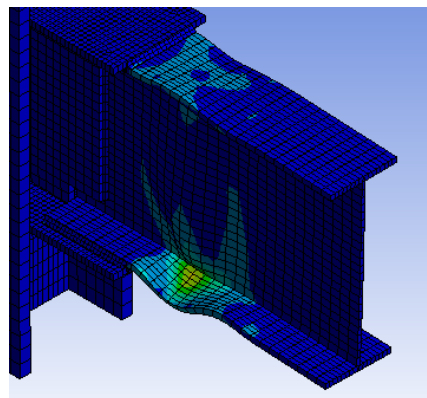
Figura 132. Esfuerzos máximos en soldadura de filete transversal inferior de conexión WFP-W en ciclos 0.04 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Las deformaciones plásticas en la viga no variaron enormemente con respecto al ciclo anterior, en la figura 133 se muestra como la plastificación en la parte inferior casi no cambió, mientras que la parte superior se plastificó un poco más.

Figura 133. Deformaciones plásticas en viga de conexión WFP-W en ciclos de 0.04 rad.



3.3. Comentarios adicionales acerca de la calibración de las conexiones FF-W y WFP-W

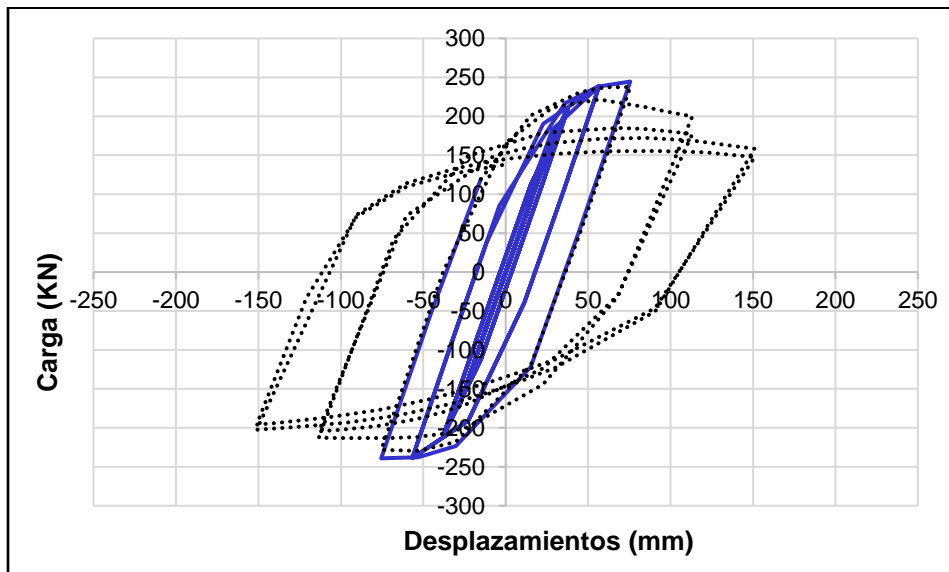
Luego de haber realizado el análisis de las distribuciones de esfuerzo para las conexiones FF-W y WFP-W, se pudieron detectar algunos puntos importantes que deben ser comentados. En las dos conexiones el modo de falla fue regido por la presencia de agrietamientos en las zonas de las soldaduras, por lo que la obtención de resultados similares depende de una buena caracterización de la soldadura, no obstante, en el reporte experimental no especificó el electrodo de soldadura utilizado como material de relleno y se supuso un E70XXX para modelar la conexión.

Seguidamente y como se ha explicado reiteradamente, la función del programa de análisis estructural utilizada para la obtención de resultados no contempla las degradaciones de resistencia producto de la fractura en los elementos, por lo que los comportamientos histeréticos virtuales presentados en la sección 2.1 no son precisos en su totalidad.

Para el caso de la conexión FF-W, alrededor de los 50 segundos los esfuerzos concentrados en las soldaduras de penetración total empezaron a sobrepasar la resistencia última tensión de la soldadura, esto quiere decir que a partir de ese punto el comportamiento histerético virtual pudo no ser tan acertado con la realidad. En las figuras 134 y 135 se muestra nuevamente el gráfico del comportamiento histerético y el diagrama de momento-rotación para la conexión FF-W, en los cuales se destaca el límite entre el comportamiento “confiable” con línea continua y comportamiento “desaproximado” con línea punteada.

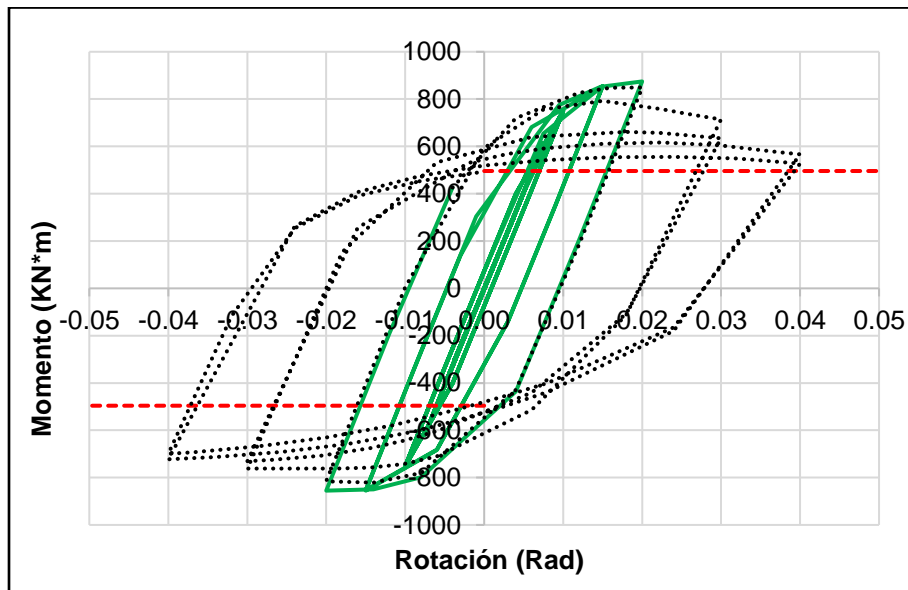
A partir del diagrama de momento rotación corregido se puede confirmar que la conexión cumple para ser utilizada en marcos de momento intermedio (IMF), sin embargo, su uso en marcos especiales a momento (SMF) queda restringido pues al presentar agrietamientos tempranos en las soldaduras, no es capaz de desarrollar la resistencia requerida en flexión a una rotación de 0.04 rad.

Figura 134. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida corregida para conexión FF-W.



Fuente: Elaboración propia.

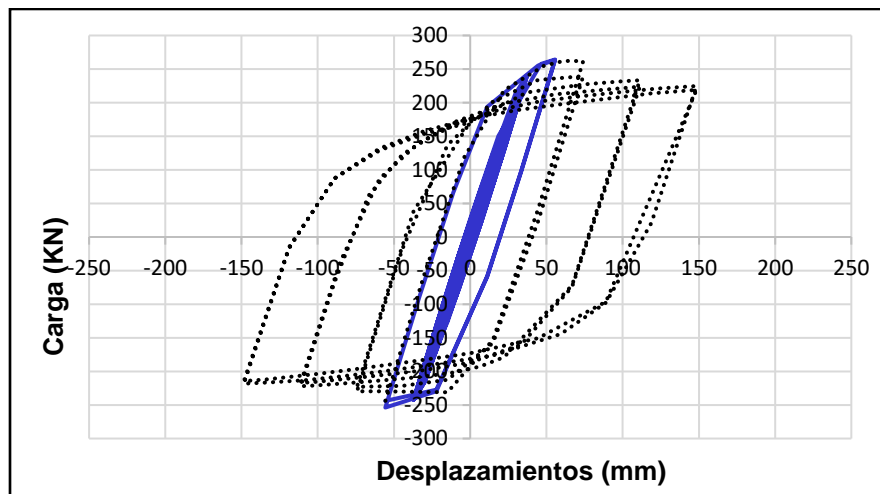
Figura 135. Diagrama de momento-rotación corregido para conexión FF-W.



Fuente: Elaboración propia.

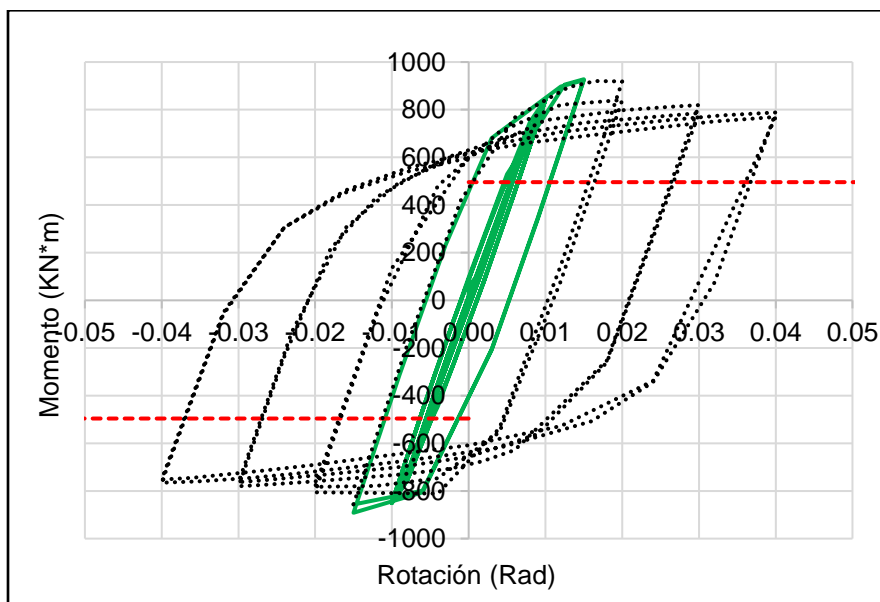
Para la conexión WFP-W, los esfuerzos concentrados sobrepasaron la resistencia última de las soldaduras de manera más temprana, a tan solo 25 segundos. El comportamiento histerético y el diagrama de momento-rotación corregidos se muestran en las figuras 136 y 137. Prácticamente, solo las partes elásticas de los diagramas permanecieron confiables.

Figura 136. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida corregida para conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 137. Diagrama de momento-rotación corregido para conexión FF-W.



Por lo tanto, según el análisis virtual, la conexión WFP-W no clasifica para ser utilizada en sistemas de marcos intermedios de momento (IMF) ni marcos especiales de momento (SMF), pues la rotación máxima “confiable” desarrollada fue ligeramente mayor que 0.01 rad. No obstante, el reporte experimental indicó que los agrietamientos en las soldaduras iniciaron alrededor de los 0.04 rad. Se piensa que el programa de análisis estructural utilizado de alguna manera “acelera” el proceso de agrietamiento en las soldaduras de filete cuando las mismas son las que gobiernan el modo de falla, además es posible que el agrietamiento temprano en las soldaduras haya ocurrido por la velocidad en que fueron inducidos los desplazamientos en la punta, pues no es lo mismo producir una deformación a un cuerpo en 1s a producir la misma deformación pero en 5s, ya que los elementos se endurecen y fatigan más rápido.

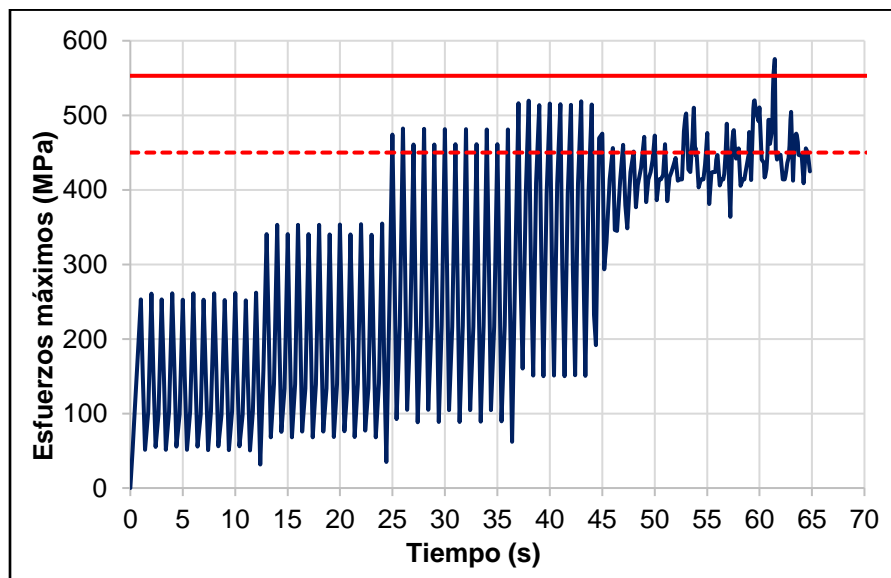
Finalmente, el haber sustituido los pernos de erección originales por la asignación de un contacto unido entre la placa de cortante y el alma de la viga, pudo haber modificado el comportamiento de la conexión. A medida en que trascurrieron las pruebas, las vigas pasaron por las tres etapas (fluyeron, endurecieron y degradaron), justo después del endurecimiento y conforme se empezó a degradar la resistencia en las vigas, una redistribución de esfuerzos se concentró en los accesorios y soldaduras. Al tener un contacto unido entre la placa de cortante y el alma de la viga, es posible que la conexión haya presentado una resistencia al corte adicional, evitando la sobrecarga en los demás elementos.

3.4. Conexión RBS-W

Durante la fase experimental, esta conexión presentó los siguientes fenómenos de falla: Pandeo en las alas de la viga en la zona reducida, pandeo del alma en la zona reducida, deformaciones plásticas en la placa de cortante y pandeo lateral torsional de la viga.

En la figura 138 se muestra el registro de los esfuerzos máximos desarrollados durante el transcurso del protocolo de derivas para la conexión RBS-W. Es importante notar como un poco antes de la mitad de la prueba los esfuerzos máximos sobrepasaron el valor 450 MPa. Es probable que durante estos ciclos los esfuerzos hayan sido concentrados en las soldaduras de penetración total, con resistencias de 553 MPa a tensión última, sin embargo, en ningún paso de la prueba se superó este valor, garantizando la integridad de las soldaduras calibradas. Por otro lado, se debe tener cuidado pues para la calibración se utilizó un acero base con una resistencia última a tensión de 450 MPa, lo que puede indicar la fractura del material, fenómeno que no fue reportado experimentalmente.

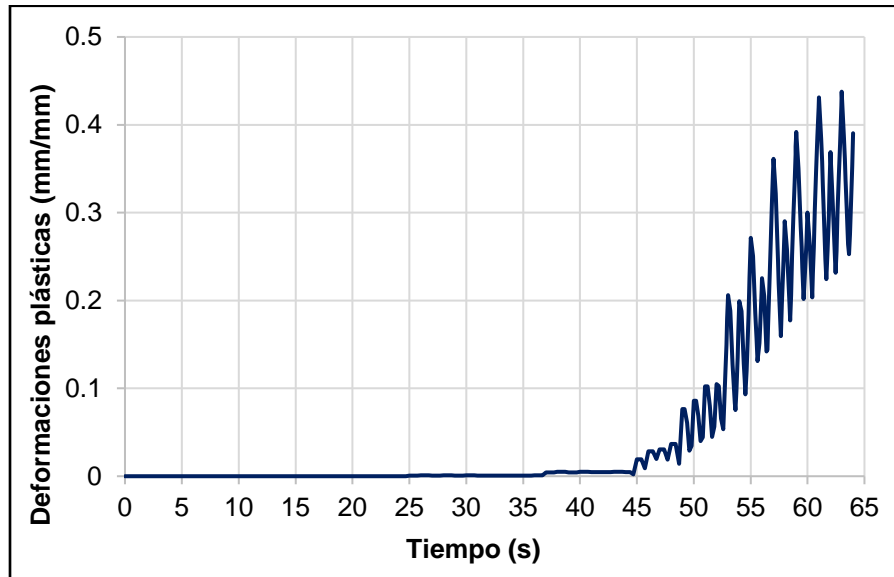
Figura 138. Historial de esfuerzos máximos durante la prueba para la conexión RBS-W.



Fuente: Elaboración propia.

Para visualizar la plastificación en la conexión se puede consultar la figura 139 que muestra las deformaciones plásticas conforme avanzó el protocolo de derivas. Prácticamente, desde el inicio de la prueba hasta los 25 segundos las deformaciones plásticas fueron nulas, luego de 45 segundos la conexión empezó a sufrir deformaciones permanentes considerables.

Figura 139. Registro de plastificación para conexión RBS-W.

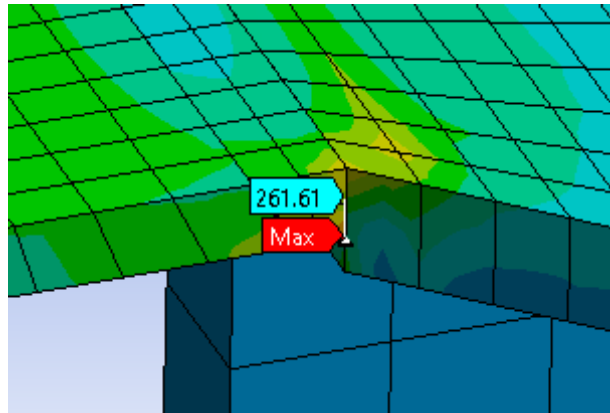


Fuente: Elaboración propia.

3.4.1. Deriva de 0.00375 rad

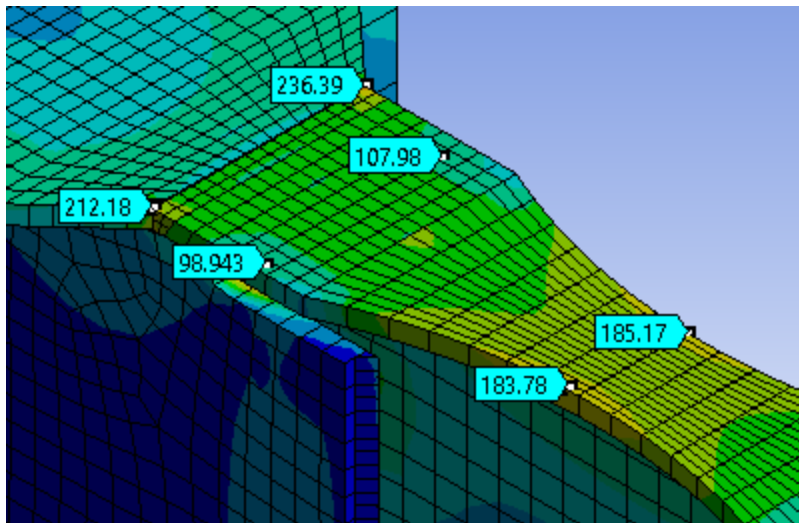
Como se puede ver en la figura 140, al finalizar los ciclos de deriva de 0.00375 rad a los 12 segundos, la concentración de esfuerzos máxima se localizó en la esquina de la soldadura de penetración total inferior, en la unión con la placa de continuidad, con un valor de 262 MPa aproximadamente. Al apreciar la parte superior de la conexión en la figura 141, se puede notar la alta concentración de esfuerzos en la zona reducida de la viga, transfiriéndose hacia la soldadura de penetración total, mientras que el segmento de viga intermedio permanece con esfuerzos muy bajos. Durante el transcurso de este ciclo de carga no hubo plastificación en ningún elemento de la conexión, pues todos los elementos permanecieron debajo del límite de fluencia.

Figura 140. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.00375 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 141. Concentración de esfuerzos en la parte superior de conexión RBS-W para ciclos de 0.00375 rad.

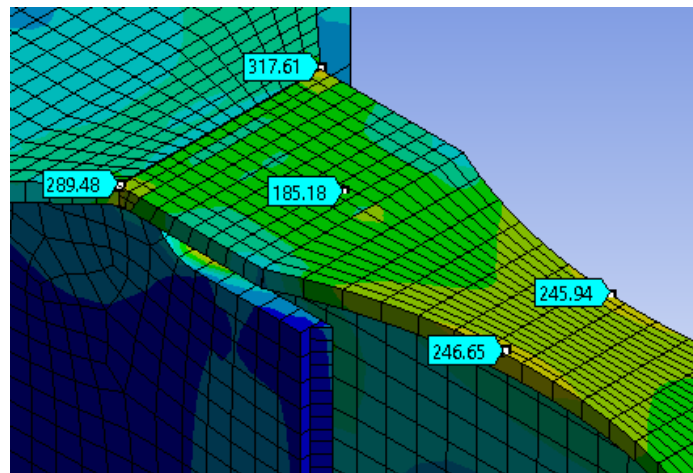


Fuente: Elaboración propia

3.4.2. Deriva de 0.005 rad

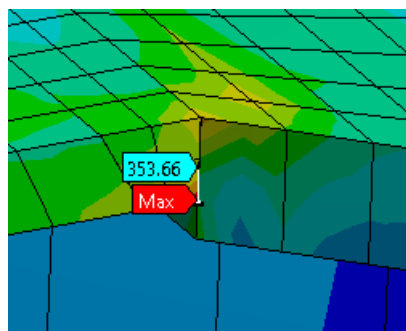
Un aumento suave en las concentraciones de esfuerzo se percibió luego de los ciclos de 0.005 rad a los 24 segundos. Como se puede ver en la figura 142 la concentración de esfuerzos mayor volvió a desarrollarse en la unión entre la soldadura de penetración total inferior y la placa de continuidad con un valor de 354 MPa. Con respecto a los ciclos anteriores realmente no existió mucha variación en el comportamiento, no hubo nuevas localizaciones de esfuerzo y las deformaciones plásticas continuaron nulas.

Figura 142. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.005 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 143. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.005 rad.

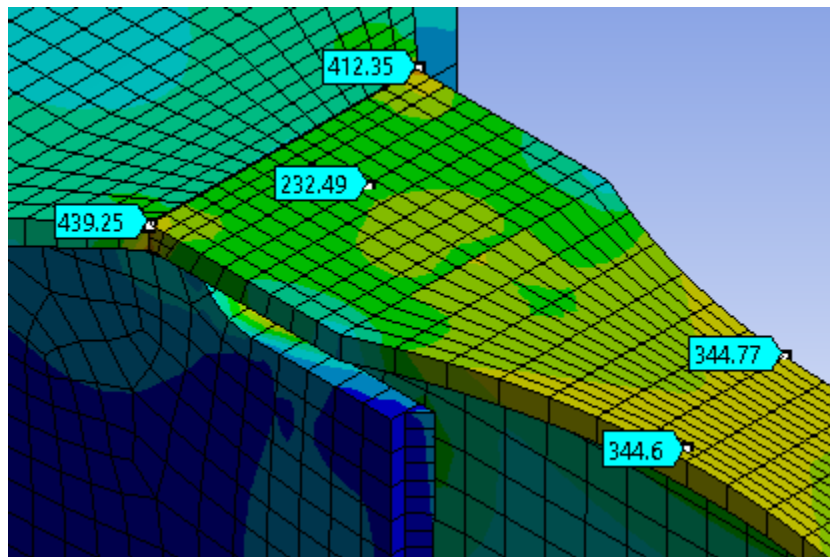


Fuente: Elaboración propia.

3.4.3. Deriva de 0.0075 rad

A los 36 segundos de prueba, el comportamiento de la conexión prácticamente continuó siendo el mismo. En la figura 144 se muestran las distribuciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión, valores que aumentaron ligeramente con respecto al ciclo de deriva anterior. Se puede notar que en la zona central reducida de la viga se formaron esfuerzos mayores a la resistencia de fluencia del material, empezando a producir deformaciones plásticas, coincidiendo con lo reportado experimentalmente.

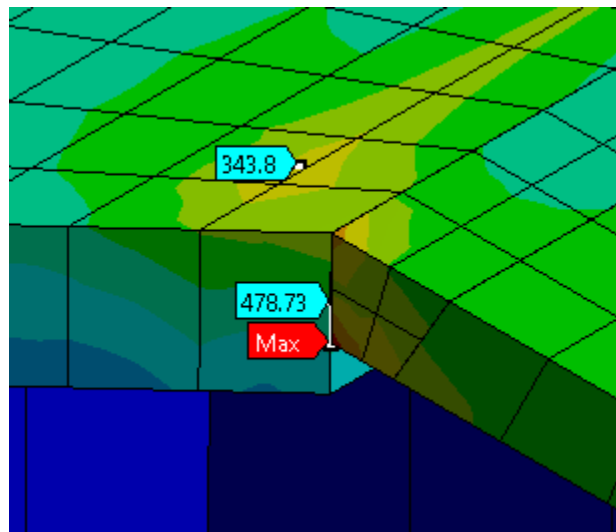
Figura 144. Concentración de esfuerzos en la parte superior de la conexión RBS-W para ciclos de 0.0075 rad.



Fuente: Elaboración propia.

De la misma manera, algunas esquinas de las soldaduras de penetración total también empezaron a sufrir deformaciones plásticas leves. Para este ciclo de deriva, la soldadura de penetración total nuevamente fue el elemento que presentó la distribución de esfuerzos mayor, con un valor de 480 MPa, como se puede ver en la figura 145.

Figura 145. Concentración de esfuerzos máximos en soldadura de penetración en conexión RBS-W para ciclos de 0.0075 rad.



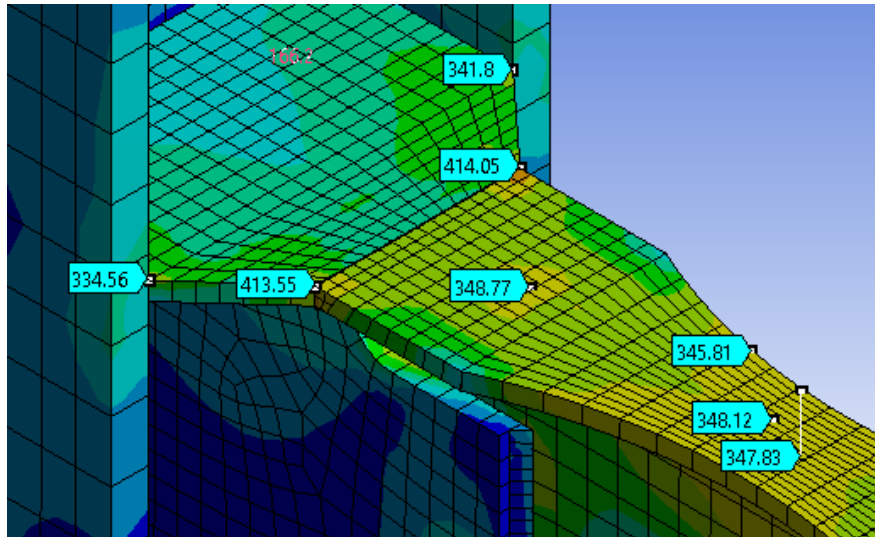
Fuente: Elaboración propia.

3.4.4. Deriva de 0.01 rad

Al finalizar los ciclos de 0.01 rad a los 44 segundos, los esfuerzos siguieron aumentando en magnitud y se empezaron a propagar profundamente por los elementos. En la figura 146 se muestran los esfuerzos en la parte superior de la conexión. En la placa de continuidad los esfuerzos empezaron a adentrarse hacia el nudo de la conexión y se desarrollaron esfuerzos de 342 MPa en la esquina unida al ala de la columna, muy cercano a la fluencia. En las alas de la zona reducida de la viga los esfuerzos no aumentaron significativamente, pero empezaron a propagarse hacia el alma como se muestra en la figura 147. Por otro lado, con un valor de 512 MPa, la soldadura de penetración total inferior fue el elemento con la mayor concentración de esfuerzos.

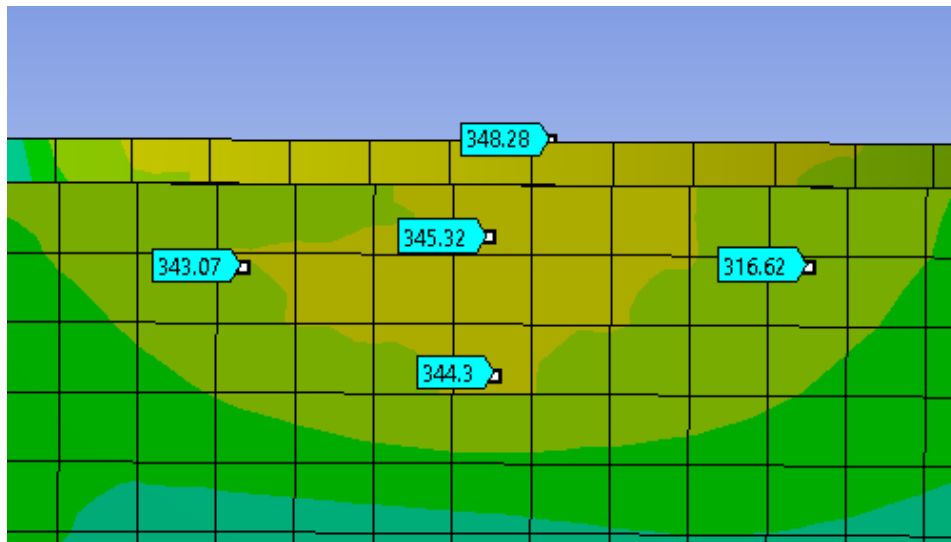
Según lo indicado en el reporte, durante estos ciclos ocurrió un fenómeno que también se presentó experimentalmente. Como se muestra en la figura 148, el alma de la viga en la sección reducida empezó a plastificarse arriba y abajo, descamando la pintura en esas zonas. Esto indica que hasta este punto el comportamiento virtual continuó siendo igual al real.

Figura 146. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.01 rad.



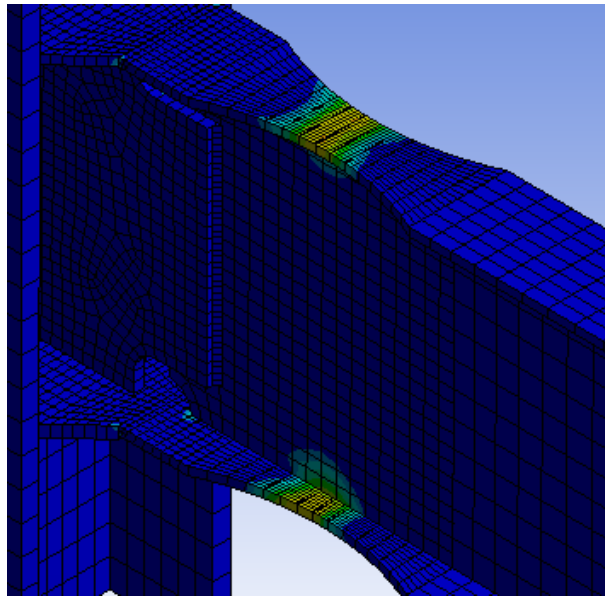
Fuente: Elaboración propia.

Figura 147. Esfuerzos en la zona reducida de la viga propagados hacia el alma de conexión RBS-W para ciclos de 0.01 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 148. Plastificación de alas y alma de viga en conexión RBS-W para ciclos de 0.01 rad.



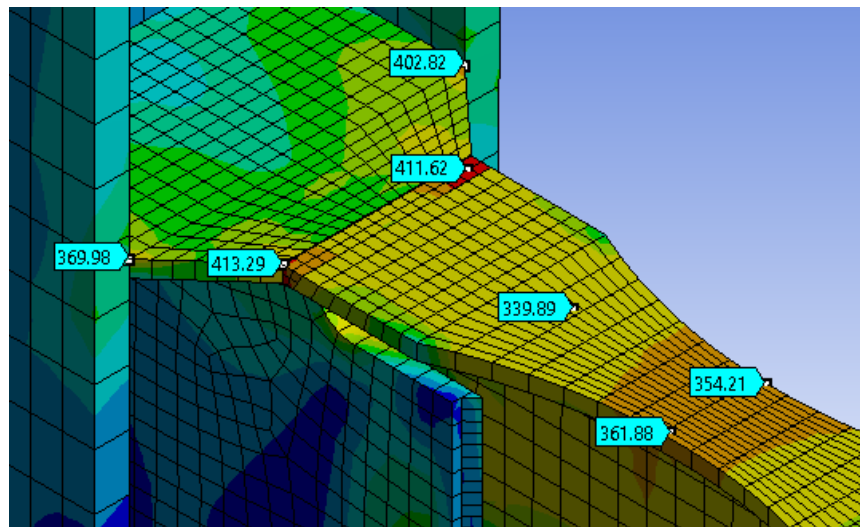
Fuente: Elaboración propia.

3.4.5. Deriva de 0.015 rad

Como se muestra en la figura 149 las distribuciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión no presentaron cambios importantes con respecto al ciclo anterior. Las esquinas de la placa de continuidad empezaron a superar el límite de fluencia, mientras que la soldadura mantuvo sus magnitudes de esfuerzo, sin embargo, se puede notar que no se concentraron en las esquinas, sino que se formó una pequeña franja. De hecho, en la figura 150 se puede observar como una gran concentración de esfuerzos a lo largo de toda la soldadura de penetración total inferior, donde se reportó un esfuerzo máximo de 450 MPa.

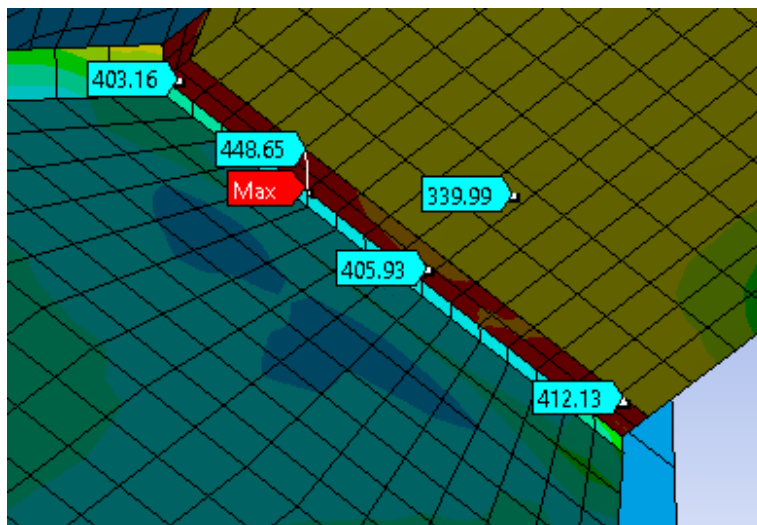
En la parte central del alma de la viga, justo en la zona reducida, se presentaron concentraciones de esfuerzo separadas con valores a mayores a la resistencia de fluencia, como se muestra en la figura 151. Estas concentraciones pudieron haber sido inducidas por el pequeño pandeo lateral torsional que se empezó a desarrollar.

Figura 149. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.015 rad.



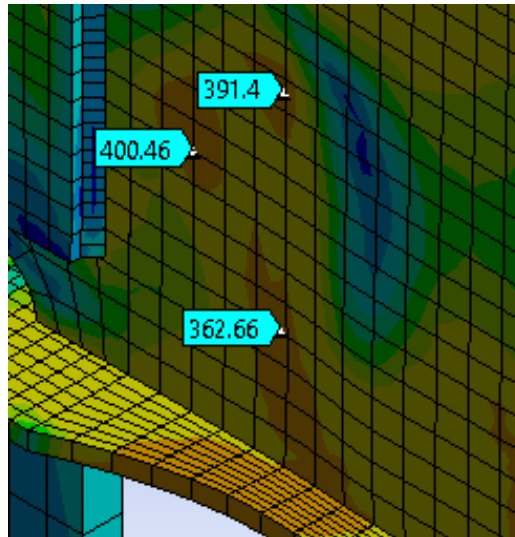
Fuente: Elaboración propia.

Figura 150. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.015 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 151. Esfuerzos en el alma de la viga en la sección reducida en conexión RBS-W para ciclos de 0.015 rad.



Fuente: Elaboración propia.

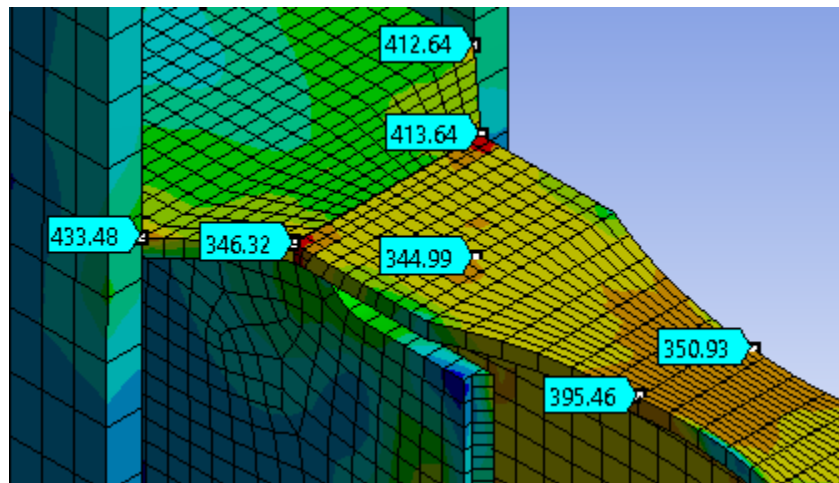
3.4.6. Deriva de 0.02 rad

En la figura 152 se muestra la concentración de esfuerzos en la parte superior de la conexión, magnitudes que no cambiaron significativamente. La concentración máxima de esfuerzos se desarrolló en el ala inferior de la viga de la sección reducida, como se muestra en la figura 153. El esfuerzo máximo desarrollado fue de 443 MPa, un valor muy cercano a la resistencia última del acero A992 utilizado para la viga.

Otro fenómeno inesperado empezó a suceder en el alma de la viga, justamente detrás de la placa de cortante. Como se puede observar en la en la figura 154, una concentración de esfuerzos bastante alta comenzó a desarrollarse, con una magnitud cercana a la resistencia última del material, probablemente producto de la asignación de contacto unido.

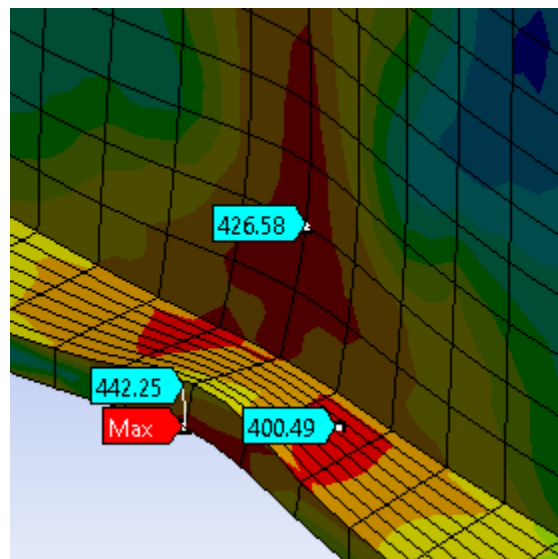
Al comparar el equivalente plástico obtenido virtualmente con una fotografía del ensayo experimental durante los ciclos de 0.02 rad, se puede observar que los comportamientos inelásticos tuvieron formas muy similares (figura 155).

Figura 152. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.02 rad.



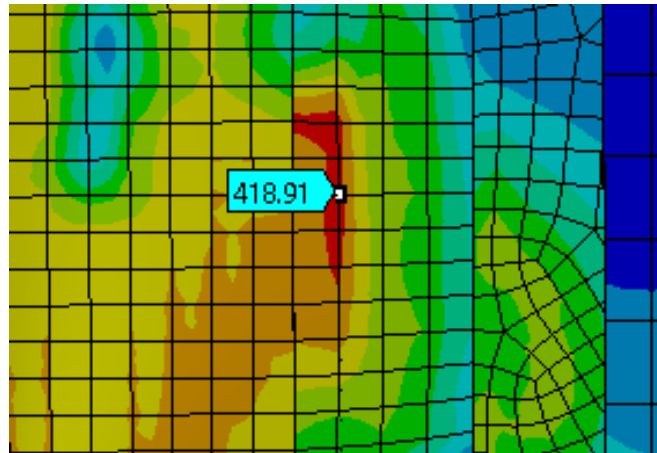
Fuente: Elaboración propia.

Figura 153. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.02 rad.



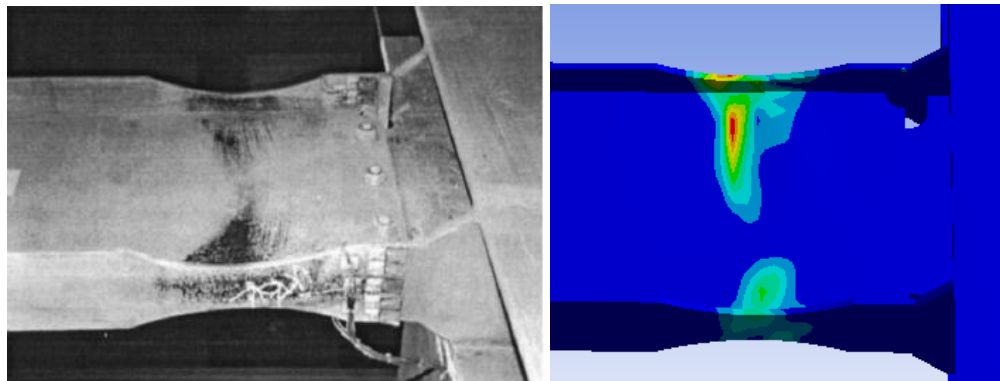
Fuente: Elaboración propia.

Figura 154. Concentración de esfuerzos en alma de la viga en conexión RBS-W para ciclos de 0.02 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 155. Comparación de deformaciones plásticas reales y experimentales de conexión RBS-W para ciclos de 0.02 rad.

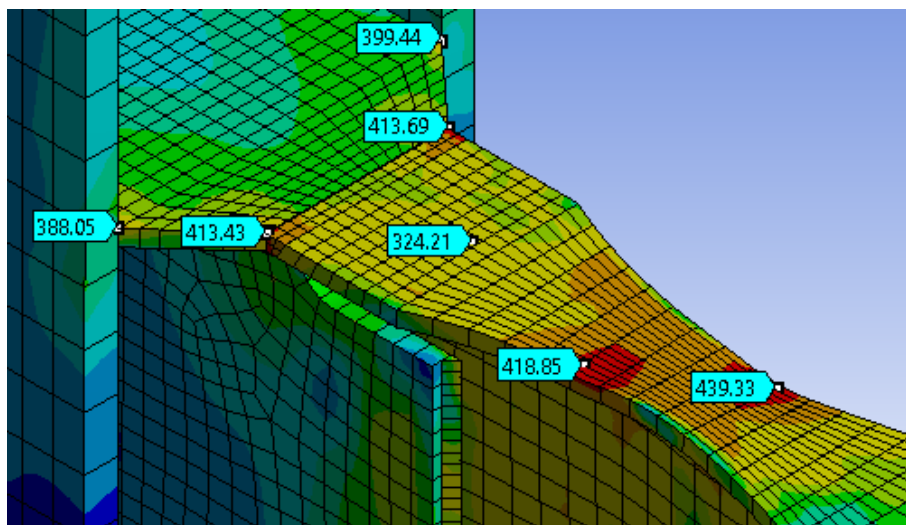


Fuente: Elaboración propia.

3.4.7. Deriva de 0.03 rad

Posterior a los ciclos de deriva de 0.03 rad, el pandeo local en las alas de la viga se volvió más evidente, sobre todo en la inferior. Como se muestra en la figura 156, las concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la viga no presentaron cambios importantes, pero si se muestra una mancha importante en el ala de la sección reducida con un esfuerzo de magnitud 440 MPa.

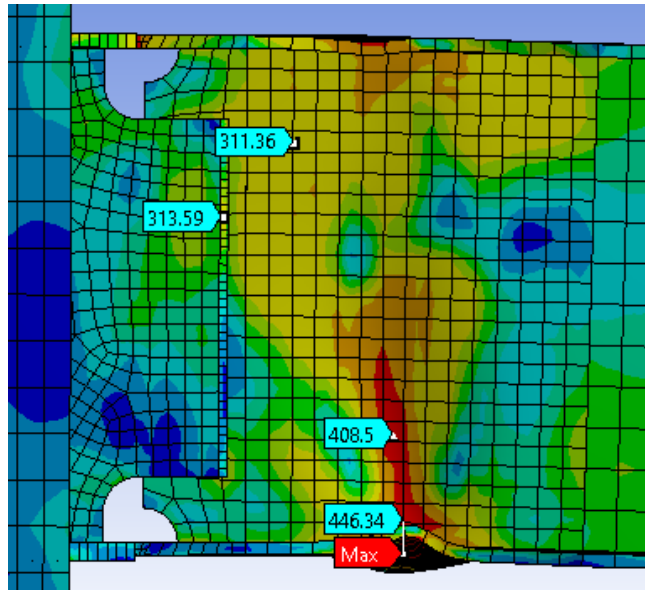
Figura 156. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.03 rad.



Fuente: Elaboración propia.

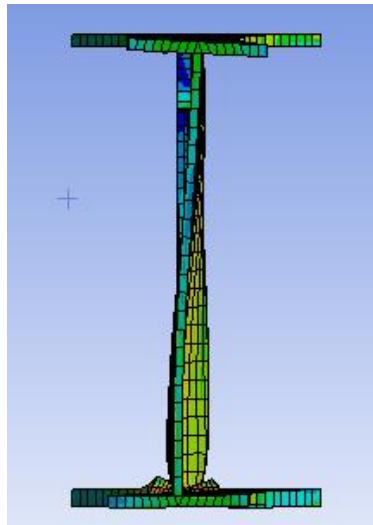
En la figura 157 se puede ver el punto en el cual se desarrolló la concentración de esfuerzo máxima. Nuevamente sucedió en el ala inferior de la viga con un valor de 447 MPa, casi igual a la resistencia máxima del material. Se puede notar que no hubo una transferencia de esfuerzos uniforme, esto producto de la alta deformación en la zona reducida de la viga y del efecto provocado por el pandeo lateral torsional más pronunciado, como se muestra en la figura 158.

Figura 157. Concentración de esfuerzos máxima en conexión RBS-W para ciclos de 0.03 rad.



Fuente: Elaboración propia.

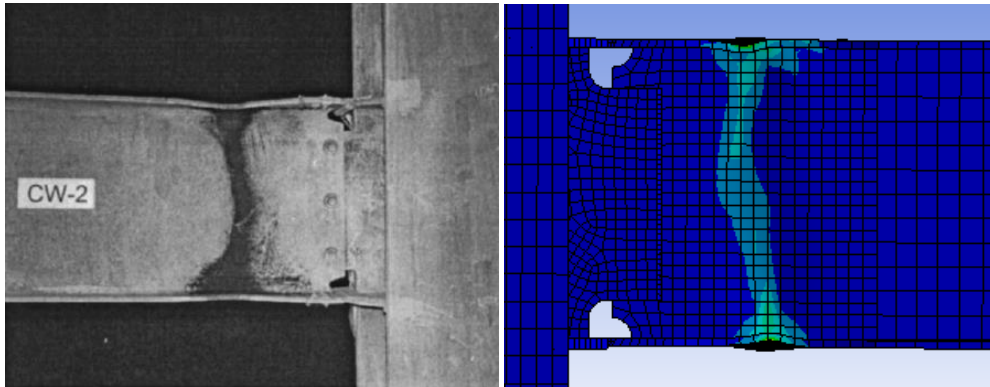
Figura 158. Pandeo lateral torsional de la viga en conexión RBS-W para ciclos de 0.03 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Finalmente, si se compara el equivalente plástico obtenido virtualmente con una fotografía real de las deformaciones en la zona reducida para los ciclos de 0.03 rad, se puede apreciar la similitud entre especímenes, la única diferencia en la perspectiva de la fotografía (figura 159).

Figura 159. Comparación de deformaciones plásticas reales y experimentales de conexión RBS-W para ciclos de 0.03 rad.



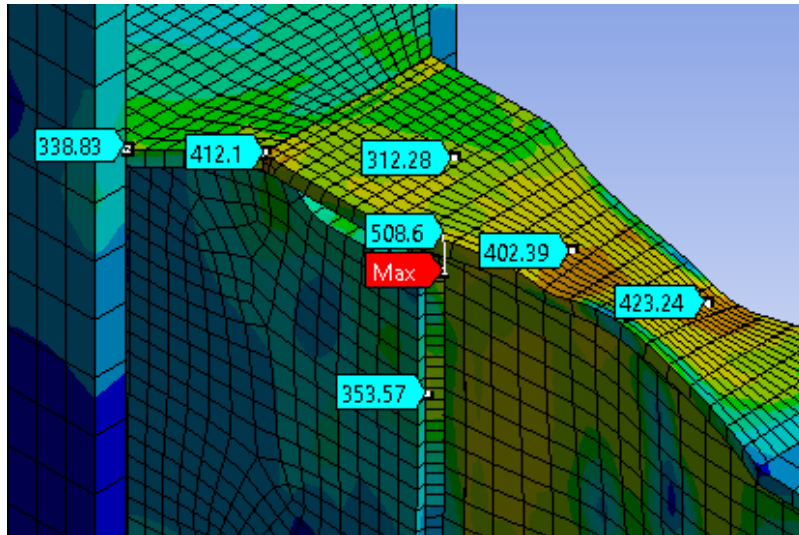
Fuente: Elaboración propia.

3.4.8. Deriva de 0.04 rad

Luego de las derivas de 0.04 rad, las deformaciones en la sección reducida aumentaron. En la figura 160 se muestran las concentraciones de esfuerzo en los distintos puntos de la conexión. Para este ciclo de deriva, la concentración de esfuerzos máxima se desarrolló en un pequeño punto ubicado en la soldadura de filete vertical con un valor de 509 MPa. Se puede entender que esta concentración se desarrolló producto de la degradación de resistencia en la zona reducida de la viga, provocando una redistribución de los esfuerzos hacia la soldadura.

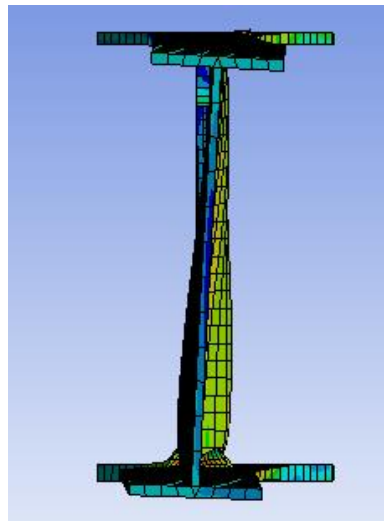
En la figura se puede notar que los esfuerzos en las cercanías de la conexión y accesorios se mantuvieron constantes con respecto a ciclos anteriores, pues toda la energía fue disipada en la zona reducida. Al presentarse degradación de resistencia, el pandeo lateral torsional aumentó considerablemente con respecto a las derivas anteriores, como se puede ver en la figura 161.

Figura 160. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.04 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 161. Pandeo lateral torsional de la viga en conexión RBS-W para ciclos de 0.04 rad.

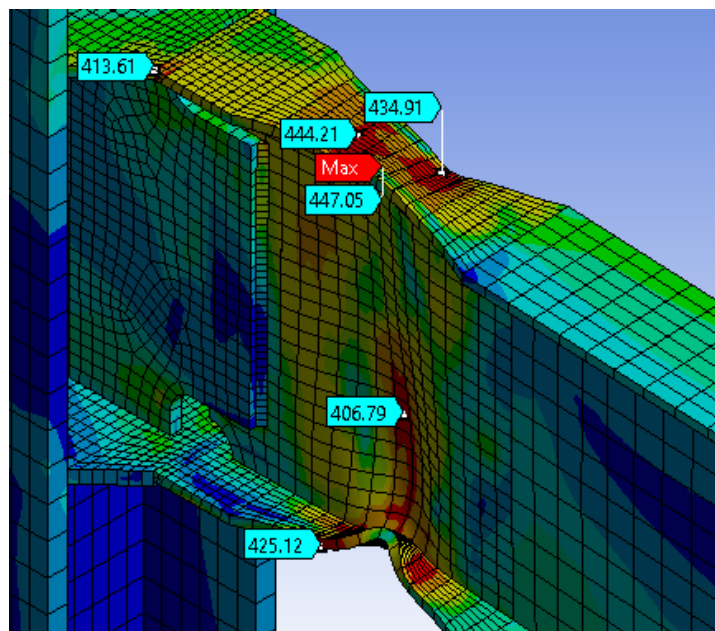


Fuente: Elaboración propia.

3.4.9. Deriva de 0.05 rad

A los 64 segundos finalizó el protocolo de derivas con los ciclos de 0.05 rad para la conexión RBS-W. Las concentraciones de esfuerzo desarrolladas se pueden observar en la figura 162. Durante el transcurso de la prueba, no se percibieron esfuerzos constantes mayores a las resistencias últimas a tensión de los elementos, sin embargo, la zona reducida estuvo casi al límite durante los últimos ciclos de carga. Para estos últimos ciclos, el esfuerzo máximo se desarrolló en el ala superior de la viga en la sección reducida con valor de 448 MPa.

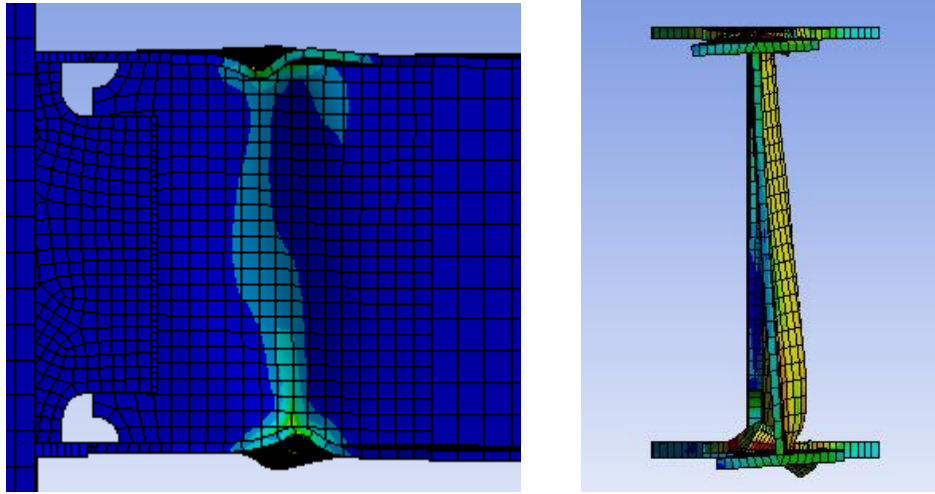
Figura 162. Concentración de esfuerzos en conexión RBS-W para ciclos de 0.05 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Finalmente, en la figura 163 se muestra la deformación plástica final de la conexión, acompañada de un pandeo lateral torsional considerable. En general, luego de analizar las distribuciones de esfuerzo y deformaciones, el comportamiento obtenido a través del análisis virtual fue casi idéntico al comportamiento reportado experimentalmente. El único que fenómeno que no se detectó fue la fluencia en la placa de cortante, seguramente por haber asignado un contacto unido, el mismo problema que sucedió con las conexiones anteriores.

Figura 163. Modos de deformación de conexión RBS-W para ciclos de 0.05 rad.



Fuente: Elaboración propia.

4. Rediseño de conexión WFP-W con viga A992

A continuación, se presenta el análisis del rediseño de la conexión WFP-W, con el fin de comprender la influencia que hay al utilizar un material más resistente en un elemento que deber ser capaz de desarrollar rotulas plásticas ante un evento de carácter sísmico.

4.1. Resultados del diseño de conexión

Para el rediseño de la conexión, se adaptó la metodología expuesta en el FEMA-305 para el diseño de conexiones con alas de patín soldadas, en conjunto con algunas comprobaciones consultadas de libros de texto, investigaciones y códigos actuales.

Para marcos especiales a momento, los códigos modernos indican que se debe cumplir una relación entre los momentos columna-viga, mejor conocido como la condición de columna fuerte viga débil. Esta relación depende de factores como: módulos de sección plástico, resistencia a fluencia de los elementos, cantidad de elementos en el nudo, entre otros. Para el caso particular de la conexión WFP-W el criterio cumple independientemente si se utiliza un acero A36 o A992, pues las relaciones entre módulos plásticos de sección con respecto al eje de aplicación del momento no difieren sustancialmente, no obstante, para diseños en los que la viga sea más profunda, es posible que la relación de momentos no cumpla y se deba proponer otra configuración.

En las tablas 29, 30 y 31 se muestran las diferencias entre conexiones según tipo de acero, dimensiones y soldaduras utilizadas. Entre las distintas diferencias, se puede notar un cambio importante entre las placas de patín, pues no solo se pasó a un acero más resistente, sino que también el espesor fue más de dos veces mayor al original; así como en las soldaduras utilizadas. Este cambio ocurrió porque los estados límites que controlaron el diseño fueron las soldaduras de penetración total que unen las placas con las alas y alma de la columna y las soldaduras longitudinales y transversales que unen las placas con las alas de la viga.

Tabla 29. Diferencia de tipos de acero de elementos entre conexión WFP-W original y su rediseño

Elemento	WFP-W (Original)	WFP-W (rediseño)
Acero de viga	A36	A992
Acero de columna	A572 grado 50	A992
Acero de placas horizontales	A36	A572 grado 50
Acero de placas verticales	A36	A36

Fuente: Elaboración propia.

Tabla 30. Diferencia de dimensiones de elementos entre conexión WFP-W original y su rediseño.

Elemento	WFP-W (Original)	WFP-W (rediseño)
Longitud de placas de patín frontales	48.5 cm	60 cm
Espesor de placas de patín	2.0 cm	4.7 cm
Espesor de placa de cortante	2.0 cm	1.5 cm

Fuente: Elaboración propia.

Tabla 31. Diferencia de soldaduras entre conexión WFP-W original y su rediseño.

Elemento	WFP-W (Original)	WFP-W (rediseño)
Tamaño soldaduras longitudinales en placas de patín	14 mm	15 mm
Tamaño soldaduras transversales en placas de patín	14 mm	40 mm
Soldaduras en unión entre placas y columna	CJP (20 mm)	CJP (47 mm)

Fuente: Elaboración propia.

Se sabe que el momento máximo probable es directamente proporcional a: la resistencia de fluencia del material en la rótula plástica, el módulo de sección plástico en la rótula plástica, el coeficiente que relaciona la resistencia de fluencia esperada con la mínima especificada por el fabricante y otro coeficiente que depende de la resistencia a fluencia y a tensión. En la tabla 32 se muestra la comparación entre el momento probable de la viga con un acero A36 y uno A992.

Tabla 32. Diferencia entre momentos probables de viga con acero A36 y A992.

Variables	Viga con acero A36	Viga con acero A992
Cpr	1.3	1.15
Ry	1.5	1.1
Fy (kg/cm ²)	2500	3450
Zx (cm ³)	3245.55	3245.55
Mpr (ton-m)	158.22	141.64

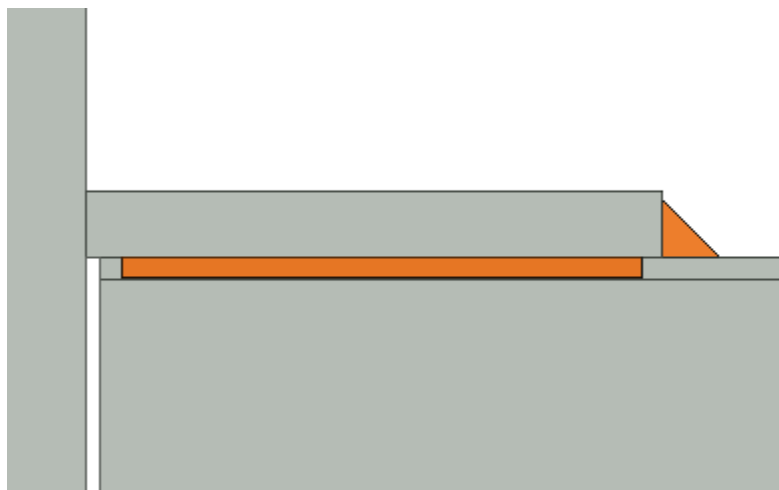
Fuente: Elaboración propia.

Hipotéticamente, se pensaba que, al tener un material más resistente, la demanda solicitada iba a ser mayor, sin embargo, a partir de la tabla anterior, se puede refutar la hipótesis pues la demanda solicitada para una viga con acero A36 fue mayor que para la misma viga con acero A992. Por lo tanto, se debe escoger con cuidado el tipo de acero adecuado para el diseño.

Como se mencionó anteriormente, la explicación de por qué las dimensiones de las placas de los patines y las soldaduras tuvieron un aumento considerable, recae en una alta demanda de resistencia por parte de las soldaduras, que, por efectos de espacio limitado, solo se pudo conseguir aumentando las dimensiones de los accesorios. Por ejemplo, en la figura 164 se muestra la soldadura longitudinal y transversal que unen la placa con el ala superior de la viga. Se puede notar que el tamaño de la soldadura de filete longitudinal queda restringido por el espesor del ala de la viga, mientras que su longitud queda restringida por la distancia de “introducción” de la viga dentro de las placas de continuidad”. Debido a esto, la única manera para aumentar la resistencia del grupo de soldaduras en la placa de patín

consiste en aumentar el espesor de la placa para poder hacer una soldadura transversal lo suficientemente gruesa para resistir la demanda. Se puede optar por introducir más la viga o aumentar la longitud de la placa para que las soldaduras de filete longitudinales tengan una longitud mayor, no obstante, esto produciría un aumento en los momentos en la cara y centro de la columna.

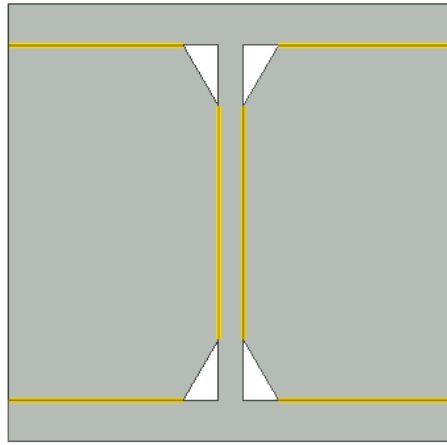
Figura 164. Espacio reducido de soldaduras de filete longitudinales para conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

A pesar de la consideración mencionada anteriormente, el estado límite que controló la propuesta de conexión fue el diseño de las soldaduras de penetración total que unen las placas con el alma y alas de la viga. Similarmente, el problema consistió en un espacio reducido en la zona que se puede soldar. En la figura 165 se muestran los cortes que se deben hacer a la placa para evitar concentraciones de esfuerzo en las zonas k del perfil de la columna. Al ser soldaduras de penetración total, los estados límites de tensión y cortante quedaron regidos por el material base, por lo que se necesitó un área suficiente para cumplir con la demanda. Nuevamente, al haber un largo restringido, la manera para satisfacer las condiciones consistió en aumentar el grosor de la placa.

Figura 165. Espacio reducido de soldaduras CJP por protección de zona k para conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

4.2. Comportamiento histerético de conexión WFP-W rediseñada

Al igual que las conexiones calibradas, a partir de los resultados de las pruebas de deformación y fuerza de reacción, se trazó la curva que caracteriza el comportamiento histerético de la conexión, así como el diagrama de momento-rotación, los cuales se pueden observar en las figuras 166 y 167 respectivamente.

Figura 166. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida para rediseño de conexión WFP-W.

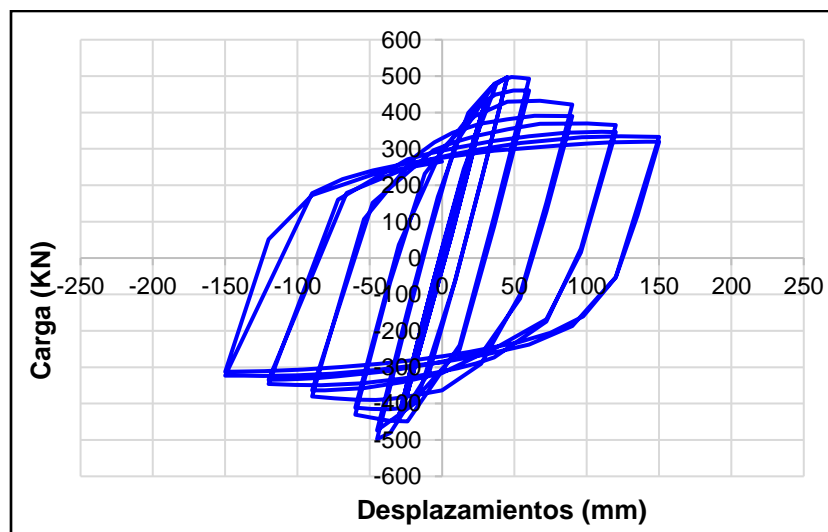
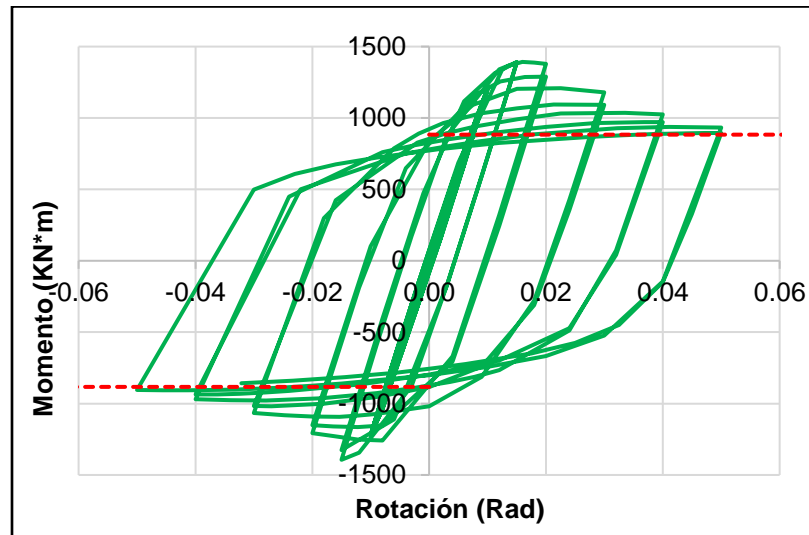


Figura 167. Diagrama de momento-rotación para rediseño de conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

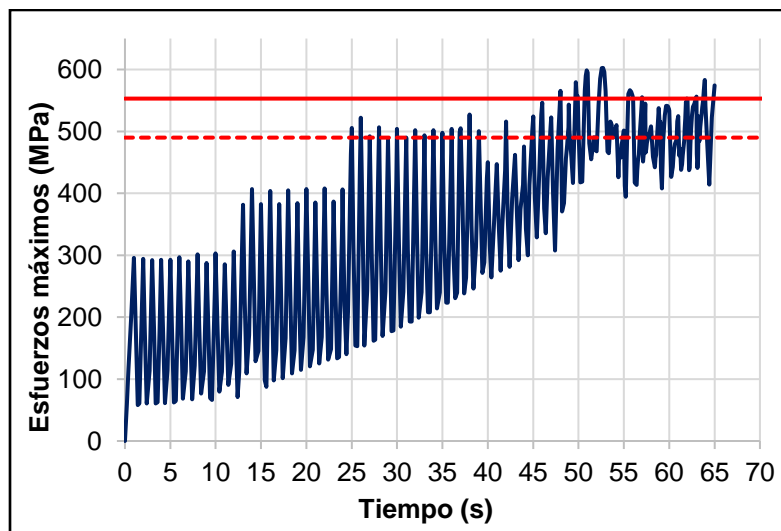
Para el gráfico del comportamiento histerético se puede notar como la carga máxima registrada fue de 500 KN, a un desplazamiento de 50 mm aproximadamente, casi dos veces mayor que en la condición original. Era de esperar que las cargas fueran mayores con respecto a la configuración original ya que al tener elementos más robustos, fabricados a partir de materiales con etapas de endurecimiento mayores, se debe necesitar una fuerza mayor para producir la misma rotación en el nudo de la conexión. A través del diagrama de momento-rotación, se puede decir que la conexión cumple, preliminarmente, el criterio para ser utilizada en un sistema de marcos intermedios a momento, mientras que para un sistema especial se debe analizar detalladamente si cumple o no. Para este caso, el momento plástico de la viga fue de 1104 KN*m, por lo que el 80% fue de 883 KN*m, valor que se muestra detallado como línea horizontal discontinua.

4.3. Análisis de las distribuciones de esfuerzo y deformación para conexión WFP-W rediseñada

Como se hizo con las conexiones calibradas, a continuación, se realiza el análisis de las distribuciones de esfuerzo y deformaciones desarrollados en los elementos de la conexión al final de cada ciclo de derivas. Para esta conexión, el protocolo se extendió hasta los ciclos de 0.05 rad.

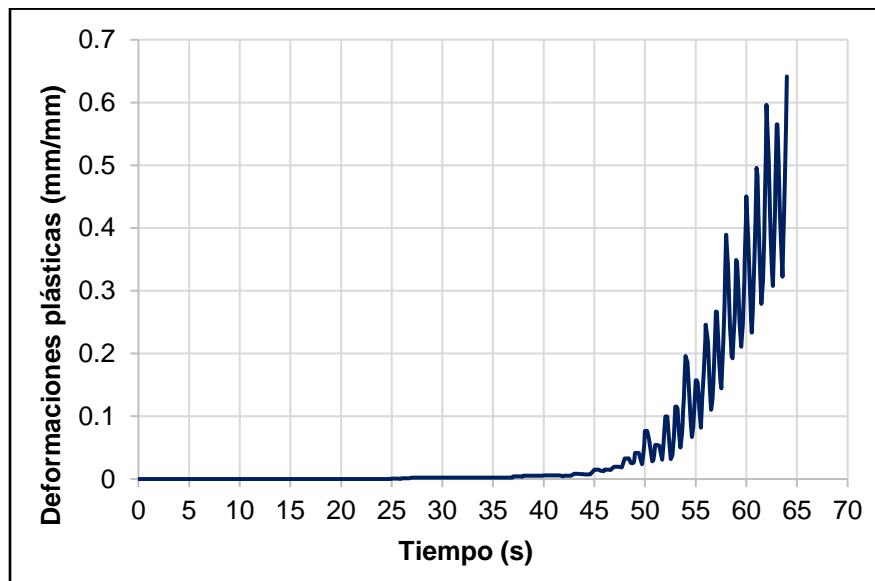
Inicialmente, en la figura 168 se muestra el registro de las concentraciones de esfuerzo máximas durante toda la prueba. En el gráfico se muestran dos líneas horizontales que representan la resistencia última a tensión de la soldadura calibrada (continua superior) y la resistencia última a tensión de la soldadura supuesta para el diseño de la conexión (discontinua inferior), cuyos valores son 553 MPa y 490 MPa, respectivamente. Se puede notar que, alrededor de los 26 segundos, los valores de esfuerzo equiparan la resistencia última a tensión de la soldadura de diseño y se mantienen en el rango hasta los 45 segundos aproximadamente, donde los valores aumentaron un poco más. Si se toma como referencia el valor de resistencia de la soldadura calibrada, la conexión no presentó fractura hasta los últimos ciclos de deriva.

Figura 168. Historial de esfuerzos máximos durante la prueba para rediseño de conexión WFP-W.



De la misma manera, el registro de deformaciones plásticas se puede observar en la figura 169. Durante los primeros 25 segundos de prueba las deformaciones plásticas permanecieron nulas, posterior a eso, empezaron a aumentar suavemente hasta los 45 segundos, en donde aumentaron casi exponencialmente.

Figura 169. Registro de plastificación para rediseño de conexión WFP-W.

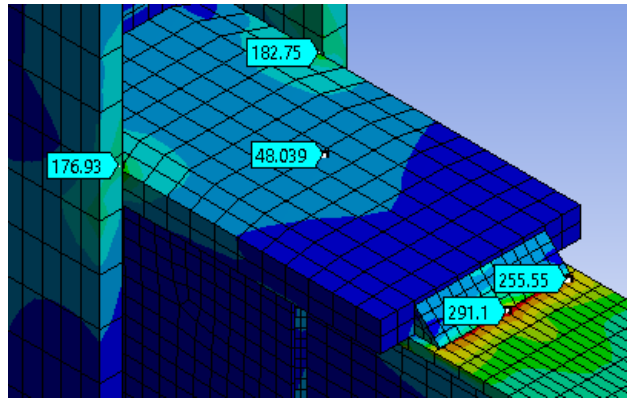


Fuente: Elaboración propia.

4.3.1. Deriva de 0.00375 rad

Al finalizar los primeros ciclos de deriva a los 12 segundos, las distribuciones de esfuerzo se concentraron justo en el material base, debajo de las soldaduras de filete transversales, como se puede ver en la figura 170. Los esfuerzos se mantuvieron por debajo del límite de fluencia, por lo que no hubieron plastificaciones tempranas en ningún elemento. La concentración de esfuerzos máxima se ubicó en el ala inferior, con un valor de 307 MPa aproximadamente. Finalmente, se pueden destacar las concentraciones de esfuerzo que se desarrollaron en las esquinas de las placas de continuidad, justo en la unión con las alas de la columna.

Figura 170. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.00375 rad.

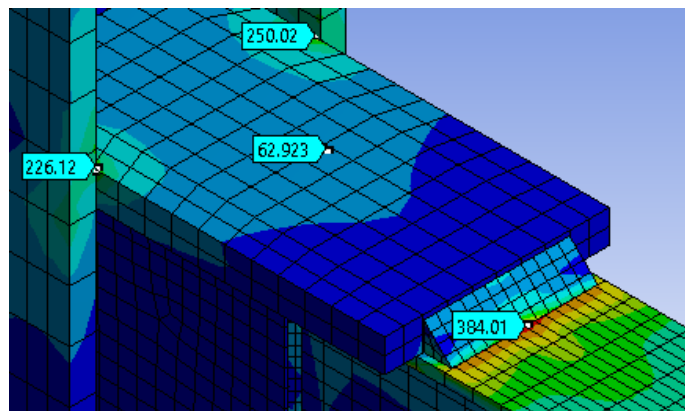


Fuente: Elaboración propia.

4.3.2. Deriva de 0.005 rad.

A los 24 segundos finalizaron los ciclos de 0.005 rad. Con respecto a los ciclos anteriores, el comportamiento de la conexión permaneció igual, lo único que sucedió fue un aumento en las magnitudes de las concentraciones de esfuerzo (figura 171). Nuevamente, la concentración de esfuerzos máxima se desarrolló en el ala inferior de la viga, justo en el material base debajo de la soldadura de filete transversal con un valor de 406 MPa. No hubo plastificación en ningún elemento de la conexión.

Figura 171. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.005 rad.

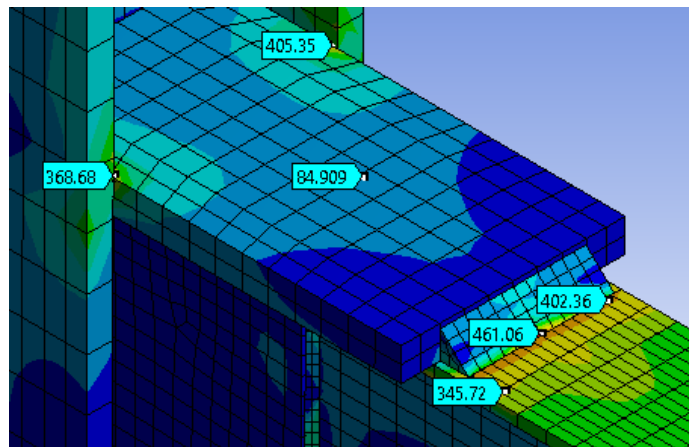


Fuente: Elaboración propia.

4.3.3. Deriva de 0.0075 rad

Las derivas de 0.0075 rad finalizaron a los 36 segundos. En la figura 172 se muestran las concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión. El comportamiento con respecto a los ciclos anteriores continuó siendo el mismo, acompañado únicamente de un aumento en las magnitudes de los esfuerzos. Para este caso, las concentraciones de esfuerzo máximas pasaron a ser desarrolladas a un pequeño punto ubicado en la soldadura de filete transversal inferior, con un valor de 505 MPa, mayor a la resistencia última a tensión de la soldadura utilizada para el diseño pero menor a la calibrada. Durante estos ciclos se empezaron a experimentar las primeras plastificaciones en la conexión, ubicadas a los finales de las soldaduras longitudinales, así como en el material base debajo de las soldaduras transversales.

Figura 172. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.0075 rad.

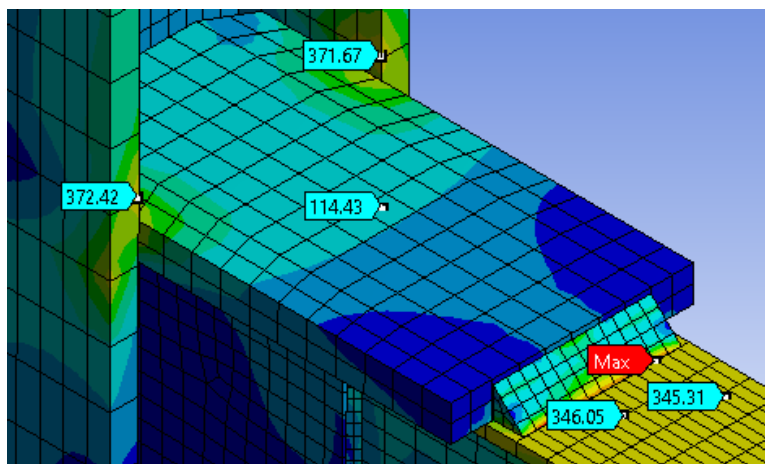


Fuente: Elaboración propia.

4.3.4. Deriva de 0.01 rad

A los 44 segundos finalizaron los cuatro ciclos de derivas de 0.01 rad, produciendo las concentraciones de esfuerzo en la parte superior de la conexión que se muestran en la figura 173. Se puede notar que en la viga los esfuerzos ya empezaron a desarrollarse uniformemente en el ala, anunciando la generación de la rótula plástica. La concentración de esfuerzos máxima se desarrolló en la soldadura de filete transversal superior, con valor de 476 MPa, menor al desarrollado en los ciclos de carga anteriores pero distribuidos de manera semejante a una línea.

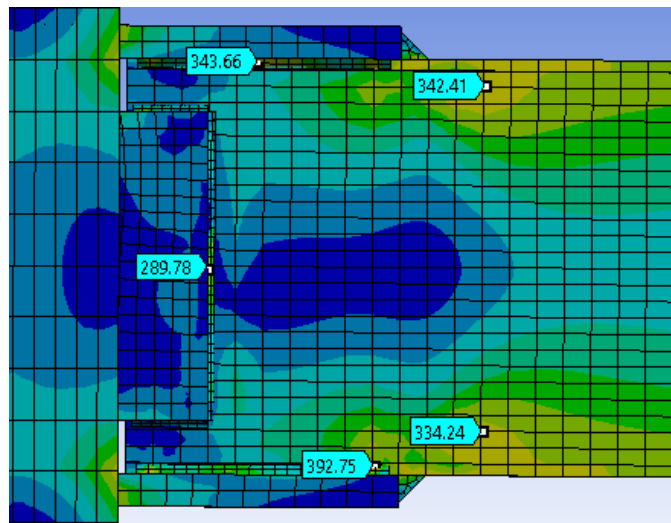
Figura 173. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.01 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Si se analiza la vista lateral que se muestra en la figura 174, los esfuerzos desarrollados en las alas de la viga ya empezaron a propagarse hacia el alma, con valores cercanos a la fluencia del material. Tanto en las soldaduras de filete longitudinales de las placas de patín como en la soldadura vertical de la placa de cortante se generaron esfuerzos con magnitudes inofensivas pero interesantes. Mientras que las deformaciones plásticas en el ala superior de la viga continuaron aumentando, en el ala inferior ya comenzaron a desarrollarse.

Figura 174. Vista lateral de las concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.01 rad.

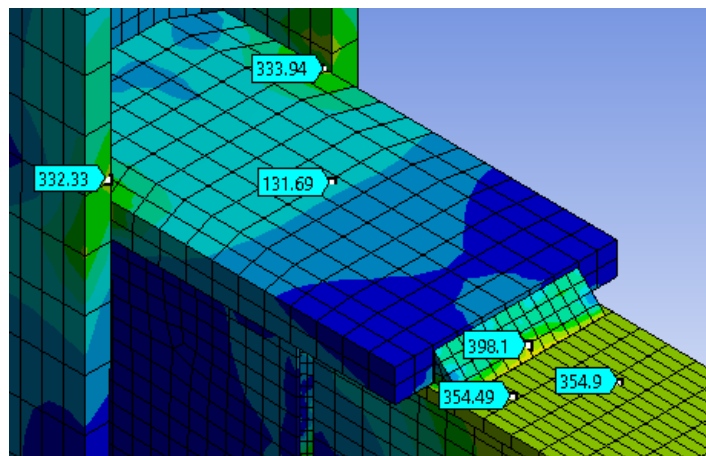


Fuente: Elaboración propia.

4.3.5. Deriva de 0.015 rad

Los dos ciclos de 0.015 rad finalizaron a los 48 segundos. En la figura 175 se muestran los esfuerzos presenciados en la parte superior de la conexión, los cuales aumentaron ligeramente en las alas de la viga.

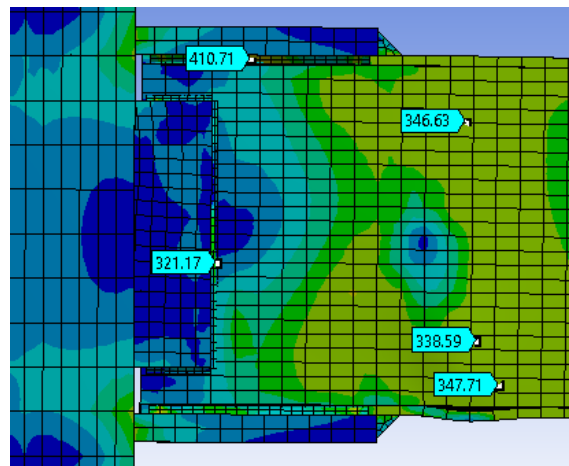
Figura 175. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.015 rad.



Fuente: Elaboración propia.

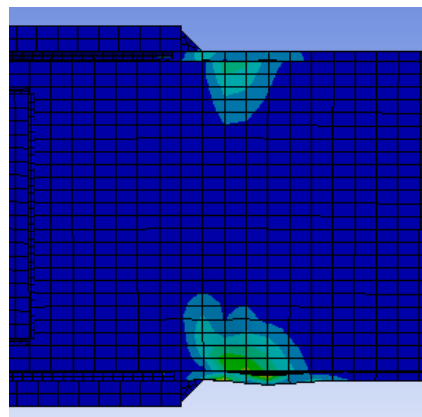
Como se muestra en la figura 176, los esfuerzos provenientes de las alas de la viga se esparcieron mucho más a través del alma. Se puede notar que el ala inferior ya empezó a mostrar una deformación plástica más detallada. En cuanto a las soldaduras de la placa de cortante, la vertical fue la que presentó una concentración mayor de 322 MPa. Por otro lado, la soldadura longitudinal superior fue la que presentó la concentración de esfuerzos mayor durante el ciclo, con un valor de 565 MPa, incluso mayor a la resistencia última de la soldadura calibrada. Finalmente, en la figura 177 se muestra la plastificación de las alas de la viga producida.

Figura 176. Vista lateral de las concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.015 rad.



Fuente: Elaboración propia.

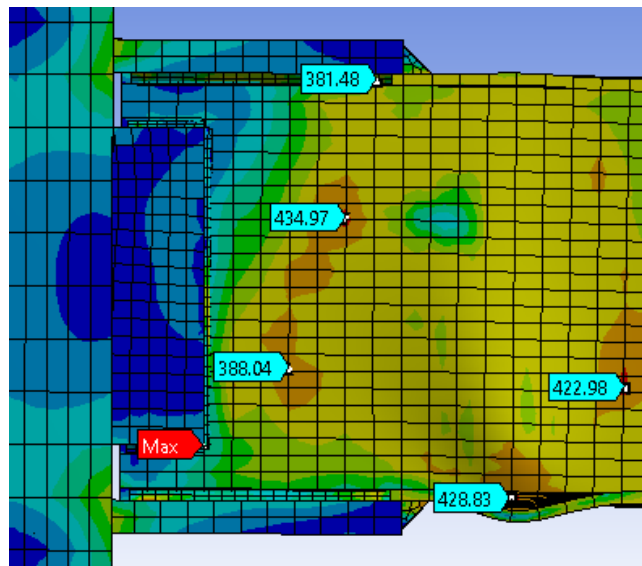
Figura 177. Plastificación de viga en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.015 rad.



4.3.6. Deriva de 0.02 rad

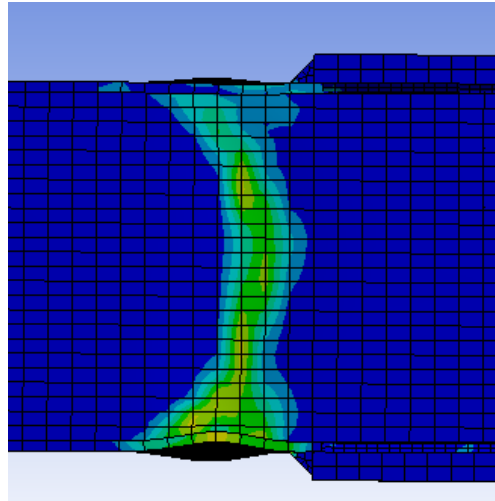
A los 52 segundos finalizaron los dos ciclos de 0.02 rad. En la vista lateral de la conexión, mostrada en la figura 178, se puede observar como el alma de la viga está a punto de plastificar en su totalidad, incluso se detectó la formación de manchas de esfuerzo no uniformes producto de la deformación del alma hacia afuera del plano. Para estos ciclos de deriva, la soldadura inferior en la placa de cortante fue el elemento que desarrolló la concentración de esfuerzos mayores con un valor de 467 MPa, no obstante se considera despreciable porque corresponde a un punto sumamente pequeño y momentáneo que desaparecerá en los próximos ciclos de deriva. En la figura 179 se puede apreciar como las deformaciones plásticas en la viga ya se desarrollaron a través de las alas y alma.

Figura 178. Vista lateral de las concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.02 rad.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 179. Plastificación de viga en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.02 rad.

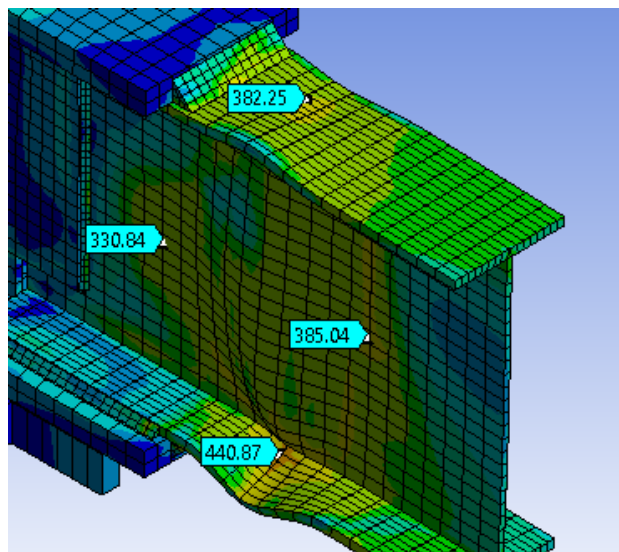


Fuente: Elaboración propia.

4.3.7. Deriva de 0.03 rad

Los dos ciclos de deriva de 0.03 rad finalizaron a los 56 segundos de la prueba. Más allá de las distribuciones de esfuerzo, en la figura 180 se puede destacar la gran deformación del alma hacia afuera del plano.

Figura 180. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.03 rad.

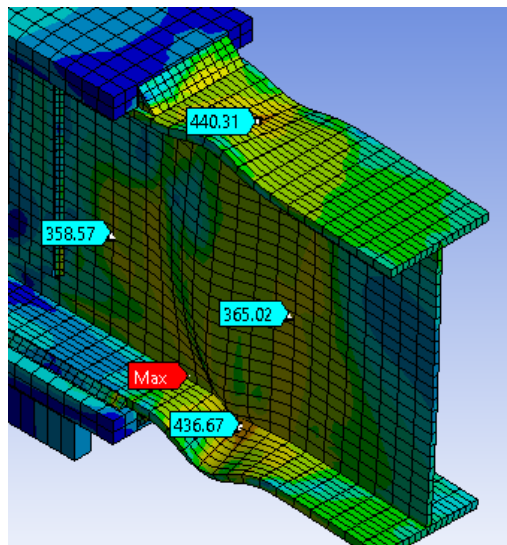


Los esfuerzos en el ala inferior de la viga estuvieron muy cerca de la resistencia última del material. El esfuerzo máximo detectado durante este ciclo de carga se desarrolló en un pequeño punto en la soldadura transversal del ala de la viga con un valor de 553 MPa, igual a la resistencia última calibrada para la soldadura. En comparación a los ciclos anteriores, el comportamiento de la conexión no fue muy diferente.

4.3.8. Deriva de 0.04 rad

A los 60 segundos finalizaron los dos ciclos de deriva de 0.04 radianes. Como desde los ciclos de deriva anteriores la viga estaba pasando por su etapa de degradación de resistencia, las magnitudes de las concentraciones de esfuerzos en la viga y su comportamiento se mantuvieron igual. Se puede descartar que las deformaciones en el alma si aumentaron con respecto a los ciclos anteriores como se puede ver en la figura 181. La concentración de esfuerzos máxima se desarrolló nuevamente en la soldadura de filete transversal inferior, pero con un valor de 533 MPa, menor al percibido durante los ciclos anteriores.

Figura 181. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.04 rad.

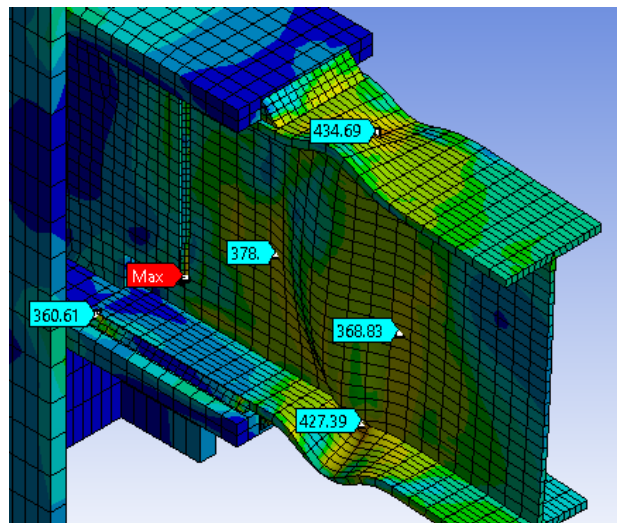


Fuente: Elaboración propia.

4.3.9. Derivas de 0.05 rad

Finalmente, la prueba finalizó a los 64 segundos con los dos ciclos de 0.05 rad. En la figura 182 se puede apreciar que los esfuerzos en la viga permanecieron prácticamente iguales en comparación a los ciclos anteriores, pero la deformación volvió a aumentar ligeramente. En la soldadura de filete vertical de la placa de cortante se desarrolló el esfuerzo máximo con un valor de 541 MPa, en esta caso la concentración no se manifestó en forma de puntos, sino que tuvo una apariencia rectilínea.

Figura 182. Concentraciones de esfuerzo en rediseño de conexión WFP-W para ciclos de 0.05 rad.



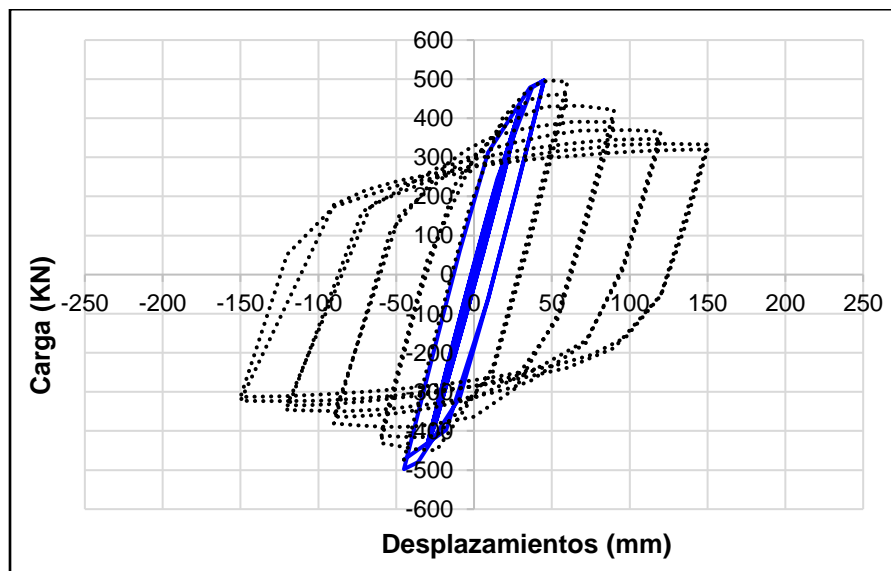
Fuente: Elaboración propia.

4.4. Comentarios adicionales de rediseño de conexión WFP-W

Luego de haber analizado el comportamiento de la conexión a lo largo de la prueba mediante en el método de elementos finitos, la rediseño presentó el mismo problema de agrietamientos en la soldaduras que unen las placas de patin con las alas de la viga. Sin embargo, si se comparan los gráficos de registro de esfuerzos máximos para las dos conexiones, la conexión original presentó problemas de agrietamientos a tan solo 25 segundos de prueba, mientras que el rediseño los presentó hasta los 45 más o menos. Esto indica que el haber utilizado una placa más gruesa, acompañada con soldaduras más grandes hizo que la conexión evitara agrietamientos más tempranos.

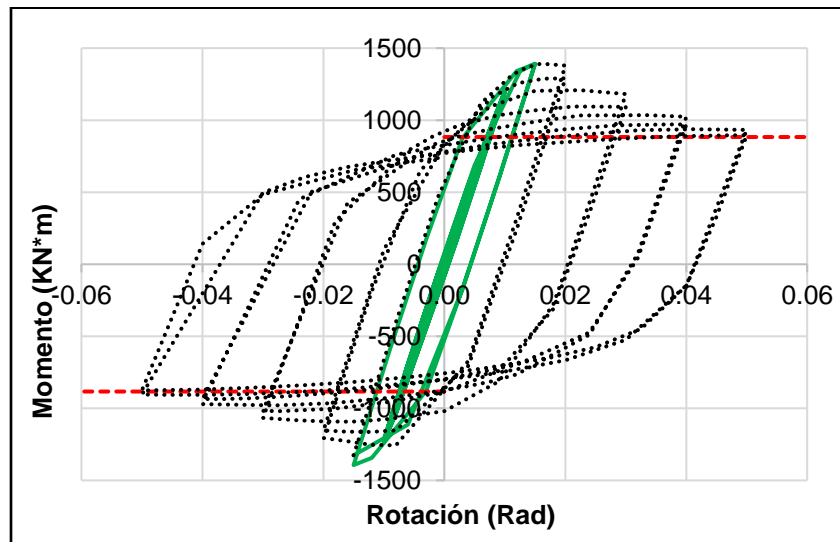
En la figura 183 se muestra el comportamiento histerético del rediseño corregido por el fenómeno de fractura que el programa no es capaz de simular. Igualmente, en la figura 184 se aprecia el diagrama de momento rotación de la conexión

Figura 183. Curva de carga en función de desplazamientos en la punta obtenida corregida para rediseño de conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

Figura 184. Diagrama de momento-rotación corregido para rediseño de conexión WFP-W.



Fuente: Elaboración propia.

A pesar de que la resistencia a flexión de la conexión fue bastante alta, según las distribuciones de esfuerzo obtenidas por el programa, las soldaduras empezaron a agrietarse antes de llegar a los ciclos 0.02 rad, por lo tanto, técnicamente la conexión no es capaz de ser utilizada en sistemas IMF ni SMF. No obstante, siguiendo la misma línea de las conexiones calibradas, el registro experimental indicó que estos agrietamientos no sucedieron tan prematuramente, concluyendo que el programa acelera la formación de esfuerzos mayores a las resistencias de las soldaduras de la conexión WFP-W. Por esta razón, se le otorga una capacidad mayor a la conexión y se concluye que puede ser utilizada para sistemas IMF, pero para un sistema SMF queda restringido.

CAPÍTULO V

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

1. Conclusiones

1.1. Programas de elementos finitos

Los valores de Skewness de las cuatro conexiones modeladas estuvieron por debajo de 0.5, lo que indica que la calidad de malla de elementos finitos de los modelos fue buena.

El tiempo de solución de problemas es directamente proporcional a la cantidad de elementos finitos utilizados para mallar, los cuales a su vez son dependientes de las distribuciones geométricas, así como la profundidad de análisis.

El uso de programas de elementos finitos para la solución de problemas de ingeniería estructural se convierte en una herramienta poderosa, sin embargo, un conocimiento exhaustivo previo es requerido.

La herramienta de análisis estructural estático del programa utilizado no es capaz de simular el comportamiento del material ante ruptura, por lo que, si se espera un comportamiento frágil de algún elemento, se debe utilizar la herramienta de análisis explícito.

1.2. Fase de calibración de conexiones

El comportamiento histerético obtenido virtualmente para la conexión FF-W fue muy similar al reportado experimentalmente, no obstante, los límites de carga máxima y el comportamiento de la fase de degradación de resistencia varió ligeramente.

Virtualmente, se determinó que la conexión FF-W cumple con el requerimiento de capacidad mínima a flexión y acomodo de ángulo de deriva para ser utilizada en sistemas de marcos intermedios de momento (IMF).

Las concentraciones de esfuerzo máximas para la conexión FF-W se desarrollaron tanto en las soldaduras de penetración total que unen las alas de la viga con la placa de continuidad como en las soldaduras de filete de la placa de cortante.

En la conexión WFP-W, el comportamiento histerético virtual fue similar al experimental únicamente en las zonas elásticas de la conexión, las degradaciones de resistencias tuvieron comportamientos diferentes.

Virtualmente se presentaron concentraciones de esfuerzos en las soldaduras de filete transversales y longitudinales mayores a sus resistencias, de manera muy temprana en comparación al reporte experimental.

Según el análisis virtual, la conexión WFP-W no es capaz de ser utilizada en sistemas de marcos intermedios de momento, pues el agrietamiento en las soldaduras ocurrió muy temprano, sin embargo, en el reporte experimental si cumplió con la capacidad mínima a 0.02 rad.

Tanto virtual como experimentalmente, las conexiones FF-W y WFP-W, no cumplieron con los criterios mínimos para ser utilizadas en marcos especiales de momento (SMF).

Al ser un comportamiento no lineal en su totalidad, tanto los modos de falla como el comportamiento histerético de la conexión RBS-W, fueron casi idénticos virtual y experimentalmente.

En la conexión RBS-W, la energía fue disipada a través de deformaciones masivas concentradas en el centro de la sección reducida de la viga, disminuyendo las concentraciones de esfuerzo en la conexión.

La conexión RBS-W cumplió con los criterios mínimos para ser utilizada en sistemas marcos intermedios de momento (IMF), pero se rechazó de manera conservadora para sistemas de marcos especiales de momento (SMF).

1.3. Conexiones de eje débil y rediseño de conexión WFP-W

Una de las complicaciones que surgen en el diseño de una conexión de eje débil para transmitir momentos radica en determinar una configuración que cumpla el criterio de columna fuerte-viga débil.

Los estados límites que controlaron el diseño fueron las soldaduras de filete longitudinales y transversales que unen las placas de continuidad con las alas de la viga, así como el material base de las soldaduras de penetración total en las alas y alma de la columna, producto de la reducción de espacio.

Debido a la ausencia de la zona panel en una conexión de eje débil, la resistencia se debe contrarrestar con elemento con dimensión y propiedades más robustas para transmitir los momentos de manera segura.

Se comprobó que un material con resistencia de fluencia mayor produce momentos esperados y cortantes en la rótula plástica menores a los producidos por un material con resistencia a fluencia menor. Para un mismo perfil W, la magnitud de los momentos probables máximos no depende únicamente de la resistencia a fluencia del acero utilizado.

Se utilizó una metodología de diseño bastante conservadora, por lo que los tamaños de algunos elementos y soldaduras fueron mayores que los utilizados en la conexión de calibración.

Las concentraciones de esfuerzo máximas se desarrollaron en las soldaduras de transversales y longitudinales que unen las placas de continuidad con las alas de la viga.

Las soldaduras de filete presentaron concentraciones de esfuerzos mayores a su resistencia a durante los ciclos de 0.015 radianes.

Virtualmente se determinó que el rediseño no puede ser utilizado en sistemas de marcos intermedios ni especiales de momento.

2. Recomendaciones

Al realizar análisis de elementos finitos, se deben utilizar técnicas de mallados inteligentes para poder generar mallas de buena calidad con la menor cantidad de elementos finitos.

Para obtener soluciones precisas a problemas complejos y reducir los tiempos de solución, se recomienda invertir en equipos computacionales con altas capacidades de procesamiento de datos.

Si se esperan condiciones límites asociadas con la fractura de algún elemento, se recomienda utilizar la herramienta de análisis explícito para simular el comportamiento.

Los problemas de concentraciones de esfuerzos en las soldaduras de las conexiones de eje débil se pueden solventar utilizando una sección reducida para aislar los esfuerzos en la zona.

Se recomienda realizar una investigación similar a la presentada, pero enfocada a perfiles de viga y columna con dimensiones menores.

Es necesario realizar una serie de investigaciones enfocadas en la obtención de las distintas propiedades que son utilizadas para calibrar los materiales de los modelos, así, no se dependería en la suposición de materiales para la calibración.

El análisis de las concentraciones de esfuerzo en las soldaduras se realizó en base a las resistencias mínimas especificadas por los códigos de diseño, sin embargo, al igual que el acero, las soldaduras poseen un factor de sobrerresistencia (R_t) que se debe investigar a futuro.

Se recomienda desarrollar una investigación que tome en cuenta los engrosamientos curvados de las zonas k de los perfiles laminados para determinar su influencia en el comportamiento de las conexiones.

REFERENCIAS

- Agüero, P. (2013). *Análisis Mediante Elementos Finitos de Conexiones de Marcos Regulares de Acero Diseñados Según el Código Sísmico de Costa Rica*. Universidad de Costa Rica, San José.
- alacero. (2018). *Diseño Sismorresistente de Construcciones de Acero*. Mendoza.
- American Institute of Steel Construction. (2011). *Steel Construction Manual*.
- American Institute of Steel Construction. (2016). *ANSI/AISC 341-16 Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*. Illinois.
- American Institute of Steel Construction. (2016). *ANSI/AISC 360-16 Specification for Structural Steel Buildings*. Illinois.
- American Institute of Steel Construction. (2018). *ANSI/AISC 358-16 Prequalified Connections for Special and Intermediate Steel Moments Frames for Seismic Applications Including Supplement No. 1*.
- ArcelorMittal. (2019). *ArcelorMittal Costa Rica*. Obtenido de <https://www.arcelormittalca.com/varilla-deformada>
- Beer, F., Johnson, R., Dewolf, J., & Mazurek, D. (2013). *Mecánica de Materiales*. D.F.: McGraw Hill.
- Bocko, J., Delyová, Sivák, P., & Tomko, M. (2017). Selection of a Significant Numerical Model of Plasticity for the Purpose of Numerical Analysis of Plastic Reinforcement. *American Journal of Mechanical Engineering*, 1-5.
- Bojórquez, E. (2009). Diseño Sísmico de Estructuras De Acero Basado en Confiabilidad Estructural. *Reviste de Ingeniería Sísmica*.
- Boresi, A., & Schimdt, R. (2003). *Advanced Mechanics of Materials* (Vol. Sixth Edition). New Jersey, United States of America: John & Wiley Sons Inc.

- Bozzo, L., & Barbat, A. (2000). *Diseño Sismorresistente de Edificios*. Barcelona: Reverté S.A.
- Bruneau, M., Uang, C., & Sabelli, R. (2011). *Ductile Design of Steel Structures*. McGraw-Hill.
- Cabezas, Ó. (2012). *Propuesta de un sistema de conexión a base de una unión WUF-W y un empalme de viga tipo placa extendida empernada para marcos resistentes a momento*. Universidad de Costa Rica, San José.
- Chandrupatla, T. R., & Belegundu, A. D. (1999). Introducción al estudio del elemento finito en ingeniería. En T. R. Chandrupatla, & A. D. Belegundu, *Introducción al estudio del elemento finito en ingeniería*. Pearson Prentice Hall.
- Chen, W.-F., Kishi, N., & Komuro, M. (2011). *Semi-Rigid Connections Handbook*. Florida: J. Ross Publishing.
- Colegio Federado de Ingenieros y Arquitectos de Costa Rica. (2010). *Código Sísmico de Costa Rica 2010*. Cartago: Editorial Tecnológica de Costa Rica.
- Cook, R. (1995). *Finite Element Modeling for Stress Analysis*. John Wiley & Sons, Inc.
- Diseño de Estructuras de Acero. (2013). En J. MacCormac, & S. Csernak, *Diseño de Estructuras de Acero* (págs. 469-519). Alfaomega.
- Ellobody, E., Feng, R., & Young, B. (2014). *Finite Element Analysis and Design of Metal Structures*. Oxford: Elsevier Science & Technology.
- Federal Emergency Management Agency. (2000). *FEMA-350 Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings*.
- Federal Emergency Management Agency. (2000). *FEMA-355A State of the Art Report on Base Metals & Fracture*.
- Gilton, C., & Ming Uang, C. (2002). Cyclic Response and Design Recommendations of Weak-Axis Reduced Beam Section Moment Connections. *Journal of Structural Engineering*.

- González, W. (2018). *Análisis de Histéresis de la Conexión WUF-W con Columnas de Sección Cuadrada, por Medio del Método de Elementos Finitos*. Universidad Latina de Costa Rica, Heredia.
- Guerrero Dávila, G. (2015). *Metodología de la Investigación*. Mexico D.F.: Grupo Editorial Patria.
- H. Phillips, D. (2016). *Welding Engineering: An Introduction*. Chichester: John Wiley & Sons.
- Hernández, R., Fernández, C., & Baptista, M. (2014). *Metodología de la Investigación*. México D.F.: McGraw-Hill.
- Huang, Y. (2009). *Simulating the Inelastic Seismic Behavior of Steel Braced Frames Including the Effects of Low-Cycle Fatigue*. University of California, California.
- Kontolati, K. (2017). *Numerical Investigation of Weak-Axis I Profile Connections*. University of Thessaly, Volos.
- Lee, K., Chen, L., & Li, R. (2012). *Cyclic Testing of Welded Free Flange Type and Welded Flange Plate Type Weak-Axis Steel Moment Connections*. Chungnam National University. Daejeon: Trans Tech Publications.
- Liu, G., & Quek, S. (2014). *The Finite Element Method: A Practical Course*. Oxford: Elsevier.
- McCormac, J., & Brown, R. (2011). *Diseño de Concreto Reforzado*. México D.F.: Alfaomega.
- Molina, D. (2019). *Análisis de Histéresis en Conexiones entre Perfiles Estructurales HSS, Sometidas a Cargas Sísmicas*. Universidad Latina de Costa Rica, Heredia.
- Nicolaou, A. (2015). *Assessment of Retrofitting Techniques for Code-deficient Steel Structures and FEA of Beam-to-Column Connections combining RBS and RWS structural fuses*. West Yorkshire: ResearchGate.

- Programa de Ingeniería Estructural PIE. (2019). *Resultados de la consulta sobre necesidades de capacitación de profesionales en el área de la ingeniería estructural 2018-2019*. San Pedro: Centro de Transferencia Tecnológica.
- Steel Structures Design & Behavior . (2009). En C. Salmon, J. Johnson, & F. Malhas, *Steel Structures Design & Behavior* (págs. 179-241). Pearson Prentice Hall.
- Stefancu, M., & Olteanu, I. (2009). *Seismic Design of Steel Connections*. Universidad Técnica Gheorghe Asachi , Iasi.
- Tamboli, A. (2017). *Handbook of Structural Steel Connection Design and Details*. New Jersey: McGraw-Hill.
- Versailot, P. (2017). *Effects of Cyclic Loading in the Mechanical Properties of Steel*. Timisoara.
- Villalobos, F. (2016). *Evaluación de Diseños de Conexiones Viga-Columna para su Uso como Conexiones Precalificadas en Estructuras con Sistema Sismorresistente a Base de Marcos Intermedios de Acero Estructural*. Universidad de Costa Rica, San José.
- Vinnakota, S. (2006). *Estructuras de Acero: Comportamiento y LRFD*. México DF: McGraw Hill.
- Yilmaz, O., & Bekiroglu, S. (2016). *Performance Evaluation of Weak-Axis Steel Moment Connections*. Yildiz Technical University. Istanbul: Research Gate.

ANEXOS

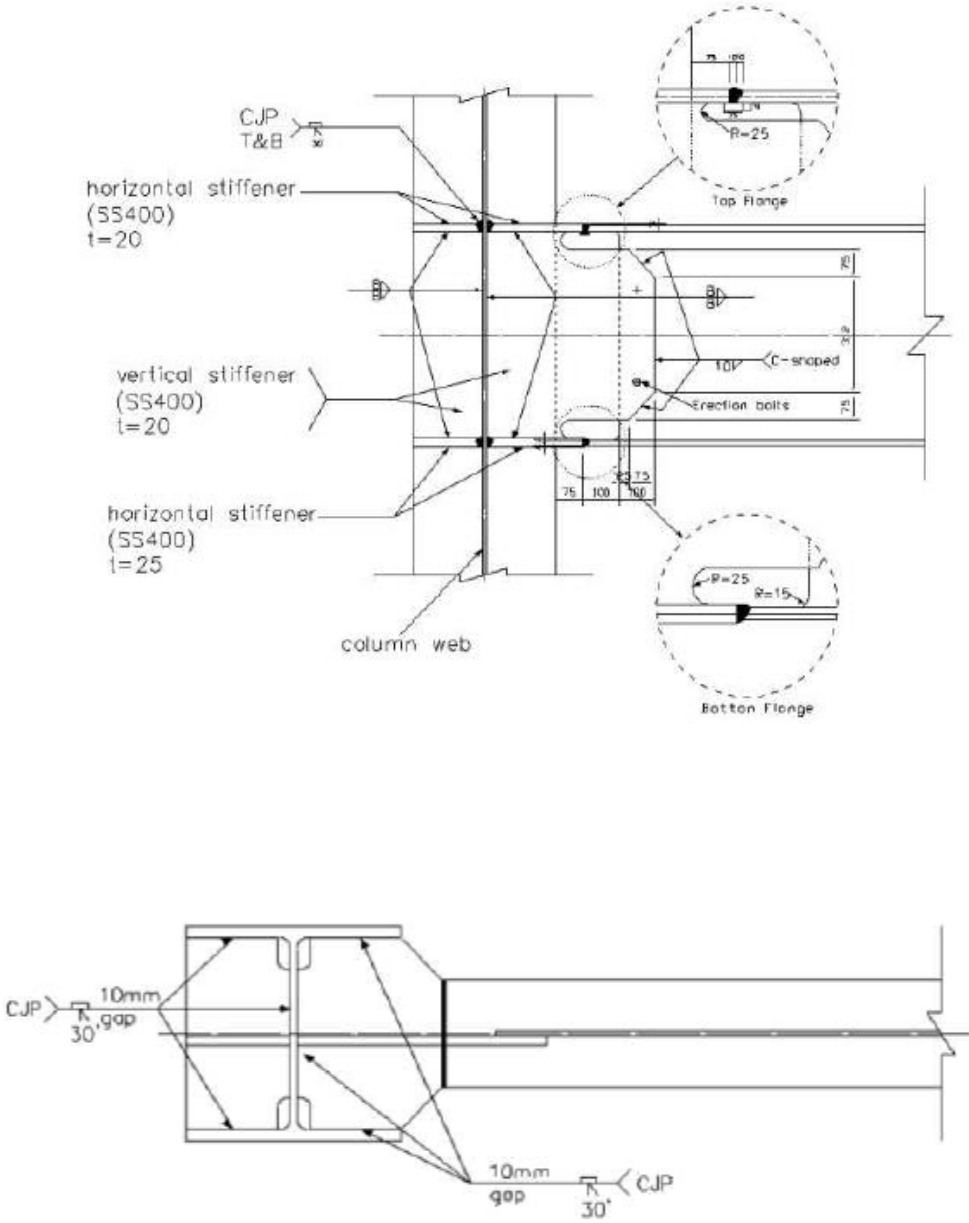
1. Tabla de valores R_y y R_t para tipos de acero

Uso del elemento	R_y	R_t
Elementos fabricados a partir de placas		
ASTM A36	1.3	1.2
ASTM A1043 grado 36	1.3	1.1
ASTM A1011 HSLAS grado 55	1.1	1.1
ASTM A572 grado 42	1.3	1.0
ASTM A572 grado 50 o 55	1.1	1.2
ASTM 1043	1.2	1.1
Secciones laminadas en caliente y barras		
ASTM A36	1.5	1.2
ASTM A1043	1.3	1.1
ASTM A572 grado 50 o 55, ASTM 913 grado 50, 60 o 65, ASTM A588, ASTM A992	1.1	1.1
ASTM A1043 grado 50	1.2	1.1
ASTM A529 grado 50	1.2	1.2
ASTM A529 grado 55	1.1	1.2
Secciones tipo cajón (HSS)		
ASTM A500 (grados B o C), ASTM A501	1.4	1.3
Tubos circulares		
ASTM A53	1.6	1.2
Elementos de acero laminado en frío		
ASTM A606, ASTM A653, ASTM A792, ASTM A875, ASTM A1003, ASTM A1008, ASTM A1011:		
$F_y < 37\text{ksi}$	1.5	1.2
$37\text{ksi} < F_y < 40\text{ksi}$	1.4	1.1
$40\text{ksi} < F_y < 50\text{ksi}$	1.3	1.1
$F_y > 50\text{ksi}$	1.1	1.1
JIS G3132 SPHT-2	1.6	1.2

Fuente: Colegio Federado de Ingenieros y Arquitectos de Costa Rica, 2010.

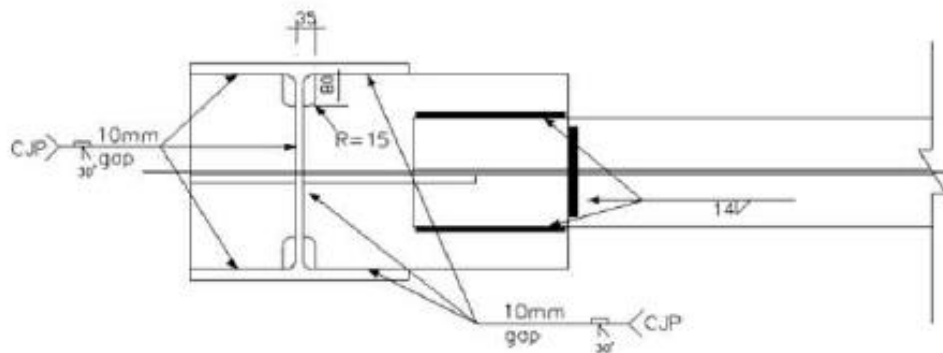
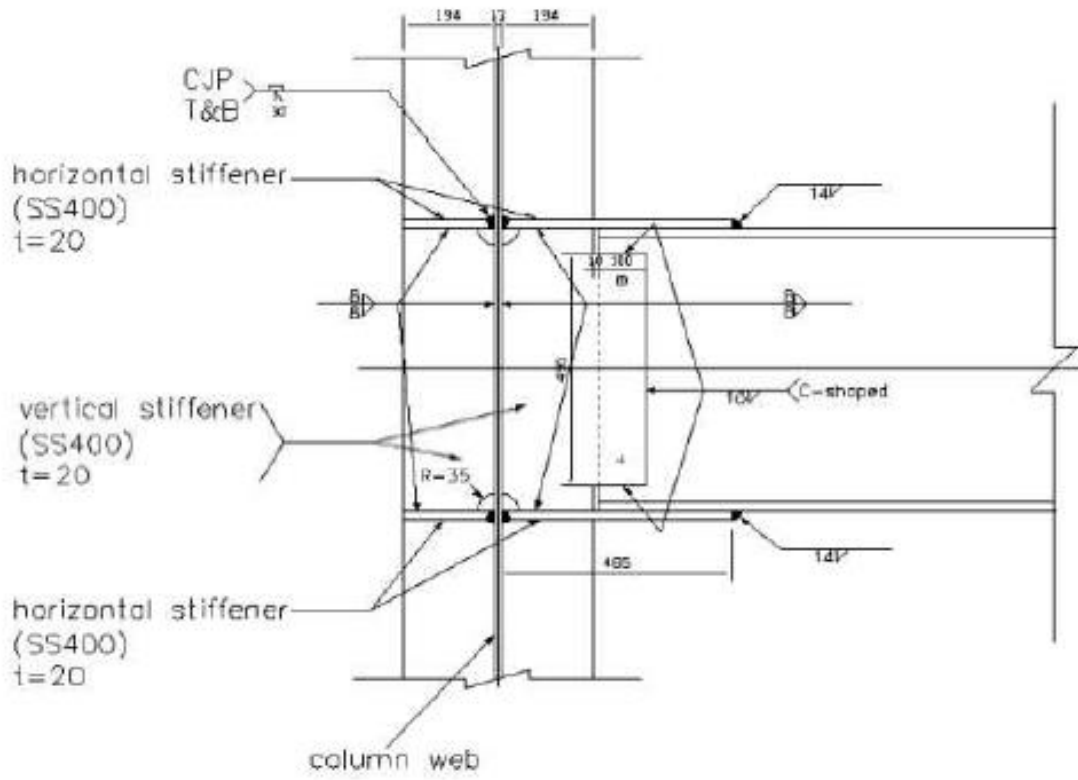
2. Detalles originales de conexiones utilizadas para la calibración

2.1. Detalle original de conexión FF-W



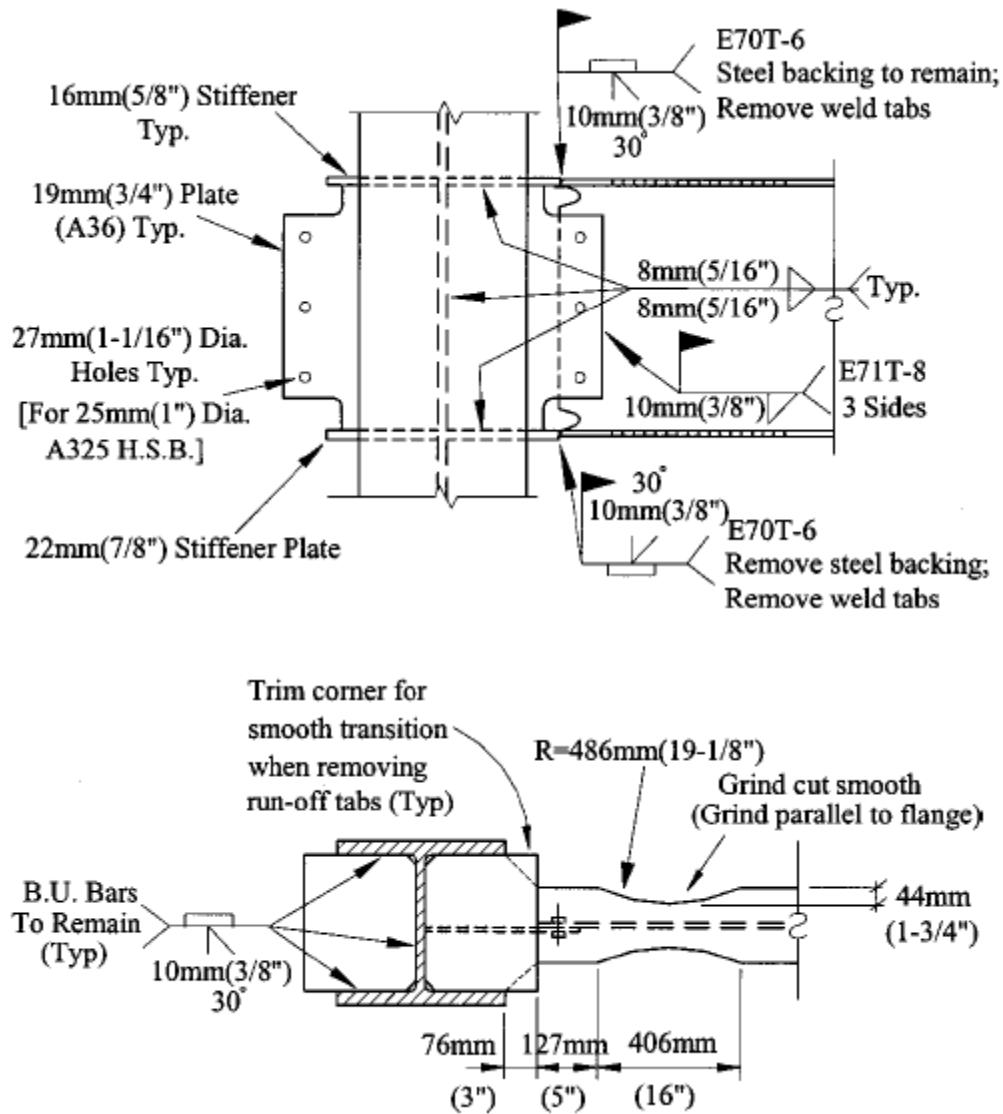
Fuente: Lee, Cheng & Li, 2012.

2.2. Detalle original de conexión WFP-W



Fuente: Lee, Cheng & Li, 2012.

2.3. Detalle original de conexión RBS-W



Fuente: Gilton & Uang, 2002.

3. Conceptos básicos y parámetros para el diseño de conexiones

A continuación, se presenta una metodología para estimar la demanda y diseño de una conexión. Previamente se debió de haber realizado y verificado, a través de un diseño formal, que los elementos por conectar cumplan con las recomendaciones de los códigos de diseño.

El primer parámetro para el diseño de la conexión consiste en la ubicación de la rótula plástica, medida desde la cara de la columna. Para cada conexión la rótula plástica puede variar, sin embargo, existen conexiones en las cuales las ubicaciones han sido aproximadas a través de pruebas experimentales.

Seguidamente se debe calcular el valor del momento máximo probable y cortante probable, ubicados en la rótula plástica. Para el momento máximo probable se tiene:

$$M_{pr} = C_{pr} R_y F_y Z_b \quad \text{Ec. 31}$$

C_{pr} : Coeficiente que toma en cuenta la resistencia máxima de la conexión, así como endurecimiento del material, restricciones locales y otras condiciones, el cual se puede calcular de la siguiente manera:

$$C_{pr} = \frac{F_y + F_u}{2F_y} \leq 1.2 \quad \text{Ec. 32}$$

R_y : Factor que relaciona la resistencia esperada del material con la resistencia mínima especificada por el fabricante, se consulta en los códigos de diseño.

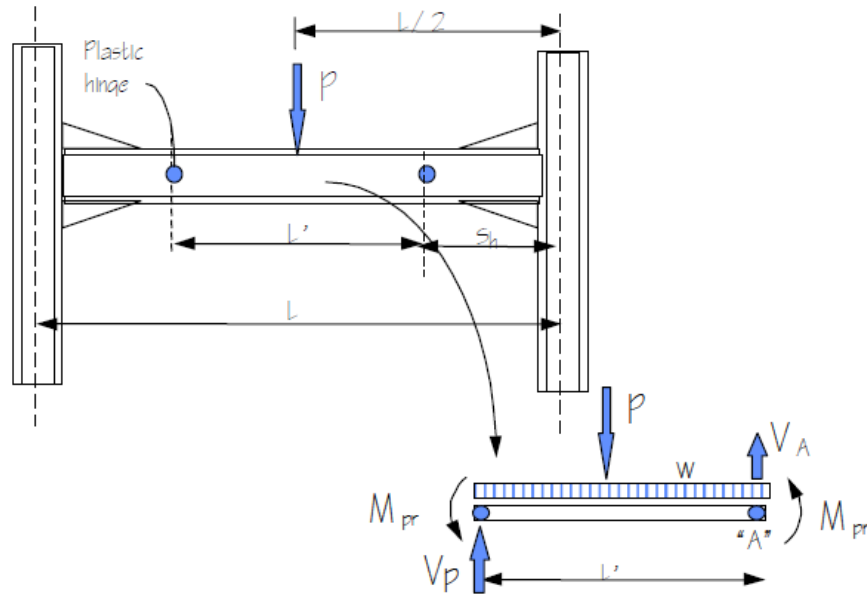
F_y : Resistencia mínima de fluencia del material de la viga, MPa.

Z_b : Módulo plástico de sección de la viga en la rótula plástica, mm³.

F_u : Resistencia última a tensión del material de la viga, MPa.

Para determinar el cortante en la rótula plástica se recomienda trazar el diagrama de cuerpo libre mostrado en la figura 185 y utilizar equilibrio estático para obtener el valor.

Figura 185. Diagrama de cuerpo libre para determinar cortante en rótula plástica.



Fuente: FEMA, 2000.

Si se desprecia el peso propio de la viga y no existe ninguna carga concentrada, entonces:

$$V_p = \frac{2M_{pr}}{L'} \quad \text{Ec. 33}$$

Donde:

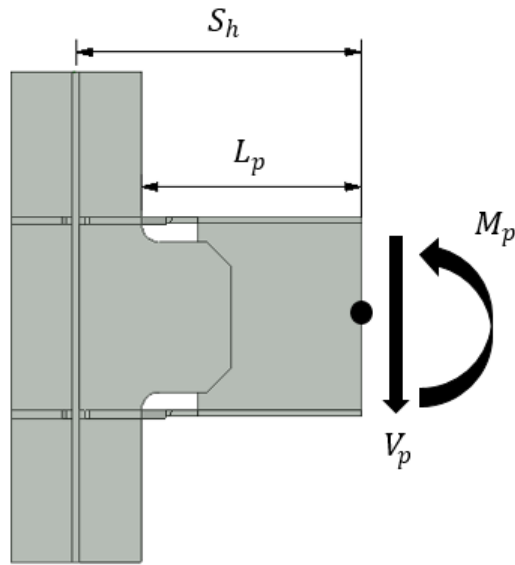
$$L' = L - 2S_h \quad \text{Ec. 34}$$

L : Distancia entre rótulas plásticas en los extremos de la viga, mm.

S_h : Distancia entre centro de la columna y ubicación de la rótula plástica, mm.

Una vez tenido los valores del momento probable máximo y el cortante en la rótula, estos valores se extrapolan hacia la cara de la columna y el centro de la columna, por equilibrio estático (figura 186).

Figura 186. Diagrama de cuerpo libre para extrapolar momento y cortante.



Fuente: Elaboración propia.

El momento y cortante en la cara de la columna se pueden determinar de la siguiente manera:

$$M_f = M_{pr} + V_p L_p \quad \text{Ec. 35}$$

$$V_f = V_p \quad \text{Ec. 36}$$

Para determinar los mismos valores, pero en el centro de la columna, se utilizan las siguientes expresiones:

$$M_c = M_{pr} + V_p S_h \quad \text{Ec. 37}$$

$$V_h = V_p \quad \text{Ec. 38}$$

Para algunas conexiones, se recomienda determinar el momento probable máximo modificado en la cara de la columna de la siguiente manera, para el dimensionamiento de ciertos elementos:

$$M_{fy} = \left[\frac{1}{C_{pr} \frac{z_{be}}{s_b}} \right] M_f \quad \text{Ec. 39}$$

Donde:

Z_{be} : Módulo de sección plástico efectivo en la viga en la ubicación de la rótula plástica, mm^3 .

S_b : Módulo de sección elástico de la viga en la zona de la rótula plástica, mm^3 .

Finalmente, es importante tener una relación de momentos entre columna y viga adecuada, con el fin de evitar el fenómeno de piso suave. Para determinar la relación, se utiliza la siguiente ecuación:

$$\frac{\sum M^*_{pc}}{\sum M^*_{pb}} \geq 1.0 \quad \text{Ec. 40}$$

Donde:

$\sum M^*_{pc}$: Sumatoria de las resistencias nominales a flexión de las columnas arriba y debajo conectadas al nudo con reducción respectiva por carga axial, que a su vez se determina de la siguiente manera:

$$\sum M^*_{pc} = \sum Z_c \left(F_{yc} - \frac{P_{uc}}{A_g} \right) \quad \text{Ec. 41}$$

$\sum M^*_{pb}$: Sumatoria de las capacidades esperadas en flexión de las todas las vigas conectadas al nudo de la conexión. Este valor se puede tomar como:

$$\sum M^*_{pb} = \sum (1.1R_y M_p + M_v) \quad \text{Ec. 42}$$

Z_c : Módulo de sección plástico de la columna, mm^3 .

F_{yc} : Resistencia mínima a fluencia de columna, MPa.

P_{uc} : Carga axial en columna, MPa.

A_g : Área de la sección transversal de la columna, mm^2 .

M_v : Momento adicional producto de la amplificación de cortante por la ubicación de la rótula plástica respecto al eje de la columna.

4. Diseño de conexión WFP-W

Diseño de cubre placas

Una vez tenidos los elementos que se van a utilizar como columna y viga, se deben suponer el largo y ancho de la placa que se unirá a las alas de la viga. El espesor de la placa se puede aproximar de la siguiente manera:

$$t_p = \frac{M_f}{\varphi b_p F_y d_b} \quad \text{Ec. 43}$$

Donde:

φ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.9.

b_p : Ancho de placa, cm.

d_b : Peralte de la viga, cm.

F_y : Resistencia a fluencia del material para la placa, kg/cm².

M_f : Momento en la cara de la columna, kg-cm.

Luego de dimensionar las placas, se deben diseñar las soldaduras de filete transversales y longitudinales, de tal manera que se cumplan los siguientes estados límites:

Fluencia a flexión de la conexión con cubre placa

$$\varphi M_n = \varphi (F_{yb} Z_{xb} + F_{yp} Z_{xp}) \geq M_f \quad \text{Ec. 44}$$

$$Z_{xp} = b_p t_p (d_b + t_p) \quad \text{Ec. 45}$$

Donde:

φ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.9.

F_{yb} : Resistencia a fluencia de la viga, kg/cm².

F_{yp} : Resistencia a fluencia de la placa, kg/cm².

Z_{xb} : Momento plástico de sección de la viga, cm³.

Z_{xp} : Momento plástico de sección de la cubre placa, cm^3 .

d_b : Ancho de placa, cm

t_b : Espesor de placa, cm.

d_b : Peralte de la viga, cm.

Fluencia a tensión de la cubre placa

$$\varphi(A_{gp}F_{yp}) \geq \frac{M_f}{d_b + t_p} \quad \text{Ec. 46}$$

Donde:

φ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.9.

A_{gp} : Área gruesa transversal de la cubre placa, cm^2 .

F_{yp} : Resistencia a fluencia de la placa, kg/cm^2 .

t_b : Espesor de placa, cm.

d_b : Peralte de la viga, cm.

Diseño de soldaduras de filete en cubre placas

Resistencia del grupo de soldaduras de filete de las cubre placas

La resistencia del grupo de soldaduras de filete debe ser mayor que la fuerza de tensión provocada por el momento probable en el centro de la cubre placa.

$$\varphi R_n = \max \left\{ \begin{array}{l} \varphi R_{nwl} + \varphi R_{nwt} \\ \varphi 0.85 R_{nwl} + 1.5 \varphi R_{nwt} \end{array} \right. \geq \frac{M_{pr}}{d_b + t_p} \quad \text{Ec. 47}$$

$$\varphi R_{nw} = \varphi (0.6 F_{EXX} A_W) \quad \text{Ec. 48}$$

Donde:

φ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.75.

A_W : Área afectiva de la soldadura de filete. Para el caso de la soldadura transversal es $0.707t_W W_i$. Para las soldaduras longitudinales es el doble del término, porque son dos a cada lado.

t_W : Tamaño de pata de soldadura, cm.

W_i : Longitud efectiva de la soldadura, cm.

F_{EXX} : Resistencia de clasificación del material de aporte, kg/cm².

Diseño de soldaduras de penetración total en la columna

Para las soldaduras de penetración total que se utilizaron para unir las cubre placas con el alma y alas de la columna, los estados limites estuvieron regidos por el material base. Por lo tanto, se deben satisfacer los siguientes estados límites:

Fluencia a tensión de soldadura de penetración transversal

$$\varphi R_n = \varphi A_g \min \left\{ \begin{array}{l} F_{yplaca} \\ F_{ycolumna} \end{array} \right\} \geq \frac{M_c}{d_b + t_p} \quad \text{Ec. 49}$$

φ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.9.

A_g : Área bruta sometida a tensión, cm². ($t_{pl} W_t$).

M_c : Momento desarrollado en el centro de la columna, kg-cm.

Fractura a tensión de soldadura de penetración transversal

$$\varphi R_n = \varphi A_g \min \left\{ \begin{array}{l} F_{uplaca} \\ F_{ucolumna} \end{array} \right\} \geq \frac{M_c}{d_b + t_p} \quad \text{Ec. 50}$$

φ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.75.

A_g : Área bruta sometida a tensión, cm². ($t_{pl} W_t$).

M_c : Momento desarrollado en el centro de la columna, kg-cm.

Fluencia a cortante de soldadura de penetración longitudinal

$$\varphi R_n = \varphi A_g 0.6 \min \left\{ \begin{array}{l} F_{yplaca} \\ F_{ycolumna} \end{array} \right\} \geq \frac{M_c}{2(d_b + t_p)} \quad \text{Ec. 51}$$

φ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.9.

A_g : Área bruta sometida a cortante, cm^2 . ($t_{pl}W_l$).

M_c : Momento desarrollado en el centro de la columna, kg-cm.

Fractura a cortante de soldadura de penetración longitudinal

$$\varphi R_n = \varphi A_g 0.6 \min \left\{ \begin{array}{l} F_{uplaca} \\ F_{ucolumna} \end{array} \right\} \geq \frac{M_c}{2(d_b + t_p)} \quad \text{Ec. 52}$$

φ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.75.

A_g : Área bruta sometida a cortante, cm^2 . ($t_{pl}W_l$).

M_c : Momento desarrollado en el centro de la columna, kg-cm.

Diseño de placa de cortante

Se supone que todo el cortante es resistido a través de las soldaduras de filete ubicadas en la placa de cortante. En la figura 187 se muestra una referencia de las dimensiones de la placa de cortante. Para el espesor de la placa de cortante, se puede utilizar un valor parecido al espesor del alma de la viga. La profundidad de la placa de cortante en la unión con el alma (L_{st}), se puede aproximar con la siguiente ecuación:

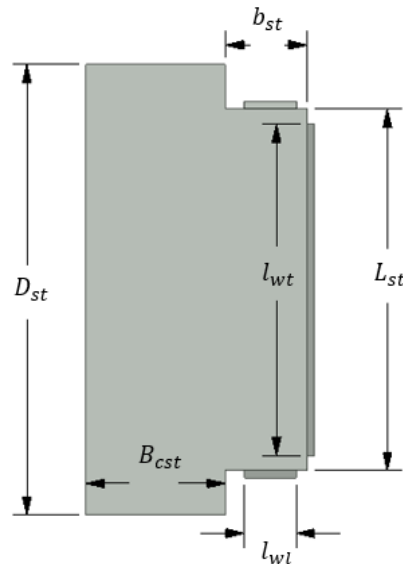
$$L_{st} = d_b - 2t_f - 10\text{cm} \quad \text{Ec. 53}$$

Donde:

t_b : Espesor del ala de la viga cm.

d_b : Peralte de la viga, cm.

Figura 187. Parámetros de placa de cortante



Fuente: Elaboración propia.

Finalmente, se debe proponer un tamaño de pata de la soldadura de filete de tal manera que se cumplan los siguientes estados de falla:

Fluencia a cortante de placa de cortante

$$\phi V_n = \phi A_g 0.6 F_y \geq V_f \quad \text{Ec. 54}$$

ϕ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 1.0.

A_g : Área bruta sometida a cortante, cm^2 . ($t_{pc} L_{st}$).

V_f : Cortante desarrollado en la cara de la columna, kg.

Fractura a cortante de placa de cortante

$$\phi V_n = \phi A_g 0.6 F_u \geq V_f \quad \text{Ec. 55}$$

ϕ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.75.

A_g : Área bruta sometida a cortante, cm^2 . ($t_{pc} L_{st}$).

V_f : Cortante desarrollado en la cara de la columna, kg.

Resistencia del grupo de soldaduras de filete en placa de cortante

$$\varphi R_{nt} = \varphi R_{nwl} + \varphi R_{nwt} \geq V_f \quad \text{Ec. 56}$$

Donde:

$$\varphi R_{nwl} = \varphi(0.6 \cdot 1.5 \cdot F_{EXX})(0.707t_W 2W_l) \quad \text{Ec. 57}$$

$$\varphi R_{nwt} = \varphi(0.6F_{EXX})(0.707t_W W_t) \quad \text{Ec. 58}$$

φ : Coeficiente de reducción de resistencia, igual a 0.75.

V_f : Cortante desarrollado en la cara de la columna, kg.

t_W : Tamaño de pata de soldadura, cm.

W_l : Longitud efectiva de la soldadura, cm.

F_{EXX} : Resistencia de clasificación del material de aporte, kg/cm².