Universidad Católica de Santa María

Facultad de Ciencias e Ingenierías Físicas y Formales

Escuela Profesional de Ingeniería Mecánica, Mecánica-Eléctrica y Mecatrónica

Diseño estructural de un sistema de captación solar y de seguimiento solar tipo cronológico para paneles solares fotovoltaicos bifaciales de uso industrial

Tesis presentada por:

Yanac Benavente, Alberto Fernando

ORCID: 0009-0000-1577-5974

para optar el Título Profesional de Ingeniero Mecánico

Asesor:

Dr. Arevalo Daza, Jorge Luis

ORCID: 0000-0001-5516-8642

Arequipa - Perú

2026

UCSM-ERP

UNIVERSIDAD CATÓLICA DE SANTA MARÍA

INGENIERIA MECANICA, MECANICA-ELECTRICA Y MECATRONICA

TITULACIÓN CON TESIS

DICTAMEN APROBACIÓN DE BORRADOR

Arequipa, 21 de Julio del 2026

Dictamen: 011820-C-EPIMMEM-2026

Visto el borrador del expediente 011820, presentado por:

2012224311 - YANAC BENAVENTE ALBERTO FERNANDO

Titulado:

DISEÑO ESTRUCTURAL DE UN SISTEMA DE CAPTACIÓN SOLAR Y DE SEGUIMIENTO SOLAR TIPO CRONOLÓGICO PARA PANELES SOLARES FOTOVOLTAICOS BIFACIALES DE USO INDUSTRIAL

Nuestro dictamen es:

APROBADO

Titulo Profesional/Titulo de Segunda Especialidad/Grado Académico a optar:

INGENIERO MECÁNICO

29667313 - ALCÁZAR ROJAS HERMANN ENRIQUE
DICTAMINADOR

06426119 - ALVAREZ FLOREZ DARWIN REYNALDO
DICTAMINADOR

21535915 - DONAYRE CAHUA JESUS MANUEL
DICTAMINADOR

Diseño estructural de un sistema de captación solar y de seguimiento solar tipo cronológico para paneles solares fotovoltaicos bifaciales de uso industrial

INFORME DE ORIGINALIDAD

8%	8%	2%	3%
INDICE DE SIMILITUD	FUENTES DE INTERNET	PUBLICACIONES	TRABAJOS DEL ESTUDIANTE

FUENTES PRIMARIAS

1	hdl.handle.net Fuente de Internet	1%
2	Submitted to Universidad Católica de Santa María Trabajo del estudiante	1%
3	archive.org Fuente de Internet	<1%
4	repositorio.ucsm.edu.pe Fuente de Internet	<1%
5	tesis.ucsm.edu.pe Fuente de Internet	<1%
6	www.scribd.com Fuente de Internet	<1%
7	tesis.pucp.edu.pe Fuente de Internet	<1%
8	qdoc.tips Fuente de Internet	<1%
9	www.coursehero.com Fuente de Internet	<1%
10	moam.info Fuente de Internet	<1%
11	nanopdf.com Fuente de Internet	<1%
12	idoc.pub Fuente de Internet	<1%
13	www.researchgate.net Fuente de Internet	<1%
14	es.slideshare.net Fuente de Internet	<1%

Submitted to Universidad Tecnologica del Peru

DEDICATORIA

A mi familia, a mis amigos, a mis compañeros de tantas partidas
y a quienes, por curiosidad o interés,
se tomen el tiempo de leer
estas páginas.

AGRADECIMIENTOS

A mi familia, por su compañía y apoyo a lo largo de esta etapa.

A mi asesor de tesis, por el tiempo dedicado a revisar este trabajo y por sus observaciones, que permitieron mejorar distintos aspectos de su desarrollo.

A los docentes de la Escuela Profesional de Ingeniería Mecánica, por los conocimientos y experiencias compartidos durante la formación universitaria.

RESUMEN

La transición energética ha impulsado el desarrollo y la adopción de tecnologías basadas en energías renovables, entre las cuales la energía solar fotovoltaica es fundamental. La investigación tuvo como objetivo realizar el diseño estructural de un sistema de captación solar compuesto por un panel fotovoltaico bifacial fijo y reflectores móviles de baja concentración con seguimiento solar cronológico, orientado a su instalación en techos de zonas urbanas.

Para desarrollar el sistema se empleó la metodología de diseño VDI 2225, que permitió definir los requisitos, generar, evaluar alternativas y seleccionar la solución de diseño. Asimismo, se desarrolló un algoritmo de seguimiento solar cronológico basado en relaciones astronómicas y geométricas para determinar la inclinación de los reflectores durante las horas operativas. La validación se realizó mediante análisis estructurales considerando el viento según la Norma E.020, simulaciones de dinámica de fluidos computacional (CFD) con ANSYS Fluent, análisis por elementos finitos (FEM) con ANSYS Structural y SAP2000, y simulaciones ópticas mediante trazado de rayos (Ray Tracing) en SolTrace.

Los resultados demostraron que el sistema diseñado cumple con los criterios estructurales establecidos y presenta un desempeño adecuado. Asimismo, las simulaciones ópticas mostraron que la incorporación de reflectores incrementa la irradiancia incidente sobre el panel bifacial, alcanzando valores del 119 % durante el solsticio de verano y del 21.4 % durante el solsticio de invierno respecto al sistema sin reflectores. Del mismo modo, la evaluación energética mostró un incremento de la energía eléctrica generada del 112 % y 20.6 %, respectivamente, en comparación con un sistema sin reflectores. Finalmente, el estudio proporciona una base técnica para el diseño e implementación.

Palabras clave: Celda fotovoltaica bifacial, Redirección solar, Sistemas de baja concentración solar, Diseño estructural.

ABSTRACT

The global energy transition has driven the development and adoption of renewable energy technologies, among which photovoltaic solar energy plays a fundamental role. This research aimed to structurally design a solar energy collection system consisting of a fixed bifacial photovoltaic panel and mobile low-concentration reflectors with chronological solar tracking, intended for installation on rooftops in urban areas.

The system was developed using the VDI 2225 design methodology, which enabled the definition of requirements, generation and evaluation of alternatives, and selection of the design solution. Additionally, a chronological solar-tracking algorithm based on astronomical and geometrical relationships was developed to determine the reflector inclination during the system's operating hours. Validation was performed through structural analyses considering wind loads according to Standard E.020, computational fluid dynamics (CFD) simulations using ANSYS Fluent, finite element method (FEM) analyses using ANSYS Structural and SAP2000, and optical simulations based on ray tracing implemented in SolTrace.

The results demonstrated that the designed system meets the established structural criteria and exhibits adequate performance. Furthermore, optical simulations showed that incorporating reflectors increased the incident irradiance on the bifacial panel, reaching values of 119% during the summer solstice and 21.4% during the winter solstice compared with the system without reflectors. Similarly, the energy assessment showed increases in electrical energy generation of 112% and 20.6%, respectively, compared with a system without reflectors. Finally, the study provides a technical basis for the design and implementation of low-concentration bifacial photovoltaic systems for urban applications with space constraints.

Keywords: Bifacial photovoltaic cell; Solar redirection; Low-concentration solar systems; Structural design

ÍNDICE

DEDICATORIA

AGRADECIMIENTOS

RESUMEN

ABSTRACT

INTRODUCCIÓN 1

CAPÍTULO I 3

1 Planteamiento metodológico 3

1.1 Generalidades 3

1.2 Identificación del problema 3

1.3 Descripción del problema 4

1.3.1. Formulación del problema 5

1.4 Objetivos de la investigación 5

1.4.1. Objetivo General 5

1.4.2. Objetivos Específicos 5

1.5 Hipótesis 6

1.6 Alcances 6

1.7 Variables de estudio 7

1.7.1. Variables independientes 7

1.7.2. Variables dependientes 8

1.7.3. Definición operacional de variables 9

1.8 Matriz de consistencia 9

CAPITULO II 13

2 Marco teórico 13

2.1 Energías renovables 13

2.1.1. Introducción 13

2.1.2. Estado actual 13
2.1.3. Potencial solar en el sur del Perú 15
2.2 Sistemas de generación de energía solar fotovoltaica 16
2.2.1. Partes de instalación fotovoltaica 16
2.2.2. Radiación 18
2.2.2.1 Radiación sobre superficies inclinadas 19
2.2.3. Ángulos solares 21
2.2.4. Sombreado 26
2.3 Paneles Fotovoltaicos convencionales 27
2.3.1. Principio de funcionamiento 28
2.3.2. Eficiencia de conversión energética y económica 30
2.4 Paneles Fotovoltaicos Bifaciales 32
2.4.1. Principio de funcionamiento 34
2.4.2. Modos de uso en industria 35
2.5 Tecnologías de seguimiento solar 36
2.5.1. Estado del arte 38
2.6 Tecnologías de concentración fotovoltaica 41
2.6.1. Razón de concentración solar 42
2.6.2. Materiales 43
2.6.3. Estado del arte 45
2.7 Proceso metodológico del diseño 48
2.7.1. Abstracción para la identificación de los problemas esenciales 48
2.7.2. Desarrollo de estructuras de funcionamiento y soluciones conceptuales 49
2.8 Bases teóricas 51
2.8.1. Diseño estructural según LRFD 51

2.8.1.1 Miembros sometidos a compresión 52
2.8.1.2 Miembros sometidos a flexión 55
2.8.1.3 Miembros sometidos a flexión y compresión 58
2.8.1.4 Uniones atornilladas sometidas a cortante del perno 58
2.8.1.5 Uniones atornilladas sometidas a ovalamiento del material base 61
2.8.1.6 Uniones atornilladas sometidas a tensión en el perno 61
2.8.1.7 Uniones soldadas a filete - falla por cortante 63
2.8.1.8 Uniones soldadas a filete - falla por fluencia del metal base 67
2.8.1.9 Uniones soldadas a filete - falla por ruptura del metal base 68
2.8.2. Análisis por fatiga 68
2.8.2.1 Factores de Marin 69
2.8.2.2 Factores que modifican el límite de resistencia a la fatiga 73
2.8.2.3 Caracterización de esfuerzos fluctuantes 74
2.8.2.4 Criterios de falla por fatiga ante esfuerzos variables 75
2.8.3. Ecuaciones de carga y esfuerzo 77
CAPITULO III 81
3 METODOLOGÍA DEL DISEÑO 81
3.1 Introducción 81
3.2 Método de evaluación: VDI 2225 82
3.2.1. Lista de exigencias 82
3.3 Desarrollo conceptual del sistema 84
3.3.1. Módulo reflector de baja concentración 84
3.3.2. Soporte de paneles bifaciales 86
3.4 Caja negra del sistema 87
3.5 Matriz morfológica del diseño 88

3.6 Evaluación del concepto de solución 88
3.6.1. Alternativa 01 88
3.6.2. Alternativa 02 89
3.6.3. Alternativa 03 90
3.6.4. Modelo del panel bi facial 91
3.7 Evaluación técnica – económica 92
CAPITULO IV 96
4 Diseño y evaluación del sistema de captación solar 96
4.1 Diseño geométrico 97
4.1.1. Geometría general 97
4.1.2. Componentes principales 99
4.1.3. Restricciones geométricas 100
4.2 Diseño del módulo reflector de baja concentración 101
4.2.1. Cinemática de los reflectores 102
4.2.1.1 Definición del rango de movimiento 103
4.2.1.2 Análisis solar para la ciudad de Arequipa 104
4.2.1.3 Horario de operación del sistema 105
4.2.2. Simulación multi física del Módulo reflector 110
4.2.2.1 Caso critico 111
4.2.2.2 Caso no critico 118
4.2.3. Actuador lineal 121
4.2.4. Tubo torsor 127
4.2.4.1 Metrado de cargas - caso crítico y no critico 128
4.2.4.2 Análisis estructural - SAP 2000 129
4.2.4.3 Análisis por fatiga por método esfuerzo - vida 133

4.2.4.4 Re diseño 141
4.2.5. Bastidor 145
4.2.6. Diseño de uniones 152
4.2.6.1 Uniones soldadas 153
4.2.6.2 Uniones empernadas 160
4.2.6.3 Buje de bronce. 163
4.3 Diseño del soporte de paneles bi faciales 166
4.3.1. Simulación multi física del Soporte de paneles 167
4.3.2. Soportes laterales 172
4.3.3. Diseño de uniones 176
4.3.3.1 Uniones soldadas 176
4.3.3.2 Uniones empernadas 177
4.4 Algoritmo de seguimiento cronológico 178
4.4.1. Variables y parámetros del sistema 179
4.4.2. Determinación del ángulo de inclinación del reflector 181
4.4.3. Lógica secuencial de funcionamiento 186
4.5 Análisis óptico, térmico y energético. 188
4.5.1. Análisis óptico 189
4.5.2. Análisis térmico 198
4.5.3. Análisis energético 206
4.6 Costos 210
CONCLUSIONES 214
RECOMENDACIONES 216
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS 217
ANEXOS 223

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1-1: Operacionalización de variables. 9

Tabla 1-2: Matriz de consistencia. 10

Tabla 3-1: Lista de exigencias. 82

Tabla 3-2: Matriz morfológica de diseño 88

Tabla 4-1: Altura solar en Arequipa por horas claves. 105

Tabla 4-2: Posición de giro de reflectores en diferentes momentos del día. 109

Tabla 4-3: Fuerzas resultantes para cada caso en el módulo reflector. 121

Tabla 4-4: Mapa de calor sobre fuerza del actuador vs ángulos. 124

Tabla 4-5: Carrera y ángulo de transmisión requeridos en actuador lineal. 127

Tabla 4-6: Resumen de cargas en tubo torsor para caso crítico y no critico 129

Tabla 4-7: Momentos máximos en puntos de análisis del eje torsor – Caso crítico. 132

Tabla 4-8: Momentos máximos en puntos de análisis del eje torsor – Caso no crítico. 132

Tabla 4-9: Momentos máximos en puntos de análisis del eje torsor – Caso crítico y no crítico. 133

Tabla 4-10: Momentos medios y alternantes. 135

Tabla 4-11: Factores de concentración de esfuerzo a fatiga en el eje torsor. 137

Tabla 4-12: Esfuerzos medios y alternantes en los puntos de análisis del eje torsor 137

Tabla 4-13: Factores de Marin en los puntos de análisis del eje torsor 138

Tabla 4-14: Esfuerzos límite de resistencia a la fatiga en los puntos de análisis del eje torsor. 138

Tabla 4-15: Esfuerzos combinados alternantes y medios en puntos A, B y C. 139

Tabla 4-16: Factor de seguridad de Goodman modificado y Langer para los puntos de análisis. 139

Tabla 4-17: Esfuerzos medios y alternantes- rediseño del eje torsor. 142

Tabla 4-18: Esfuerzos combinados medios y alternantes- rediseño del eje torsor. 142

Tabla 4-19: Esfuerzos límite de resistencia a la fatiga – rediseño del eje torsor. 143
Tabla 4-20: Factor de seguridad en los puntos A, B y C- rediseño..... 143
Tabla 4-21: Fuerzas actuantes en el bastidor. 146
Tabla 4-22: Fuerzas resultantes en perfiles a analizar en el bastidor. 149
Tabla 4-23: Reacciones resultantes en el bastidor 149
Tabla 4-24: Resistencias y momentos de diseño y requeridos - Bastidor 152
Tabla 4-25: Esfuerzos resultantes y porcentaje de utilización de uniones soldadas – Modulo reflector 154
Tabla 4-26: Fuerzas y porcentajes de utilización de uniones empernadas - módulo reflector 161
Tabla 4-27: Fuerza de viento resultante – Soporte de paneles 172
Tabla 4-28: Fuerza resultantes en Marco Principal. 172
Tabla 4-29: Fuerzas resultantes en perfiles a analizar en soporte lateral. 175
Tabla 4-30: Reacciones resultantes en soporte lateral. 175
Tabla 4-31: Resistencias y momentos de diseño y requeridos - Bastidor 176
Tabla 4-32: Esfuerzos resultantes y porcentaje de utilización de unión soldada – Soporte paneles 177
Tabla 4-33: Fuerzas y porcentajes de utilización de uniones empernadas - soporte paneles. 178
Tabla 4-34: Parámetros fijos – Algoritmo del sistema 180
Tabla 4-35: Variables de operación – Algoritmo del sistema 180
Tabla 4-36: Variables astronómicas – Algoritmo del sistema 180
Tabla 4-37: Variable de salida – Algoritmo del sistema 181
Tabla 4-38: Angulo inclinación respecto a altura solar durante días de SI y SV 184
Tabla 4-39: Angulo azimutal durante días de SI y SV 186
Tabla 4-40: Propiedades ópticas para reflectores y panel bi facial en Soltrace. 191

Tabla 4-41: Irradiación normal directa (DNI) a una hora del día en SI y SV 193

Tabla 4-42: Irradiancia promedio incidente durante el día en solsticios – Con reflectores ... 195

Tabla 4-43: Irradiancia promedio incidente durante el día en solsticios – Sin reflectores. ... 195

Tabla 4-44: Irradiancia promedio incidente para configuración con y sin reflectores..... 196

Tabla 4-45: Materiales y espesores de elementos del panel bifacial..... 203

Tabla 4-46: Propiedades térmicas de materiales de elementos del panel bifacial. 204

Tabla 4-47: Flujos de energía aplicados en panel bifacial. 205

Tabla 4-48: Numero de nodos y elementos del panel bifacial discretizado..... 205

Tabla 4-49: Potencia eléctrica instantáneos diaria en los días de solsticio. 209

Tabla 4-50: Costos de materiales para fabricación del sistema. 210

Tabla 4-51: Costos de servicios para fabricación del sistema..... 212

Tabla 4-52: Resumen de costos del sistema..... 213

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2-1: Objetivos de desarrollo sostenible – Agenda 2030. 14

Figura 2-2: Comparación de energía fotovoltaica instalada entre chile y Perú del año 2024.. 15

Figura 2-3: Mapa de energías renovables potenciales del Peru 16

Figura 2-4: a) Celda PV, b) Modulo PV, c) Arreglo PV y d) Sistema PV..... 18

Figura 2-5: Radiación directa y difusa incidente en una superficie horizontal en la tierra..... 19

Figura 2-6: Ángulos solares para una superficie inclinada. 26

Figura 2-7: Diagrama de posición solar. 27

Figura 2-8: Paneles solares en sonda Sputnik 3. 28

Figura 2-9: Esquema de funcionamiento de un panel fotovoltaico. 29

Figura 2-10: Generaciones de paneles fotovoltaicos..... 30

Figura 2-11: Comparación de EPBT entre diferentes tecnologías de paneles fotovoltaicos. .. 31

Figura 2-12: Comparación de EROI entre diferentes tecnologías de paneles fotovoltaicos.... 32

Figura 2-13: Primera celda solar bifacial de doble unión publicada..... 33

Figura 2-14: Vista de sección de una celda fotovoltaica bifacial. 35

Figura 2-15: Modos de instalación de paneles fotovoltaicos bifaciales. 36

Figura 2-16: Tipos de seguimiento solar de un eje. 37

Figura 2-17: Tipos de sistemas de control para sistemas de seguimiento solar 38

Figura 2-18: Configuración experimental de panel bifacial vertical y reflectores planos. 39

Figura 2-19: Sistemas de paneles bifaciales fijo y con seguimiento solar de un eje con aplicación agro voltaica. 40

Figura 2-20: Parámetros básicos en sistemas de concentración fotovoltaica..... 42

Figura 2-21: Reflector con recubrimiento de aluminio - modelo Vega energy SP. 44

Figura 2-22: Superficie reflectante de aluminio - modelo Reflective 85. 44

Figura 2-23: Resultados del trazado de rayos en dos geometrías de un concentrador LCPV con panel bifacial. 45

Figura 2-24: Esquema de los LPCV semi parabólicos con panel bifacial 46
Figura 2-25: Angulo de deformación vs elevación de concentrador de un eje. 47
Figura 2-26: Lista de requerimientos para el diseño de un medidor de combustible..... 49
Figura 2-27: Estructura básica clasificación de sub funciones y soluciones asociadas 50
Figura 2-28: Evaluación de estructuras de funcionamiento para una maquina cosechadora de papas..... 50
Figura 2-29: Evaluación de estructuras de funcionamiento para una maquina cosechadora de papas..... 51
Figura 2-30: Factor de longitud efectiva para columnas. 53
Figura 2-31: Medidas típicas de un perfil HSS rectangular. 55
Figura 2-32: Fuerza cortante simple y momento torsor por carga excéntrica. 59
Figura 2-33: Momento flector por carga excéntrica. 62
Figura 2-34: Fuerzas a tensión en pernos que trabajan con un momento flector. 63
Figura 2-35: Unión soldada sometida a una fuerza cortante simple y torsional. 64
Figura 2-36: Segundo momento polar unitario de diferentes geometrías de soldaduras de filete. 65
Figura 2-37: Segundo momento de área unitario de diferentes geometrías de soldaduras de filete. 67
Figura 2-38: Constantes de factor de acabado superficial. 70
Figura 2-39: Áreas A95 de perfiles estructurales no rotativos. 71
Figura 2-40: Valores típicos de factor de carga. 71
Figura 2-41: Efecto de la temperatura de operación en la resistencia a la tensión del acero. .. 72
Figura 2-42: Factores de confiabilidad ke correspondientes a 8 desviaciones estándar. 72
Figura 2-43: Grafico de factores teóricos de concentración del esfuerzo, Kt. 73
Figura 2-44: Grafico de factores teóricos de concentración del esfuerzo, Kts. 74

Figura 2-45: Sensibilidad a la muesca en el caso de aceros y aleaciones de aluminio. 74
Figura 2-46: Diagrama de fatiga con varios criterios de falla. 76
Figura 2-47: Coordenadas de la amplitud y constante de la resistencia, e intersecciones importantes en el primer cuadrante de los criterios de falla de Goodman modificado y de Langer 77
Figura 3-1: Espejos reflectores en un sistema de concentración 84
Figura 3-2: Sistema de seguimiento de un eje biela - manivela 85
Figura 3-3: Bastidor en H de heliostato 86
Figura 3-4: Caja negra del sistema 87
Figura 3-5: Alternativa 01 89
Figura 3-6: Alternativa 02 90
Figura 3-7: Alternativa 03 91
Figura 4-1: Posicionamiento general del sistema. 98
Figura 4-2: Dimensiones de la posición final e inicial del actuador lineal. 102
Figura 4-3: Medidas generales del sistema. 103
Figura 4-4: Partes del modelo de Ray tracing – Phydemo. 104
Figura 4-5: Mapa de posición del sol de Arequipa – Perú. 104
Figura 4-6: Irradiación media diaria de superficie vertical. 106
Figura.4-7: Angulo límites del sistema de seguimiento 107
Figura 4-8: Posicionamiento de reflectores en momentos del día en Phydemo 109
Figura 4-9: Casos de análisis del módulo reflector. 111
Figura 4-10: Dirección del viento critica. 111
Figura 4-11: Condiciones de frontera para caso critico - ANSYS CFD – Modulo reflector 113
Figura 4-12. Mallado del dominio de fluido: a) Parte externa y b) Parte interna. 114

Figura 4-13: Condiciones de frontera para caso critico - ANSYS Mechanical – Modulo reflector 115
Figura 4-14: Mallado del módulo reflector para caso crítico en ANSYS MECHANICAL. . 115
Figura 4-15: Distribución de velocidades en módulo reflector – caso critico - ANSYS CFD. 116
Figura 4-16: Distribución de presiones en módulo reflector – caso critico - ANSYS CFD. . 116
Figura 4-17: Esfuerzo de Von Misses y deformación total en ANSYS MECHANICAL. 117
Figura 4-18: Distribución de velocidades en planos medios en ANSYS CFD. 119
Figura 4-19: Distribución de presiones sobre el reflector en ANSYS CFD.. 120
Figura 4-20: Esfuerzo de Von Misses y deformación total en ANSYS MECHANICAL. 120
Figura 4-21: Fuerzas actuantes en reflector. 122
Figura 4-22: Diagrama de cuerpo libre del eje torsor. 123
Figura 4-23: Hoja de especificaciones PA – 17 – Potencia y velocidad. 125
Figura 4-24: Dimensiones de la posición final e inicial del actuador lineal. 126
Figura 4-25: Hoja de especificaciones - PA – 17 – Medidas. 127
Figura 4-26: Tipos de carga en el eje torsor. 128
Figura 4-27: Modelo real y simplificado del eje torsor. 130
Figura 4-28: Restricciones del eje torsor. 130
Figura 4-29: Diagramas de momento torsor y flexionante para caso critico – Tubo torsor .. 131
Figura 4-30: Puntos de análisis en el eje torsor. 132
Figura 4-31: Diagramas de relación esfuerzo– tiempo para el eje torsor 135
Figura 4-32: Geometría de los puntos de análisis en el eje torsor. 136
Figura 4-33: Características geométricas en los puntos de análisis del eje torsor. 136
Figura 4-34: Diagrama de fatiga del punto C. 140
Figura 4-35: Cambio de sección del eje torsor 141

Figura 4-36: Diagrama de fatiga del punto A – rediseño. 144
Figura 4-37: Diagrama de fatiga del punto B – rediseño. 144
Figura 4-38: Diagrama de fatiga del punto C – rediseño. 145
Figura 4-39: Modelo real y simplificado del bastidor. 147
Figura 4-40: Restricciones en el bastidor. 147
Figura 4-41: Diagramas de fuerza y momentos en el bastidor. 148
Figura 4-42: Perfiles a analizar en el bastidor. 149
Figura 4-43: Designación de uniones a analizar en el módulo de baja concentración. 153
Figura 4-44: Diagrama de fuerzas para unión soldada 3S. 155
Figura 4-45: Medidas de esfuerzo corte excéntrico y requerido en unión 3S. 156
Figura 4-46: Fuerzas y momentos actuantes en la unión soldada 6S. 158
Figura 4-47: Fuerzas y momentos actuantes en unión empernada 4P. 161
Figura 4-48: Vista de corte de componentes en eje torsor. 164
Figura 4-49: Diagrama de componentes del soporte de paneles bi faciales. 166
Figura 4-50: Condiciones de frontera en ANSYS CFD – Soporte paneles 169
Figura 4-51: Condiciones de frontera en ANSYS MECHANICAL – Soporte paneles 169
Figura 4-52: Distribución de velocidades en planos medios en ANSYS CFD – Soporte paneles 170
Figura 4-53: Esfuerzo de Von Misses y deformación total en ANSYS MECHANICAL. 171
Figura 4-54: Modelo real, simplificado y restricciones en el soporte lateral. 173
Figura 4-55: Fuerzas y momentos actuantes en el soporte lateral. 174
Figura 4-56: Diagramas de fuerza y momentos en el soporte lateral. 174
Figura 4-57: Perfiles y reacciones a analizar en soporte lateral. 175
Figura 4-58: Uniones empernadas y soldadas – Soporte de paneles bi faciales. 176

Figura 4-59: Constante geométrica reflector - panel del algoritmo de seguimiento cronológico. 179
Figura 4-60: Análisis trigonométrico del ángulo inclinación A..... 183
Figura 4-61: Angulo de inclinación del reflector vs altura solar..... 183
Figura 4-62: Comportamiento operacional respecto al azimut solar. 185
Figura 4-63: Diagrama de flujo del algoritmo de seguimiento cronológico. 188
Figura 4-64: Modelo para simulación óptica en Soltrace y modelo real. 190
Figura 4-65: Configuración de posición y forma del sol en Soltrace..... 191
Figura 4-66: Parámetros de inicialización de simulación en Soltrace. 192
Figura 4-67: Parámetros de inicialización de simulación en Soltrace. 193
Figura 4-68: Mapas de flujo de irradiancia incidente promedio a las 08:30 en SI. 194
Figura 4-69: Irradiancia promedio incidente para configuración con y sin reflectores. 196
Figura 4-70: Irradiación acumulada incidente para configuración con y sin reflectores 198
Figura 4-71: Vista isométrica y frontal en solsticio de verano en Soltrace– 7:30. 202
Figura 4-72: Vista isométrica y de corte del panel bifacial en ANSYS THERMAL. 203
Figura 4-73: Panel bifacial discretizado en ANSYS THERMAL..... 205
Figura 4-74: Condiciones de frontera aplicados en panel bifacial. 206
Figura 4-75: Temperatura máxima de operación en panel bifacial..... 206
Figura 4-76: Potencia eléctrica instantáneos diaria en los días de solsticio..... 209
Figura 4-77: Temperatura máxima de operación en panel bifacial..... 210

ÍNDICE DE ANEXOS

Anexo A. Propiedades mecánicas de los materiales 223

Anexo B. Factores de diseño mecánico 226

Anexo C. Hojas de especificaciones técnicas 229

Anexo D. Simulación multi física del módulo reflector – Caso crítico 233

Anexo E. Metrado de cargas y análisis estructural del tubo torsor – Caso crítico y no crítico. 243

Anexo F. Factores de concentración de esfuerzo por fatiga y factores de Marin en el eje torsor. 256

Anexo G. Rediseño del eje torsor 263

Anexo H. Uniones soldadas y empernadas del módulo reflector 266

Anexo I. Cálculo analítico de los soportes laterales 287

Anexo J. Uniones soldadas y empernadas del soporte de paneles 292

Anexo K. Simulaciones ópticas – Solsticio de invierno y verano 300

Anexo L. Planos 310

INTRODUCCIÓN

La creciente demanda energética y la necesidad de reducir el impacto ambiental han impulsado el desarrollo de sistemas basados en energías renovables, destacando la energía solar fotovoltaica. En regiones con altos niveles de irradiancia, como Arequipa, el aprovechamiento de la energía solar representa una oportunidad para aplicaciones urbanas. Sin embargo, la limitada disponibilidad de espacio en techos restringe la capacidad de generación de los sistemas fotovoltaicos convencionales, debido a que la potencia instalada depende del área disponible.

En este contexto, el uso de paneles fotovoltaicos bifaciales con reflectores solares de baja concentración constituye una alternativa para incrementar la irradiancia incidente sin aumentar significativamente el área ocupada. No obstante, la incorporación de reflectores móviles requiere evaluar su comportamiento estructural frente a cargas de viento y su desempeño óptico, térmico y energético.

La presente tesis desarrolla el diseño estructural de un sistema compuesto por un panel fotovoltaico bifacial fijo y reflectores móviles de baja concentración, siguiendo la metodología VDI 2225 e integrando análisis óptico mediante trazado de rayos, análisis estructural por elementos finitos (FEA) y cálculos analíticos para el dimensionamiento de sus componentes. Asimismo, se desarrolla un algoritmo de seguimiento solar cronológico basado en relaciones astronómicas y geométricas para determinar la inclinación de los reflectores durante las horas de funcionamiento.

Finalmente, se evalúa el comportamiento óptico, térmico y energético del sistema para determinar el efecto de los reflectores sobre la irradiancia incidente, la temperatura de operación y la generación eléctrica, estableciendo una base técnica para aplicaciones urbanas con espacio limitado.

CAPÍTULO I

CAPÍTULO I

1 Planteamiento metodológico

1.1 Generalidades

Actualmente vivimos una época de transición energética, en la que estamos dejando de usar tecnologías relacionadas al uso de combustibles fósiles como el petróleo o el carbón y estamos transitando a energías renovables como la eólica y la solar. Esta transición viene siendo impulsada por organismos internacionales como la Asamblea General Naciones Unidas que a través de 17 objetivos globales que buscan promover una agenda para el año 2030, que tiene como meta lograr un futuro mejor y más sostenible para todos. Uno de estos objetivos globales (SDG´s), el número 07, se enfoca en el ámbito energético y tiene como uno de sus pilares el de incrementar el aporte de energía renovable en la red energética global (United Nations, 2015).

Por lo que resulta necesario dar visibilidad a las virtudes de las energías renovables. Siendo los paneles fotovoltaicos uno de las tecnologías más importantes a nivel mundial relacionadas a la generación de electricidad a partir de la radiación solar.

El Perú es un país que puede aprovechar de mejor manera la gran radiación solar que nos llega por estar cerca de la línea ecuatorial por el norte, así como por la extensión del desierto de Atacama por el sur. Por ejemplo, con proyectos como la planta solar Rubí ubicada en la región Moquegua – Perú que genera energía eléctrica a través de una granja de paneles fotovoltaicos alcanzando una potencia instalada de 179.5 MW (Enel Green Power, 2017).

1.2 Identificación del problema

El uso de la energía solar en Sudamérica se viene incrementando año tras año, como es el caso del país vecino de Chile en el que la capacidad instalada de energía solar ocupa el 25.54% del total para diciembre del 2023 (Comisión Nacional de Energía (CNE), 2023). Caso contrario en el Perú, que el porcentaje de potencia efectiva de energía solar es solo el 2.14% (Comité de Operación Económica del Sistema Interconectado Nacional (COES-SINAC),

2024). Aunque el Perú cuenta con leyes o decretos legislativos como el “Decreto Legislativo N° 1002”, que regulan y promueven el uso de Energías renovables en el territorio nacional (Decreto Legislativo N.º 1002, 2008), los proyectos relacionados a energías renovables como la solar o eólica son escasos por lo que resulta imperativo dar más visibilidad y demostrar los beneficios de estas en las universidades.

La utilización de paneles solares para la generación de energía eléctrica se viene incrementando cada año, no solo por la madurez tecnológica de los procesos de fabricación que logran ofrecer un producto a bajo costo, sino también por su alta eficiencia de conversión de energía (Fischer et al., 2023). Pero también a la par se desarrollan tecnologías similares que logran mayores eficiencias, como los paneles solares bifaciales que pueden generar un 10-30% más energía que los monos faciales (Sun et al., 2018). Se espera que estos se apoderen del mercado y sean foco de más investigaciones, logrando desplazar a los paneles mono faciales y aumentado su participación en el mercado desde un 20% en 2019 a un 70% en 2030 (Fischer et al., 2023).

1.3 Descripción del problema

El desarrollo tecnológico a nivel nacional referente al aprovechamiento de la energía solar de manera eléctrica o de calor es escasa. Por lo resulta necesario dar visibilidad a este tipo de tecnologías y así poder incentivar que se use en mayor porcentaje a nivel nacional.

La investigación acerca concentración solar de baja capacidad en paneles solares bifaciales a nivel mundial se encuentra en una etapa inicial lo que nos permite ser partícipes de su investigación. Esto permitiría a posteriores estudios poder aportar conocimiento a que describa el comportamiento de esta tecnología en lugares como Arequipa.

1.3.1. Formulación del problema

¿Cómo diseñar y evaluar un sistema de captación solar de baja concentración, compuesto por un panel bifacial fijo y reflectores móviles con seguimiento cronológico, para determinar su incremento de irradiancia y su efecto en la generación eléctrica estimada, verificando su comportamiento térmico y su viabilidad estructural y constructiva bajo condiciones de diseño definidas para Arequipa?

1.4 Objetivos de la investigación

1.4.1. Objetivo General

- Diseñar y evaluar un sistema de captación solar de baja concentración basado en un panel bifacial fijo y reflectores móviles con seguimiento cronológico, considerando su desempeño óptico, térmico, energético y estructural.

1.4.2. Objetivos Específicos

- Desarrollar el diseño geométrico y estructural del sistema mediante modelado, cálculo analítico y simulación computacional de sus componentes principales bajo condiciones de carga representativas de funcionamiento.
- Desarrollar un algoritmo de seguimiento solar cronológico basado en relaciones astronómicas y geométricas para determinar la inclinación de los reflectores y su secuencia de activación durante las horas de funcionamiento del sistema.
- Analizar y evaluar el desempeño óptico del sistema mediante simulaciones de trazado de rayos, determinando el incremento de la irradiancia incidente sobre el panel bifacial respecto a una configuración sin reflectores móviles.
- Evaluar el comportamiento térmico del panel bifacial mediante simulación numérica durante el día de análisis seleccionado, correspondiente a las condiciones de operación más exigentes, para determinar su temperatura máxima de operación.

- Estimar la energía eléctrica generada por el sistema a partir de la irradiancia incidente, la eficiencia de conversión y las condiciones de operación del panel, considerando el efecto de la temperatura y comparando las configuraciones con y sin reflectores móviles.
- Evaluar la factibilidad constructiva y funcional del sistema propuesto mediante la elaboración de planos de detalle, la selección de componentes comerciales y la estimación preliminar de costos.

1.5 Hipótesis

La incorporación de reflectores móviles de baja concentración con seguimiento cronológico incrementará la irradiancia incidente sobre el panel bifacial y, en consecuencia, la energía eléctrica generada respecto a una configuración equivalente sin reflectores.

1.6 Alcances

- El estudio comprende el diseño de ingeniería y la evaluación analítica y numérica del sistema propuesto. No incluye la fabricación de un prototipo ni su validación experimental física.
- Seguimiento solar: Se evaluará un algoritmo cronológico de lazo abierto, basado en relaciones astronómicas y geométricas, para determinar la orientación teórica de los reflectores móviles durante las horas de operación consideradas. No se contempla la implementación de un sistema de control en tiempo real.
- Accionamiento y control: El alcance no incluye el diseño electrónico de control y potencia, la selección de sensores ni el desarrollo de estrategias de automatización para el accionamiento de los reflectores.
- Evaluación estructural y condiciones de diseño: El comportamiento estructural se analizará mediante cálculos y simulaciones numéricas, considerando las acciones de diseño definidas para las condiciones ambientales de referencia, incluidas las cargas de viento y las acciones gravitacionales pertinentes. La validez de los resultados estará

condicionada por las hipótesis, propiedades de los materiales, condiciones de apoyo y combinaciones de carga adoptadas.

- Evaluación óptica: Se realizarán simulaciones de trazado de rayos para evaluar la configuración geométrica de los reflectores y cuantificar la irradiancia incidente sobre las caras frontal y posterior del panel bifacial. Los resultados se compararán con una configuración de referencia sin reflectores, bajo condiciones solares equivalentes.
- Evaluación térmica y energética: Se estimará el comportamiento térmico del panel para los escenarios de análisis seleccionados y se calculará la producción energética estimada a partir de los resultados ópticos y térmicos, considerando los supuestos del modelo eléctrico. La comparación se realizará para días representativos de los solsticios de verano e invierno.
- Limitaciones de la evaluación: Los resultados corresponderán a cálculos analíticos y numéricas para las condiciones simuladas; por tanto, no demostrarán experimentalmente el desempeño real del sistema ni permitirán generalizar sus resultados a todas las condiciones meteorológicas o de instalación.

1.7 Variables de estudio

Según Hernández-Sampieri & Mendoza Torres (2018), una variable se entiende como una propiedad que puede fluctuar y cuya variación es susceptible de medirse u observarse. Estas pueden aplicarse a objetos, fenómenos o sistemas, adquiriendo distintos valores en función de las condiciones evaluadas.

1.7.1. Variables independientes

Las variables independientes del presente estudio corresponden a los parámetros de diseño del sistema de captación solar, los cuales se agrupan en dos componentes principales: la configuración geométrica y la cinemática del sistema de seguimiento.

- La configuración geométrica comprende la inclinación, dimensiones y disposición de los reflectores respecto al panel bifacial, así como la separación entre los elementos del sistema.
- La cinemática del sistema de seguimiento incluye el rango de movimiento angular de los reflectores y las posiciones de operación.
- La estrategia de seguimiento cronológico comprende el cálculo astronómico de la posición solar y la determinación geométrica de la inclinación operacional de los reflectores durante el día.

1.7.2. Variables dependientes

Las variables dependientes corresponden a los indicadores utilizados para evaluar el desempeño del sistema de captación solar, el cual se evalúa desde el punto de vista estructural, óptico y energético.

- Los indicadores del desempeño estructural serán: los esfuerzos equivalentes de von Mises, los desplazamientos máximos, resistencia estructural y los factores de seguridad obtenidos a partir de simulaciones por elementos finitos y verificaciones analíticas.
- Los indicadores del desempeño óptico serán: la irradiancia promedio incidente sobre ambas superficies del panel bifacial y la mejora porcentual respecto al escenario base (sin reflectores). Estos valores serán obtenidos a través de simulaciones de trazado de rayos.
- Los indicadores del desempeño energético serán: la energía eléctrica diaria y la mejora porcentual respecto al escenario base (sin reflectores).

1.7.3. Definición operacional de variables

La operacionalización de variables permite establecer los criterios mediante los cuales serán evaluados los parámetros de desempeño del sistema propuesto. Estos están resumidos en la tabla 1-1.

Tabla 1-1: Operacionalización de variables.

Variable	Método de evaluación	Herramienta
Esfuerzo equivalente de Von Misses	Análisis por elementos finitos (FEA)	ANSYS ESTRUCTURAL
Resistencia estructural	Relación demanda / capacidad (LRFD)	Calculo analítico
Factor de seguridad	Método esfuerzo – vida (S-N)	Calculo analítico
Desplazamientos máximos	Simulación estructural	- ANSYS ESTRUCTURAL - SAP 2000
Irradiancia promedio incidente	Simulación óptica	SolTrace
Incremento irradiancia promedio incidente	Comparación porcentual respecto al caso base	Calculo analítico
Energía eléctrica diaria	-	Calculo analítico
Incremento energía eléctrica diaria	Comparación porcentual respecto al caso base	Calculo analítico

Fuente: Elaboración propia

1.8 Matriz de consistencia

A través de la matriz de consistencia permite se verifica que los elementos del planteamiento se encuentren alineados y que los métodos de análisis respondan a los objetivos propuestos, como se ve en la tabla 1-2.

Tabla 1-2: Matriz de consistencia.

Objetivo específico	Indicador de evaluación	Método de evaluación	Herramienta
Desarrollar el diseño geométrico y estructural del sistema mediante modelado, cálculo analítico y simulación computacional de sus componentes principales bajo condiciones de carga reales.	Esfuerzo equivalente de Von Mises, desplazamientos máximos, resistencia estructural y factor de seguridad.	Análisis por elementos finitos (FEA), capacidad de carga (LRFD) y método esfuerzo-vida (S-N).	ANSYS Structural y CFD SAP2000 y cálculo analítico.
Desarrollar un algoritmo de seguimiento solar cronológico basado en relaciones astronómicas y geométricas para determinar la inclinación de los reflectores y el momento de activación de cada reflector durante las horas de funcionamiento del sistema.	Ángulos de inclinación de los reflectores, horarios de activación y correspondencia entre la posición solar calculada y la orientación de los reflectores.	Cálculo analítico de la posición solar y evaluación geométrica de la orientación y secuencia de activación de los reflectores.	Cálculo analítico.
Analizar y evaluar el desempeño óptico del sistema mediante simulaciones de trazado de rayos, determinando el incremento de la irradiancia incidente sobre el panel bifacial respecto a una configuración sin reflectores móviles.	Irradiancia promedio incidente sobre ambas caras del panel e incremento porcentual de irradiancia respecto a la configuración de referencia.	Simulación óptica mediante trazado de rayos y comparación de las configuraciones con y sin reflectores móviles bajo condiciones equivalentes.	SolTrace.
Evaluar el comportamiento térmico del panel bifacial mediante simulación numérica durante el día de análisis seleccionado, correspondiente a las condiciones de operación más exigentes, para determinar su temperatura máxima de operación.	Temperatura máxima del panel bifacial durante el día de análisis seleccionado.	Simulación térmica numérica en régimen estacionario, utilizando las condiciones ambientales y de irradiación definidas para el escenario de análisis.	ANSYS Steady-State Thermal.
Estimar la energía eléctrica generada por el sistema a partir de la irradiancia obtenida y la temperatura de operación del panel, comparando configuraciones con y sin reflectores móviles.	Energía eléctrica diaria e incremento porcentual de energía respecto al caso base.	Comparación entre configuraciones.	Cálculo analítico.

Objetivo específico	Indicador de evaluación	Método de evaluación	Herramienta
Evaluar la factibilidad constructiva y funcional del sistema propuesto mediante la elaboración de planos de detalle, selección de componentes comerciales y estimación preliminar de costos.	Planos de detalle elaborados, componentes comerciales seleccionados, disponibilidad de componentes y costo preliminar estimado del sistema.	Evaluación constructiva y funcional, revisión de catálogos comerciales y estimación de costos de fabricación y adquisición.	Planos CAD, catálogos comerciales y presupuesto preliminar.

Fuente*: Elaboración propia*

CAPÍTULO II

CAPITULO II

2 Marco teórico

2.1 Energías renovables

2.1.1. Introducción

En la historia de la humanidad el uso de energías renovables fue algo habitual. Por ejemplo, el uso de energía eólica para impulsar barcos de vela por el Mediterráneo hace 5500 años o para hacer funcionar molinos de viento en la India hace 2500 años (Sorensen, s. f.). Esto siguió sin mucho cambio hasta la llegada de la revolución industrial, época en la que se empezaron a usar masivamente otro tipo de tecnologías como el motor a vapor que tiene como fuente de energía el carbón (Cartwright, 2023). Posteriormente esta tecnología fue remplazada con la invención del motor de combustión interna que usa derivados del petróleo como fuente de energía y que se sigue usando hasta estos días

El ciclo de trabajo de este tipo de tecnologías genera como residuo gases de efecto invernadero. Estos son los causantes de grandes cambios que se están generando en nuestro planeta y que han sido estudiados y comunicados por la comunidad científica desde los años 90, que de acuerdo con la National Aeronautics and Space Administration (2024), siendo el más importante de estos el aumento de la temperatura promedio del planeta. Este generara daños irreversibles a la flora y fauna del planeta, lo que impactara en la calidad de vida de todos los seres humanos con el pasar de los años.

2.1.2. Estado actual

Estas preocupaciones han sido tomadas en serio con el pasar de los años, concretándose en acuerdos llevados por las grandes potencias del mundo. Uno de estos acuerdos es la “Transforming our world: the 2030 Agenda for Sustainable Development”, una agenda creada en septiembre del 2015 por la Naciones Unidas (United Nations, 2015). En esta se dicta un plan de acción que busca cumplir 17 objetivos globales, resumidos en la figura 2-1, en los próximos

15 años. Siendo el objetivo 07 “Ensure access to affordable, reliable, sustainable and modern energy for all”, el que habla del camino que se deberá seguir respecto al uso y generación de energía. Así mismo se deberá incrementar sustancialmente el uso de energías renovables en la matriz energética global, siendo este el punto 7.2 de esta agenda.



Figura 2-1: Objetivos de desarrollo sostenible – Agenda 2030.
Nota. Tomado de Transforming our world: The 2030 Agenda for Sustainable Development, por United Nations. (2015)

A su vez existen otros organismos internaciones, como el IRENA (International Renewable Energy Agency), que llevan cuenta del progreso de las acciones que se toman año tras año para lograr el objetivo de aumentar el uso de las energías renovables y así evitar el aumento de la temperatura global. Según (International Renewable Energy Agency, 2025b) la energía eléctrica generada mundialmente por energías renovables es del 43% al año 2025, un número cercano al 69% que se requiere llegar en el año 2050 para cumplir con el escenario climático del 1.5°C. Asimismo, IRENA (2023), destaca este escenario que dicta el camino a seguir para limitar el aumento de la temperatura global en 1.5°C para finales de este siglo.

Así mismo, comparando nuestro desarrollo respecto al uso de energías renovables con el país vecino de chile nos queda un gran camino por recorrer. Analizando datos extraídos de la web del IRENA IRENA (2025a) podemos apreciar una potencia instalada de 10940 MW en Chile vs 528 MW en Perú de energía solar fotovoltaica al año 2024. También podemos hacer los mismo para la potencia instalada de 4807 MW en Chile vs 1151 MW en Perú de energía

solar eólica. En la figura 2-2 queda evidenciado que nos encontramos muy atrasados en el uso de energías renovables por lo que resulta necesario generar más visibilidad a este tipo de tecnologías.

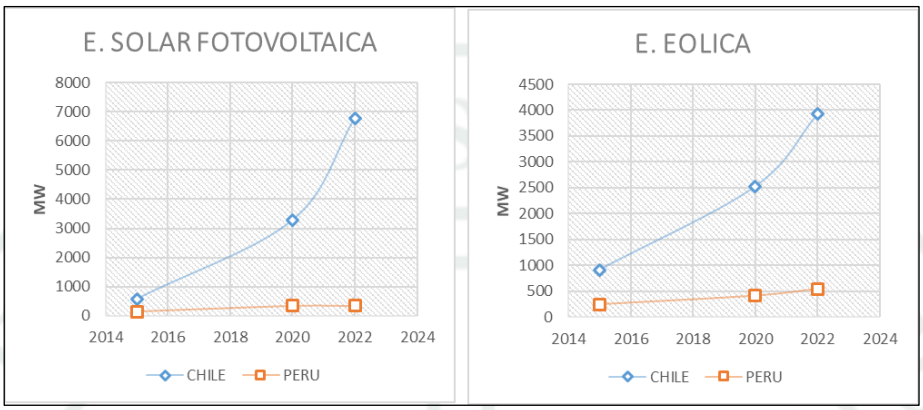


Figura 2-2: Comparación de energía fotovoltaica instalada entre chile y Perú del año 2024.
Nota: Elaboración propia

2.1.3. Potencial solar en el sur del Perú

El sur del Perú presenta un alto potencial para el aprovechamiento de la energía solar respecto al resto del territorio nacional, debido a sus condiciones geográficas y climáticas favorables, como se observa en la Figura 2-3. Según el Servicio Nacional de Meteorología e Hidrología del Perú (2003), las regiones de Arequipa, Moquegua y Tacna presentan elevados niveles de energía solar, con valores de irradiación solar diaria promedio anual de aproximadamente 6,0 kWh/m²-día. Asimismo, el SENAMHI señala que, a fines de la primavera, las terrazas desérticas de Arequipa, Moquegua y Tacna, ubicadas por encima de los 1000 m s. n. m., alcanzan los mayores valores de energía solar durante el año y de todo el territorio nacional. También según el Organismo Supervisor de la Inversión en Energía y Minería (2023), el desarrollo de plantas fotovoltaicas en construcción proyectados en Arequipa y regiones del sur evidencia la viabilidad técnica y energética que existe en esta zona del país. Algunos ejemplos de estos son la Central solar de San Martin y la Central Solar Clemesí, que cuenta con una potencia instalada de 252.4 MW y 114 MW respectivamente.

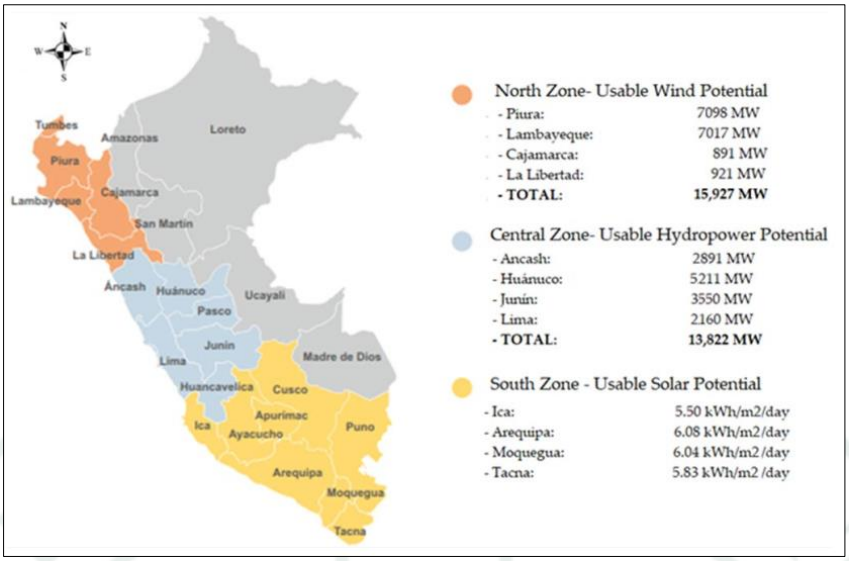


Figura 2-3: Mapa de energías renovables potenciales del Peru
Nota. Tomado de Energías renovables: Experiencia y perspectivas en la ruta del Perú hacia la transición energética, por (Schmerler Vainstein et al., 2019).).

La región sur del Perú presenta condiciones favorables para la instalación de sistemas fotovoltaicos orientados al autoconsumo residencial y aplicaciones urbanas distribuidas. Especialmente la ciudad de Arequipa debido a sus altos niveles de irradiancia solar y por presentar una elevada disponibilidad de cielos despejados durante gran parte del año. Evaluaciones técnico-económicas realizada por Espinoza et al. (2019) en distintas zonas del Perú, sobre sistemas fotovoltaicos residenciales conectados a red concluyen que Arequipa alcanza escenarios de "grid parity", donde el costo de generación fotovoltaica resulta competitivo frente a las tarifas eléctricas convencionales. Obteniendo un costo nivelado de energía (LCOE) en el rango de 0.1038 – 0.1479 USD/kWh, frente a los 0.1686 USD/kWh de tarifa eléctrica convencional para el año 2018. Esto muestra una competitividad económica favorable para estos sistemas.

2.2 Sistemas de generación de energía solar fotovoltaica

2.2.1. Partes de instalación fotovoltaica

Según Aghaei et al. (2020), un sistema fotovoltaico está conformado por diversos subcomponentes que cumplen funciones específicas, pero su objetivo principal es convertir la

radiación solar en energía eléctrica. Aunque la configuración puede variar según el tipo de instalación, los elementos esenciales suelen ser similares y se agrupan generalmente en cuatro categorías: celdas o módulos fotovoltaicos, componentes electrónicos de potencia, sistemas de almacenamiento de energía y componentes eléctricos y mecánicos que permiten la integración y operación del sistema.

La celda fotovoltaica es un dispositivo semiconductor que funciona según el efecto fotovoltaico, mediante el cual la energía luminosa se transforma en electricidad. La mayoría de las celdas aprovechan principalmente la radiación del rango visible del espectro solar, aunque algunas también pueden absorber radiación infrarroja o ultravioleta. Debido a que la energía producida por una sola celda es reducida, estas se interconectan para alcanzar niveles útiles de voltaje y corriente: las conexiones en serie permiten aumentar el voltaje, mientras que las conexiones en paralelo incrementan la corriente. Un conjunto de celdas forma un módulo fotovoltaico, y varios módulos conectados en serie constituyen una cadena de módulo, lo que permite alcanzar los niveles de tensión requeridos en las instalaciones fotovoltaicas, como se ve en la figura 2-4.

Los componentes electrónicos de potencia desempeñan un papel fundamental en los sistemas fotovoltaicos, siendo el inversor uno de los dispositivos más importantes. Los arreglos fotovoltaicos generan electricidad en corriente continua (DC), la cual debe convertirse en corriente alterna (AC) para su uso o para la conexión a la red eléctrica. La selección del inversor es un aspecto crítico, ya que influye en el voltaje de operación del sistema y en su rendimiento global. Además, los sistemas fotovoltaicos incluyen diversos componentes eléctricos y mecánicos, tales como cables, cajas de conexión y estructuras de soporte. En sistemas con seguimiento solar, se añaden elementos adicionales, como motores eléctricos, que permiten ajustar la inclinación o la orientación de los módulos para optimizar la captación de radiación solar.

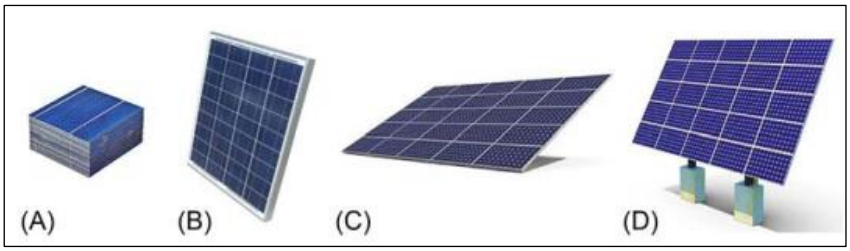


Figura 2-4: a) Celda PV, b) Modulo PV, c) Arreglo PV y d) Sistema PV.
Fuente: Tomado de Solar PV systems design and monitoring por, Aghaei et al. (2020).

2.2.2. Radiación

Según Kanoglu et al. (2020), el Sol constituye la principal fuente de energía para la Tierra, emitiendo energía en forma de radiación electromagnética que, tras atravesar la atmósfera, llega a la superficie terrestre y puede ser aprovechada en diversos procesos naturales y aplicaciones energéticas. La radiación que incide en el límite superior de la atmósfera se conoce como irradiancia solar total o constante solar, cuyo valor es aproximadamente 1373 W/m², presentando ligeras variaciones a lo largo del año debido a los cambios en la distancia entre la Tierra y el Sol.

Durante su paso por la atmósfera, la radiación solar sufre una atenuación importante como consecuencia de fenómenos de absorción y dispersión. Distintos gases atmosféricos absorben energía en determinados rangos de longitud de onda; por ejemplo, el ozono absorbe gran parte de la radiación ultravioleta, mientras que el vapor de agua y el dióxido de carbono absorben principalmente en la región infrarroja. Debido a estos procesos, la radiación que alcanza la superficie terrestre disminuye considerablemente, situándose alrededor de 950 W/m² en condiciones de cielo despejado, y concentrándose en el intervalo aproximado de 0.3 a 2.5 μm, que corresponde al rango más útil para aplicaciones solares.

Desde el punto de vista energético, la radiación solar incidente sobre una superficie terrestre puede descomponerse en dos componentes principales: la radiación directa, que llega desde el Sol sin haber sido dispersada, y la radiación difusa, originada por la dispersión en la atmósfera y que alcanza la superficie desde múltiples direcciones como se ve en la figura 2-5.

La proporción de radiación difusa depende de las condiciones atmosféricas, pudiendo variar desde aproximadamente 10 % en días despejados hasta valores cercanos al 100 % en condiciones de cielo completamente nublado. La suma de ambas componentes constituye la radiación disponible en superficie y representa la base del aprovechamiento energético en los sistemas fotovoltaicos.

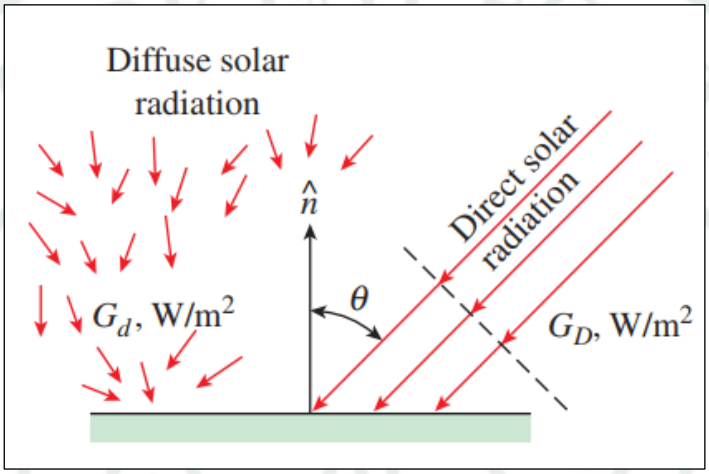


Figura 2-5: Radiación directa y difusa incidente en una superficie horizontal en la tierra. Fuente: Tomado de Fundamentals and applications of renewable energy, por Kanoglu, Cengel y Cimbala (2019)

2.2.2.1 Radiación sobre superficies inclinadas

La ecuación general de radiación incidente sobre superficies inclinadas general considera diversas contribuciones de la radiación difusa provenientes de distintas regiones del cielo. Sin embargo, en muchas aplicaciones de ingeniería resulta conveniente emplear modelos simplificados que permitan estimar la irradiancia incidente con un menor número de parámetros sin comprometer significativamente la precisión del cálculo.

Uno de los modelos más utilizados para este propósito es el modelo isotrópico de Liu y Jordan, descrito en Duffie (Deceased) et al. (2020), el cual asume que la radiación difusa y reflejada del cielo se distribuye uniformemente en toda la bóveda celeste. Bajo esta hipótesis, estos dos componentes de la radiación dependen únicamente de la fracción del hemisferio celeste visible desde dicha superficie.

De acuerdo con este modelo la irradiancia total sobre una superficie inclinada se compone de una irradiancia directa, una difusa y una reflejada por el suelo o superficies cercanas. De acuerdo con Duffie (Deceased) et al. (2020), Equation 2.15.1, la irradiancia total incidente sobre una superficie inclinada puede expresarse como:

$$I_T = I_b\, R_b + I_d\, \frac{1+\cos(\beta)}{2} + I\, \rho_g \frac{1-\cos(\beta)}{2} \qquad (2\text{-}1)$$

Donde:

- I_t: irradiancia solar total incidente sobre la superficie inclinada [W/m^2].
- I_b: irradiancia directa sobre una superficie horizontal.
- R_b: factor geométrico de proyección.
- I_d: irradiancia difusa sobre una superficie horizontal.
- β: ángulo de inclinación de la superficie.
- I: irradiancia global sobre una superficie horizontal.
- ρ_g: albedo del suelo.

La irradiancia total incidente sobre una superficie inclinada representa la radiación disponible que alcanza el módulo fotovoltaico; sin embargo, no toda esta energía es aprovechada debido a las pérdidas ópticas asociadas a la reflexión y transmisión de la cubierta. Por ello, Duffie (Deceased) et al. (2020), Equation 5.9.1, proponen una expresión que permite estimar la irradiancia solar absorbida por la superficie receptora considerando las contribuciones de la radiación directa, difusa y reflejada, así como las propiedades ópticas del sistema representadas por el producto transmitancia-absorbancia (τα).

$$S = I_b R_b (\tau\alpha)_b + I_d (\tau\alpha)_d \frac{1+\cos(\beta)}{2} + I\rho_g * (\tau\alpha)_g \frac{1-\cos(\beta)}{2} \qquad (2\text{-}2)$$

Donde:

- τ: Transmitancia.
- α: Absorbancia.

Para hallar irradiancia solar total incidente sobre la superficie inclinada, tenemos que hallar algunos valores que dependen de la posición del sol en una hora específica y de la posición de la superficie a analizar. El factor geométrico de proyección (Rb), definido en Duffie (Deceased) et al., (2020), se expresa como:

$$R_b = \frac{\cos(\theta)}{\cos(\theta_z)} \quad (2.3)$$

Donde:

- θ: ángulo de incidencia de la radiación solar sobre la superficie inclinada.
- θ_z: ángulo cenital solar.
- Rb: factor geométrico de proyección.

También se definirá la irradiancia normal directa (DNI). Este parámetro representa la radiación solar que incide de forma perpendicular a la dirección de los rayos solares y es fundamental para el análisis de sistemas de concentración solar, ya que corresponde a la fracción de radiación que puede ser reflejada hacia el panel bifacial.

$$DNI = G_b * \cos(\theta_z) \quad (2\text{-}4)$$

Donde:

- DNI: irradiancia normal directa.
- θ_z: ángulo cenital solar.
- G_b: irradiancia directa sobre superficie horizontal (W/m^2).

2.2.3. Ángulos solares

Los conceptos necesarios para describir la trayectoria aparente del Sol en el cielo y analizar la radiación solar incidente sobre una superficie dependen principalmente de dos ángulos astronómicos: la altura solar y el acimut solar. Según Duffie (Deceased) et al. (2020), estos ángulos permiten describir la posición del Sol en el cielo en cualquier instante del día y constituyen parámetros esenciales para el análisis de sistemas de captación de energía solar. A continuación, se describen los principales ángulos solares:

- **Altura solar (α)**

Según Duffie (Deceased) et al. (2020), el ángulo de altura solar se define como el ángulo formado entre el rayo solar y el plano horizontal del lugar de observación. Este ángulo describe la elevación aparente del Sol sobre el horizonte y puede variar entre 0°, cuando el Sol se encuentra en el horizonte, y 90°, cuando el Sol se encuentra en el cenit. La altura solar determina

la elevación del Sol en el cielo y tiene una influencia directa en la cantidad de radiación solar que puede interceptar una superficie receptora.

$$\alpha = asen(sen(\phi)\, sen(\delta) + \cos(\phi)\ \cos(\delta)\ \cos(\omega)) \quad (2\text{-}5)$$

Donde:

- α: Angulo de altura solar.
- Ts: Hora solar.
- ω: Angulo horario.
- δ: Declinación solar.
- ϕ: Latitud geográfica local.

- **Acimut solar (γ_s)**

Según Duffie (Deceased) et al. (2020), el acimut solar corresponde al ángulo formado entre la proyección del rayo solar sobre el plano horizontal y una dirección de referencia, que generalmente corresponde al sur geográfico. Este ángulo varía entre -180° y 180°, permitiendo determinar la orientación del Sol respecto a los puntos cardinales. Siento negativo para la dirección Este y positivo para la dirección Oeste.

$$\gamma_s = \left(\frac{\omega}{abs(\omega)}\right) abs(\text{acos}\ (\frac{\cos(\theta_z)\ sen(\emptyset) - sen(\delta)}{sen(\theta_z)\ \cos(\emptyset)})) \quad (2\text{-}6)$$

Donde:

- γ_s: Angulo azimutal solar.
- ω: Angulo horario.
- δ: Declinación solar.
- ϕ: Latitud geográfica local.
- θ_z: Angulo cenital solar.

- **Latitud (∅)**

Según Duffie (Deceased) et al. (2020), la latitud se define como la posición angular de un punto sobre la superficie terrestre respecto al plano del ecuador. Este ángulo se mide en dirección norte o sur desde el ecuador y determina la trayectoria aparente del Sol en el cielo para una ubicación determinada. La latitud influye directamente en la altura máxima que puede alcanzar el Sol durante el año y en la variación estacional de la radiación solar incidente.

- **Declinación solar (δ)**

La declinación solar corresponde al ángulo formado entre la línea que une el centro de la Tierra con el centro del Sol y el plano del ecuador terrestre. Este ángulo describe la variación estacional de la posición del Sol y cambia continuamente a lo largo del año debido al movimiento de traslación de la Tierra. La declinación solar puede variar aproximadamente entre −23.45° y +23.45°, alcanzando sus valores extremos durante los solsticios.

$$\delta = 23.45\ sen\left(\frac{360\ (284+n)}{365}\right) \tag{2.7}$$

Donde:

- δ: Declinación solar.
- n: día del año.

- **Angulo horario (ω)**

Según Duffie (Deceased) et al. (2020), el ángulo horario representa el desplazamiento angular del Sol respecto al mediodía solar. Este parámetro describe la posición del Sol en función del tiempo y se mide en el plano ecuatorial terrestre. El ángulo horario toma el valor de 0° en el mediodía solar, valores negativos durante la mañana y valores positivos durante la tarde, variando aproximadamente 15° por cada hora debido a la rotación de la Tierra.

$$\omega = 15\ (t_{solar} - 12) \tag{2.8}$$

Donde:

- ω: Angulo horario.
- tsolar: hora solar verdadera.

- **Angulo cenital solar (θ_z)**

Según Duffie (Deceased) et al. (2020), el ángulo cenital solar se define como el ángulo formado entre la dirección del Sol y la vertical del lugar de observación. Este ángulo describe la posición del Sol en el cielo en relación con la vertical y permite determinar la altura aparente del Sol sobre el horizonte. Cuando el ángulo cenital es pequeño, el Sol se encuentra alto en el cielo y la radiación solar incidente sobre superficies horizontales alcanza valores mayores.

$$\cos(\theta_z) = \text{sen}(\emptyset)\ \text{sen}(\delta) + \cos(\emptyset)\ \cos(\delta)\ \cos(\omega) \quad (2.9)$$

Donde:

- θ_z: Angulo cenital solar.
- $\emptyset$: latitud del sitio.
- δ: declinación solar.
- ω: ángulo horario.

- **Angulo de incidencia (θ)**

Según Duffie (Deceased) et al. (2020), el ángulo de incidencia (θ) resulta fundamental en el análisis de sistemas solares, ya que la radiación directa interceptada por una superficie depende directamente del coseno de este ángulo, este determina la eficiencia geométrica con la que una superficie intercepta la radiación directa. Cuando el ángulo de incidencia es igual a cero, el rayo solar incide perpendicularmente sobre la superficie y la captación de energía es máxima. El ángulo de incidencia de la radiación solar sobre una superficie inclinada se determina mediante la siguiente expresión:

$$\cos(\theta) = \text{sen}(\delta)\ \text{sen}(\emptyset)\ \cos(\beta) - \text{sen}(\delta)\cos(\emptyset)\ \text{sen}(\beta)\ \cos(\gamma_s) + \cos(\delta)\ \cos(\emptyset)\ \cos(\beta)\ \cos(\omega) + \cos(\delta)\ \text{sen}(\emptyset)\,\text{sen}(\beta) \quad (2.10)$$

Donde:

- θ: ángulo de incidencia.
- $\emptyset$: latitud del sitio.
- δ: declinación solar.
- ω: ángulo horario.
- β: ángulo de inclinación de la superficie.
- γ_s: ángulo azimutal respecto al sur geográfico.

- **Hora solar (**Ts**)**

De acuerdo con Duffie (Deceased) et al. (2020), la hora solar es el sistema horario basado en la posición aparente del Sol respecto al meridiano local. Esta difiere de la hora oficial debido a la longitud geográfica del lugar y a las variaciones de la órbita terrestre, conocidas como ecuación del tiempo.

$$T_s = T + \frac{T_l}{60} \tag{2.11}$$

$$T_l = 4\,(\lambda_{std} - \lambda_{loc}) + E \tag{2.12}$$

Donde:

- T_s: Hora solar.
- E: Ecuación del tiempo.
- λ_{loc}: Longitud geográfica local.
- λ_{std}: Meridiano estándar local.
- T_l: Corrección horaria:
- T: Hora local.

- **Ecuación del tiempo (E)**

De acuerdo con Duffie (Deceased) et al. (2020), la ecuación del tiempo es un parámetro que corrige la diferencia entre la hora solar y la hora local. Esta variación se origina debido a la excentricidad de la órbita terrestre y la inclinación del eje de rotación de la Tierra. Su valor se expresa en minutos y depende del día del año mediante el ángulo B.

De acuerdo con Duffie (Deceased) et al. (2020), "B" es el ángulo diario utilizado para representar la posición orbital de la Tierra alrededor del Sol en función del día del año. Se expresa en grados y se calcula a partir del número de día del año n.

$$B = (n-1)\,\frac{360}{365} \tag{2.14}$$

$$\begin{aligned} E = 229.2\,(75\,x\,10^{-6} + 18.68\,x\,10^{-6}\,\cos(B) \\ - 32.077\,x\,10^{-3}\,\operatorname{sen}(B) - 14.615x\,10^{-3}\cos(B) \\ - 40.89\,x\,10^{-3}\,\operatorname{sen}(B)) \end{aligned} \tag{2.15}$$

Donde:

- n: Día del año.
- B: Angulo auxiliar del día.
- E: Ecuación del tiempo.

En conjunto estos ángulos permiten describir la posición del Sol en cualquier instante del día como se ve en la figura 2-6, además constituyen la base para el cálculo de la radiación solar incidente sobre superficies receptoras, así como para el análisis y diseño de sistemas de captación de energía solar.

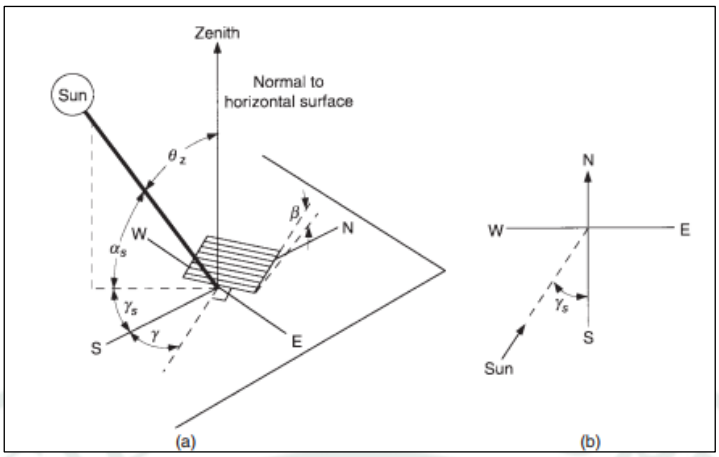


Figura 2-6: Ángulos solares para una superficie inclinada.
Fuente: Tomado de Solar engineering of thermal processes, photovoltaics and wind - Duffie, J. A., Beckman, W. A., & Blair, N. (2020)

2.2.4. Sombreado

Según Duffie (Deceased) et al. (2020), en sistemas solares existen tres tipos de problemas de sombreado que se presentan con frecuencia. El primero corresponde al sombreado producido por obstáculos cercanos, como árboles, edificios u otras estructuras, cuya geometría suele ser irregular y dificulta el cálculo directo. En estos casos se emplean diagramas de posición solar como en la figura 2-7, donde se representan la altura solar y el acimut, sobre los cuales se superponen los perfiles de los obstáculos para determinar en qué momentos la trayectoria del Sol queda bloqueada. El segundo tipo de sombreado ocurre en arreglos de múltiples filas, donde los colectores o paneles de una fila proyectan sombra sobre los de la fila posterior. El tercero se relaciona con el sombreado generado por elementos arquitectónicos como voladizos o muros laterales, cuya geometría suele permitir un análisis más sistemático.

La determinación del sombreado depende de la posición solar, la cual puede calcularse a partir de la latitud del lugar, la declinación solar y el ángulo horario. Con estos parámetros se obtienen el ángulo cenital, la altura solar y el acimut solar, que pueden representarse en diagramas de trayectoria solar para distintas fechas y horas. Asimismo, si se conocen las dimensiones, orientación y distancia de un obstáculo respecto al punto de interés, es posible calcular sus coordenadas angulares mediante relaciones trigonométricas o medirlas

directamente en campo con instrumentos adecuados, lo que permite evaluar con mayor precisión los periodos en los que se producirá el sombreado.

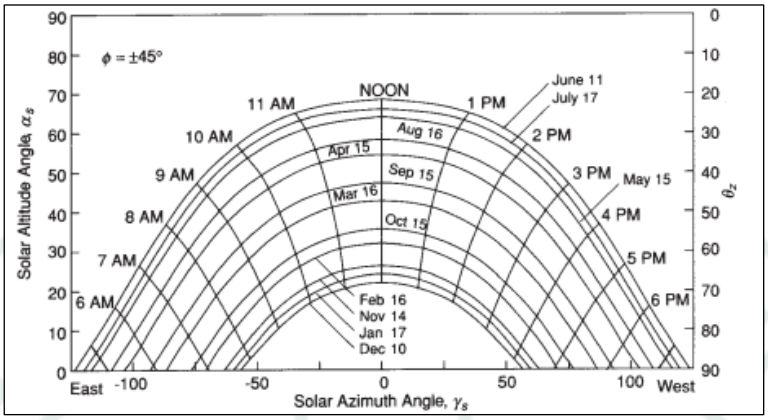


Figura 2-7: Diagrama de posición solar.
Fuente: Tomado de Solar engineering of thermal processes, photovoltaics and wind, por Duffie, Beckman y Blair (2020)

2.3 Paneles Fotovoltaicos convencionales

La historia de los paneles solares empieza con el descubrimiento del joven físico Alexandre Edmond Becquerel, que al estar experimentado con electrodos de plata y platino noto un curioso efecto al dejar expuestos estos a la luz solar, que luego sería conocido como efecto fotovoltaico (SEIA Comms Team, 2024). Más adelante suceden varios hitos en el desarrollo de esta tecnología, siendo los más relevantes la creación de un proceso de refinado de silicio por parte de un químico de la empresa Bell Labs en el año de 1954 en Estados Unidos. Este descubrimiento genero la creación del primer diodo, que reporto propiedades fotovoltaicas y una eficiencia del 6 %, algo innovador para la época (SEIA Comms Team, 2024).

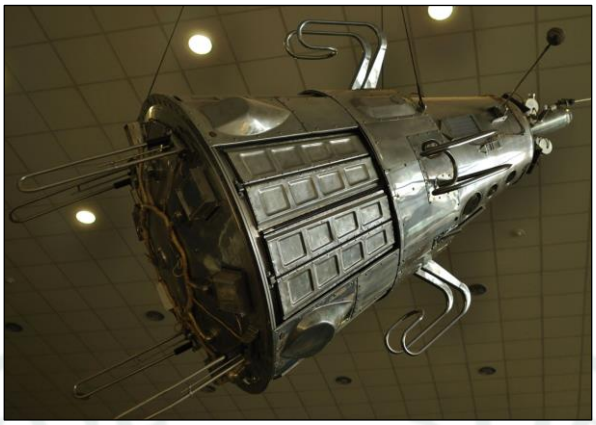


Figura 2-8: Paneles solares en sonda Sputnik 3.
Nota: Tomado de A solar century: Landmark moments in the history of solar energy, por Solar Energy Industries Association, 2022

Más adelante en 1958 esta nueva tecnología seria usada en la carrera espacial por la NASA (figura 2-8), en el satélite Vanguard I, que sería el primero en utilizar paneles solares. Solo unos meses después la ROSCOSMOS también utilizaría esta tecnología en el satélite Sputnik 3 (SEIA Comms Team, 2024). Otro hito importante sería la aparición de nuevas tecnologías, usando nuevos materiales. Como el poly-Si (silicio poli cristalino) o el a-Si (silicio amorfo) que dominarían el mercado por tener un proceso de fabricación más barato (Marques Lameirinhas et al., 2022).

2.3.1. Principio de funcionamiento

¿Cómo se genera electricidad a través de paneles solares? Según la U.S. Energy Information Administration (U.S. Energy Information Administration, 2024), esta se genera por el efecto fotovoltaico, que tiene su inicio con la llegada de fotones, generados por el sol, a la superficie del panel. Al momento de llegar estos fotones tienen 3 opciones: pueden atravesar el panal, pueden ser reflejados o pueden ser absorbidos por el panel. Los fotones que son absorbidos aportan una energía a los átomos del panel, generando un flujo de electrones y así electricidad. Resumiendo, estos reciben radiación electromagnética del sol y la convierten en energía eléctrica.

Estos panales están fabricados en su mayoría por materiales semi conductores, como el silicio. Estos semiconductores se caracterizan por tener dos zonas o bandas de energía, una donde se encuentran electrones (banda de conducción) y otra donde no se permiten estos (banda de valencia). Por último, para que se produzca el flujo de electrones y con eso el flujo de electricidad lo que se requiere es un aporte de energía que inicie el movimiento de electrones de la banda de conducción a la banda de valencia. En el caso específico del silicio se necesita 1.12 eV para lograr sobrepasar este "GAP" o brecha de banda (Sampaio & González, 2017), ósea los fotones tienen que aportar una fuerza superior a este valor para que se produzca energía eléctrica como vemos en la figura 2-9.

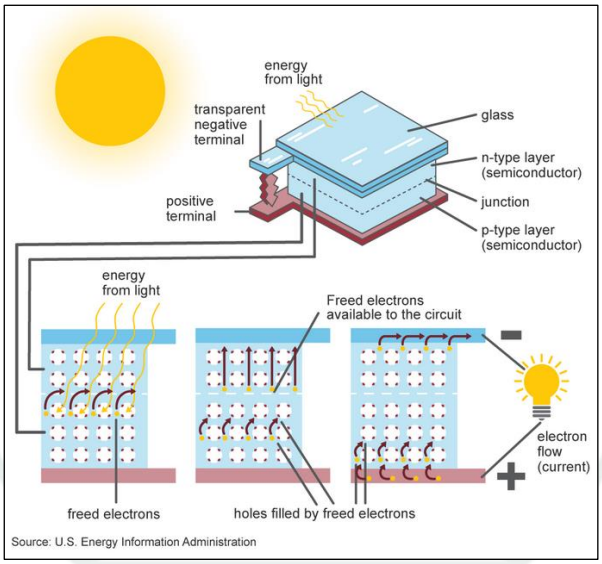


Figura 2-9: Esquema de funcionamiento de un panel fotovoltaico.
Nota: Tomado de Photovoltaic solar energy: Conceptual framework, por Sampaio, P. G. V., & González, M. O. A. (2017)

De acuerdo con Kanoglu et al. (2020), la mayoría de panales comerciales de uso masivo son hechos de semiconductores como el silicio, que tiene una eficiencia del 15-20 %. Aunque existen otros materiales que logran obtener una mayor eficiencia no resultan muy económicamente rentables fabricarlos, como es el caso del Cobre-Indio-Di seleniuro o el Galio-Arseniuro, que pueden llegar a un 40% de eficiencia.

Según IRENA (2022), la tecnología de celdas solares fotovoltaicas es la que cuenta con más crecimiento en la generación de energía actualmente, con un crecimiento de 452 GW adicional respecto al anterior año, subiendo a un 42% del total de capacidad global de energía renovable registrada para el año 2024, y a su vez es la que más ha cambiado o evolucionado con el tiempo. Estos cambios han buscado a través de continuas investigaciones el poder mejorar tres aspectos: aumentar la eficiencia de conversión de energía, reducir el costo de los procesos de fabricación y el de introducir o buscar la incorporación de nuevos materiales en estos procesos.

De acuerdo con Aamir Iqbal et al. (2022), la evolución de los paneles fotovoltaicos se puede describir de dos maneras, según el material base que se usa o según las grandes modificaciones que han sido delimitadas a través de su evolución en el tiempo. Esta última clasificación es la más relevante y lleva el nombre de generaciones, como se ve en la figura 2-10.

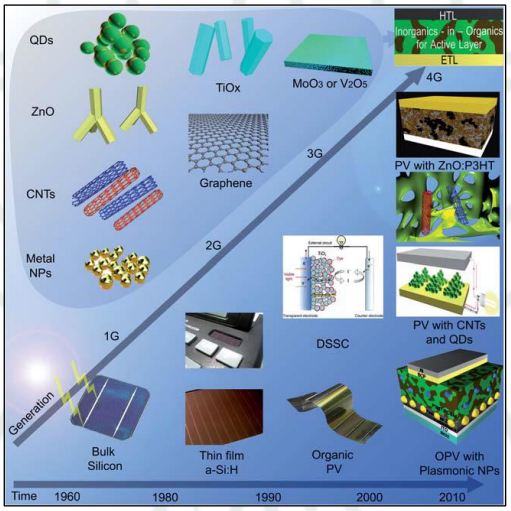


Figura 2-10: Generaciones de paneles fotovoltaicos.
Fuente: *Tomado de Materials for photovoltaics: Overview, generations, recent advancements and future prospects por M. A. Iqbal et al. 2022*

2.3.2. Eficiencia de conversión energética y económica

La eficiencia eléctrica de los módulos fotovoltaicos disminuye conforme aumenta la temperatura de operación de las celdas. Para considerar este efecto, se emplea la corrección

lineal propuesta por Messenger & Abtahi (2025), la cual relaciona la eficiencia del módulo con la temperatura de operación mediante el coeficiente de temperatura de la potencia máxima.

$$\eta_T = \eta_S(1 - \gamma_{Pmax}(T_c - T_{amb})) \quad (2.16)$$

Donde:

- Eficiencia eléctrica corregida por temperatura: η_T.
- Eficiencia eléctrica del módulo bajo condiciones estándar de ensayo (STC): η_{STC}.
- Coeficiente de temperatura de la potencia máxima del módulo: γ_{Pmax}.
- Temperatura de operación de la celda fotovoltaica: T_c.
- Temperatura de referencia bajo condiciones estándar de ensayo: T_{amb}.

Además, al ser una tecnología en proceso de crecimiento, se ha analizado su eficiencia de conversión energética de manera exhaustiva, con el fin de aumentarla contantemente, a su vez se han encontrado maneras diferentes de medir el progreso tecnológico de esta. Una de estas maneras son dos métricas usadas para representar su desempeño como el EPBT (energy pay back time) y el EROI (energy return over invested).

De acuerdo con Bhandari et al. (2015), el EPBT se puede definir como el tiempo necesario para recuperar la energía invertida en la fabricación de un sistema fotovoltaico. Este tiene un valor de 4.1 y 3.1 años aproximadamente para paneles solares mono y poli cristalinos como vemos en la figura 2-11.

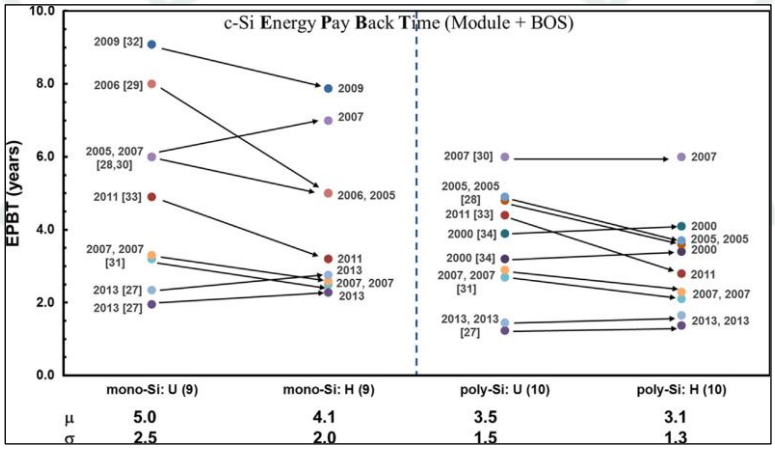


Figura 2-11: Comparación de EPBT entre diferentes tecnologías de paneles fotovoltaicos. Nota: Tomado de Energy payback time (EPBT) and energy return on energy invested (EROI) of solar photovoltaic systems: A systematic review and meta-analysis, por K. P. Bhandari et al., 2015

Por otro lado, el "EROI" se puede definir como la cantidad de energía que se puede obtener entre la cantidad de energía invertida en su fabricacion, en otras palabras, una ratio entre estos dos valores. Según Bhandari et al. (2015), este tiene un valor promedio de 8.7 y 11.6 para paneles solares mono y poli cristalino que son las tecnologías que dominan el mercado, como se ve en la figura 2-12.

Una de las conclusiones de este estudio es que un factor igual de importante que el aumento de la eficiencia de conversión energética de estas tecnologías, es la reducción de la energía invertida en fabricar este. En otras palabras, lograr procesos de manufactura más eficientes.

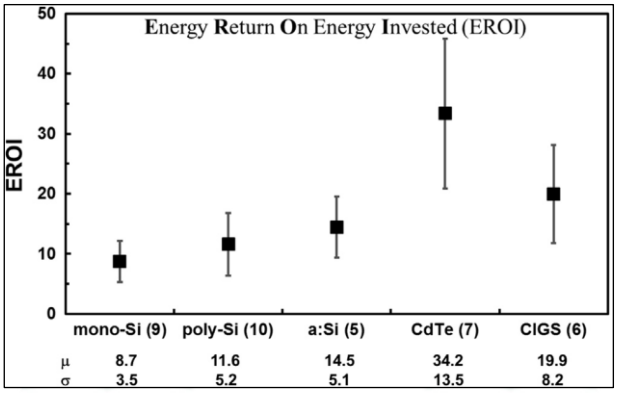


Figura 2-12: Comparación de EROI entre diferentes tecnologías de paneles fotovoltaicos. Nota: Tomado de Energy payback time (EPBT) and energy return on energy invested (EROI) of solar photovoltaic systems: A systematic review and meta-analysis, por K. P. Bhandari et al., 2015

2.4 Paneles Fotovoltaicos Bifaciales

Los avances en la tecnología de celdas solares bifaciales se han desarrollado en paralelo con la evolución de las tecnologías de celdas monocristalinas y amorfas. De acuerdo con Kopecek & Libal (2021), el desarrollo de estas tecnologías ha estado estrechamente ligado a la mejora de los procesos de fabricación y a la optimización de la eficiencia de conversión energética. A continuación, se resaltará solo los hitos históricos más importantes en el desarrollo de esta tecnología

- El primer atisbo de crear una celda solar bifacial se da en el año 1960 por H. Mori (figura 2-13). Aquí se crea una unión de un "wafer" u oblea de silicio dopada positivamente (p+), que abarque las superficies delanteras y traseras de otra oblea de silicio dopada negativamente (n), formando una estructura p+np+ (Kopecek & Libal, 2021).

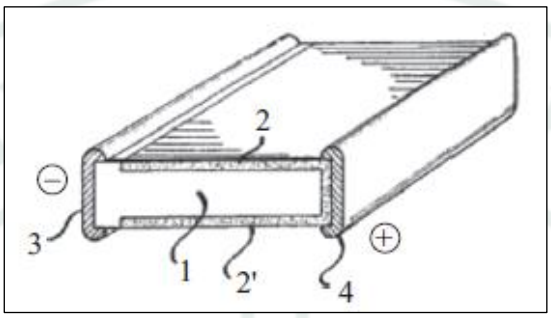


Figura 2-13: Primera celda solar bifacial de doble unión publicada
Fuente: Tomado de Bifacial photovoltaics 2021: Status, opportunities and challenges, por R. Kopecek y J. Libal, 2021

- Posteriormente, se desarrollaron configuraciones más avanzadas, como las celdas basadas en el efecto Back Surface Field (BSF), las cuales incorporan una capa adicional en la parte posterior para mejorar la eficiencia de conversión energética. Este concepto sirvió de base para el desarrollo de tecnologías posteriores como PERC (Passivated Emitter and Rear Cell) y PERT (Passivated Emitter Rear Totally Diffused), ampliamente utilizadas en la industria fotovoltaica actual (Kopecek & Libal, 2021).
- Además, a finales de los años 80 la empresa japonesa Sanyo, que comercializaba mundialmente paneles solares hechos de silicio amorfo empezó experimentar incorporando a estos wafers de silicio cristalino. Más adelante en los años 90 se logró mayores descubrimientos al incorporar una capa de silicio amorfo intrínseco entre la capa de silicio amorfo dopado y el wafer de silicio cristalino, creando así lo que se conocería más adelante como los módulos HIT (Heterojunction with Intrinsic Thin-layer"). Este tipo de tecnología se empezó a comercializar como celdas mono faciales pero esta empresa, que ahora es Panasonic, saco otra versión como celdas bifaciales.

Esta tecnología tiene una participación mínima en el mercado actual, aunque posee eficiencias de alrededor del 24% (Kopecek & Libal, 2018).

2.4.1. Principio de funcionamiento

Según Kopecek & Libal (2018), las celdas solares bifaciales son dispositivos fotovoltaicos capaces de convertir en electricidad la radiación solar que incide tanto en su cara frontal como en su cara posterior. A diferencia de las celdas convencionales de silicio tipo p con parte trasera completamente metalizada y opaca, las celdas bifaciales presentan una metalización parcial o una estructura posterior transparente que permite el ingreso de luz por ambos lados como se ve en la figura 2-14. Su funcionamiento se basa en el efecto fotovoltaico: la radiación luminosa es absorbida por el material semiconductor, generando pares electrón-hueco que son separados por el campo eléctrico interno de la unión p-n, produciendo así corriente eléctrica.

El rendimiento de una celda bifacial depende no solo de la irradiancia directa recibida en la cara frontal, sino también de la irradiancia reflejada o difusa que alcanza la cara posterior. Esta radiación adicional puede provenir del suelo, de superficies cercanas o de materiales reflectantes incorporados en el diseño del sistema, lo que incrementa la producción energética respecto a los módulos monofaciales. El nivel de ganancia depende de factores como la reflectividad del entorno, la orientación del módulo, las condiciones climáticas y la eficiencia de conversión en la cara posterior, pudiendo generar incrementos significativos en el rendimiento energético total del sistema.

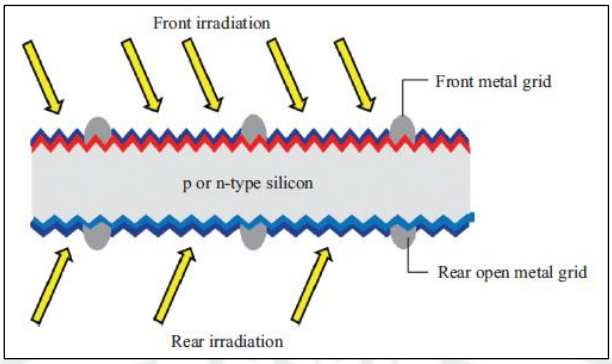


Figura 2-14: Vista de sección de una celda fotovoltaica bifacial.
Fuente: Tomado de Bifacial photovoltaics 2021: Status, opportunities and challenges, por R. Kopecek y J. Libal, 2021

Una manera de medir la respuesta a los rayos solares entre ambos lados de la celda solar es el factor de bi facialidad. Este factor mide la relación de potencia generada por la cara frontal respecto a la cara posterior, en el que la potencia generada en la parte posterior siempre tiende a ser menor. Esto se debe a varios factores como: la textura de la superficie posterior y su revestimiento anti reflectante, recubrimiento metálico posterior, pasivacion de la parte posterior (BSF) y efectos relacionados a la resistividad de la base de silicio y su tiempo de vida.

2.4.2. Modos de uso en industria

De acuerdo con Kopecek & Libal, (2021), el uso y modo de instalación de los paneles bifaciales difiere de los sistemas mono faciales debido a su capacidad de aprovechar la radiación en ambas caras. Como se ve en la figura 2-15 estos pueden tener diferentes modos de instalación: horizontal con una pendiente, horizontal sin pendiente, vertical y la de mayor uso y generación de energía, horizontal con seguimiento solar de un eje (HSAT, Horizontal Single Axis Tracker). Siendo este último modo de instalación el que más energía genera respecto a su contra parte en panel mono facial, un 30% más.

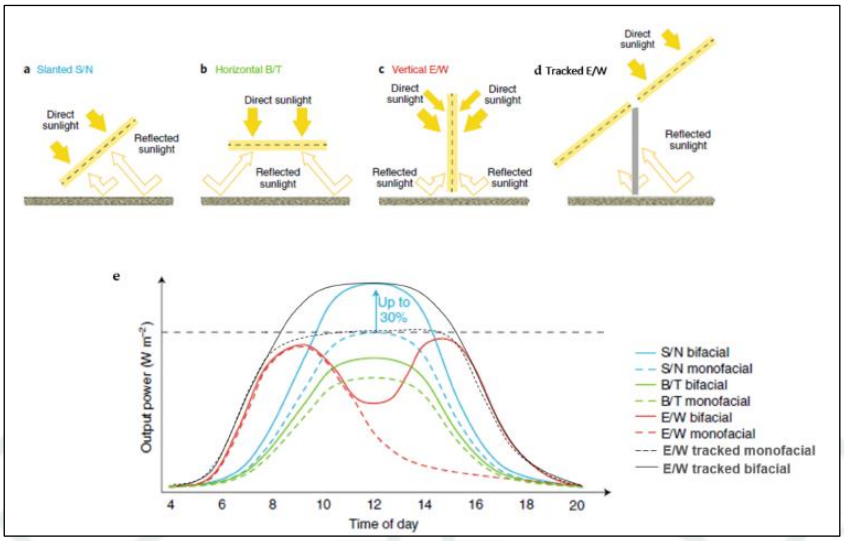


Figura 2-15: Modos de instalación de paneles fotovoltaicos bifaciales.
Fuente: Tomado de Bifacial photovoltaics 2021: Status, opportunities and challenges, por Kopecek & Libal, 2021

Asimismo, según Kopecek & Libal, 2021) estos tienen diferentes aplicaciones en la industria. Tienen un uso de utilidad como en granjas solares, instalados en techos o de manera integrada con otras estructuras. El caso de granjas solares es el más resaltante pues es el que genera más energía de todos, siendo el del tipo HSAT (Horizontal single axis tracker) el más usado. También los sistemas agro voltaicos, que son paneles bifaciales instalados de manera vertical (en algunos casos con un sistema de seguimiento de un eje) en terrenos de cultivo, presentan una alternativa interesante que da un doble uso a los terrenos.

2.5 Tecnologías de seguimiento solar

Según Reca-Cardeña & López-Luque (2018), un dispositivo de seguimiento solar puede definirse como un mecanismo encargado de mover continuamente un panel fotovoltaico de manera que este mire directamente al sol con el objetivo de maximizar la radiación solar directa. Estos dispositivos están compuestos por tres partes: El mecanismo, el sistema motriz y el controlador de seguimiento.

El mecanismo es el encargado de proporcionar el soporte al panel y a su vez facilitar el movimiento preciso de este, además es importante que este sea diseñado para soportar

condiciones climáticas adversas, así como tener una vida útil similar al de panel fotovoltaico. Este se puede dividir según los grados de libertad de seguimiento que tiene el mecanismo, de uno o de dos ejes de libertada.

En el caso de los sistemas de un eje, los cuales son los más utilizados debido a su menor costo y simplicidad mecánica, el panel rota respecto a un eje fijo que puede adoptar diferentes configuraciones como se ve en la figura 2-16. Entre las principales se encuentran:

- Eje horizontal de Norte a Sur: el seguimiento se realiza de este a oeste a lo largo del día.
- Eje polar inclinado: el eje se alinea con el eje de rotación terrestre, permitiendo un movimiento uniforme de aproximadamente 15° por hora.
- Eje horizontal de Este a Oeste: el panel sigue la variación del ángulo de altura solar durante el día.
- Eje inclinado azimutal: el panel se mantiene inclinado según la latitud y rota siguiendo la trayectoria solar.

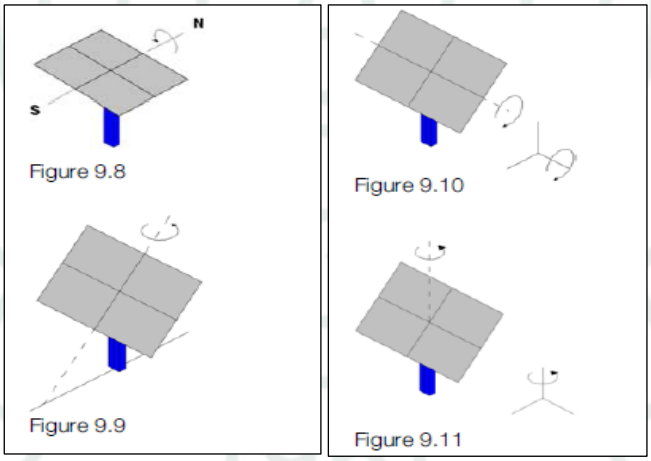
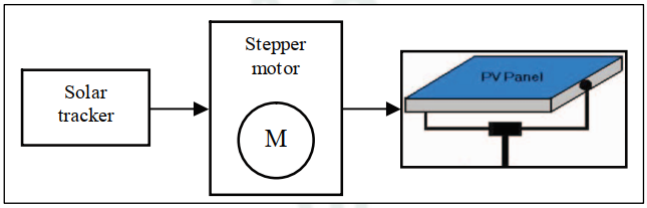


Figura 2-16: Tipos de seguimiento solar de un eje.
Fuente: Tomado de Design principles of photovoltaic irrigation systems, por Reca-Cardeña & López-Luque, 2018

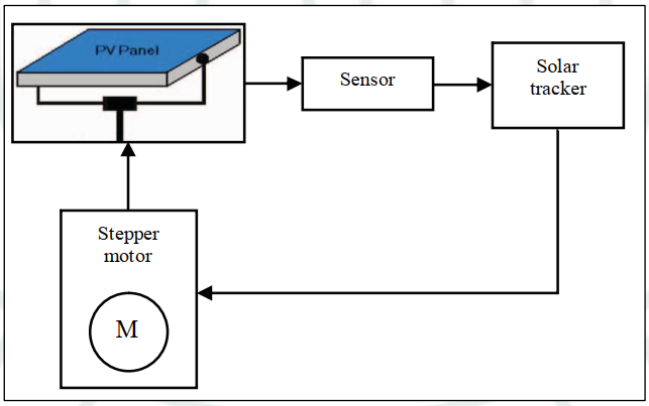
Por otro lado, los sistemas de dos ejes de libertad son mucho más precisos y por eso logran una mayor captación de energía solar, aunque tengas sistemas más complejos y costosos. El sistema motriz se puede dividir de acuerdo a su comportamiento pasivo o activo. Los activos

son en su mayoría motores eléctricos o sistemas hidráulicos mientras que los pasivos siguen un principio relacionado a sistemas de movimiento apoyados por gravedad.

Adicionalmente, según Sidek et al. (2017) se pueden dividir según el sistema de control que tengan, que puede ser de lazo abierto o lazo cerrado. El de lazo cerrado usa algún tipo de sensor para posicionar el panel en la posición más ventajosa durante el día como se ve en la figura 2-17. En cambio, el sistema de control de lazo abierto basa su funcionamiento en el uso de fórmulas matemáticas para predecir el movimiento solar de un lugar en específico y posiciona el panel con esta información. Acotar que en la literatura se usa otro tipo de nombres para referirte a este sistema, como: seguimiento cronológico o seguimiento automático.



a) Sistema de control de lazo abierto



b) Sistema de control de lazo cerrado

Figura 2-17: Tipos de sistemas de control para sistemas de seguimiento solar
Fuente: Tomado de Comparison between open- and closed-loop trackers of a solar photovoltaic system, por Huynh, D. C., Nguyen, T. M., Dunnigan, M. W., & Mueller, M. A., 2013

2.5.1. Estado del arte

- Zahid et al. (2023), propusieron un sistema fotovoltaico bifacial instalado verticalmente en Suwon, Corea del sur, complementado con reflectores planos ubicados en

ambos lados del módulo como se ve en la figura 2-18. Los autores determinaron experimentalmente los ángulos óptimos de inclinación y orientación de los reflectores en función de la posición solar, logrando incrementos de energía acumulada de 13% y 119% para los meses de junio y diciembre respecto a la configuraron sin reflectores. El estudio demuestra la viabilidad de emplear reflectores móviles para incrementar el aprovechamiento energético de módulos bifaciales verticales en aplicaciones urbanas.

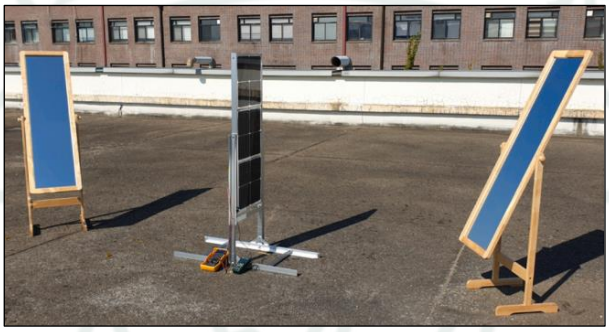


Figura 2-18: Configuración experimental de panel bifacial vertical y reflectores planos.
Fuente: Tomado de A novel approach for power enhancement of vertical mounted bifacial photovoltaic system using reflecting mirrors, por Zahid, M. A (2023)

- Willockx et al. (2023), realiza un estudio en el que evalúa durante dos años (2021–2022) el desempeño energético y agrícola de un sistema agro voltaico con módulos bifaciales, comparando una configuración vertical fija con un sistema de seguimiento solar de un eje como se ve en la figura 2-19. Los resultados son un incremento significativo en la producción energética anual del arreglo con seguimiento, superando en más del 30% la generación del sistema vertical fijo. Esta mejora se atribuye a una mayor captación directa de irradiancia durante el recorrido solar diario y a una optimización del ángulo de incidencia sobre la superficie activa del módulo bifacial, reduciendo pérdidas por oblicuidad. Además, el estudio evidenció que la mejora energética no depende exclusivamente del componente frontal del módulo, sino también de una mejor utilización del albedo y la irradiancia difusa gracias al movimiento controlado del panel. En términos de diseño, los resultados respaldan la incorporación de seguimiento cuando el objetivo prioritario es maximizar producción

energética por unidad de superficie, aunque el estudio no profundiza en el análisis estructural ni en el impacto económico detallado del mecanismo de seguimiento.

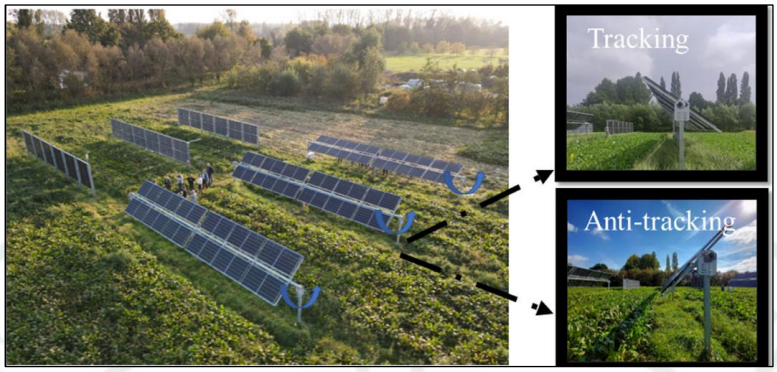


Figura 2-19: Sistemas de paneles bifaciales fijo y con seguimiento solar de un eje con aplicación agro voltaica.
Fuente: Tomado de Performance evaluation of vertical bifacial and single-axis tracked agrivoltaic systems on arable land, por Willockx et al., 2023

- Rodríguez-Gallegos et al. (2020), demostraron en un análisis tecno económico global comparando sistemas fotovoltaicos mono faciales y bifaciales en configuraciones fija, con seguimiento de un eje y con seguimiento de dos ejes. Mediante simulaciones a escala mundial, los autores cuantifican la producción energética y el costo nivelado de energía (LCOE) considerando variaciones climáticas, irradiancia, albedo y costos de instalación. Los resultados muestran que los sistemas bifaciales con seguimiento de un eje incrementan la generación anual en aproximadamente 35% en promedio respecto a sistemas convencionales mono faciales fijos, debido a una mejor captación angular de irradiancia directa y mayor aprovechamiento de la radiación reflejada en la cara posterior.

- Paliyal et al. (2024), presenta una revisión exhaustiva de los sistemas automáticos de seguimiento solar, clasificándolos en sistemas de control abierto (cronológicos o basados en efemérides solares), sistemas de control cerrado (basados en sensores como LDR o fotodiodos) y configuraciones híbridas. En el caso de los sistemas cronológicos, el seguimiento se basa en algoritmos astronómicos que predicen la posición solar a partir de la fecha, hora y coordenadas geográficas, eliminando la necesidad de sensores ópticos. El estudio destaca que estos sistemas

presentan alta precisión angular cuando están correctamente calibrados y no se ven afectados por condiciones atmosféricas variables (nubosidad, sombras parciales), lo que mejora su estabilidad operativa frente a sistemas puramente sensoriales. En términos de desempeño, la revisión reporta que los sistemas de seguimiento pueden incrementar la captación energética entre 20% y 30% respecto a sistemas fijos, dependiendo de la configuración (un eje o dos ejes). Además, se señala que los sistemas cronológicos presentan ventajas claras en robustez, menor mantenimiento y menor consumo energético del sistema motriz, en comparación con los sistemas de control cerrado que dependen de sensores expuestos a degradación o desalineación.

2.6 Tecnologías de concentración fotovoltaica

Según Algora & Rey-Stolle (2016), la tecnología de concentración fotovoltaica (CPV) utiliza elementos ópticos, como lentes o espejos, para concentrar la radiación solar que incide sobre un área grande (área de apertura, Ai) hacia un área mucho menor correspondiente a la celda solar o área del receptor (Ao), como se ve en la figura 2-20. El principio fundamental de esta tecnología consiste en sustituir el área activa del panel, que resulta costosa, por sistemas ópticos más económicos, incrementando así la potencia generada por unidad de superficie. En general, un sistema CPV requiere un conjunto de elementos ópticos, una celda o receptor y, en la mayoría de los casos, un sistema de seguimiento solar de alta precisión.

En cuanto a sus ámbitos de aplicación, este se emplea principalmente en generación eléctrica a mediana y gran escala en zonas con alta irradiancia directa normal, ya que depende fundamentalmente de radiación directa puesto que no es está pensada para captar radiación difusa. A bajas concentraciones pueden existir configuraciones estacionarias, pero en concentraciones medias y altas el seguimiento solar es obligatorio, generalmente de uno o dos ejes. Por eso el CPV es más común en plantas solares en climas despejados que en entornos urbanos con alta nubosidad.

Respecto a la clasificación por grado de concentración, esta se basa en la concentración geométrica (Cg), definida como la relación entre el área de apertura y el área del receptor. En términos generales, se habla de baja concentración (<10x), media concentración (10x–100x) y alta concentración (>100x), pudiendo llegar incluso a valores superiores a 1000x en sistemas avanzados.

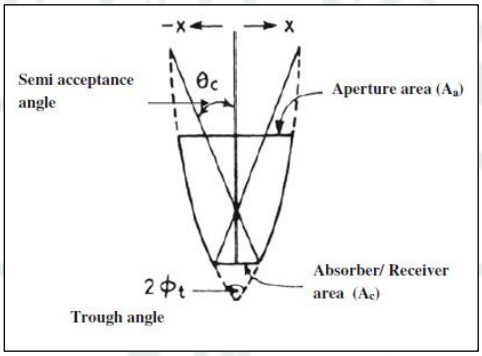


Figura 2-20: Parámetros básicos en sistemas de concentración fotovoltaica
Fuente: Tomado de Handbook of solar energy: Theory, analysis and applications, por Tiwari, Tiwari & Shyam, 2016

2.6.1. Razón de concentración solar

Según Duffie (Deceased) et al. (2020), en los sistemas de concentración solar, la razón de concentración constituye uno de los parámetros fundamentales para caracterizar el desempeño óptico del sistema. La definición clásica corresponde a la razón de concentración de área, definida como la relación entre el área de apertura del concentrador y el área del receptor. Esta relación se expresa como:

$$C = \frac{A_a}{A_r} \tag{2.17}$$

Donde:

- A_a: área de apertura del concentrador.
- A_r: área del receptor o superficie absorbente.
- C: concentración geométrica.

2.6.2. Materiales

La selección de materiales ópticos en sistemas CPV depende principalmente de su eficiencia óptica, durabilidad frente a condiciones ambientales severas y viabilidad de fabricación. Dado que estos sistemas suelen instalarse en zonas áridas con alta irradiancia directa, los materiales deben soportar amplios rangos térmicos, radiación UV intensa, humedad, granizo, abrasión por polvo y esfuerzos mecánicos asociados a ciclos térmicos y viento. En este contexto, el vidrio destaca como uno de los materiales más utilizados, especialmente como placa frontal o superestrato en configuraciones como el silicone-on-glass (SOG), debido a su alta transmitancia, estabilidad química y resistencia estructural. Para minimizar pérdidas ópticas se emplea vidrio bajo en hierro y superficies cuidadosamente controladas en planitud y ondulación, ya que imperfecciones locales o deformaciones globales pueden reducir la eficiencia del concentrador. Asimismo, se utilizan procesos de templado o tratamiento térmico para mejorar su resistencia mecánica, siendo común el vidrio termoendurecido en aplicaciones CPV. En conjunto, el vidrio se posiciona como un material clave por su equilibrio entre desempeño óptico, resistencia ambiental y compatibilidad con procesos industriales de gran escala (Algora & Rey-Stolle, 2016a).

Por otro lado, según ALMECO GROUP (2019), existen alternativas basadas en aluminio reflectante, especialmente en aplicaciones que emplean reflectores planos como se ve en la figura 2-21. Estas superficies están fabricadas sobre aluminio preanodizado con recubrimientos multicapa aplicados mediante procesos PVD, incorporando películas reflectantes de alta pureza que permiten alcanzar reflectancias superiores al 98%. Además, el fabricante reporta que estas propiedades pueden mantenerse dentro de un margen del 3% respecto a su valor inicial durante periodos de hasta 10 años, incluso en condiciones de operación con temperaturas superiores a 300 °C.



Figura 2-21: Reflector con recubrimiento de aluminio - modelo Vega energy SP.
Fuente: Tomado de Solar: Reflective and absorber surfaces for solar energy applications, por Almeco Group, 2019.

De manera similar, ALANOD GmbH & Co. KG (2025), desarrolla materiales reflectantes como la línea MIRO-SUN, diseñados para aplicaciones solares en sistemas de concentración solar como se ve en la figura 2.22. Estos materiales se basan en aluminio anodizado con recubrimientos avanzados que permiten alcanzar reflectancias del orden del 86% al 90%, junto con una alta resistencia a la intemperie, ciclos térmicos y exposición a radiación UV. Estas características posicionan al aluminio reflectante como una alternativa viable frente al vidrio en aplicaciones donde se prioriza la ligereza estructural y la facilidad de conformado.



Figura 2-22: Superficie reflectante de aluminio - modelo Reflective 85.
Fuente: Tomado de Solar reflectors: Reflective surfaces, por Alanod GmbH & Co. KG, 2025.

2.6.3. Estado del arte

- Shariah & Hasan (2023) proponen el diseño, fabricación y validación experimental de un concentrador fotovoltaico estático de baja concentración (LCPV) optimizado para celdas bifaciales, con el objetivo de maximizar simultáneamente la razón de concentración y el ángulo de aceptación sin recurrir a sistemas de seguimiento solar como se ve en la figura 2-23. El diseño combina dos geometricas para el concentrador (Conc A y B) y mediante análisis de trazado de rayos se determina una razón geométrica de concentración teórica de 3.83 y una razón efectiva de 3.23, con ángulos de aceptación de 62.6° (Conc-A) y 56.3° (Conc-B). Los resultados muestran que la ubicación del módulo bifacial dentro del concentrador influye significativamente en el rendimiento. Además, el concentrador con paredes planas (Conc-A) alcanza incrementos de potencia de hasta ~198% respecto a un módulo sin concentración, con valores de concentración efectiva cercanos a 3.1 al mediodía. No obstante, el estudio también nos demuestra que la distribución no uniforme del flujo óptico sobre la superficie trasera y variaciones importantes en la contribución relativa de la cara posterior según la hora del día. Los autores reconocen como línea futura la necesidad de modelar el impacto térmico y la distribución espacial del flujo óptico sobre el desempeño eléctrico, lo que constituye una limitación relevante en términos de validación integral del sistema.

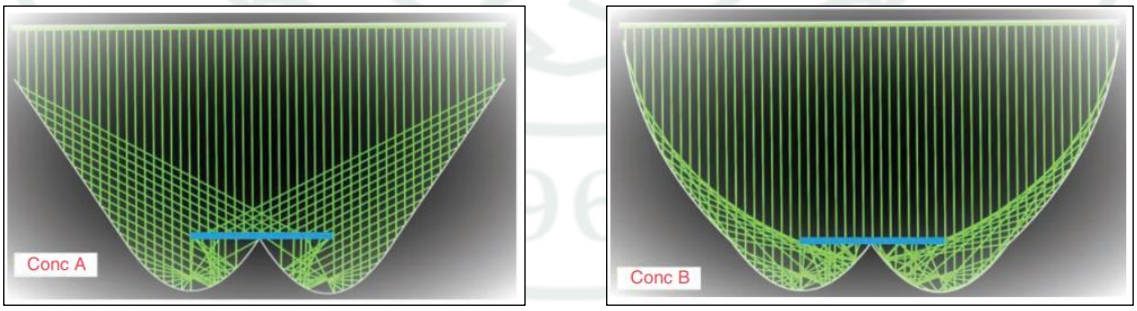


Figura 2-23: Resultados del trazado de rayos en dos geometrías de un concentrador LCPV con panel bifacial.
Fuente: Tomado de Design of a new static solar concentrator with a high concentration ratio and a large acceptance angle based on bifacial solar cells, por Shariah & Hasan, 2023

- Poulek et al. (2015) desarrolla y evalúa tres configuraciones de sistemas fotovoltaicos de baja concentración (LCPV) con módulos bifaciales y seguimiento solar mediante eje polar como se ve en la figura 2-24. El primero es un concentrador tipo ridge (GCR = 1.5) y los otro dos son del tipo semi parabólicas (GCR = 3.6 y 4.1). Los LCPV semi parabólicos reportan una temperatura de trabajo de 95° y 96°, y cierta degradación de su encapsulado. Experimentalmente se reportan ganancias energéticas diarias de hasta +72% para el sistema ridge y hasta +167% para el semi parabólico de 4.1 de GCR respecto a un sistema fijo convencional. Los resultados evidencian que el aumento de la razón geométrica de concentración incrementa sustancialmente la producción energética, pero introduce desafíos térmicos críticos que condicionan la viabilidad del diseño. Aunque el estudio reporta mejoras energéticas significativas, no desarrolla un análisis detallado de distribución de flujo óptico ni modelado térmico, lo que limita la extrapolación cuantitativa de resultados. No obstante, el trabajo demuestra experimentalmente la factibilidad técnica de integrar módulos bifaciales en sistemas LCPV con seguimiento, alcanzando incrementos energéticos superiores al 100% bajo condiciones reales de operación.

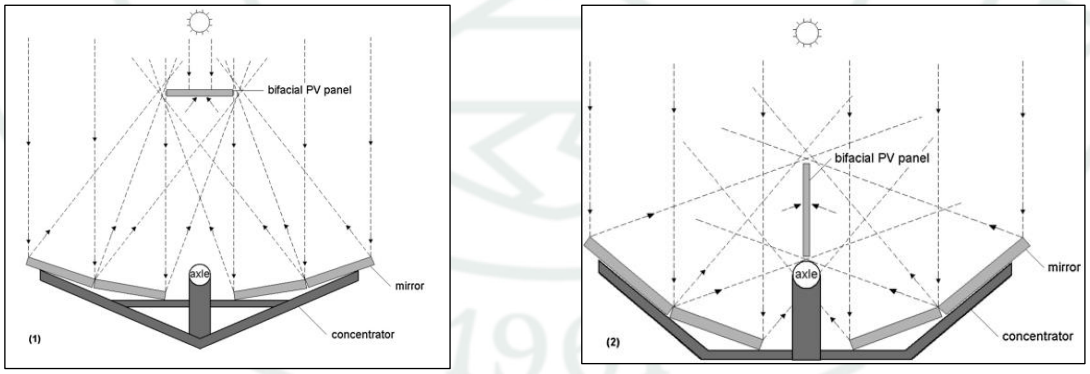


Figura 2-24: Esquema de los LPCV semi parabólicos con panel bifacial
Fuente: Tomado de Innovative low concentration PV systems with bifacial solar panels, por Poulek et al. 2015

- Sharma (2019), habla de otro punto importante a tomar en cuenta es en ángulo de incidencia con el que llegan los rayos solares al panel solar, sean directos o reflejados por un sistema de concentración. Aunque la eficiencia de las celdas solares sea calculada con un ángulo

de incidencia perpendicular, esto no sucede siempre en sistemas expuestos a condiciones exteriores. Se sugiere que en paneles fotovoltaicos equipados con capas anti reflectoras el ángulo de incidencia se debe mantener en el rango de + / - 45 grados, pues exceder estos valores disminuye la eficiencia hasta un 1.7% cuando se llega a un ángulo de + / - 60 grados.

- lgora & Rey-Stolle (2016b) nos hablan de una característica que debe de tener un mecanismo de seguimiento con un sistema de concentración es el de poder mantener el ángulo de aceptación en un rango que optimo, dependiendo del sistema de concentración que se use. Esto se traduce a que la metodología de diseño de estos no se puede basar solamente en que resistan una combinación de cargas de trabajo como el peso del sistema (Reflectores, paneles fotovoltaicos, etc.) y/o una carga de viento calculada, sino que tiene que asegurar unas condiciones de servicio que vayan de acuerdo con el sistema que están soportando. Se propone un ángulo máximo de deflexión permitido en su estructura, que soporta un concentrador con lentes fresnel con un sistema de seguimiento en dos ejes. Este queda establecido en +/- 0.1°, que logra cumplir luego de varias iteraciones con la ayuda de simulaciones FEA como se ven la figura 2-25. Por lo que resulta importante saber los casos limite en lo que respeta a condiciones de servicio que tiene que cumplir nuestro módulo o sistema fotovoltaico.

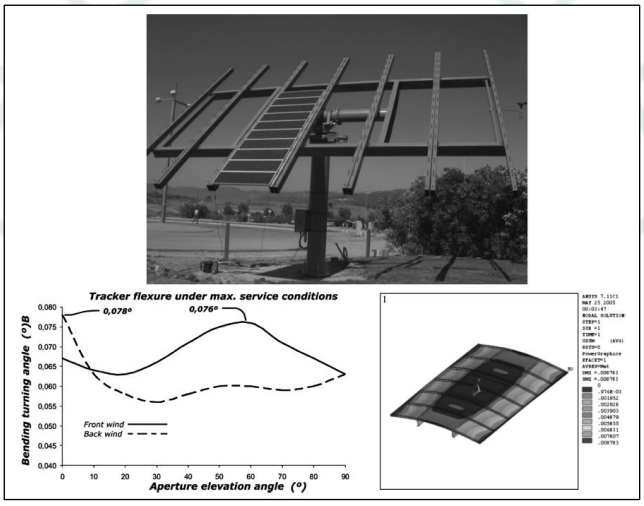


Figura 2-25: Angulo de deformación vs elevación de concentrador de un eje.
Fuente: Tomado de Handbook of concentrator photovoltaic technology por Algora y Rey-Stolle(2016).

2.7 Proceso metodológico del diseño

Según Pahl et al. (2007), el diseño en ingeniería se concibe como un proceso estructurado de resolución de problemas orientado al desarrollo de productos técnicos, basado en la aplicación de métodos y procedimientos organizados. Dada la complejidad del desarrollo de productos y la diversidad de alternativas posibles, es necesario adoptar un enfoque sistemático que permita organizar y controlar las distintas etapas del diseño.

El presente trabajo adopta el enfoque sistemático de diseño establecidas en la norma VDI 2225, la cual formaliza el proceso de desarrollo de productos en fases claramente definidas. En particular, el desarrollo realizado en esta tesis se centra en la fase de diseño conceptual, donde se establecen las funciones del sistema, se generan principios de solución y se evalúan alternativas de diseño bajo criterios técnicos y económicos.

2.7.1. Abstracción para la identificación de los problemas esenciales

Según Pahl et al. (2007), la abstracción tiene como objetivo identificar el problema principal eliminando aspectos secundarios o restricciones que no son esenciales para comprender su función. Esto permite reformular el problema de manera más general y enfocarse en las funciones que deberá cumplir el sistema.

Además, en esta etapa se identifican los requerimientos y restricciones que condicionan el diseño como se ve en la figura 2-26. Estos requerimientos servirán posteriormente como criterios para evaluar las distintas alternativas que se planteen durante el desarrollo conceptual.

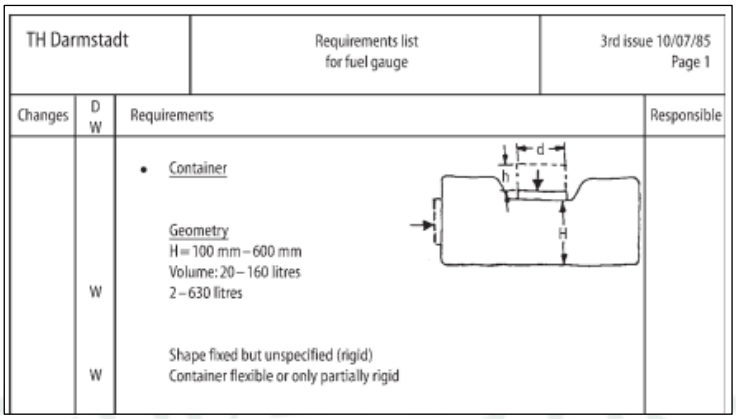


Figura 2-26: Lista de requerimientos para el diseño de un medidor de combustible
Fuente: Tomado de Engineering design: A systematic approach por Pahl et al. (2013).

De acuerdo con Pahl et al. (2007), la estructura funcional permite representar el funcionamiento general del sistema mediante la relación entre entradas, procesos y salidas. Esta representación facilita la comprensión del comportamiento esperado del producto independientemente de la forma física que adopte la solución final. A partir de esta estructura, la función global puede dividirse en varias sub funciones más simples, permitiendo organizar de manera más clara los procesos necesarios para cumplir el objetivo planteado.

2.7.2. Desarrollo de estructuras de funcionamiento y soluciones conceptuales

Una vez identificadas las sub funciones principales, se generan diferentes alternativas para cumplir cada una de ellas como se ve en la figura 2-27.

Según Pahl et al. (2007), esta etapa busca ampliar el conjunto de posibles soluciones antes de seleccionar una configuración definitiva. Las alternativas planteadas pueden involucrar distintos mecanismos, configuraciones geométricas o principios de funcionamiento. Posteriormente, estas alternativas son combinadas para obtener propuestas que satisfagan los requerimientos definidos previamente.

Sub-functions \ Solutions		1	2	…	j	…	m
1	F_1	S_{11}	S_{12}		S_{1j}		S_{1m}
2	F_2	S_{21}	S_{22}		S_{2j}		S_{2m}
⋮	⋮	⋮	⋮		⋮		⋮
i	F_i	S_{i1}	S_{i2}		S_{ij}		S_{im}
⋮	⋮	⋮	⋮		⋮		⋮
n	F_n	S_{n1}	S_{n2}		S_{nj}		S_{nm}

Figura 2-27: Estructura básica clasificación de sub funciones y soluciones asociadas
Fuente: Tomado de Engineering design: A systematic approach por Pahl et al. (2013).

Según Pahl et al. (2007), las alternativas generadas son evaluadas considerando criterios técnicos, constructivos y económicos como se ve en la figura 2-28. Esta evaluación permite identificar las soluciones más convenientes y descartar aquellas que presentan limitaciones importantes respecto a los requerimientos del diseño. Como resultado de esta etapa se selecciona una solución conceptual que servirá como base para el desarrollo posterior del sistema. A partir de esta configuración se realizarán los cálculos, simulaciones y verificaciones necesarios para validar el diseño propuesto.

Variants / Technical criteria	11	13	15	25	35
1) Small disturbance of coupling kinematics	(1) 3	4	4	4	3
2) Simple operation	3	4	4	4	3
3) Easy exchange of coupling	4	3	4	4	4
4) Functional safety	2	4	3	3	3
5) Simple construction	(1) 2	2	2	2	3
Total	14	17	17	17	16
$R_t = \frac{\text{Total}}{20}$	0.7	0.85	0.85	0.85	0.80

(1) Torque changes with axial displacement of pinion

a) Evaluación técnica

Variants / Economic criteria	11	13	15	25	35
1) Low material costs	2	3	4	4	(1) 2
2) Low reassembly costs	2	(2) 1	3	3	3
3) Short testing time	2	4	3	3	2
4) Possibility of manufacturing in own workshop	3	3	3	3	2
Total	9	11	13	13	9
$R_e = \frac{\text{Total}}{16}$	0.56	0.69	0.81	0.81	0.56

(1) Austenitic shaft (2) Torque measuring shaft must be moved

b) Evaluación económica

Figura 2-28: Evaluación de estructuras de funcionamiento para una maquina cosechadora de papas
Fuente: Tomado de Engineering design: A systematic approach por Pahl et al. (2013).

Finalmente, no es necesario desarrollar todas las variantes con el mismo nivel de detalle, sino concentrarse en aquellas con mayor potencial. Esta etapa concluye con la selección de uno

o pocos conceptos que servirán como base para el diseño de detalle. Estos se evalúan graficando los resultados de las evaluaciones técnicas y económicas y escogiendo el que tenga el mejor equilibrio como se ve en la figura 2-29.

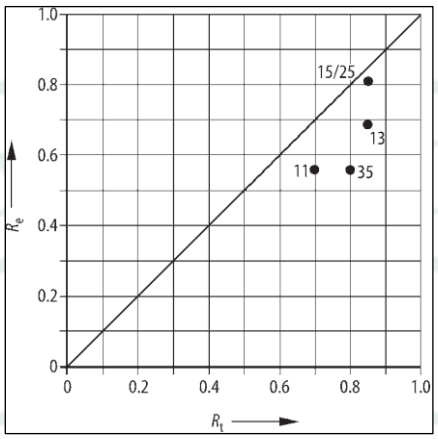


Figura 2-29: Evaluación de estructuras de funcionamiento para una maquina cosechadora de papas
Fuente: Tomado de Engineering design: A systematic approach por Pahl et al. (2013).

2.8 Bases teóricas

2.8.1. Diseño estructural según LRFD

De acuerdo con el American Institute of Steel Construction, Inc. (1994), el diseño estructural bajo la metodología LRFD (Load factor, resistance factors, and load combination) se basa en el principio de que la resistencia requerida de un elemento no debe superar su resistencia disponible. Para ello, las cargas de servicio se aumentan mediante factores de carga, obteniéndose las cargas factorizadas que representan condiciones cercanas a la falla, mientras que la resistencia nominal del elemento se reduce mediante un factor de resistencia para reflejar incertidumbres asociadas al material, fabricación y modelo teórico. El criterio fundamental establece que la carga factorizada debe ser menor o igual a la resistencia factorizada, esto se expresa como:

$$\sum \gamma_i * Q_i \leq \emptyset * R_n \tag{2.18}$$

Donde:

- Q_i: Fuerza o carga

- γ_i: Factor de esta fuerza o carga
- $\emptyset$: Factor de resistencia
- R_n: Resistencia de diseño

También puede expresarse una vez hallamos estas cargas factorizadas como:

$$R_u \leq \emptyset * R_n \tag{2.19}$$

Donde:

- R_u: Resistencia requerida
- R_n: Resistencia de diseño

Asimismo, la determinación de las combinaciones de carga se realiza en base a normativas específicas. Es usual emplear las combinaciones propuestas por el estándar ASCE 7 (American Society of Civil Engineers, 2016), ampliamente utilizado en el diseño estructural. Estas combinaciones básicas de carga pueden expresarse como:

$$C1 = 1.4D \tag{2.20}$$

$$C2 = 1.2 * D + 1.6 * L + 0.5(L_r \; o \; S \; o \; R) \tag{2.21}$$

$$C3 = 1.2 * D + 1.6 * (L_r \; o \; S \; o \; R) + (0.5 * L \; o \; 0.8 * W) \tag{2.22}$$

$$C4 = 1.2 * D + 1.3 * W + 0.5 * L + 0.5(L_r \; o \; S \; o \; R) \tag{2.23}$$

$$C5 = 1.2 * D \pm 1.0 * E + 0.5 * L + 0.2 * S \tag{2.24}$$

$$C6 = 0.9 * D \pm (1.3 * W \; o \; 1.0 * E) \tag{2.25}$$

Donde:

- D: Carga muerta
- L: Carga viva por ocupación
- Lr: Carga viva de techo
- S: Carga de nieve
- R: Carga por lluvia o hielo
- W: Carga por viento
- E: Carga por sismo

2.8.1.1 Miembros sometidos a compresión

De acuerdo con Segui (2013), basado en las especificaciones del AISC, el diseño de miembros sometidos a compresión requiere definir parámetros geométricos y mecánicos que permitan evaluar su estabilidad frente al pandeo.

- **Factor de longitud efectiva**

El factor de longitud efectiva K depende de las condiciones de apoyo del elemento (articulado, empotrado, etc.) y permite considerar la longitud equivalente de pandeo del miembro. Este factor se determina en función de las condiciones de restricción en los extremos del elemento, como se muestra en la figura 2-30.

Table C-2.
Effective Length Factors (*K*) for Columns

Buckled shape of column is shown by dashed line	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)
Theoretical *K* value	0.5	0.7	1.0	1.0	2.0	2.0
Recommended design value when ideal conditions are approximated	0.65	0.80	1.2	1.0	2.10	2.0
End condition code	Rotation fixed and translation fixed Rotation free and translation fixed Rotation fixed and translation free Rotation free and translation free					

Figura 2-30: Factor de longitud efectiva para columnas.
Fuente: Tomado de Manual of steel construction: Load and resistance factor design por American Institute of Steel Construction. 1998

- **Radio de giro - r**

Una propiedad geométrica del miembro a analizar, debe usarse el menor radio de giro disponible.

$$r = \sqrt{\frac{I}{A_g}} \tag{2.26}$$

Donde:

- I: Momento de inercia respecto al eje critico
- Ag: Área bruta

- **Relación de esbeltez**

A partir de estos parámetros, se define la relación de esbeltez como:

$$\frac{K * L}{r} \tag{2.27}$$

Donde:

- L: Longitud no arriostrada del miembro
- Ag: Área bruta

- **Esfuerzo critico elástico de Euler**

Este esfuerzo representa el límite elástico teórico para pandeo elástico.

$$F_e = \frac{\pi^2 * E}{(\frac{K * L}{r})^2} \tag{2.28}$$

Donde:

- E: Modulo de elasticidad

- **Estado límite: Pandeo global - Pn**

De acuerdo con AISC, la resistencia a compresión se evalúa mediante el esfuerzo crítico Fcr, el cual depende de la esbeltez del elemento. Para la región inelástica:

$$\emptyset * P_n = 0.9 * F_{cr} * A_g \tag{2.29}$$

Donde:

- P_n: Resistencia de diseño
- Fcr: Esfuerzo crítico de compresión
- Ag: Área bruta
- ∅: Factor de resistencia para estado límite de compresión = 0.9

El valor del esfuerzo crítico de compresión dependerá del valor de la relación de esbeltez. Si este valor se encuentra en la región inelástica:

$$\frac{K * L}{r} \leq 4.71 * \sqrt{\frac{E}{F_y}} \tag{2.30}$$

$$F_{cr} = 0.658^{(\frac{F_y}{F_e})} * F_y \tag{2.31}$$

En cambio, sí se encuentra en la región elástica:

$$\frac{K * L}{r} > 4.71 * \sqrt{\frac{E}{F_y}} \tag{2.32}$$

$$F_{cr} = 0.877 * F_e \tag{2.33}$$

- **Criterio de verificación**

Para cada miembro sometido a compresión se debe verificar que la fuerza de compresión factorizada (Pu) obtenida del análisis estructural cumpla:

$$P_u \leq \emptyset * P_n \tag{2.35}$$

Donde:

- P_u: Resistencia requerida
- P_n: Resistencia de diseño

2.8.1.2 Miembros sometidos a flexión

De acuerdo con Segui (2013), basado en las especificaciones del AISC, para miembros conformados por secciones tubulares estructurales (Hollow structural section o HSS) rectangulares y cuadrados sometidos a flexión, la resistencia nominal se determina conforme a la sección F7. A diferencia de los perfiles abiertos (W, C, I), el comportamiento estructural de las secciones cerradas presenta particularidades que modifican los estados límite de flexión. Para HSS rectangulares, la clasificación se basa en dos parámetros asociados a la pared tipo ala (flange) y a la pared tipo alma (web) como se ve en la figura 2-31, definidos como:

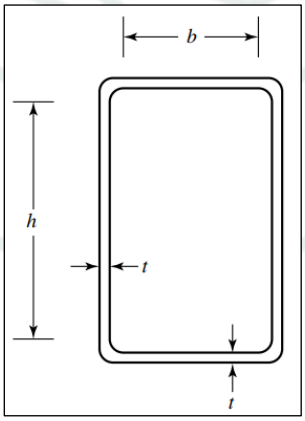


Figura 2-31: Medidas típicas de un perfil HSS rectangular.
Fuente: Tomado de Steel design (5th ed.) de Segui, W. T. 2018

Para la pared tipo ala (flange):

$$\lambda = \frac{b}{t} \tag{2.36}$$

$$\lambda_p = 1.12 * \sqrt{\frac{E}{F_y}} \tag{2.37}$$

$$\lambda_r = 1.40 * \sqrt{\frac{E}{F_y}} \tag{2.38}$$

Para la pared tipo alma (web):

$$\lambda = \frac{h}{t} \tag{2.39}$$

$$\lambda_p = 2.42 * \sqrt{\frac{E}{F_y}} \tag{2.40}$$

$$\lambda_r = 5.70 * \sqrt{\frac{E}{F_y}} \tag{2.41}$$

Donde:

- b: ancho plano de la pared comprimida
- h: altura plana de la pared
- t: espesor del tubo
- E: módulo de elasticidad
- Fy: esfuerzo de fluencia

Clasificamos la sección entre compacta, no compacta y esbelta. Resaltar que se toma la situación más desventajosa de ambos en caso que estos valores no sean iguales para el ala y el alma.

$$\lambda \leq \lambda_p \rightarrow Seccion\ compacta \tag{2.42}$$

$$\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r \rightarrow Seccion\ no\ compacta \tag{2.43}$$

$$\lambda > \lambda_r \rightarrow Seccion\ esbelta \tag{2.44}$$

- **Estado límite: Fluencia por flexión - Mn**

Para secciones compactas, la resistencia nominal a flexión se determina como:

$$\emptyset * M_n = M_p = 0.9 * F_y * Z \quad (2.45)$$

Donde:

- M_n: Momento de diseño
- Mp: Momento plástico.
- Fy: Esfuerzo de fluencia de la sección
- Z: Modulo plástico de la sección
- ∅: Factor de resistencia para estado límite de flexión = 0.9

Además, para las secciones no compactas el valor del momento plásticos se determina como el menor valor asociado al pandeo local de la pared comprimida (Flange Local Buckling o FLB) y al pandeo local del alma (Web Local Buckling o WLB), expresados como:

Para FLB:

$$M_n = M_p - (M_p - (F_y * S)) * (3.57 * \frac{b}{t} * \sqrt{\frac{F_y}{E}} - 4) \quad (2.46)$$

Para WLB:

$$M_n = M_p - (F_y * S_x) * (0.305 * \frac{h}{t} * \sqrt{\frac{F_y}{E}} - 0.738) \quad (2.47)$$

Donde:

- Mp: Momento plástico.
- S: Modulo elástico de la sección
- Ag: Área bruta
- ∅: Factor de resistencia para estado límite de flexión = 0.9

- **Criterio de verificación**

Para cada miembro sometido a flexión se debe verificar que el momento de flexión factorizada (Mu) obtenida del análisis estructural cumpla:

$$M_u \leq \emptyset * M_n \quad (2.48)$$

Donde:

- M_u: Momento requerido
- M_n: Momento de diseño

2.8.1.3 Miembros sometidos a flexión y compresión

De acuerdo con Segui (2013), basado en las especificaciones del AISC, en estructuras metálicas la mayoría de los elementos verticales no trabajan únicamente a compresión pura, sino que están sometidos simultáneamente a fuerza axial y momento flector, denominándose vigas - columnas. Este comportamiento es típico en pórticos rígidos, marcos con cargas laterales y columnas con excentricidad de carga. El diseño de estos elementos se realiza mediante ecuaciones de interacción que combinan la demanda axial y flexional. Hay dos casos, cuando la carga axial es significativa:

$$Si: \frac{P_u}{\emptyset_c * P_n} \geq 0.2 \tag{2.49}$$

$$\frac{P_u}{\emptyset_c * P_n} + \frac{8}{9} * \left(\frac{M_{ux}}{\emptyset_b * M_{nx}} + \frac{M_{uy}}{\emptyset_b * M_{ny}} \right) \leq 1.0 \tag{2.50}$$

Cuando la carga axial es pequeña:

$$Si: \frac{P_u}{\emptyset_c * P_n} < 0.2 \tag{2.51}$$

$$\frac{P_u}{2 * \emptyset_c * P_n} + \left(\frac{M_{ux}}{\emptyset_b * M_{nx}} + \frac{M_{uy}}{\emptyset_b * M_{ny}} \right) \leq 1.0 \tag{2.52}$$

Donde:

- P_u: Carga axial factorizada
- P_n: Resistencia de diseño a compresión
- M_{ux}, M_{uy}: Momentos factorizados respecto a x - y
- M_{nx}, M_{ny}: Momentos de diseño a flexión respecto a x - y
- $\emptyset_c$: Factor de resistencia para estado límite de compresión
- $\emptyset_f$: Factor de resistencia para estado límite de flexión

2.8.1.4 Uniones atornilladas sometidas a cortante del perno

De acuerdo con Segui (2013), basado en las especificaciones del AISC, la resistencia nominal a cortante de pernos se determina en función de la ubicación del plano de corte respecto a la rosca. Cuando el plano de corte no incluye la rosca del perno, la resistencia se expresa como:

$$\emptyset * R_n = 0.75 * (0.5 * F_{ub}) * A_b * N_s \quad (2.53)$$

O si está incluido en la sección roscada (tornillos tipo X).

$$\emptyset * R_n = 0.75 * (0.4 * F_{ub}) * A_b * N_s \quad (2.54)$$

Donde:

- R_n: Resistencia de diseño a cortante por perno
- F_{ub}: Resistencia de tensión último del material del perno
- A_b: Area transversal del perno
- N_s: Numero de planos de corte
- $\emptyset$: Factor de resistencia para estado límite de corte = 0.75

- **Análisis para conexiones con cortante excéntrico**

De acuerdo con Segui (2013), el análisis de conexiones atornilladas sometidas a cortante excéntrico se basa en la superposición de una fuerza cortante directa distribuida entre los pernos y un momento torsional generado por la excentricidad de la carga respecto al centroide del grupo de pernos como se ve en la figura 2-32.

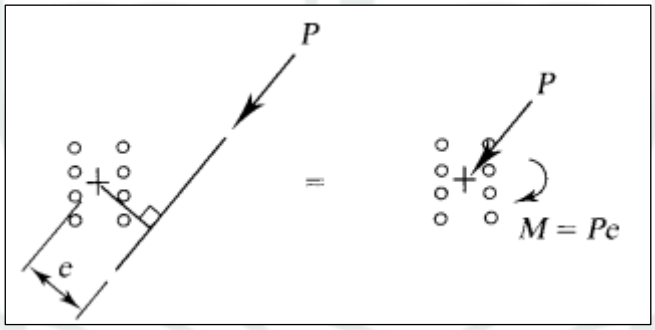


Figura 2-32: Fuerza cortante simple y momento torsor por carga excéntrica.
Fuente: Tomado de Steel design (5th ed.) de Segui, W. T. 2018

La carga excéntrica puede reemplazarse por una fuerza P aplicada en el centroide y un momento torsor:

$$M = P * e \quad (2.55)$$

Donde:

- M: Momento torsor respecto al centroide
- P: Fuerza aplicada sobre el centroide
- e: excentricidad respecto al centroide del grupo de pernos

La carga por cortante directo se puede descomponer por perno y a la par sus componentes en x – y.

$$p_c = \frac{P}{n} \tag{2.56}$$

$$p_{cx} = \frac{P_x}{n} \tag{2.57}$$

$$p_{cy} = \frac{P_y}{n} \tag{2.58}$$

Donde:

- p_c: Fuerza cortante directa en cada perno
- p_{cx}: Fuerza cortante directa en cada perno en el eje x
- p_{cy}: Fuerza cortante directa en cada perno en el eje y

El momento M genera fuerzas cortantes adicionales en cada perno, proporcionales a su distancia al centroide. Por lo que primero tenemos que hallar el momento polar del grupo de pernos.

$$J = \sum_{i=1}^{n} d_i^2 = \sum (x_i^2 + y_i^2) \tag{2.59}$$

Donde:

- J: Momento polar equivalente del grupo de pernos
- (x_i, y_i) = coordenadas del perno i respecto al centroide

Usando la analogía con la fórmula de esfuerzo por torsión, multiplicamos este por el área del perno y hallamos la fuerza cortante excéntrica por perno, así como sus componentes en x – y.

$$p_{m,i} = \frac{M * d_i}{n \sum (x_i^2 + y_i^2)} \tag{2.60}$$

$$p_{mx,i} = \frac{M * y_i}{n \sum (x_i^2 + y_i^2)} \tag{2.61}$$

$$p_{my,i} = \frac{M * x_i}{n \sum (x_i^2 + y_i^2)} \tag{2.62}$$

Donde:

- $p_{mx,y}$; $p_{my,i}$ = componentes de la fuerza cortante excéntrica en el perno i
- (x_i, y_i) = coordenadas del perno i respecto al centroide

Hallamos las fuerzas cortantes totales en cada perno, sumando sus componentes del cortante directo y del excéntrico.

$$p_{x,i} = p_{cx} + p_{mx,i} \quad (2.63)$$

$$p_{y,i} = p_{cy} + p_{my,i} \quad (2.64)$$

$$p_i = \sqrt{{p_{x,i}}^2 + {p_{y,i}}^2} \quad (2.65)$$

Donde:

- $p_{x,i}$; $p_{y,i}$ = componentes de la fuerza cortante total en el perno i
- p_i = fuerza cortante total en el perno i

Finalmente hallamos el pero más crítico, y ese será el que domine el diseño por cortante.

$$R_u = \max(p_i) \quad (2.66)$$

Donde:

- R_u = Fuerza de corte factorizada o requerida por perno

2.8.1.5 Uniones atornilladas sometidas a ovalamiento del material base

De acuerdo con Segui (2013), basado en las especificaciones del AISC, ocurre cuando el perno no falla, sino que el material en contacto (placa) se deforma plásticamente por compresión local alrededor del agujero, esta resistencia se expresa como:

$$\emptyset * R_n = Min\,(0.75 * 1.2 * L_c * t * F_u\,;\ 0.75 * 2.4 * d * t * F_u) \quad (2.67)$$

Donde:

- L_c: Distancia libre en la dirección de la carga
- t: Espesor de la placa
- F_u: Resistencia última del material base
- D: diámetro nominal del perno
- $\emptyset$: Factor de resistencia para estado límite de ovalamiento = 0.75
- R_n: Resistencia de diseño al ovalamiento

2.8.1.6 Uniones atornilladas sometidas a tensión en el perno

De acuerdo con Segui (2013), basado en las especificaciones del AISC, se presenta cuando el perno está sometido a fuerza axial (por ejemplo, en conexiones con momento o excentricidad), esta resistencia se expresa como:

$$\emptyset * R_n \leq 0.75 * (0.75 * F_{ub}) * A_b \quad (2.68)$$

Donde:

- R_n: Resistencia de diseño a tensión
- F_{ub}: Resistencia de tensión último del material del perno
- A_b: Área transversal del perno
- $\emptyset$: Factor de resistencia para estado límite a tensión = 0.75

- **Análisis para conexiones con momento flector por carga excéntrica**

De acuerdo con Segui (2013), basado en las especificaciones del AISC, cuando la carga aplicada no actúa en el plano del grupo de pernos, sino que existe una excentricidad perpendicular al plano de la conexión, se genera un momento flector que induce fuerzas axiales (tensión y compresión) en los pernos como se ve en la figura 2-33.

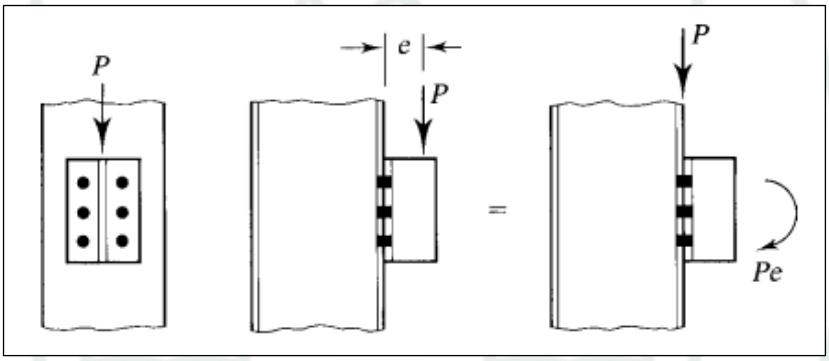


Figura 2-33: Momento flector por carga excéntrica.
Fuente: Tomado de Steel design (5th ed.) de Segui, W. T. 2018

El momento generado por la excentricidad es:

$$M = P * e \quad (2.69)$$

Donde:

- M: Momento flector respecto al eje horizontal del grupo de pernos
- P: Fuerza aplicada sobre el centroide
- E: excentricidad respecto al plano de conexión

Se realiza un equilibrio de momentos como se ve en la figura 2-34, donde solo los pernos que trabajan a tensión contribuyen a soportar este momento flector. Luego se iguala y se despeja la fuerza axial en cada perno

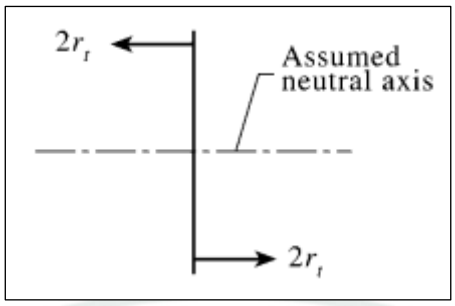


Figura 2-34: Fuerzas a tensión en pernos que trabajan con un momento flector.
Fuente: Tomado de Steel design (5th ed.) de Segui, W. T. 2018

$$M = n * r_t * d \tag{2.70}$$

$$R_u = r_t = \frac{P * e}{n * d} \tag{2.71}$$

Donde:

- r_t: fuerza axial resultante en cada perno en tensión
- n: número de pernos en tensión
- d: brazo interno entre resultantes de tracción y compresión
- Ru = Fuerza de tensión factorizada o requerida por perno

2.8.1.7 Uniones soldadas a filete - falla por cortante

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), al evaluar el cordón de soldadura en filete puede abordarse mediante un modelo mecánico basado en la distribución de esfuerzos cortantes en la garganta efectiva de la soldadura, esta resistencia se expresa como:

$$\emptyset * R_n = 0.75 * 0.6 * F_{EXX} * A_w \tag{2.72}$$

Donde:

- R_n: Resistencia nominal de soldadura a filete
- F_{EXX}: Resistencia nominal del electrodo
- ∅: Factor de resistencia para estado límite = 0.75

$$A_w = 0.707 * w * L \tag{2.73}$$

Donde:

- A_w: Area efectiva resistente
- w: Tamaño del filete
- L: Longitud efectiva

- **Análisis para cargas de torsión**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), cuando una unión soldada está sometida a una fuerza cortante V y a un momento M como en el caso de un voladizo soldado a una columna mediante soldaduras de filete, se generan dos tipos de esfuerzo cortante en las soldaduras como se ve en la figura 2-35.

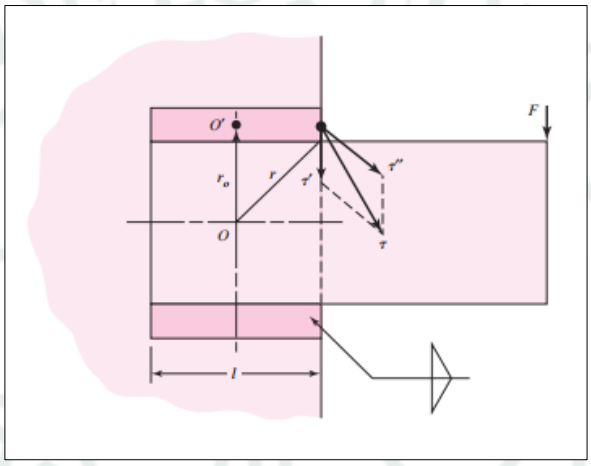


Figura 2-35: Unión soldada sometida a una fuerza cortante simple y torsional.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

Se produce un esfuerzo cortante simple.

$$E_{cs} = \frac{F}{A_w} \tag{2.74}$$

Donde:

- Ecs: Esfuerzo cortante simple
- F: Fuerza cortante aplicada
- Aw: Área total de garganta de todas las soldaduras

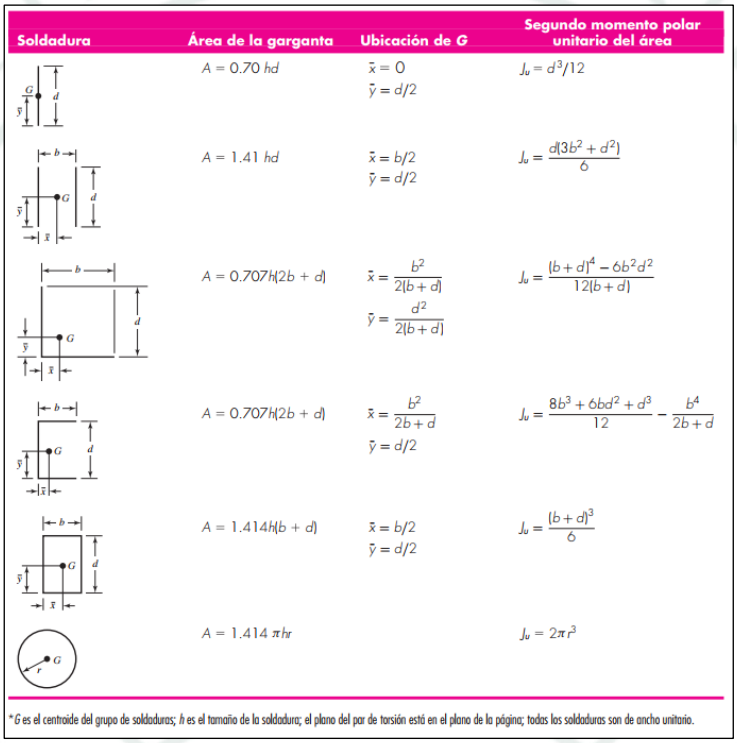
Además, se produce una fuerza cortante excéntrica por la torsión. Donde el esfuerzo máximo ocurre en el punto más alejado del centroide y puede ser evaluado con la siguiente expresión:

$$E_{ce} = \frac{M * r}{J} \tag{2.75}$$

Donde:

- Ece: esfuerzo cortante excéntrico
- M: momento aplicado respecto al centroide del grupo
- r: distancia desde el centroide del grupo de soldaduras al punto considerado
- J: segundo momento polar del área del grupo de soldaduras

Para cada soldadura se determina su segundo momento polar unitario respecto a su propio centroide. En la figura 2-36 se resumen estos valores para diferentes geometrías de soldadura.



Soldadura	Área de la garganta	Ubicación de G	Segundo momento polar unitario del área
	$A = 0.70\,hd$	$\bar{x} = 0$ $\bar{y} = d/2$	$J_u = d^3/12$
	$A = 1.41\,hd$	$\bar{x} = b/2$ $\bar{y} = d/2$	$J_u = \frac{d(3b^2 + d^2)}{6}$
	$A = 0.707h(2b + d)$	$\bar{x} = \frac{b^2}{2(b+d)}$ $\bar{y} = \frac{d^2}{2(b+d)}$	$J_u = \frac{(b+d)^4 - 6b^2d^2}{12(b+d)}$
	$A = 0.707h(2b + d)$	$\bar{x} = \frac{b^2}{2b+d}$ $\bar{y} = d/2$	$J_u = \frac{8b^3 + 6bd^2 + d^3}{12} - \frac{b^4}{2b+d}$
	$A = 1.414h(b + d)$	$\bar{x} = b/2$ $\bar{y} = d/2$	$J_u = \frac{(b+d)^3}{6}$
	$A = 1.414\,\pi hr$		$J_u = 2\pi r^3$

*G es el centroide del grupo de soldaduras; h es el tamaño de la soldadura; el plano del par de torsión está en el plano de la página; todas las soldaduras son de ancho unitario.

Figura 2-36: Segundo momento polar unitario de diferentes geometrías de soldaduras de filete.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

Luego, hallamos el segundo momento polar con la siguiente expresión:

$$J = 0.707 * w * J_u \tag{2.76}$$

Finalmente, sumamos ambos esfuerzos cortantes hallando el esfuerzo total al que está sometido el cordón de soldadura con la siguiente expresión:

$$E_c = E_{cs} + E_{ce} \quad (2.77)$$

- **Análisis para cargas de flexión**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), cuando un elemento en voladizo está soldado mediante soldaduras de filete y se somete a una fuerza cortante V y a un momento M, se generan esfuerzos de corte en la garganta de las soldaduras. La componente del esfuerzo de corte simple asociado a la fuerza V ya fue hallada en la ecuación (71), la componente del esfuerzo de corte excéntrico por flexión asociado al momento M es hallado con la siguiente expresión.

$$E_{ce} = \frac{M * c}{I} \quad (2.78)$$

Donde:

- Ece: esfuerzo cortante excéntrico por flexión.
- M: momento aplicado respecto al centroide del grupo
- c: distancia desde el centroide del grupo de soldaduras al punto considerado
- I: segundo momento de área del grupo de soldaduras.

Para cada soldadura se determina su segundo momento de área unitario según la geometría de esta. En la figura 2-37 se resumen estos valores.

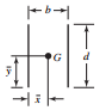
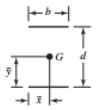
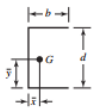
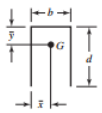
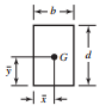
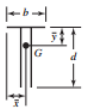
Soldadura	Área de la garganta	Ubicación de G	Segundo momento unitario del área
	$A = 0.707hd$	$\bar{x} = 0$ $\bar{y} = d/2$	$I_u = \frac{d^3}{12}$
	$A = 1.414hd$	$\bar{x} = b/2$ $\bar{y} = d/2$	$I_u = \frac{d^3}{6}$
	$A = 1.414hd$	$\bar{x} = b/2$ $\bar{y} = d/2$	$I_u = \frac{bd^2}{2}$
	$A = 0.707h(2b + d)$	$\bar{x} = \frac{b^2}{2b+d}$ $\bar{y} = d/2$	$I_u = \frac{d^2}{12}(6b + d)$
	$A = 0.707h(b + 2d)$	$\bar{x} = b/2$ $\bar{y} = \frac{d^2}{b+2d}$	$I_u = \frac{2d^3}{3} - 2d^2\bar{y} + (b + 2d)\bar{y}^2$
	$A = 1.414h(b + d)$	$\bar{x} = b/2$ $\bar{y} = d/2$	$I_u = \frac{d^2}{6}(3b + d)$
	$A = 0.707h(b + 2d)$	$\bar{x} = b/2$ $\bar{y} = \frac{d^2}{b+2d}$	$I_u = \frac{2d^3}{3} - 2d^2\bar{y} + (b + 2d)\bar{y}^2$

Figura 2-37: Segundo momento de área unitario de diferentes geometrías de soldaduras de filete.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

Luego, hallamos el segundo momento de área con la siguiente expresión:

$$I = 0.707 * w * I_u \tag{2.79}$$

Finalmente, sumamos ambos esfuerzos cortantes hallando el esfuerzo al que está sometido el cordón de soldadura, usamos la ecuación (74).

2.8.1.8 Uniones soldadas a filete - falla por fluencia del metal base

De acuerdo con Segui (2013), basado en las especificaciones del AISC, en algunos casos el acero base puede fallar por fluencia antes que la soldadura. Por lo que evaluaremos este modo de falla con la siguiente expresión:

$$\emptyset * P_n = 0.90 * (0.6 * F_y) * A_g \quad (2.80)$$

Donde:

- Pn: Resistencia de diseño a fluencia del material base
- Fy: Esfuerzo de fluencia del material base
- Ag: Área bruta de la sección
- ∅: Factor de resistencia para estado límite = 0.9

2.8.1.9 Uniones soldadas a filete - falla por ruptura del metal base

De acuerdo con Segui (2013), basado en las especificaciones del AISC, también el material base puede fallar por ruptura antes que la soldadura. Por lo que evaluaremos este modo de falla con la siguiente expresión:

$$\emptyset * P_n = 0.75 * (0.6 * F_u) * A_g \quad (2.81)$$

Donde:

- Pn: Resistencia de diseño a ruptura del material base
- Fy: Esfuerzo de fluencia del material base
- Ag: Área bruta de la sección
- ∅: Factor de resistencia para estado límite = 0.9

2.8.2. Análisis por fatiga

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), el límite de resistencia a la fatiga puede determinarse experimentalmente mediante ensayos, siendo común el uso de pruebas de viga rotativa. Para fines de diseño, se emplean correlaciones empíricas que permiten estimar este límite a partir de la resistencia última a la tracción del material (Sut). Para simplificar el diseño, se adopta una expresión empírica que relaciona Se′ con Sut, distinguiendo rangos de resistencia del material.

$$\begin{gathered} S'_e = 0.5 * S_{ut} \rightarrow Si\ S_{ut} \leq 200\ ksi\ (1400\ MPa) \\ S'_e = 100\ ksi \rightarrow Si\ S_{ut} > 200\ ksi \\ S'_e = 700\ MPa \rightarrow Si\ S_{ut} > 1400\ Mpa \end{gathered} \quad (2.82)$$

Donde:

- Se': límite de resistencia a la fatiga de la probeta estándar de viga rotativa
- Sut: resistencia última a la tensión del material

Estas expresiones corresponden a una correlación empírica obtenida a partir de datos experimentales de curvas S-N (curva esfuerzo – número de ciclos), y son aplicables a materiales ferrosos bajo condiciones de laboratorio controladas.

2.8.2.1 Factores de Marin

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), el límite de resistencia a la fatiga obtenido de ensayos de viga rotativa (S_e') corresponde a una probeta pulida, de pequeño diámetro, cargada en flexión completamente alternante y en condiciones controladas de laboratorio. Sin embargo, los componentes reales difieren significativamente en tamaño, acabado superficial, tipo de carga, temperatura y confiabilidad requerida. Por ello, el límite de resistencia debe corregirse mediante factores modificadores conocidos como factores de Marin, obteniéndose el límite de resistencia del componente real:

$$S_e = k_a * k_b * k_c * k_d * k_e * k_f * S'_e \tag{2.83}$$

Donde:

- Se: límite de resistencia corregido para el componente real
- Se': límite de resistencia de la probeta estándar
- ka: factor de acabado superficial
- kb: factor de tamaño
- kc: actor de tipo de carga
- kd: factor de temperatura
- ke: factor de confiabilidad
- kf: factor de efectos misceláneos

- **Factor de acabado superficial ka**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), la resistencia a la fatiga disminuye con el incremento de la rugosidad superficial debido a la presencia de concentraciones locales de esfuerzo. Para considerar este efecto, se introduce el factor de acabado superficial, el cual se expresa en función de la resistencia última del material y unos factores como se ve en la figura 2-38 mediante la siguiente relación empírica:

Acabado superficial	Factor a S_{ut}, kpsi	Factor a S_{ut}, MPa	Exponente b
Esmerilado	1.34	1.58	−0.085
Maquinado o laminado en frío	2.70	4.51	−0.265
Laminado en caliente	14.4	57.7	−0.718
Como sale de la forja	39.9	272.	−0.995

Figura 2-38: Constantes de factor de acabado superficial.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

$$k_a = a * S_{ut}{}^{b} \tag{2.84}$$

Donde:

- Sut: resistencia última
- a,b: constantes que dependen del tipo de acabado (maquinado, laminado en caliente, forjado, etc.)

- **Factor de tamaño kb**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), el aumento del tamaño del componente reduce la resistencia a la fatiga debido a que incrementa el volumen de material sometido a esfuerzos elevados. Este efecto se considera mediante el factor de tamaño, definido por:

$$k_b = 1 \ \rightarrow \ d \leq 0.3 \ in \tag{2.85}$$

$$k_b = \left(\frac{d}{0.3}\right)^{-0.107} \ \rightarrow \ 0.3 < d < 10 \ in$$

Donde:

- d: diámetro equivalente del componente

Para secciones no circulares, se utiliza un diámetro equivalente basado en área efectiva como se ve en la figura 2-39.

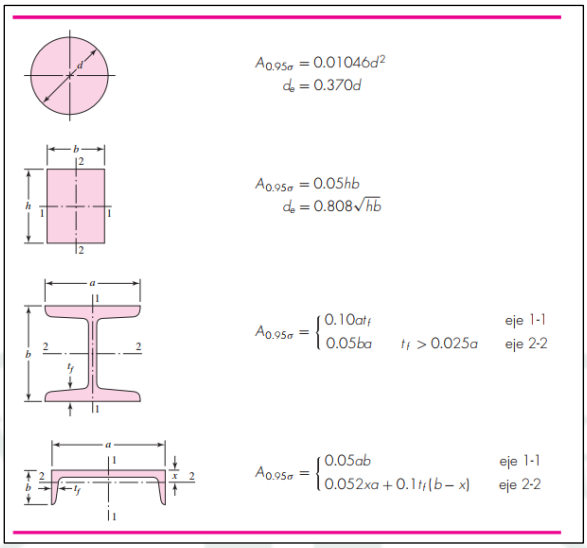


Figura 2-39: Áreas A95 de perfiles estructurales no rotativos.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

- **Factor de carga kc**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), el límite de resistencia a la fatiga depende del tipo de esfuerzo predominante en el elemento estructural. Este efecto se introduce mediante el factor de carga, cuyos valores típicos están especificados en la figura 2-40.

$$k_c = \begin{cases} 1 & \text{flexión} \\ 0.85 & \text{axial} \\ 0.59 & \text{torsión}^{17} \end{cases}$$

Figura 2-40: Valores típicos de factor de carga.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

- **Factor de temperatura kd**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), cuando la temperatura de operación se aleja de las condiciones ambiente, la resistencia a la fatiga del material se ve afectada. Este efecto se evalúa mediante el factor de temperatura, cuyos valores se obtienen a partir de la Figura 2-41.

Temperatura, °C	S_T/S_{RT}	Temperatura, °F	S_T/S_{RT}
20	1.000	70	1.000
50	1.010	100	1.008
100	1.020	200	1.020
150	1.025	300	1.024
200	1.020	400	1.018
250	1.000	500	0.995
300	0.975	600	0.963
350	0.943	700	0.927
400	0.900	800	0.872
450	0.843	900	0.797
500	0.768	1 000	0.698
550	0.672	1 100	0.567
600	0.549		

Figura 2-41: Efecto de la temperatura de operación en la resistencia a la tensión del acero. Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

- **Factor de confiabilidad ke**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), el límite de resistencia a la fatiga estándar corresponde aproximadamente a un nivel de confiabilidad del 50%. Para niveles de confiabilidad superiores, se introduce el factor ke, cuyos valores se determinan en función de la probabilidad de falla aceptable, como se muestra en la Figura 2-42.

Confiabilidad, %	Variación de transformación z_a	Factor de confiabilidad k_e
50	0	1.000
90	1.288	0.897
95	1.645	0.868
99	2.326	0.814
99.9	3.091	0.753
99.99	3.719	0.702
99.999	4.265	0.659
99.9999	4.753	0.620

Figura 2-42: Factores de confiabilidad ke correspondientes a 8 desviaciones estándar. Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

- **Factor de efector misceláneos kf**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), incluye efectos adicionales no considerados explícitamente, tales como: Corrosión, ttratamientos superficiales y aambiente severo. Si no hay información específica toma el valor de 1.

2.8.2.2 Factores que modifican el límite de resistencia a la fatiga

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), en el diseño por fatiga, la presencia de discontinuidades geométricas como muescas, cambios de sección, filetes o agujeros genera concentraciones de esfuerzo que incrementan localmente la amplitud del esfuerzo alternante. Sin embargo, en fatiga no se utiliza directamente el factor teórico de concentración (Kt), sino el factor de concentración a la fatiga (Kf), el cual incorpora el efecto de la sensibilidad del material a la muesca. El factor Kf se define como:

$$k_f = 1 + q * (k_t - 1) \qquad (2.86)$$

Donde:

- q: sensibilidad a la muesca
- Kf: factor de concentración a la fatiga
- Kt: factor teórico de concentración de esfuerzos

El factor teórico de concentración (Kt) depende exclusivamente de la geometría de la discontinuidad y del tipo de solicitación (tracción, flexión o torsión). Sus valores se determinan mediante gráficos experimentales como los mostrados en la figura 2-43 para carga axial y flexión, y en la figura 2-44para torsión.

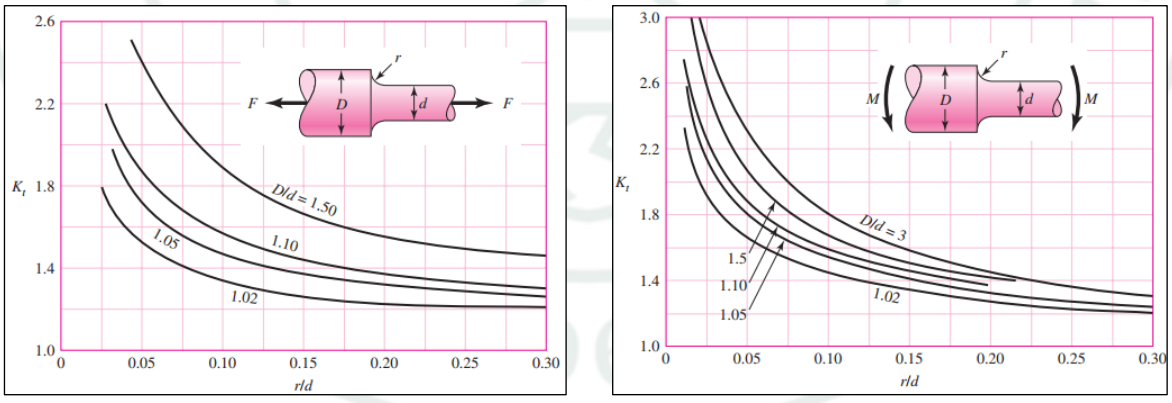


Figura 2-43: Grafico de factores teóricos de concentración del esfuerzo, Kt.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

Para cargas torsionales se define un factor análogo: Kfs. Este factor también se halla a través de algunas figuras como 2.36.

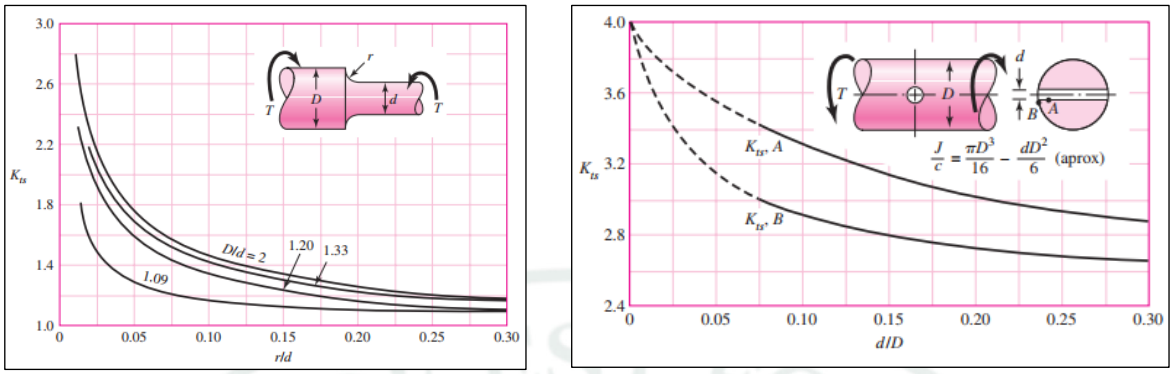


Figura 2-44: Grafico de factores teóricos de concentración del esfuerzo, Kts.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

La sensibilidad a la muesca (q) representa la capacidad del material para desarrollar completamente el efecto de concentración de esfuerzos. Su valor depende principalmente del material y del radio de la muesca, tomando valores entre 0 (material insensible) y 1 (material completamente sensible). Este parámetro se obtiene a partir de curvas experimentales como las mostradas en la figura 2-45.

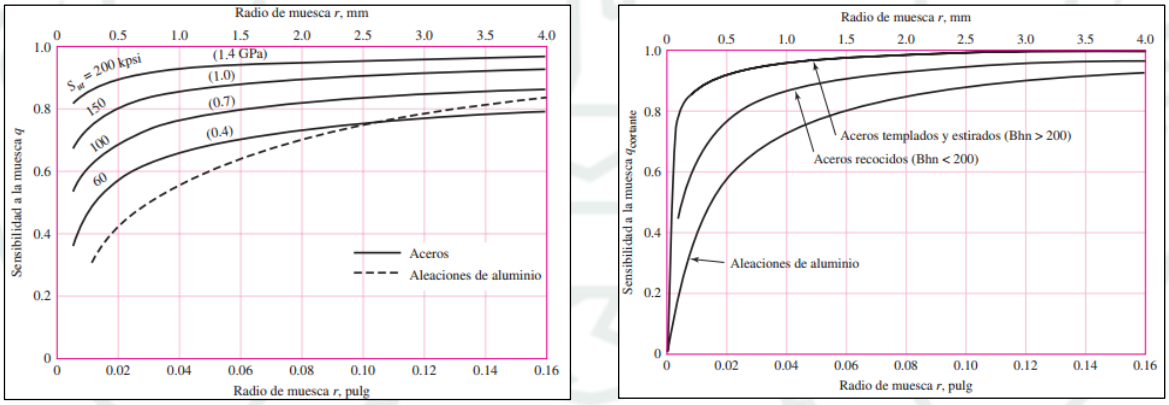


Figura 2-45: Sensibilidad a la muesca en el caso de aceros y aleaciones de aluminio.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

2.8.2.3 Caracterización de esfuerzos fluctuantes

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), los esfuerzos aplicados rara vez son completamente alternantes. En general, un componente está sometido a esfuerzos que varían entre un valor máximo y uno mínimo, lo que obliga a caracterizar el ciclo de carga en términos

de esfuerzo medio y esfuerzo alternante. Resaltar que el análisis también se puede hacer con los componentes de fuerza. Definimos el esfuerzo medio y alternante como:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \tag{2.87}$$

$$\sigma_a = \left|\frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}\right| \tag{2.88}$$

Donde:

- σ_{max}: esfuerzo máximo en el ciclo
- σ_{min}: esfuerzo mínimo en el ciclo
- σ_m: esfuerzo medio del ciclo
- σ_{min}: esfuerzo alternante en el ciclo

Cuando el estado de carga incluye esfuerzos combinados (por ejemplo, normal y cortante), se emplea un esfuerzo equivalente basado en el criterio de von Mises para definir componentes alternantes y medios equivalentes:

$$\sigma'_a = \sqrt{\sigma_a^2 + 3 * \tau_a^2} \tag{2.89}$$

$$\sigma'_m = \sqrt{\sigma_m^2 + 3 * \tau_m^2} \tag{2.90}$$

Donde:

- σ'a: esfuerzo resultante alternante
- σ'm: esfuerzo resultante medio

2.8.2.4 Criterios de falla por fatiga ante esfuerzos variables

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), cuando un componente está sometido a esfuerzos fluctuantes con esfuerzo medio distinto de cero, la resistencia a la fatiga se ve afectada significativamente. Para incorporar el efecto del esfuerzo medio σ_m, se emplean diagramas de interacción en el plano $\sigma_m - \sigma_a$. Estos criterios establecen la condición límite de falla cuando se combina el efecto alternante con el efecto estático y pueden ser representados a través de diagramas de fatiga como el de figura 2-46.

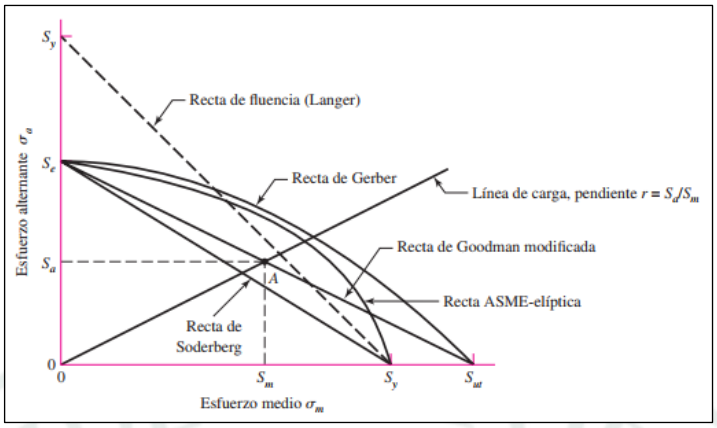


Figura 2-46: Diagrama de fatiga con varios criterios de falla.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

Entre los criterios más utilizados se encuentran el de Goodman modificado y el de fluencia estática de Langer, los cuales se adoptan en el presente estudio.

- **Criterio de Goodman modificado**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), este criterio establece una relación lineal entre el esfuerzo alternante y el esfuerzo medio, y se expresa como:

$$\frac{\sigma'_a}{S_e} + \frac{\sigma'_m}{S_{ut}} = \frac{1}{n} \qquad (2.91)$$

Donde:

- σ'a: esfuerzo resultante alternante
- σ'm: esfuerzo resultante medio
- Se: límite de resistencia corregido para el componente real
- Sut: Esfuerzo ultimo
- N: Factor de seguridad

- **Criterio de fluencia de Langer**

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), este criterio evalúa la condición de fluencia bajo la combinación de esfuerzos medio y alternante, y se expresa como:

$$\sigma'_a + \sigma'_m = \frac{S_y}{n} \tag{2.92}$$

Donde:

- σ'a: esfuerzo resultante alternante
- σ'm: esfuerzo resultante medio
- Sy: Esfuerzo de fluencia

Para la evaluación de la seguridad del componente frente a fatiga, se construye la línea de carga en el diagrama de fatiga, la cual se obtiene a partir de los valores de esfuerzo medio y alternante calculados para el sistema, esto se realiza con las ecuaciones que se ven en la figura 2-47. La intersección de esta línea con los criterios de falla permite determinar el factor de seguridad del diseño.

Intersecciones de ecuaciones	Coordenadas de la intersección
$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_{ut}} = 1$ Línea de carga $r = \frac{S_a}{S_m}$	$S_a = \frac{r S_e S_{ut}}{r S_{ut} + S_e}$ $S_m = \frac{S_a}{r}$
$\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$ Línea de carga $r = \frac{S_a}{S_m}$	$S_a = \frac{r S_y}{1 + r}$ $S_m = \frac{S_y}{1 + r}$
$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_{ut}} = 1$ $\frac{S_a}{S_y} + \frac{S_m}{S_y} = 1$	$S_m = \frac{(S_y - S_e) S_{ut}}{S_{ut} - S_e}$ $S_a = S_y - S_m, r_{crit} = S_a / S_m$
Factor de seguridad de fatiga $n_f = \frac{1}{\frac{\sigma_a}{S_e} + \frac{\sigma_m}{S_{ut}}}$	

Figura 2-47: Coordenadas de la amplitud y constante de la resistencia, e intersecciones importantes en el primer cuadrante de los criterios de falla de Goodman modificado y de Langer.
Fuente: Tomado de Diseño en ingeniería mecánica de Shigley, por de Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. 2008

2.8.3. Ecuaciones de carga y esfuerzo

De acuerdo con Budynas & Nisbett (2008), en vigas rectas sometidas a flexión pura, bajo los supuestos de material homogéneo, comportamiento elástico lineal (ley de Hooke), secciones planas que permanecen planas y ausencia de esfuerzos cortantes y axiales, la

distribución de esfuerzos normales es lineal respecto al eje neutro. El valor máximo ocurre en la fibra más alejada, obteniéndose:

$$\sigma_{max} = \frac{M * c}{I} \tag{2.93}$$

Donde:

- σ_{max}: Esfuerzo normal máximo por flexión.
- M: Momento flector actuante en la sección considerada.
- c: Distancia desde el eje neutro hasta la fibra extrema.
- I: Segundo momento de área (momento de inercia geométrico) respecto al eje neutro.

Para el caso de flexión en dos planos (flexión compuesta), el esfuerzo normal en un punto cualquiera de la sección está dado por:

$$\sigma_x = -\frac{M_z * y}{I_z} + \frac{M_y * z}{I_y} \tag{2.94}$$

Donde:

- σ_x*:* Esfuerzo normal longitudinal en el punto analizado
- My*:* Momento flector respecto al eje y
- Mz*:* Momento flector respecto al eje z
- y,z*:* Coordenadas del punto considerado respecto a los ejes centroidales
- Iy*:* Segundo momento de área respecto al eje y
- Iz*:* Segundo momento de área respecto al eje z

Para el caso de secciones circulares o tubulares, donde el momento de inercia es igual en ambos ejes de simetría, el esfuerzo normal por flexión está dado por:

$$M_R = \sqrt{M_y^2 + M_z^2} \tag{2.95}$$

$$\sigma_{max} = \frac{M_R * c}{I} \tag{2.96}$$

Donde:

- σ_{max}: Esfuerzo normal máximo por flexión.
- Mr: Momento resultante
- My*:* Momento flector respecto al eje y
- Mz*:* Momento flector respecto al eje z
- c: Distancia desde el eje neutro hasta la fibra extrema.
- I: Segundo momento de área (momento de inercia geométrico) respecto al eje neutro.

La torsión ocurre cuando un elemento mecánico está sometido a un momento torsor T colineal con su eje longitudinal, produciendo un giro relativo entre sus secciones transversales. En una barra circular maciza, el esfuerzo cortante varía linealmente con el radio y está dado por:

$$\tau_{max} = \frac{T * r}{J} \tag{2.97}$$

Donde:

- τ_{max}: esfuerzo cortante máximo
- T: par torsor
- r: distancia radial desde el eje
- J: momento polar de inercia

La teoría de falla de la energía de distorsión establece que la fluencia en materiales dúctiles ocurre cuando la energía de deformación asociada a la distorsión (cambio de forma) alcanza el mismo valor que en el ensayo de tracción uniaxial en el punto de fluencia. Para un estado de esfuerzo plano, el esfuerzo equivalente es:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\sigma_x^2 - 2 * \sigma_x * \sigma_y + \sigma_y^2 + 3 * \tau_{xy}^2} \tag{2.98}$$

Donde:

- σ_{VM}: esfuerzo equivalente de Von Mises
- σ_x y σ_y: esfuerzos normales en el plano
- τ_{xy}: esfuerzo cortante en el plano

Las ecuaciones presentadas constituyen la base para la determinación de los esfuerzos en los elementos estructurales del sistema propuesto, permitiendo evaluar su comportamiento bajo las condiciones de carga consideradas.

CAPÍTULO III

CAPITULO III

3 METODOLOGÍA DEL DISEÑO

3.1 Introducción

Como ingenieros, el desarrollo de soluciones frente a problemas técnicos implica evaluar distintas alternativas, por lo que resulta necesario apoyarse en un enfoque metodológico que permita ordenar este proceso. En ese sentido, se adopta la metodología de diseño sistemático propuesta por Pahl et al. (2007) y en la norma VDI 2225, la cual permite descomponer el problema en funciones más simples, generar diferentes principios de solución y evaluarlos mediante criterios técnicos y económicos definidos a partir de los requerimientos del sistema. Esto facilita una toma de decisiones más clara y justificada, reduciendo la subjetividad y permitiendo seleccionar la alternativa más adecuada de manera estructurada.

Tomando de ejemplo el paper de König et al. (2023) nos muestra el proceso para hallar la mejor alternativa de refrigeración para un motor asíncrono aplicado en la industria aeroespacial. En este se compara diferentes propuestas que explica al inicio del paper, luego identifica los criterios que considera importante para su proyecto como: seguridad, peso, eficiencia, facilidad de integración, complejidad y costo. También desarrolla más a profundidad estos criterios, dando más detalles de lo que busca y requiere en cada uno. Luego de esta explicación asigna un peso relacionado a la importancia de cada uno sobre el resto. Finalmente, evalúa cada alternativa según los criterios definidos. Esto lo realiza de manera cualitativa sin tomar en cuenta datos exactos. Como resultado nos da un puntaje final para cada opción, luego de combinar el peso de cada criterio con las alternativas propuestas. La opción escogida será la que obtenga el mayor puntaje, siendo esta la que tenga el mejor equilibrio técnico y económico. Esto le permite al autor tomar una decisión optima aun cuando no se tienen datos cuantitativos como es común al inicio de la etapa de diseño.

3.2 Método de evaluación: VDI 2225

El enfoque de diseño que se usará será la propuesta en la norma VDI 2225. Seleccionaremos esta pues al tener gran cantidad de alternativas y proponer un enfoque que tome en cuenta el factor económico, nos resulta ideal según lo planteado para esta tesis. Según la norma esta metodología organiza el proceso de diseño en cinco etapas:

a) Definición del problema.

b) Búsqueda de soluciones parciales.

c) Evaluación técnica y económica de las alternativas

d) Selección de la mejor solución

e) Optimización y detalle

3.2.1. Lista de exigencias

Tabla 3-1: Lista de exigencias.

	LISTA EXIGENCIAS	Pag. 1 de 1 Edición: Rev. 1
PROYECTO	Diseño estructural de un sistema de captación solar y de seguimiento solar tipo cronológico para paneles solares fotovoltaicos bifaciales de uso industrial	Fecha: Mayo/2025 Revisado: A.F.Y.B.
	UNIVERSIDAD CATÓLICA DE SANTA MARÍA	Elaborado: A.F.Y.B.
Deseo / Exigencia	Descripción	Responsable
	Función principal:	**A.F.Y.B.**
D	a) Diseño estructural de un sistema de captación solar y de seguimiento solar tipo cronológico para paneles solares fotovoltaicos bifaciales.	
E	b) El sistema debe maximizar la captación de energía solar incidente mediante la implementación de reflectores de baja concentración, minimizando las perdidas por sombras en todo momento.	
D	c) El diseño debe cumplir criterios estructurales, operativos, económicos y normativos para uso urbano.	

E	d) El sistema de captación solar tiene que ser capaz de soportar vientos de más de 108 km/hr, en caso de emergencias.	
	Geometría:	**A.F.Y.B.**
D	a) Dimensiones máximas de: 8000 x 4000 x 2300 mm (ajustables).	
E	b) Estructura base fija para panel y estructura móvil para reflectores, rotando en eje longitudinal.	
D	c) Conexiones estructurales desmontables o plegables para transporte.	
	Cinemática:	**A.F.Y.B.**
E	a) Mecanismo de accionamiento que permita rotación controlada diaria de los reflectores (cronológico).	
D	b) Debe incluir un mecanismo de regulación de posición manual de emergencia.	
E	c) Vida útil mínima de 100,000 ciclos.	
	Energía:	**A.F.Y.B.**
E	a) Fuente de alimentación: 220V, 60 Hz (uso doméstico).	
D	b) Cableado y componentes eléctricos con protección IP65.	
	Instalación y anclaje:	**A.F.Y.B.**
E	a) Anclaje mecánico compatible con techos de concreto, sin comprometer impermeabilización.	
D	b) Peso máximo total del módulo: 1500 kg.	
D	c) Incluye opciones de anclaje químico o mecánico según superficie.	
	Materiales y durabilidad:	**A.F.Y.B.**
E	a) Material estructural resistente a humedad.	
E	b) Vida útil mínima de 10 años en ambiente urbano exterior.	
D	c) Materiales reciclables o reutilizables al final de su vida útil.	
	Costos:	**A.F.Y.B.**
E	a) La inversión del proyecto deberá ser menor de S/25 000.00.	
	Mantenimiento:	**A.F.Y.B.**

E	a) El sistema deberá ser altamente mantenible, con componentes accesibles que permitan mantenimiento rápido, económico y sin desmontajes complejos.

Fuente: Elaboración propia

3.3 Desarrollo conceptual del sistema

3.3.1. Módulo reflector de baja concentración

- **Superficie reflectante**

La función de la superficie reflectante es redirigir la radiación solar incidente hacia la cara frontal del panel bifacial, como se ve en la figura 3-1, para aumentar la irradiancia directa aprovechable durante el día. Por esto, la superficie utilizada debe presentar una alta reflectancia y estabilidad frente a condiciones ambientales exteriores como humedad y otros agentes atmosféricos.

Se pueden emplear diferentes materiales reflectantes para cumplir esta función, estos deberán ser de uso exclusivo para aplicaciones solares de baja concentración. Entre las alternativas consideradas se encuentran superficies de aluminio anodizado, láminas reflectantes de acero inoxidable y espejos de vidrio.

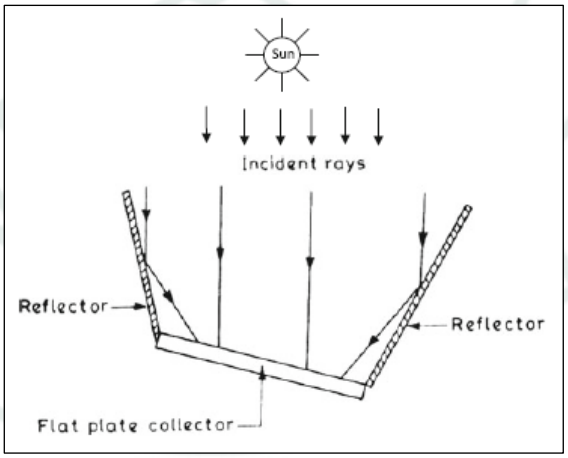


Figura 3-1: Espejos reflectores en un sistema de concentración
Fuente: Principios teóricos y aplicaciones de la energía solar - Dickinson, W. C. (1980).

- **Sistema de accionamiento**

Para poder maximizar la captación de irradiancia directa reflejada sobre el panel bifacial se requiere un mecanismo que modifique la orientación angular de los reflectores en el transcurso del día. Este movimiento es lento y predecible en función de la trayectoria solar, por lo que se considera adecuada la implementación de una estrategia de seguimiento cronológico, que nos permitirá establecer posiciones angulares previamente definidas según la hora del día.

Para cumplir esta función, pueden emplearse distintos mecanismos de accionamiento, por ejemplo, como se ve en la figura 3-2. Este generara el movimiento angular requerido en los reflectores. Entre las alternativas se consideró: actuadores lineales eléctricos y moto reductor.

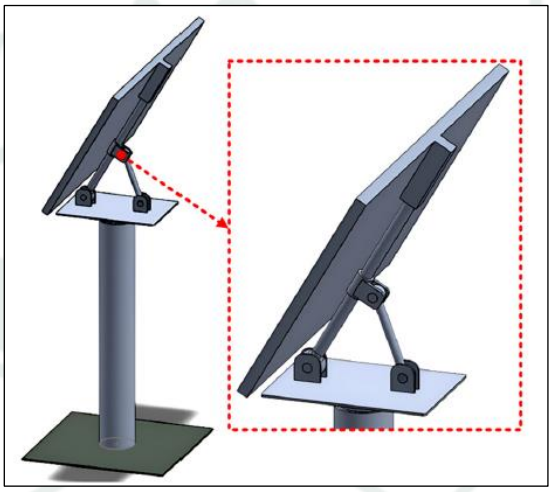


Figura 3-2: Sistema de seguimiento de un eje biela - manivela
Fuente: Sistema de seguimiento solar de doble eje mediante mecanismo biela–manivela deslizante (adaptado) - Saber, A. (s. f.).

- **Estructura soporte**

La estructura soporte, como se ve en la figura 3-3, tiene como función proporcionar estabilidad y soporte al módulo reflector, permitiendo mantener la posición y orientación durante su funcionamiento. También, debe permitir soportar las cargas generadas por el peso propio de los reflectores, el sistema de accionamiento y las fuerzas ambientales como la carga de viento.

Para cumplir estos requerimientos, la estructura debe ser suficientemente rígida, evitando deformaciones excesivas que puedan afectar el desempeño óptico del sistema. También debe tener un equilibrio entre peso, rigidez y costo por lo que las alternativas consideradas para la configuración estructural se enfocaran en cuantas columnas deberá tener la estructura.



Figura 3-3: Bastidor en H de heliostato
Fuente: Tecnología fotovoltaica de concentración (CPV) - Luque, A., & Andreev, V. M. (2007).

- **Sistema / estrategia de seguridad**

Debido a que el módulo se encuentra expuesto a condiciones ambientales variables, se necesita considerar alguna estrategia o sistema de seguridad que permitan conservar la integridad estructural del módulo en caso de vientos fuertes.

Para mitigar estas condiciones, se puede emplear algún sistema de protección como el posicionamiento de resguardo para los reflectores. También se considerará como estrategia el reforzamiento de la estructura para poder operar en estas condiciones.

3.3.2. Soporte de paneles bifaciales

- **Requerimientos del panel bi facial**

El sistema requiere un panel que aproveche la irradiancia solar directa sobre su cara frontal y la irradiancia reflejada por el módulo reflector sobre su cara trasera. Por lo que el uso de paneles fotovoltaicos bifaciales es imprescindible.

Para la selección del panel fotovoltaico bifacial se consideran criterios como la eficiencia energética, factor de bi facialidad, dimensiones geométricas, peso, compatibilidad estructural, apariencia y disponibilidad comercial. Entre las alternativas evaluadas se contemplan distintos modelos de paneles bifaciales comerciales utilizados en aplicaciones fotovoltaicas de alta eficiencia.

- **Sistema / estrategia de seguridad**

Debido a la exposición continua del soporte a condiciones ambientales exteriores, se consideró la implementación de algún sistema / estrategia de seguridad para proteger este frente a posibles esfuerzos mecánicos y ambientales como las cargas de viento que existen durante el funcionamiento del sistema.

Para mitigar estas condiciones, se puede emplear algún sistema de protección como el posicionamiento de resguardo para el soporte. También se considerará como estrategia el reforzamiento del soporte para poder operar en estas condiciones.

3.4 Caja negra del sistema

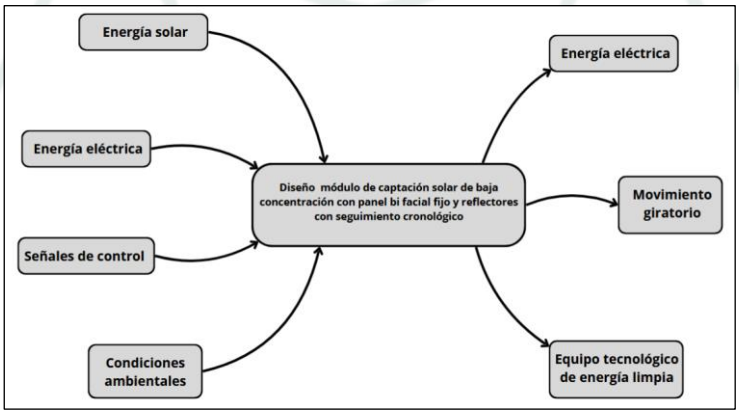


Figura 3-4: Caja negra del sistema
Fuente: Elaboración propia

3.5 Matriz morfológica del diseño

Tabla 3-2: Matriz morfológica de diseño

Función principal	Solución general	Alternativas	
Superficie reflectante	A: Material espejos	Aluminio anodizado	Vidrio
Sistema de accionamiento	B: Mecanismo giratorio	Moto reductor	Actuador lineal
Sistema / estrategia de seguridad del módulo reflector	C: Sistema / Estrategia de seguridad	Posición de resguardo	Reforzar estructura
Soporte del módulo reflector.	D: Cantidad de columnas	Columna central	Doble soporte lateral
Sistema / estrategia de seguridad del soporte de paneles	E: Sistema / Estrategia de seguridad	Sistema de arrostramiento mediante vientos	Reforzar estructura

Fuente: Elaboración propia

3.6 Evaluación del concepto de solución

A partir de la matriz morfológica de diseño se elegirá una opción para cada función y se propondrán diferentes alternativas de diseño. También se evaluará y escogerá la mejor alternativa para el modelo del panel bifacial.

3.6.1. Alternativa 01

A2 – B1 – C1 – D1 – E1

La figura 3-5 muestra la alternativa 01, esta considera el vidrio como material reflectante y un motorreductor como mecanismo de accionamiento. Para la seguridad del módulo reflector, se establece una posición de resguardo ante condiciones ambientales desfavorables, como vientos fuertes. El soporte del módulo reflector se configura mediante una columna central,

mientras que la estructura del panel bifacial incorpora un sistema de arriostramiento mediante vientos para mejorar su estabilidad.

Esta configuración aprovecha las propiedades ópticas del vidrio y permite accionar los reflectores mediante movimiento giratorio. Sin embargo, requiere componentes adicionales para detectar condiciones de riesgo y ejecutar la posición de resguardo, además de considerar el peso y la fragilidad del vidrio durante la instalación.

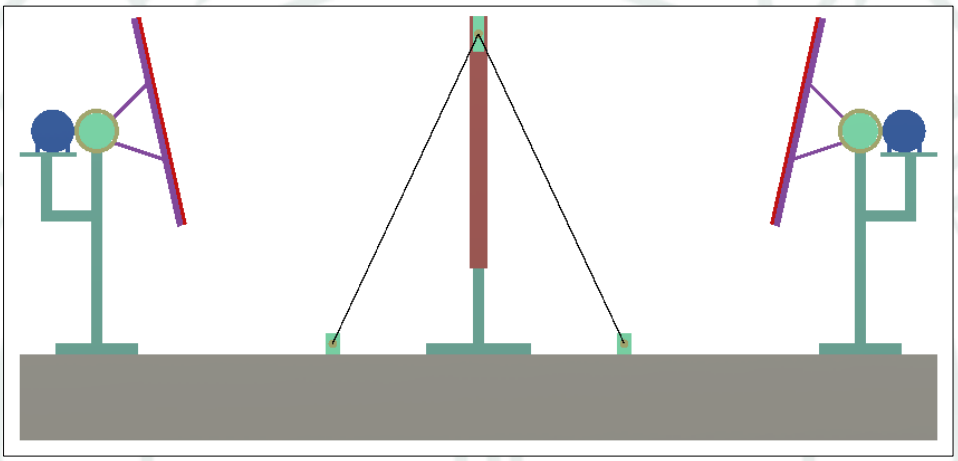


Figura 3-5: Alternativa 01
Fuente: Elaboración propia

3.6.2. Alternativa 02

A1 – B2 – C1 – D1 – E2

La figura 3-6 muestra la segunda alternativa, esta emplea aluminio anodizado como material reflectante y un actuador lineal para el accionamiento de los reflectores. Se mantiene una posición de resguardo como estrategia de seguridad, una columna central para el soporte del módulo reflector y un refuerzo estructural para el soporte del panel bifacial.

El aluminio permite reducir el peso del conjunto móvil respecto al vidrio, mientras que el actuador lineal facilita la orientación de los reflectores y su desplazamiento hacia la posición de resguardo. No obstante, es necesario dimensionar adecuadamente el actuador, sus

articulaciones y los elementos estructurales para soportar las cargas de funcionamiento y de viento.

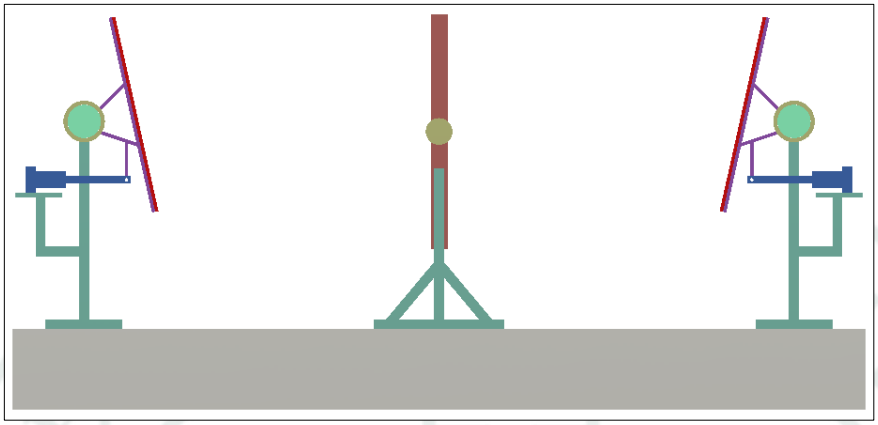


Figura 3-6: Alternativa 02
Fuente: Elaboración propia

3.6.3. Alternativa 03

A1 – B2 – C2 – D2 – E2

La figura 3-7 muestra la alternativa 03, esta utiliza aluminio anodizado como material reflectante y un actuador lineal para el accionamiento. La seguridad del módulo reflector se basa en el refuerzo estructural, complementado con una configuración de doble soporte lateral. Asimismo, se considera el refuerzo estructural del soporte del panel bifacial para mejorar su resistencia frente a las cargas actuantes.

Esta configuración busca distribuir las cargas entre los apoyos y aumentar la rigidez del conjunto. Sin embargo, será necesario verificar la resistencia de los perfiles, las uniones y los puntos de articulación, especialmente ante las cargas de viento, para garantizar la estabilidad del sistema.

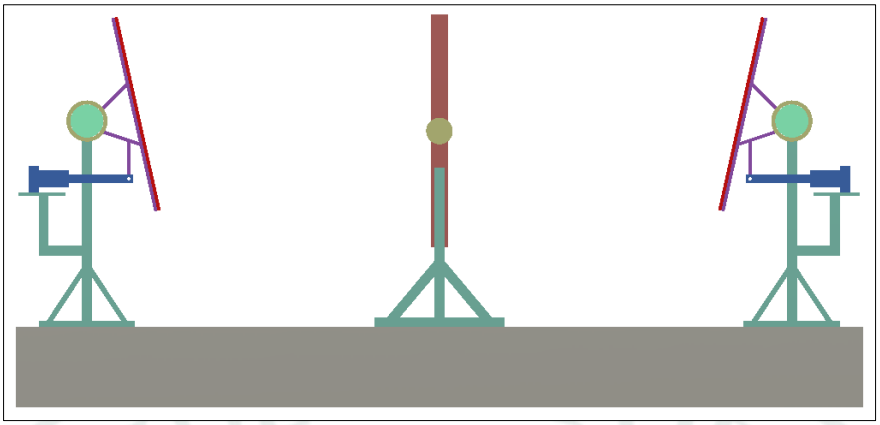


Figura 3-7: Alternativa 03
Fuente: Elaboración propia

3.6.4. Modelo del panel bi facial

Para la selección del panel fotovoltaico bifacial se consideraron dos alternativas: el modelo LONGi Hi-MO X10 LR7-54HVD-495M y JA Solar DeepBlue 4.0 Pro JAM78D40 MB, ambos orientados a aplicaciones fotovoltaicas bifaciales de alta eficiencia. El modelo de JA Solar tiene una mayor potencia nominal y eficiencia máxima; pero sus dimensiones y peso son mayores, de aproximadamente 2.47 m de longitud y 34.8 kg, lo cual incrementa las exigencias estructurales del soporte y las cargas asociadas al sistema móvil.

Por otro lado, el panel de LONGi Hi-MO X10 presenta dimensiones más pequeñas y un menor peso, con valores aproximados de 1.72 m y 20.8 kg, manteniendo una eficiencia de hasta 22.3 %. Estas características lo hacen ideal para sistemas que necesitan ser compactos, facilitando el diseño mecánico del soporte. Adicionalmente, su aspecto full black proporciona una mejor apariencia para aplicaciones urbanas. Por lo que se seleccionó el modelo LONGi Hi-MO X10 como la alternativa más adecuada.

3.7 Evaluación técnica – económica

Tabla 3-3: Tabla de evaluación técnica

Valor tecnico (Xi)								
Proyecto: **Diseño estructural de un módulo de captación solar de baja concentración con panel bifacial fijo y reflectores con seguimiento cronológico, para aplicaciones en techos o espacios reducidos.**								
P: puntaje de 0 a 4 (VDI 2225 (Alois Breiing, 2009)); 0 = Insatisfactorio, 1 = Tolerable con deficiencias, 2 = Adecuado, 3 = Bueno, 4 = Muy bueno (ideal).								
G: es el peso ponderado y se da en función de la importancia de los criterios de evaluación								
Criterio de evaluacion para diseño en fase de concepto								
Variante del concepto			Alternativa 1		Alternativa 2		Alternativa 3	
N°	**Criterios de evaluación**	**G (Grado de relevancia)**	P	GP	P	GP	P	GP
1	Funcion principal	5	4	20	4	20	4	20
2	Geométrica	4	3	12	3	12	3	12
3	Cinemática	3	2	6	4	12	4	12
4	Energía	3	3	9	3	9	3	9
5	Instalacion y anclaje	3	3	9	3	9	3	9
6	Materiales y durabilidad	3	2	6	2	6	3	9
7	Costos	4	2	8	2	8	3	12
8	Mantenimiento	2	2	4	3	6	2	4
Promedio ponderado:		1	0.685185		0.759259		0.805556	
Prioridad:			C		B		A	

Fuente: Elaboración propia

Tabla 3.4: Tabla de valor económico

Valor economico (Yi)								
Proyecto: **Diseño estructural de un módulo de captación solar de baja concentración con panel bifacial fijo y reflectores con seguimiento cronológico, para aplicaciones en techos o espacios reducidos.**								
P: puntaje de 0 a 4 (VDI 2225 (Alois Breiing, 2009)); 0 = Insatisfactorio, 1 = Tolerable con deficiencias, 2 = Adecuado, 3 = Bueno, 4 = Muy bueno (ideal).								
G: es el peso ponderado y se da en función de la importancia de los criterios de evaluación								
Criterio de evaluacion para diseño en fase de concepto								
Variante del concepto			Alternativa 1		Alternativa 2		Alternativa 3	
N°	**Criterios de evaluación**	**G (Grado de relevancia)**	P	GP	P	GP	P	GP
1	Costo general de fabricacion	5	3	15	3	15	4	20
2	Costo de diseño	4	3	12	3	12	3	12
3	Costo de materiales	5	4	20	4	20	4	20
4	Costo de mantenimiento	4	3	12	4	16	3	12
5	Costo de respuestos	5	3	15	3	15	3	15
6	Costo de automatizacion	5	2	10	2	10	3	15
7	Vida util	3	2	6	2	6	3	9
Promedio ponderado:		1	0.725806		0.758065		0.830645	
Prioridad:			C		B		A	

Fuente: Elaboración propia

De las dos tablas mostradas, de ponderación de valores económicos (tabla 3-4) y técnicos (tabla 3-3), podemos ver que la alternativa de diseño 3 es la que da mejores resultados. Los graficaremos en figura 3-8 para resumir los datos obtenidos de manera gráfica.

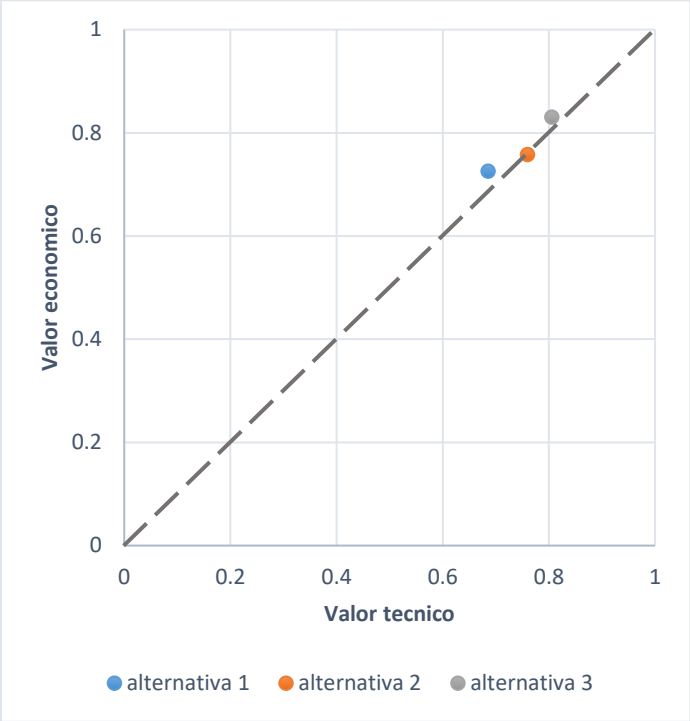


Figura 3.8: Valor económico vs. Valor técnico de alternativas
Fuente: Elaboración propia

CAPÍTULO IV

CAPITULO IV

4 Diseño y evaluación del sistema de captación solar

En el presente capítulo se desarrolla el diseño y evaluación del sistema propuesto. En el primer capítulo se definirán el funcionamiento en conjunto del sistema, así como las partes de cada sub sistema y las medidas generales que tendrá.

En el segundo capítulo se desarrollará el diseño del módulo reflector de baja concentración. A través de una simulación Multifisica con el software ANSYS y la herramienta System Coupling, analizaremos el comportamiento del viento y la reacciones que genera esta sobre la estructura. Este proceso se realizará para ambas posiciones del reflector, que llamaremos caso crítico y caso no crítico. Se analizará cinemáticamente los reflectores y se definirá rangos y horarios de trabajo y se dimensionará el actuador lineal, encargado de hacer girar el reflector durante el día. También se analizará por fatiga, a través del método de esfuerzo –vida el eje torsor, un elemento clave dentro de nuestro sistema. Por último, se validará a través de cálculo analítico la estructura del bastidor, así como las uniones presentes en todo el sistema.

En el tercer capítulo se validará estructuralmente el soporte de paneles bifaciales. Esto se realizará también a través de una simulación Multifisica con el software ANSYS y la herramienta System Coupling. También se analizará los soportes laterales y se validará las uniones presentes.

En el cuarto capítulo se desarrolla el algoritmo de seguimiento cronológico empleado para determinar la inclinación de los reflectores durante las horas de operación del sistema. Además, se establecen las regiones operativas del sistema y la lógica secuencial de funcionamiento del mecanismo de seguimiento propuesto.

En el quinto capítulo se realizará un análisis óptico, térmico y energético con el fin de evaluar el comportamiento del sistema diseñado. El análisis óptico se desarrollará mediante el

software de trazado de rayos SolTrace, con el cual se hallará la irradiancia promedio incidente sobre ambas caras del panel bifacial. En el análisis térmico se calcularán las componentes de radiación que actúan sobre el panel en la condición más crítica de funcionamiento y, mediante el software ANSYS Thermal, se hallará la temperatura máxima de operación del panel. En el análisis energético se hallará la energía eléctrica diaria generada por el sistema y se comparará con el caso sin reflectores. Estos análisis se realizarán para los días de solsticio de invierno y verano.

Finalmente, en el capítulo 6 se presentará un resumen de los costos de materiales y servicios requeridos para la fabricación del sistema propuesto y una clasificación de los costos según su contribución al presupuesto total.

4.1 Diseño geométrico

4.1.1. Geometría general

El diseño propuesto se centra en aprovechar la capacidad de captación de energía solar por ambas caras del panel bifacial. Esto se logrará fijando en posición vertical el panel y ubicar dos módulos reflectores de baja concentración en cada lado, estos redireccionaran la radiación solar durante todo el día. Este sistema será accionado por actuadores lineales y controlado con un algoritmo de seguimiento cronológico. De este modo, el sistema maximiza el aprovechamiento de la radiación incidente sobre el panel bi facial fijo en ambas caras durante todo el día. Este sistema estará compuesto por dos estructuras: un soporte de paneles bifaciales y dos módulos reflectores de baja concentración, como se ve en la figura 4-1.

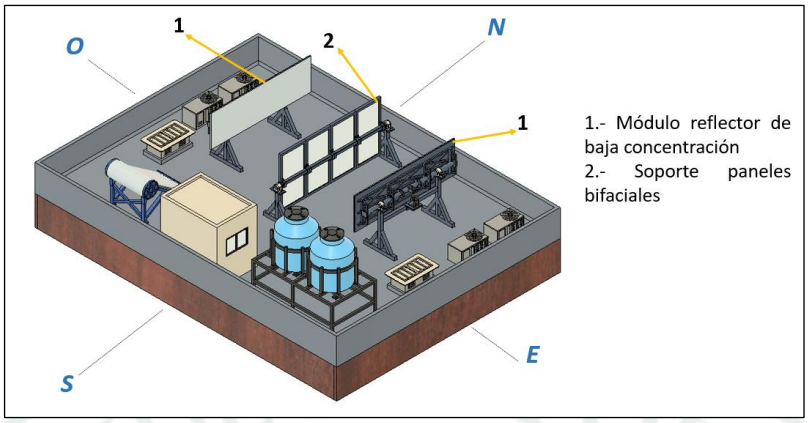


Figura 4-1: Posicionamiento general del sistema.
Fuente: Elaboración propia.

Este sistema está pensado para ser instalado en ambientes urbanos como el techo de edificios residenciales. Con una orientación de Este a Oeste. Esto permitirá al sistema de seguimiento cronológico re dirigir los rayos solares durante todo el día. Las dimensiones del módulo responden a un equilibrio entre eficiencia óptica, resistencia estructural y al espacio disponible. Obteniendo las siguientes medidas:

- Largo total de 7.4 m. Medida máxima que ocupa el módulo obtenido desde la base de ambos sistemas de concentración.
- Ancho total de 3.7 m. Medida máxima determinada por el número de paneles bi faciales, que son tres más los laterales de la estructura soporte de los paneles bi faciales.
- Altura máxima de 2.1 m. Medida desde la base de montaje hasta el punto más alto del sistema de concentración.

El diseño geométrico del sistema ha sido desarrollado considerando su instalación en cubiertas residenciales y en espacios urbanos reducidos, donde existen restricciones de espacio, carga y normativas de altura. La altura total de 2,10 m permite cumplir con reglamento nacional de edificaciones que limita la altura de estructuras complementarias en azoteas a un máximo de

3.0 m (Ministerio de Vivienda, Construcción y Saneamiento (MVCS), 2021) y además minimiza la exposición a cargas de viento elevadas al limitar la altura del sistema.

Se calcula la carga por área de todo el sistema. Esta se obtuvo a partir del peso de toda la estructura y del área que ocupa esta, obteniendo un resultado de 15.2 kg/m². Este valor representa la carga viva adicional que se transmitirá al techo, la cual resulta menor que la carga viva mínima con la que se dimensiona los techos de zonas residenciales, que son 100 kg/m² (Servicio Nacional de Capacitación para la Industria de la Construcción, 2006/2020).

- Peso total de la estructura: P_{est} = 712 Kg
- Área total de la estructura: A_{est} = 46.8 m^2.

$$P_{Area} = \frac{P_{est.}}{A_{est.}} = \frac{712\ kg}{46.8\ m^2} \rightarrow P_{Area} = 15.2\ \frac{kg}{m^2}$$

Adicionalmente se consideró el acceso para mantenimiento y limpieza en la disposición del sistema. Incluyendo una separación entre el panel bifacial y los reflectores móviles optima, así como un espacio en la parte trasera del sistema de baja concentración. Finalmente, la configuración modular del diseño permite instalar varios sistemas en serie, manteniendo un espaciado mínimo para evitar sombreado mutuo entre módulos, lo que favorece la escalabilidad del proyecto en cubiertas de mayor superficie.

4.1.2. Componentes principales

- **Panel bifacial fijo**

El sistema emplea módulos fotovoltaicos bifaciales LONGi Hi-MO X10 LR7-54HVD-495M, con tecnología de células HPBC 2.0, una eficiencia máxima de 24,3 % y una potencia nominal de 495 Wp bajo condiciones STC. Su factor de bifacialidad es de 70 ± 5 %, lo que permite aprovechar radiación incidente por ambas caras. Las características técnicas detalladas se presentan en el Anexo C, figura C1.

- **Soporte de paneles bi faciales**

El soporte de paneles bifaciales está conformado por una estructura tubular diseñada para mantener los módulos en posición vertical y transmitir las cargas hacia la cimentación.

- **Módulo reflector de baja concentración**

El módulo reflector está compuesto por un marco giratorio que suporta la superficie reflectante de aluminio, esta es soportada por un bastidor que trasmite las cargas al piso. Su función es redirigir la radiación solar hacia ambas caras del panel bifacial durante el horario de operación.

- **Actuadores lineales**

El movimiento giratorio del módulo reflector se realiza a través de actuadores lineales eléctricos, Progressive Automations PA-17, sus características técnicas se encuentran en el Anexo C – figura C2.

4.1.3. Restricciones geométricas

Como se mencionó al principio del capítulo existen algunas consideraciones que se tomaron en cuenta para restringir el diseño, estos se pueden resumir en que sea una estructura liviana, modular, que cumpla con los requerimientos que exigen su instalación en lugares urbanos / residenciales y que se maximice la captación de energía por ambos lados del panel. Con estos en mente se desarrollarán los puntos más críticos que influyeron el diseño final.

- **Altura máxima**

La altura total del sistema es de 2,10 m. Este valor se usó para seguir las regulaciones urbanísticas de Arequipa, cumplir con criterios de estabilidad frente a cargas producida por el viento y sobretodo evitar que esta estructura sea considerada como un piso adicional.

- **Angulo de giro de reflectores**

El rango de movimiento de los reflectores móviles se limitó al rango de 0° a 40° respecto a la posición vertical. Estos valores se definieron con ayuda de software de ray tracing, como se mostrará más adelante, considerando la ubicación de Arequipa. El objetivo planteado es maximizar la irradiación sobre ambas caras del panel bifacial durante la mayor cantidad de horas de luz solar en el día. Aunque se podría usar un rango mayor de movimiento para los reflectores, esto generaría el uso de actuadores lineales más grandes que no aumentarían significativamente la eficiencia.

- **Espaciado entre elementos**

La distancia mínima entre los paneles bifaciales y los reflectores es de aproximadamente 2.8 m, esto para evitar auto sombreado durante las horas críticas de operación.

4.2 Diseño del módulo reflector de baja concentración

El presente capítulo inicia con el análisis cinemático del módulo reflector, analizando sus rangos de giro y horarios de funcionamiento. Posteriormente, se realizará una simulación multi física mediante la herramienta System Coupling de ANSYS, para determinar el módulo y la ubicación de la fuerza de viento aplicada sobre el reflector, además de validar estructuralmente su parte superior. Este análisis se desarrollará para las dos posiciones de trabajo del módulo reflector, correspondientes al caso crítico y al caso no crítico. A continuación, se diseñará el eje torsor bajo el enfoque de fatiga utilizando el método esfuerzo–vida. Finalmente, se validará el bastidor mediante cálculos analíticos siguiendo la metodología de diseño LRFD. De la misma manera, se verificará estructuralmente el comportamiento de las uniones empernadas y soldadas que conforman el módulo reflector de baja concentración. Las partes principales de este módulo se muestran en la figura 4-2.

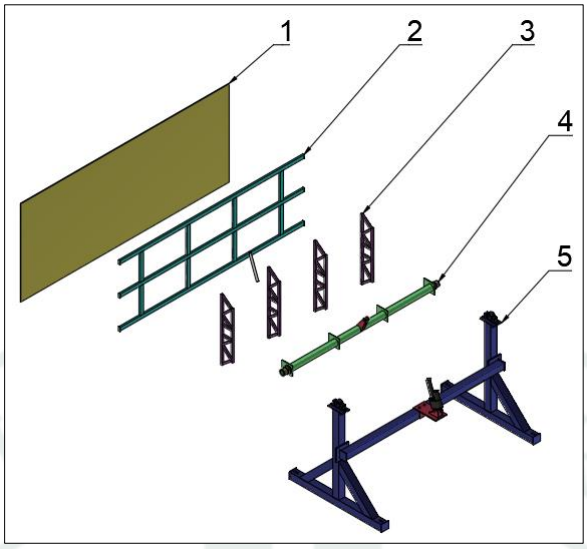


Figura 4-2: Dimensiones de la posición final e inicial del actuador lineal.
Fuente: Elaboración propia.

- 1.- Plancha soporte: Esta será una plancha de acero que servirá como superficie de fijación de la lámina de aluminio reflectante.
- 2.- Marco unión: Este será un marco de acero, construido de tubos cuadrados que ayudaran a rigidizar la plancha soporte (1) y unirlo a las celosías de unión (3).
- 3.- Celosías de unión: Estas celosías serán construidas con tubos rectangulares que tendrán el área suficiente para soldarse por un lado con el marco de unión (2) y por el otro con el tubo torsor (4).
- 4.- Tubo torsor: Este tubo será el que conecte todo el conjunto con el bastidor a través de chumaceras en sus extremos. Acotar que este tubo será en parte un tubo circular estructural y en sus extremos será un eje escalonado macizo.
- 5.- Bastidor: Este será el soporte de todo el conjunto, donde se apoyará el eje torsor y donde se acoplará el actuador lineal.

4.2.1. Cinemática de los reflectores

El tipo de seguimiento que usaremos en nuestro sistema será de un eje, Acotar que el tipo de control que se propone será del tipo cronológico.

4.2.1.1 Definición del rango de movimiento

El rango inclinación propuesto para los reflectores va de 0° a 40°, este valor se mide desde un plano vertical y sigue un sentido horario en la parte derecha y anti horario en la izquierda. Este valor de 40 grados busca un equilibrio para la captación solar y viabilidad mecánica, estos se explicarán en los siguientes párrafos. Las medidas generales quedan resumidas en la figura 4-3.

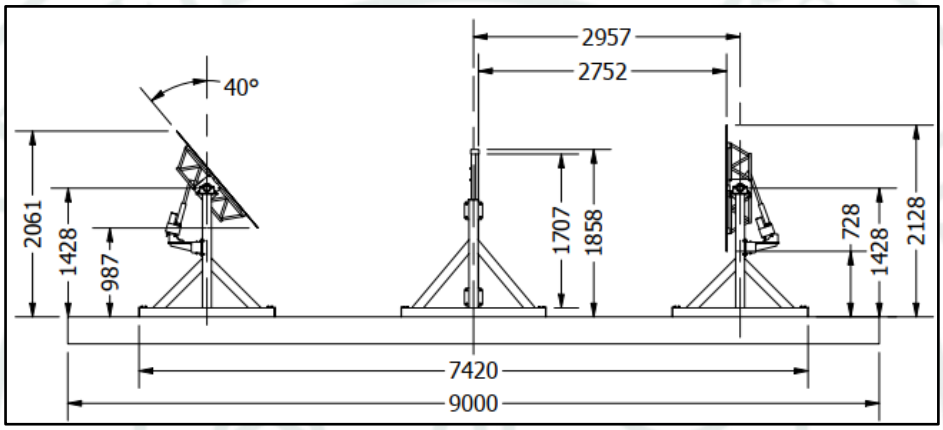


Figura 4-3: Medidas generales del sistema.
Fuente: Elaboración propia.

Este ángulo máximo se halló proponiendo una distancia horizontal máxima entre los paneles y los reflectores, además de una distancia vertical máxima entre el piso y los reflectores. Con la ayuda de un software básico de trazado de rayos llamado Phydemo, se logró definir esta distancia en un valor aproximado de 3.0 m y 0.7 m respectivamente. Además, restringiendo el rango de movimiento de 0 a 40 °. Las partes de esta simulación son las que se ven en la figura 4-4.

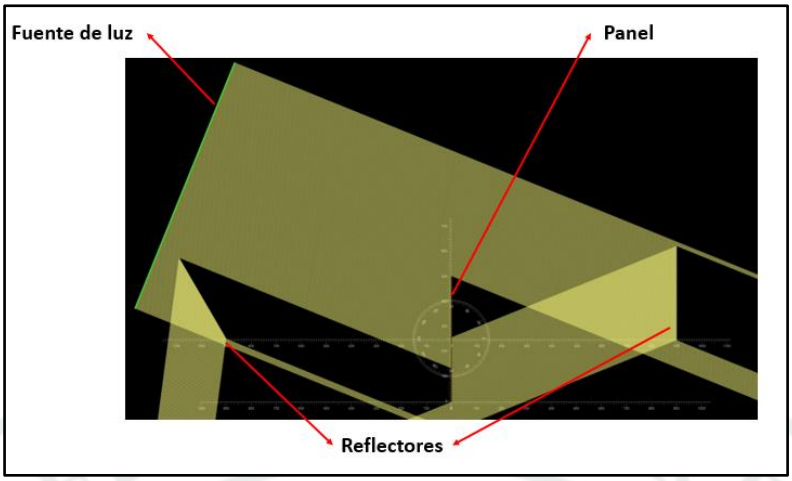


Figura 4-4: Partes del modelo de Ray tracing – Phydemo.
Fuente: Tomado de PhyDemo (s. f.), https://phydemo.app.

4.2.1.2 Análisis solar para la ciudad de Arequipa

La ciudad de Arequipa está ubicada geográficamente en la latitud sur de 16.40° y a una longitud de 71.54° oeste. Con estos datos obtendrá el mapa de posición solar, como se ve en la figura 4-5.

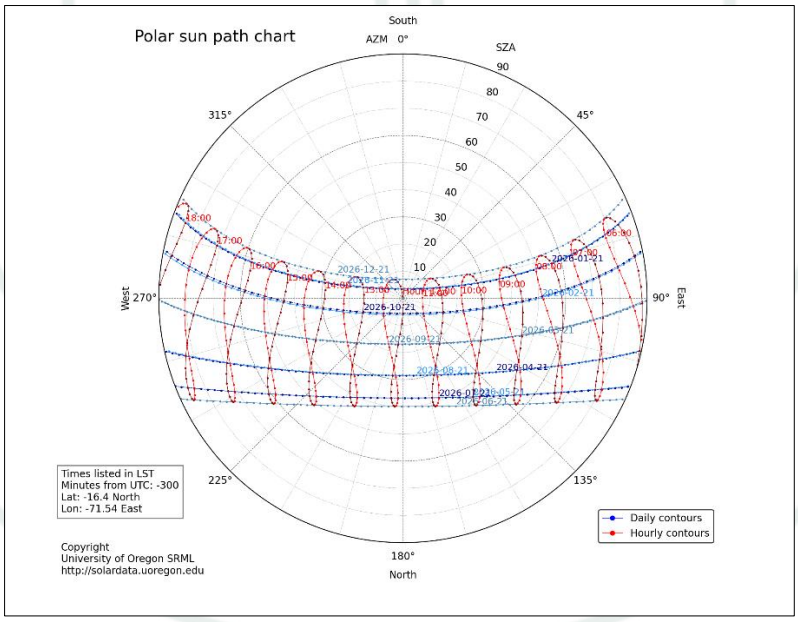


Figura 4-5: Mapa de posición del sol de Arequipa – Perú.
Nota: Gráfico generado mediante el programa Sun Path Chart de la Solar Radiation Monitoring Laboratory, University of Oregon (s. f.)

Los ángulos de altura solar máximos y mínimos para los días de solsticio de verano e invierno son resumidos en la tabla 4-1.

Tabla 4-1: Altura solar en Arequipa por horas claves.

	07:30	**Max.**	**16:00**
Solsticio invierno	15.6	50.0	16.6
Solsticio verano	30.4	82.2	29.8

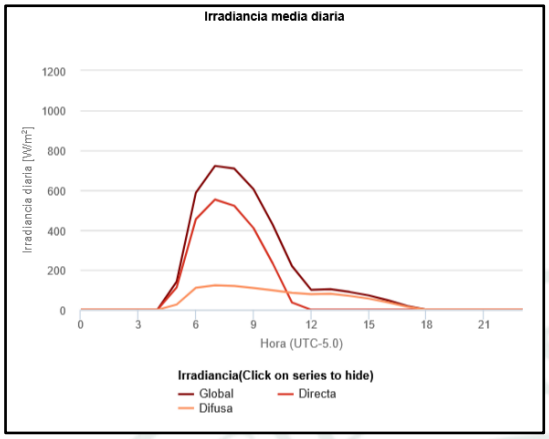
Fuente: Elaboración propia

Como vemos la altura solar varía en un rango de 21.7° a 82.2°. El valor máximo en el solsticio de invierno es de 50.0° mientras que en el solsticio de verano es de 83.0°. Acotar que estos valores máximos no ocurren al medio día como se espera si no ocurren entre las 12:00 y 13:00 horas.

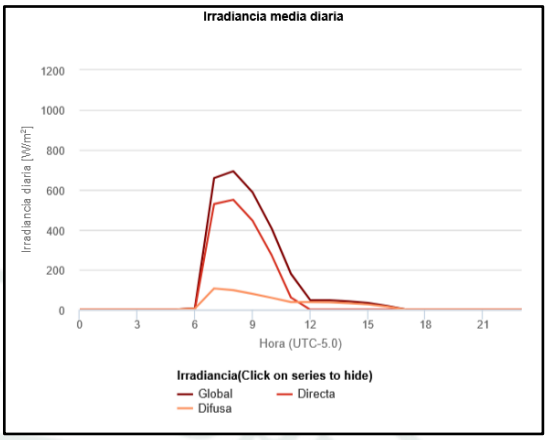
4.2.1.3 Horario de operación del sistema

El horario de operación propuesto toma en cuenta dos puntos: La irradiación mínima a la cual debe empezar a operar el sistema de seguimiento y las limitaciones geométricas del sistema respecto a la auto generación de sombra.

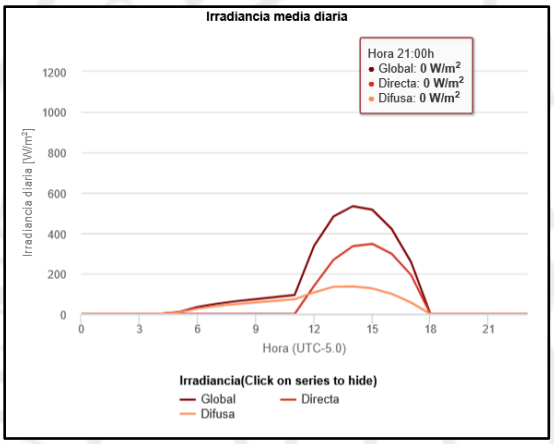
Según la International Electrotechnical Commission (International Electrotechnical Commission (2005), se mide el desempeño eléctrico de los paneles cuando están expuestos a una irradiación menor de 200 W/m² y concluye que se puede usar este valor como umbral sobre el cual se puede empezar a trabajar, pues cuando existe una irradiación menor no vale la pena realizar el seguimiento.



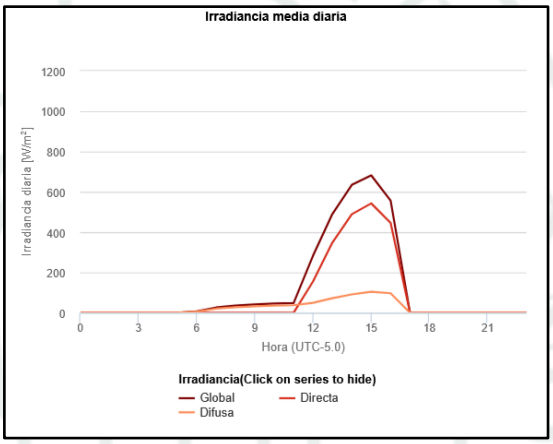
a) Cara frontal - Junio



b) Cara frontal - Diciembre



c) Cara trasera - Junio



b) Cara trasera - Diciembre

Figura 4-6: Irradiación media diaria de superficie vertical.
Nota. Tomado de Tomado de PVGIS – Photovoltaic Geographical Information System, por European Commission: Joint Research Centre.

Al analizar los datos de irradiación media diaria, resumidos en la figura 4.6 y obtenidos con el sistema PVGIS de la Comisión Europea (European Commission, Joint Research Centre, 2025), hallamos que el umbral propuesto de 200 W/m^2 es superado desde las 5:30 de la mañana en ambos meses. Al atardecer estos valores son de 5 y 4:30 de la tarde en los meses de diciembre y junio respectivamente.

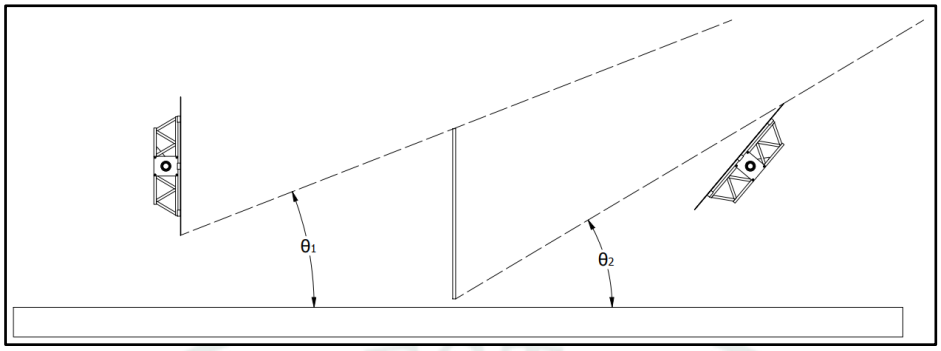


Figura.4-7: Angulo límites del sistema de seguimiento
Nota. Elaboración propia

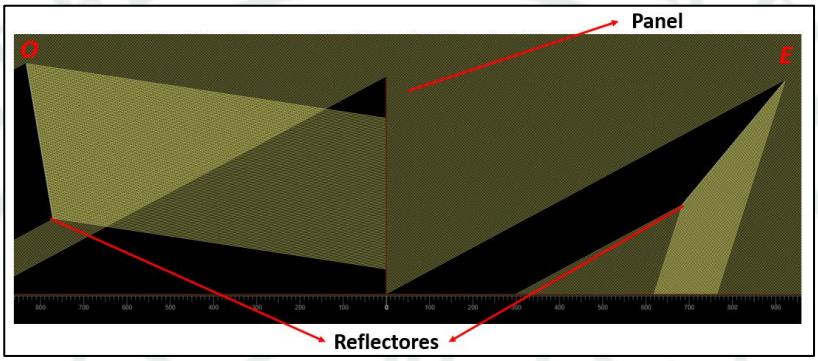
En lo que respecta a las limitaciones geométricas y la autogeneración de sombras, la disposición de nuestro sistema genera dos ángulos límites con los que definiremos las horas de trabajo del sistema de seguimiento, mostrados en la figura 4-7. El primer ángulo, θ_1, toma un valor 21.3° y representa el ángulo de altura solar a partir el cual el sistema de seguimiento empezara a trabajar a toda capacidad. Este ángulo estará relacionado a una hora especifica durante el día, en los días límites del solsticio de invierno y verano esta hora será 08:00 y 07:00 respectivamente en la mañana En la tarde la hora será 15:30 y 16:30 respetivamente.

El segundo ángulo, θ_2, tiene un valor de 30.8° y representa la altura solar a la cual la cara frontal del panel bifacial empezara a recibir los rayos solares en toda su superficie. Este valor también está relacionado con el ángulo de la altura solar, que está relacionado a su vez a una hora especifica durante el día, en los días límites del solsticio de invierno y verano esta hora será 09:00 y 07:30 respectivamente en la mañana. En la tarde la hora será 14:30 y 15:30 respectivamente.

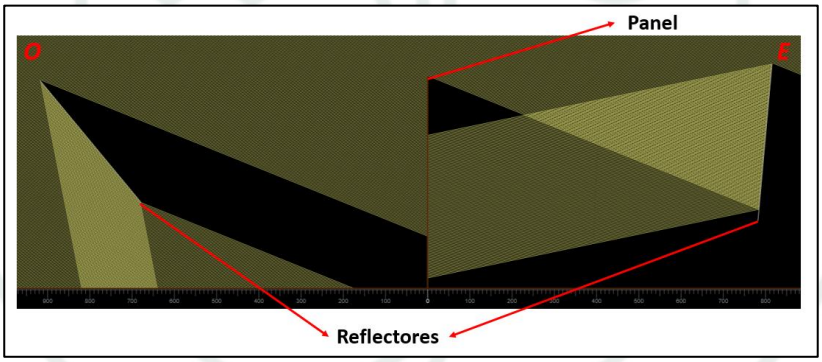
Por lo que nuestro sistema de seguimiento empezara a trabajar en un horario propuesto de 7:30 a 16:00 durante todo el año.

4.2.1.4 Esquema preliminar de posicionamiento horario de reflectores

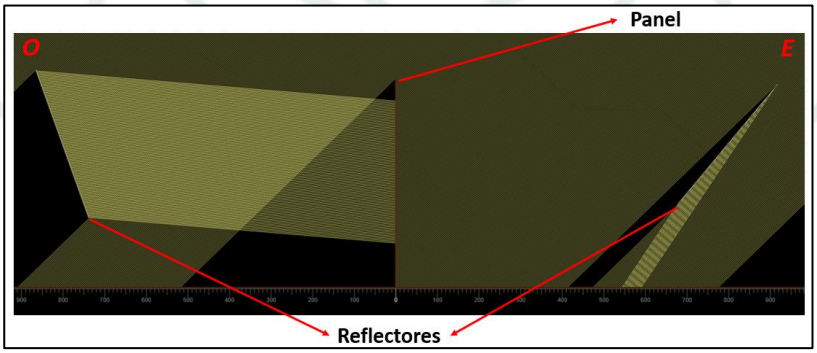
A continuación, graficaremos la posición de los reflectores en momentos claves del día: 07:30, 16:00 y 12:00. Esto lo haremos en dos días limites en el año, solsticio de verano e invierno. Acotar que esta etapa inicial usaremos el software de Phydemo y más adelante validaremos esta propuesta a través de un software trazado de rayos más robusto (Soltrace). Estas se resumen en la figura 4-8.



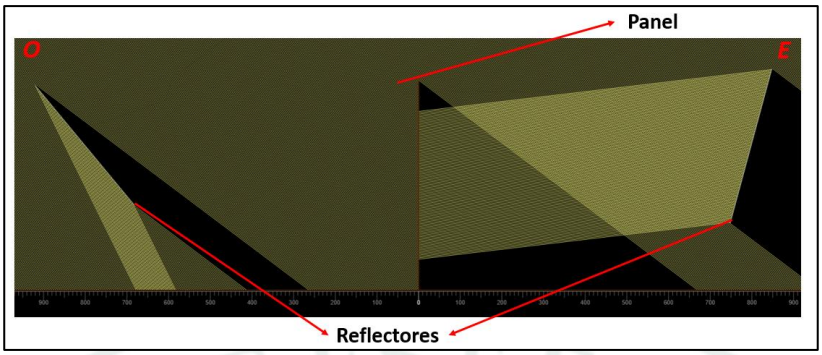
a) Solsticio de invierno – 07:30



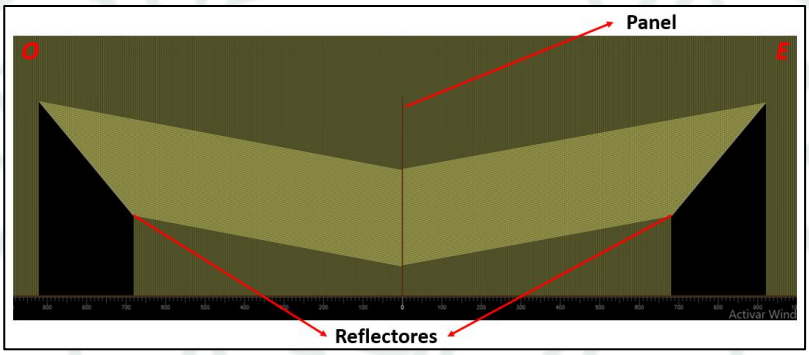
b) Solsticio de invierno – 16:00



c) Solsticio de verano – 07:30



d) Solsticio de verano – 16:00



e) Medio día – 12:00

Figura 4-8: Posicionamiento de reflectores en momentos del día en Phydemo
Fuente: Tomado de PhyDemo (s. f.), https://phydemo.app/.

Tabla 4-2: Posición de giro de reflectores en diferentes momentos del día.

Caso	Altura solar	Reflector este °	Reflector oeste
S. Invierno 07:30	15.6	40	10
S. Invierno 16:00	16.6	5	40
S. Verano 07:30	30.4	40	20
S. Verano 16:00	29.8	15	40
Medio día	90	40	40

Nota. Elaboración propia.

Los resultados obtenidos se resumen en la tabla 4-3. El rango de trabajo propuesto, de 0° a 40°, funciona óptimamente, especialmente en horas cercanas al medio día en el que la altura solar toma un valor máximo. Acotar que se usa un valor de 90° de altura solar para representar el medio día, esto, aunque la mayor altura que se obtenga en Arequipa sea de 82.2°.

4.2.2. Simulación multi física del Módulo reflector

La validación estructural de la parte superior del módulo reflector se realizará a través de una simulación multi física con el software ANSYS. Se combinarán las herramientas de ANSYS MECHANICAL y ANSYS CFD con la herramienta System Coupling. Los objetivos de este análisis serán los siguientes:

- Validar que los esfuerzos combinados generados por acción del viento y cargas en la parte superior del reflector no sobrepasen el límite de fluencia de los materiales.
- Hallar la magnitud y posición de la fuerza de viento generada.

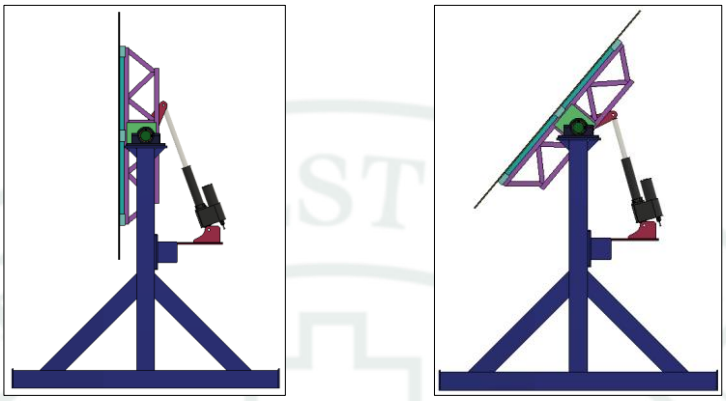
Empezaremos hallando la velocidad del viento máxima a la que puede estar expuesto nuestro módulo reflector usando la norma técnica E.020 del SENCICO, (2006/2020). Acotar que según la norma nuestra estructura se clasifica como una edificación tipo 3, para lo cual nos recomienda usar procedimientos más especializados como es el análisis por simulación para hallar estas presiones de diseño que se utilizar para hallar la carga de viento. También menciona que estas presiones de diseño no pueden ser menores a las especificadas a usar para las edificaciones tipo 1, por lo que calcularemos estas y la compararemos con las halladas a través de la simulación.

- Velocidad de diseño en la altura h en Km/h: V_h.
- Velocidad de diseño hasta 10m de altura: V = 85 Km/hr.
- Altura sobre el terreno: h=30 m.

$$V_h = V * \left(\frac{h}{10}\right)^{0.22} = 85 * \left(\frac{30}{10}\right)^{0.22} \rightarrow V_h = 108\ \frac{Km}{hr}$$

Para hallar la carga exterior del viento tenemos definir el factor de forma “c” de nuestra estructura. En este punto nuestro análisis se dividirá en dos casos, que serán cuando el reflector este en posición vertical y cuando este inclinado 40°. De ahora en adelante nos referiremos a

cada posición como caso crítico y no crítico para la posición inicial y final respectivamente como se ve en la figura 4-9.



Caso crítico:
Posición inicial ($\emptyset = 0°$)

Caso no crítico:
Posición final ($\emptyset = 40°$)

Figura 4-9: Casos de análisis del módulo reflector.
Fuente: Elaboración propia.

Definimos la dirección del viento más perjudicial para nuestro caso, que será cuando el viento actué perpendicularmente la parte trasera del módulo reflector como se ve en la figura 4-10. Esta suposición se mantendrá para el cálculo analítico y para la simulación.

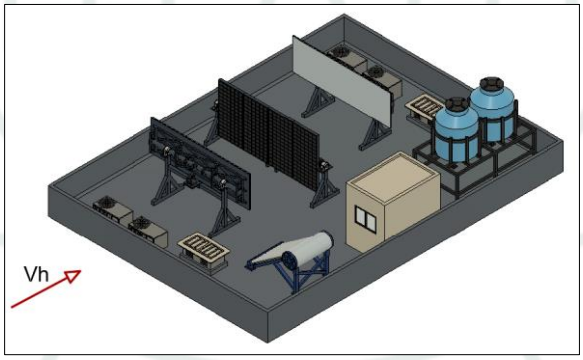


Figura 4-10: Dirección del viento critica.
Fuente: Elaboración propia.

4.2.2.1 Caso critico

- **Calculo analítico**

Para esta posición el valor del factor de forma "c" es de 0.8 para barlovento y de -0.6 para sotavento según la tabla de factores de forma de la norma E.020 (anexo B – tabla B-4).

- Presión o succión del viento en barlovento a una altura h: $P_{h,b}$.
- Presión o succión del viento en succión a una altura h: $P_{h,s}$.
- Factor de forma adimensional en barlovento: $C_1 = 0.8$.
- Factor de forma adimensional en sotavento: $C_2 = -0.6$.
- Velocidad de diseño en la altura h: $V_h = 108$ Km/hr.

$$P_{h,b} = 0.005 * C_1 * {V_h}^2 = 0.005 * 0.8 * 108^2 = 46.7 \frac{Kg}{m^2}$$

$$P_{h,b} = 457.7\ Pa$$

$$P_{h,s} = 0.005 * C_2 * {V_h}^2 = 0.005 * (-0.6) * 108^2 = -35.0 \frac{Kg}{m^2}$$

$$P_{h,s} = -343.3\ Pa$$

Una vez halladas estas presiones de diseño en sotavento o barlovento, hallamos la carga de viento resultante en el módulo reflector. Resaltar que al ser positiva esta presión en la cara frontal y negativa en la cara trasera, estas dos se acaban sumando.

- Presión o succión del viento en barlovento a una altura h: Ph,b = 457.7 Pa.
- Presión o succión del viento en succión a una altura h: Ph,s = -343.3 Pa.
- Área frontal del módulo reflector: Amr = 4.78 m^2.
- Carga de viento resultante en el módulo reflector: Fv,mr.

$$F_{v,mr} = (P_{h,b} - P_{h,s}) * F_{mr} = (457.7 + 343.3) * 4.78$$

$$F_{v,mr} = 3828.8\ N$$

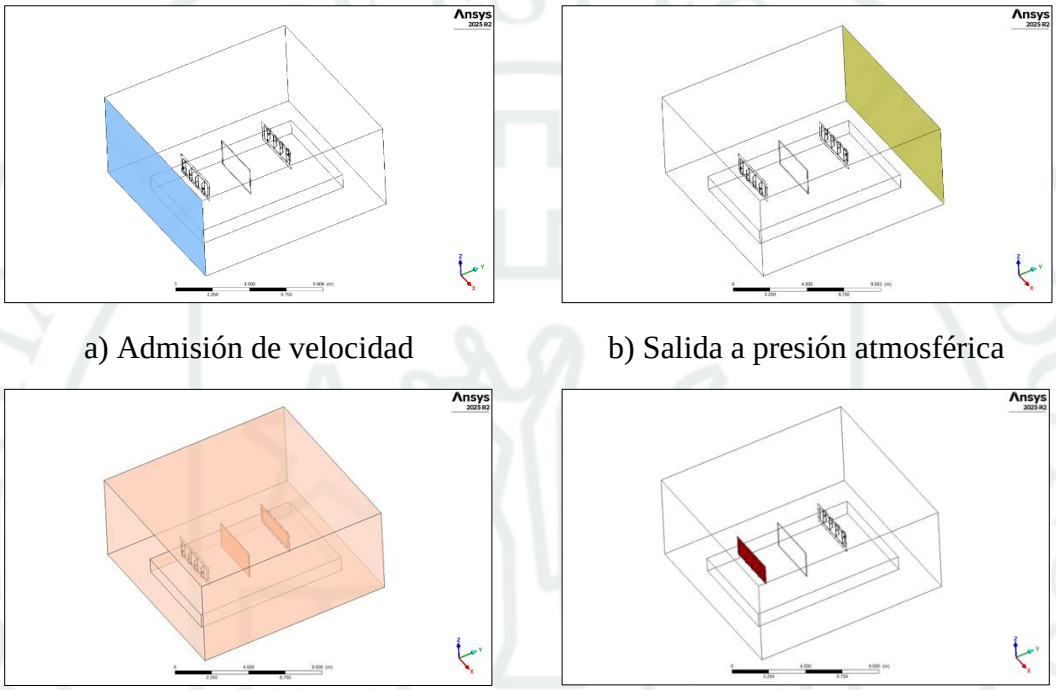
Resultado: La fuerza de viento aplicada sobre el reflector en el caso critico según el cálculo analítico es de 3828.8 N.

- **Simulación multi física**

A continuación, se resumirán las partes más importantes de la simulación Multifisica. Para más detalle ver el Anexo D.

Pre procesado

Para el análisis CFD se generó un dominio de fluido representativo del entorno de instalación y se definieron las condiciones de frontera correspondientes a la velocidad de entrada (108 Km/hr), presión atmosférica de salida, paredes y superficie del reflector. Estas se resumen la figura 4-11.

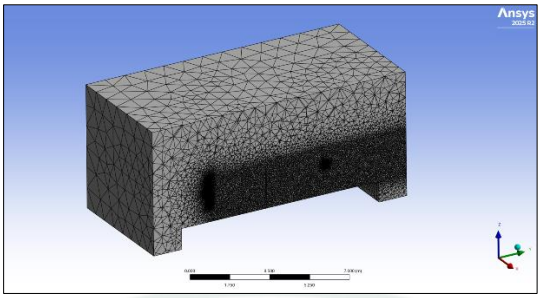


a) Admisión de velocidad b) Salida a presión atmosférica

c) Paredes d) Superficie del reflector

Figura 4-11: Condiciones de frontera para caso critico - ANSYS CFD – Modulo reflector
Fuente: Elaboración propia.

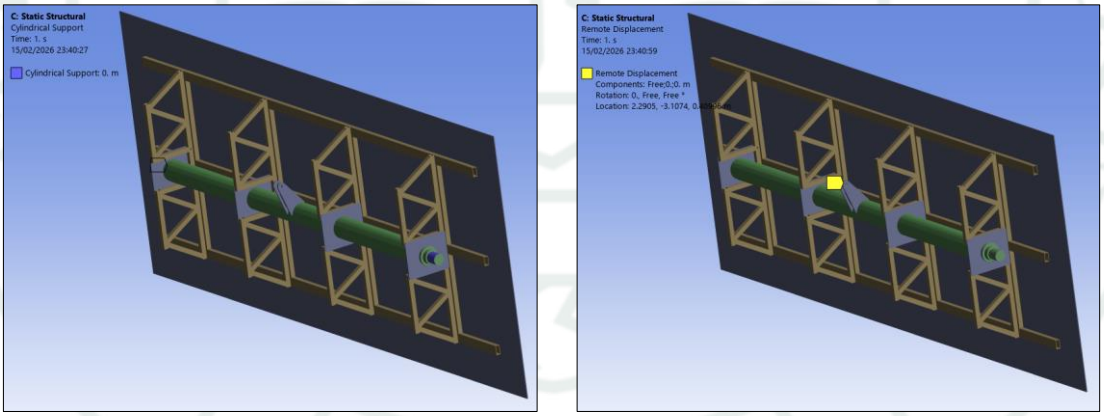
El mallado, figura 4-12, fue refinado en la región cercana al reflector, así como en la estela (parte trasera) fueron refinados para capturar adecuadamente los gradientes de velocidad y presión generados por el flujo.



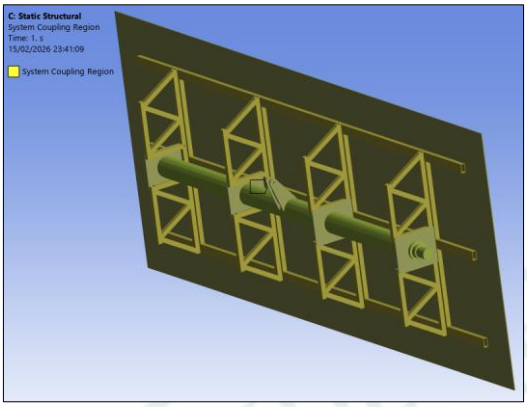
b) Parte interna

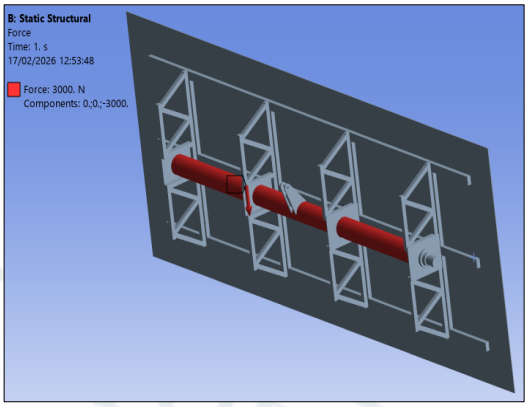
Figura 4-12. Mallado del dominio de fluido: a) Parte externa y b) Parte interna.
Fuente: Elaboración propia.

Las condiciones de frontera establecidas para la parte estructural serán: soporte cilíndrico en los extremos con el movimiento tangencial libre y los otros dos restringidos, y desplazamiento remoto en la parte central (donde conecta el vástago del actuador lineal) restringiendo el movimiento en el eje X y la rotación en los ejes Z y Y. También se define una zona de aplicación de la presión comunicada a este análisis por el System Coupling y una fuerza extra de 3000 N aplicada en sentido de la gravedad. Estas resumidas en la figura 4-13.



a) Soporte cilindrido b) Desplazamiento remoto





c) Zona de referencia de presion d) Fuerza adicional

Figura 4-13: Condiciones de frontera para caso critico - ANSYS Mechanical – Modulo reflector
Fuente: Elaboración propia

El mallado del módulo reflector, figura 4-14, se realizó con suficiente detalle en la interfaz del marco y plancha soporte con el fin de obtener el detalle de esfuerzos en esta zona que estará más esforzada.

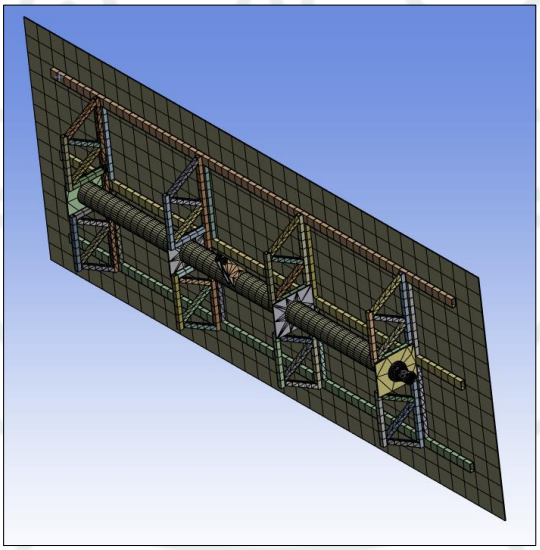


Figura 4-14: Mallado del módulo reflector para caso crítico en ANSYS MECHANICAL.
Fuente: Elaboración propia.

Post proceso

Comportamiento del dominio de fluido: Se usa dos contornos de velocidades sobre dos planos medios para describir el comportamiento del fluido como se ve en la figura 4-15. Como se ve existe una zona de alta velocidad en la parte inferior del panel, causada por la

reducción de la sección, esto genera una zona de presión extra sobre la parte inferior del reflector.

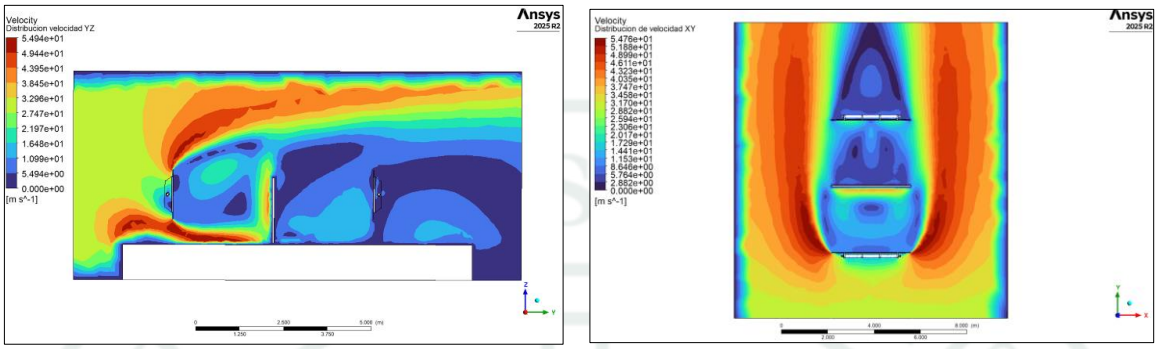


Figura 4-15: Distribución de velocidades en módulo reflector – caso critico - ANSYS CFD.
Fuente: Elaboración propia.

La distribución de presiones sobre el reflector muestra una zona de mayor presión en la zona inferior, ubicado a 0.27m de la parte media del reflector. Aquí se ubicará la fuerza resultante de 3953.4 N en el reflector, como se ve en la figura 4-16.

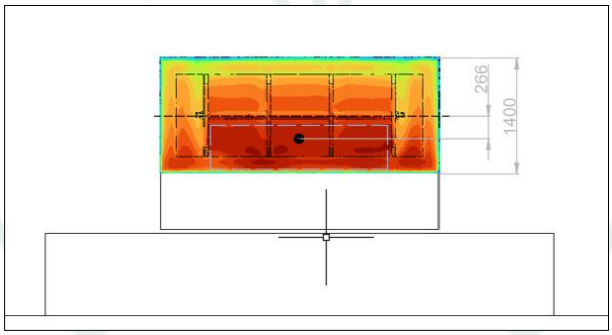
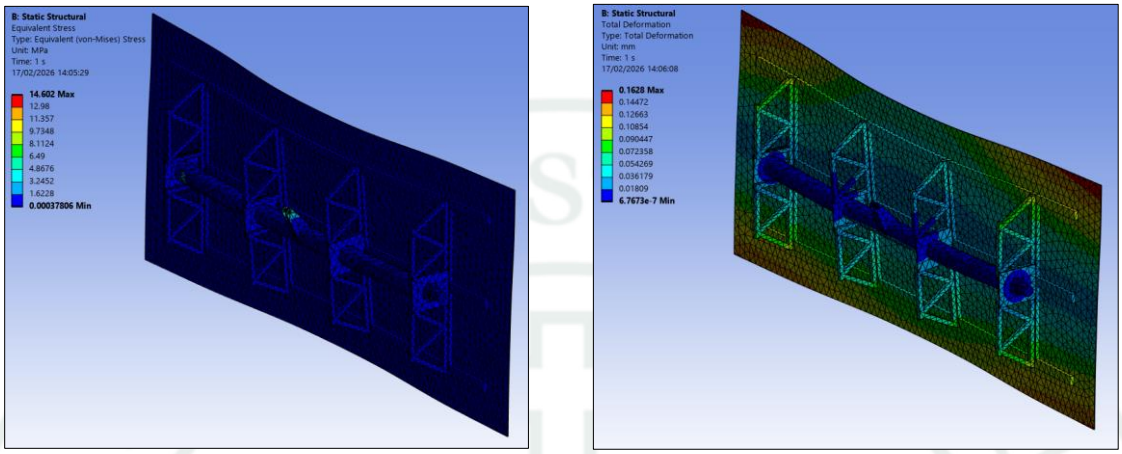


Figura 4-16: Distribución de presiones en módulo reflector – caso critico - ANSYS CFD.
Fuente: Elaboración propia.

Resultados: La fuerza de viento aplicada sobre el reflector en el caso critico hallada por simulación será de 3953.4 N a 0.27m de la parte media.

Comportamiento del reflector: Esta distribución de carga por el viento fue transferida al modelo estructural mediante System Coupling para evaluar la respuesta mecánica del reflector. Los resultados muestran un esfuerzo máximo de Von Mises de 14.6 MPa localizado

en el brazo de torque y una deformación máxima de 1.6 mm en la plancha soporte de la superficie reflectante.



a) Esfuezo de Von Misses b) Deformacion total

Figura 4-17: Esfuerzo de Von Misses y deformación total en ANSYS MECHANICAL.
Fuente: Elaboración propia.

Con estos datos calculamos el factor de seguridad y la deformación angular máxima con el que trabaja el módulo reflector. Se considera que la deformación angular máxima que puede soportar el módulo reflector, sin comprometer el sistema de seguimiento, será de 1°.

- Factor de seguridad del módulo reflector: FS_{mr}
- Esfuerzo máximo de Von Misses en el módulo reflector: $\sigma_{VM,max}$ = 14.6 Mpa.
- Esfuerzo fluencia del brazo de torque (Acero AISI A36): $\sigma_{y,BT}$ = 250 Mpa.
- Deformación máxima total en el módulo reflector: δ_{mr}= 1.6 mm.
- Deformación angular máxima en el módulo reflector: θ_{mr}
- Deformación angular máxima permisible en el módulo reflector: θ_{max}= 1°.
- Largo total de la superficie reflectante del módulo reflector: Lmax = 3.41 m.

$$FS_{mr} = \frac{\sigma_{y,BT}}{\sigma_{VM,max}} = \frac{250}{14.6} \rightarrow FS_{mr} = 17.1$$

$$\theta_{mr} = atan\left(\frac{\delta_{mr}}{L_{max/2}}\right) = atan\left(\frac{0.0016}{\frac{3.41}{2}}\right) \rightarrow \theta_{mr} = 0.05°$$

$$\theta_{mr} < \theta_{max} \rightarrow 0.05 < 1 \rightarrow Si\ cumple$$

Resultados: El módulo reflector resiste las cargas de viento correspondientes al caso crítico, presentando un factor de seguridad de 17. Asimismo, la deformación angular máxima en la superficie reflectante es menor a 1°, manteniendo la geometría necesaria para su funcionamiento óptico.

4.2.2.2 Caso no critico

- **Calculo analítico**

Para esta posición el módulo reflector se encuentra inclinado 40°, por lo que usaremos el valor entre 15° y 60° del valor del factor "c" de forma (anexo B – tabla B-4), que resulta de 0.7 a -0.3 para barlovento y de -0.6 para sotavento. Para nuestro caso usaremos el valor de 0.7 para barlovento al ser el más crítico.

- Presión o succión del viento en barlovento a una altura h en kg/m^2: $P_{h,b}$.
- Presión o succión del viento en succión a una altura h en kg/m^2: $P_{h,s}$.
- Factor de forma adimensional en barlovento indicado en la Tabla 4: $C_1 = 0.7$.
- Factor de forma adimensional en sotavento indicado en la Tabla 4: $C_2 = -0.6$.
- Velocidad de diseño en la altura h en Km/h: $V_h = 108$ Km/hr.

$$P_{h,b} = 0.005 * C_1 * {V_h}^2 = 0.005 * 0.7 * 108^2 = 40.8 \frac{Kg}{m^2} = 400.5\ Pa$$

$$P_{h,s} = 0.005 * C_2 * {V_h}^2 = 0.005 * (-0.6) * 108^2 = -35.0 \frac{Kg}{m^2} = -343.3\ Pa$$

Una vez halladas estas presiones de diseño, procedemos a hallar la fuerza o carga de viento resultante en el módulo reflector. Resaltar que al ser positiva esta presión en la cara frontal y negativa en la cara trasera, estas dos se acaban sumando.

- Presión o succión del viento en barlovento a una altura h: $P_{h,b} = 400.5$ Pa.
- Presión o succión del viento en succión a una altura h: $P_{h,s} = -343.3$ Pa.
- Área frontal de superficie reflectante: A = 4.78 m^2.
- Carga de viento resultante en N: Fv.
- Angulo de inclinación: $\emptyset = 40°$.

$$F_v = (P_{h,b} - P_{h,s}) * A = (400.5 + 343.3) * 4.78 = 3555.4\ N$$

$$F_{v,y} = F_v * cos(90 - \emptyset) = 3555.4 * cos\ (50) = 2285.4\ N$$

$$F_{v,z} = F_v * sen(90 - \emptyset) = 3555.4 * sen\ (50) = 2723.6\ N$$

Resultado: La fuerza de viento aplicada sobre el reflector en el caso no critico según el cálculo analítico es de 2285.4 N en el eje Y y 2723.6 N en el eje Z.

- **Simulación multi física**

La simulación para el caso no critico se realiza con los mismos pasos que para el caso crítico, por lo que discutiremos los resultados obtenidos.

Post proceso

Comportamiento del dominio de fluido: Como vemos en la figura 4-18 se mantiene la zona de alta velocidad en la parte inferior del panel causada por la reducción de la sección, pero ahora se genera una zona de baja velocidad en la parte superior del reflector.

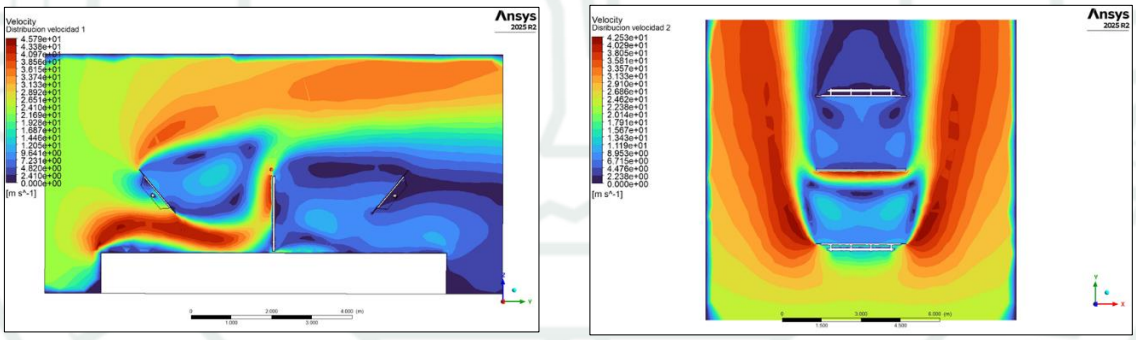


Figura 4-18: Distribución de velocidades en planos medios en ANSYS CFD.
Fuente: Elaboración propia.

La distribución de presiones sobre el reflector muestra una zona de mayor presión en la zona superior, ubicado a 0.285m de la parte media del reflector como se ve en la figura 4-19. Aquí se ubicará la fuerza resultante de 1916.4 N en el eje Y y de 1500.7 N en el eje Z.

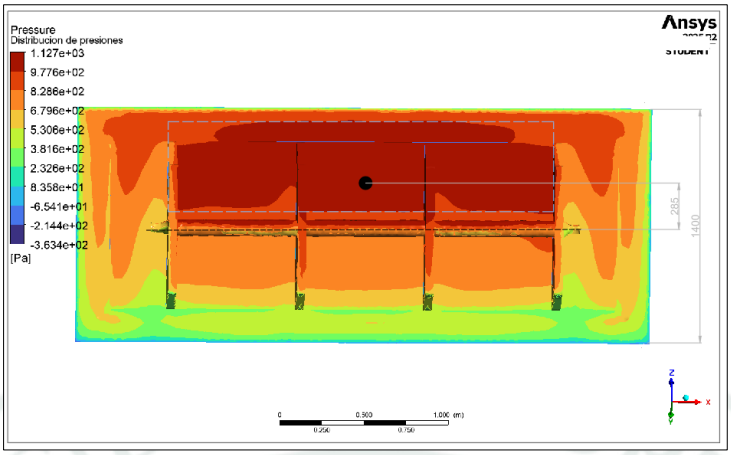
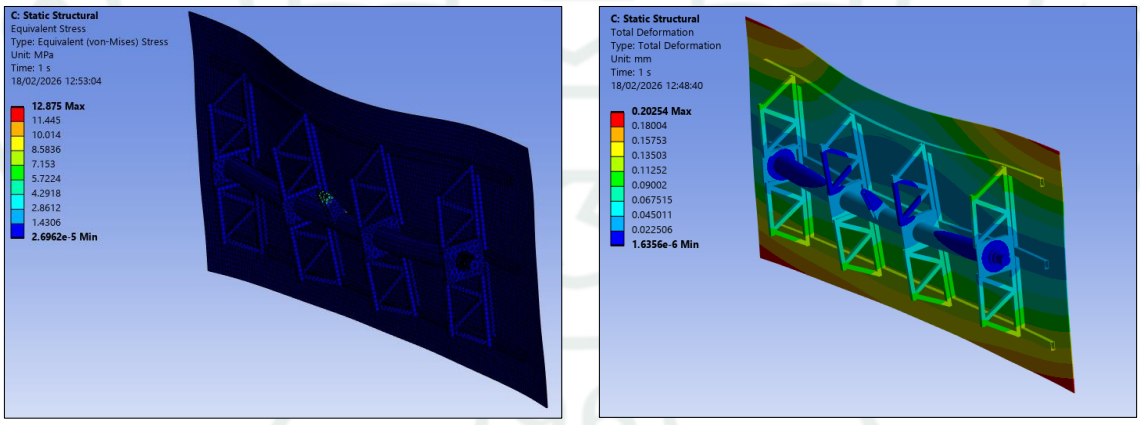


Figura 4-19: Distribución de presiones sobre el reflector en ANSYS CFD..
Fuente: Elaboración propia.

Resultado: La fuerza de viento aplicada sobre el reflector en el caso no crítico en la simulación multi física es de 1916.4 N en el eje Y y 1500.7 N en el eje Z.

Comportamiento del reflector: Se obtiene un esfuerzo promedio de Von Misses de 0.86 Mpa, teniendo el valor más alto en el brazo de torque (12.88 Mpa). También se obtiene una deformación máxima de 2.0 mm en los extremos de la plancha que soporta la lámina reflectora como se ve en la figura 4-20.



a) Esfuezo de Von Misses b) Deformacion total

Figura 4-20: Esfuerzo de Von Misses y deformación total en ANSYS MECHANICAL.
Fuente: Elaboración propia.

Resultados: Debido a que las solicitaciones obtenidas para el caso no crítico son inferiores a las del caso crítico, y considerando que este último cumple los criterios de

resistencia y rigidez establecidos, se concluye que el módulo reflector también resiste adecuadamente la condición no crítica.

Los resultados obtenidos para ambos casos se resumirán la tabla 4-3. Resaltar que la fuerza resultante para el caso crítico se obtiene de la simulación multi física. En cambio, la fuerza resultante para el caso no crítico se obtiene del cálculo analítico.

Tabla 4-3: Fuerzas resultantes para cada caso en el módulo reflector.

Caso critico		
Fy	3953.4	N
	Distancia	
dv	0.266	m
Caso no critico		
Fy	2285.4	N
Fz	2723.6	N
	Distancia	
dv	0.285	m

Fuente: Elaboración propia.

4.2.3. Actuador lineal

En este capítulo se seleccionará el ecuador lineal que girará al módulo reflector. Se definirá las fuerzas que se oponen al movimiento giratorio, se definirá el ciclo de trabajo y finalmente se escogerá el tamaño de este según la carrera que necesite el sistema.

- **Diagrama de cuerpo libre**

Una vez hallada la carga de viento en el caso más crítico, se procede a realizar un análisis de las fuerzas actuantes en los reflectores realizando un diagrama de cuerpo libre como se ve en la figura 4-21. Esto con el fin de hallar la fuerza necesaria para girar todo el conjunto a través del actuador lineal.

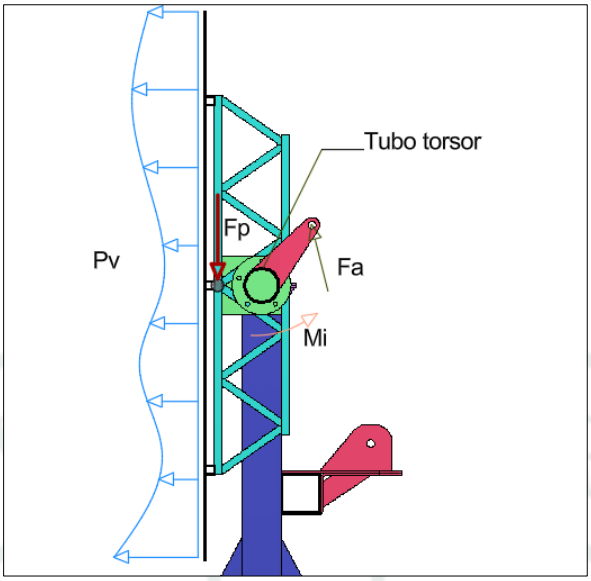


Figura 4-21: Fuerzas actuantes en reflector.
Fuente: Elaboración propia.

En la imagen quedan representadas todas las fuerzas actuantes. La presión ejercida (Pv) por el viento crea una fuerza resultante que hace girar en el sentido horario al módulo reflector. El momento Mi representa la fuerza de inercia del módulo reflector, más específicamente el momento de torsión de inercia, hallado a través del principio de D´Alembert, descrito por Budynas & Nisbett, 2008, (Equaciòn 13-17), y que se opone al sentido de giro del reflector. La fuerza Fp que está ubicada a una distancia horizontal del centro del tubo torsor representa la fuerza del peso de todo el módulo reflector. Y por último la fuerza Fa que representa a la fuerza ejercida por el actuador lineal, el encargado de hacer girar todo el conjunto.

Antes de realizar el diagrama del cuerpo libre hallaremos la aceleración angular y el momento inercial (Mi) al que estará sometido el módulo reflector. Usaremos las ecuaciones básicas cinemática rotacional, añadir que este valor como veremos es muy bajo por lo que este componente inercial se podría ignorar, convirtiéndose en un análisis cuasi estático.

- Desplazamiento angular por ciclo propuesto: $\Delta\theta = 0.5° = 0.00873$ rad.
- Velocidad lineal del actuador (PA-17 - 2000): $V_a = 0.27$ in/s = 0.686 cm/s .
- Distancia del centro al brazo de palanca: da = 20 cm.
- Velocidad angular inicial: Wo = 0 rad/s.

- Aceleración angular: α.
- Momento de inercia del módulo reflector respecto al centro del tubo torsor: Iyy = 1833.2 Kg-m^2.

$$w_f = \frac{V_a}{r} = \frac{0.686}{20} \rightarrow w_f = 0.0343\ rad/s$$

$$w_f^2 = w_o^2 + 2 * \alpha * \Delta\theta$$

$$\alpha = \frac{w_f^2}{2 * \Delta\theta} = \frac{0.0343^2}{2 * 0.00873} \rightarrow \alpha = 0.06737\ rad/s^2$$

$$M_i = \alpha * I_{yy} = 0.06737 * 1833.2$$

$$M_i = 123.5\ N - m$$

Una vez calculado el momento de inercia (Mi) graficamos todas las fuerzas en un diagrama de cuerpo libre y a hallamos la fuerza del actuador (Fa) mínima para girar el módulo reflector como se ve en la figura 4-22. Añadir que se buscara a la par los siguientes objetivos:

- Optimizar la posición del brazo de palanca y del actuador a través de los ángulos θ_1 y θ_2.
- Asegurar un ángulo de transmisión mayor a 50° y menor a 150°.

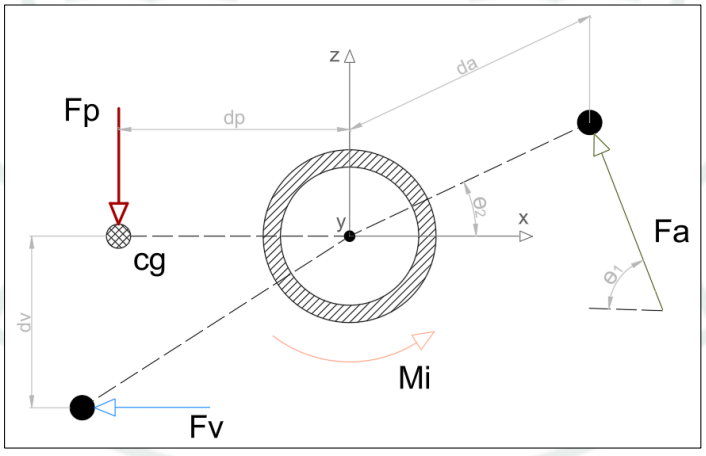


Figura 4-22: Diagrama de cuerpo libre del eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

- Fuerza del actuador lineal en el eje z y x: Fa,z y Fa,x.
- Fuerza del actuador lineal: Fa.
- Distancia del centro del eje torsor al brazo de palanca: da = 0.2 m.

- Fuerza por peso del módulo reflector: F_P = 2863.5 N.
- Distancia del centro al centro de gravedad: d_P = 0.122 m.
- Fuerza resultante del viento sobre el módulo reflector: F_V = 5399.0 N.
- Distancia vertical del centro a la fuerza resultante del viento: d_V = 0.266 m.
- Angulo de posicionamiento del actuador lineal: θ_2, deg.
- Angulo de posicionamiento del brazo de palanca: θ_2, deg.

$$\sum M_y = 0$$

$$F_{az} * d_a * cos(\theta_2) + F_{ax} * d_a * sen(\theta_2) - (F_v * d_v - F_p * d_p - M_i) = 0$$

$$-F_{az} + F_{ax} * d_a * tan(\theta_1) = 0$$

$$F_a = \sqrt{F_{az}^2 + F_{ax}^2}$$

Al resolver estas ecuaciones, y variar los ángulos θ_1 y θ_2 de 0 a 90° y de 40 a 90° respectivamente, hallamos un conjunto de posibles valores para Fa como vemos en la tabla 4-4.

Tabla 4-4: Mapa de calor sobre fuerza del actuador vs ángulos.

	Fa (N)					
$\boldsymbol{\theta_1}$	$\boldsymbol{\theta_2}$					
	40	50	60	70	80	90
0	4501	3777	3341	3079	2938	2893
10	3777	3341	3079	2938	2893	2938
20	3341	3079	2938	2893	2938	3079
30	3079	2938	2893	2938	3079	3341
40	2938	2893	2938	3079	3341	3777
50	2893	2938	3079	3341	3777	4501
60	2938	3079	3341	3777	4501	5787
70	3079	3341	**3777**	4501	5787	8460
80	3341	3777	4501	5787	8460	16663
90	3777	4501	5787	8460	16663	-

Fuente: Elaboración propia

De todas estas soluciones escogemos la que mejor se acomode a nuestro conjunto, que es la de la combinación de los ángulos $\theta_1 = 70\,°$ y $\theta_2 = 60\,°$, que nos da una fuerza Fa de 3.77 KN.

- **Selección del actuador lineal**

Finalmente multiplicamos este valor por un factor de servicio y lo convertimos en lbf para poder escoger del catálogo de actuadores lineales.

- Factor de servicio: Fserv. = 1.75.
- Fuerza del actuador lineal de diseño: Fa,diseño = 3770 N = 849.1 lb-f.

$$F_{a,diseño} = Fa * F_{serv.} = 849.1 * 175$$

$$F_{a,diseño} = 1485.9\ lb - f$$

Specifications

Load (LBS)		No Load Current (A)				Full Load Current (A)				Speed (inch/sec)	
Dynamic	Static	12VDC	24VDC	36VDC	48VDC	12VDC	24VDC	36VDC	48VDC	No Load	Full Load
450	900	3.5	1.8	1.2	0.9	20.0	10.0	6.7	5.0	1.34	1.12
850	1700	3.5	1.8	1.2	0.9	20.0	10.0	6.7	5.0	0.66	0.55
2000	4000	3.5	1.8	1.2	0.9	20.0	10.0	6.7	5.0	0.33	0.27

Figura 4-23: Hoja de especificaciones PA – 17 – Potencia y velocidad.
Fuente: Tomado de PA-17 POT Actuator Manual, por Progressive Automations.

Usando la hoja de especificaciones del actuador lineal (figura 4-23) seleccionamos el actuador lineal que tiene una potencia de 2000 Lbf para una carga dinámica. También validaremos que se cumpla el ciclo de trabajo y el tiempo de vida mínimo de funcionamiento. Acotar que el ciclo de trabajo recomendado por el fabricante es de 20%.

- Velocidad angular del sol: W_{sol} = 0.25 °/min = 0.004363 rad/s .
- Error angular de seguimiento propuesto: θ_{min}= 1° = 0.01745 rad .
- Tiempo de funcionamiento por día: T_{func} = 8.5 hr.
- Frecuencia de actualización angular: F, min.
- Ciclos de corrección diarios: C_{dia}, ciclos/día .
- Ciclos de funcionamiento mínimo del actuador PA-17-850: $C_{PA17} = 300\ 000$, ciclos.
- Vida mínima del actuador PA-17-850: T_{PA17}, años.
- Vida mínima propuesta del actuador PA-17-850: T_{PA17} = 5 años.
- Distancia del centro al brazo de palanca: d_a= 20 cm.
- Distancia por ciclo: d_{ciclo}, cm.
- Velocidad lineal del actuador (PA-17-850): V_a= 0.27 in/s = 0.686 cm/s .
- Tiempo funcionamiento por ciclo: t_{ciclo}, min.
- Ciclo de trabajo: $C_{trabajo}$, %.

- Ciclo del actuador PA-17-850 : $C_{PA17} = 20\ \%$.

$$F = \frac{\theta_{min}}{W_{sol}} = \frac{1.0}{0.25} \rightarrow F = 4\ min = \ 0.067\ hr$$

$$C_{dia} = \frac{T_{func}}{F} = \frac{8.5}{0.067} \rightarrow C_{dia} = 128\ ciclos/dia$$

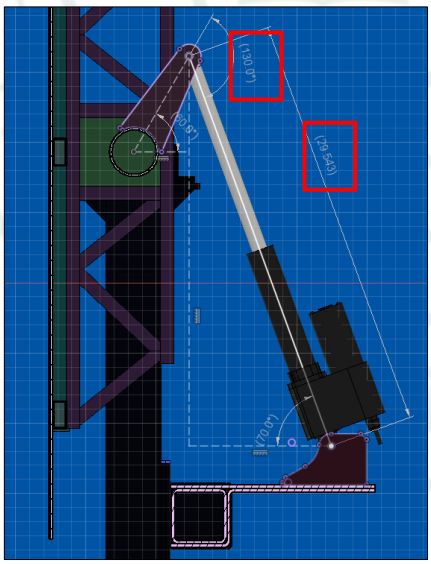
$$T_{PA17} = \frac{C_{PA17}}{C_{dia}} = \frac{300000}{128 * 365} \rightarrow T_{PA17} = 6.5\ años$$

$$d_{ciclo} = (\pi * 2 * d_a) * \frac{\theta_{min}}{2 * \pi} = (\pi * 2 * 20) * \frac{0.0067}{2 * \pi} \rightarrow d_{ciclo} = 0.35\ cm$$

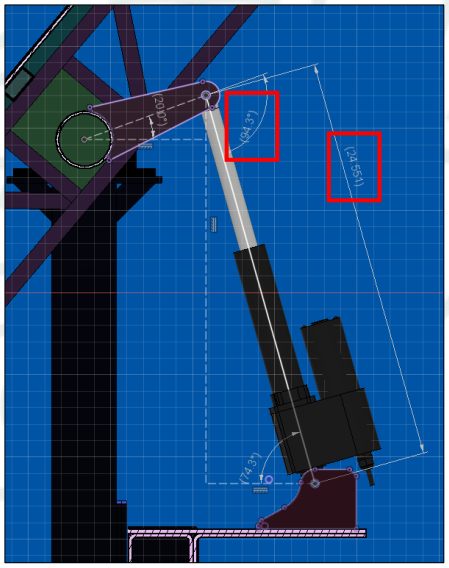
$$t_{ciclo} = \frac{d_{ciclo}}{V_a} = \frac{0.35}{0.686} \rightarrow t_{ciclo} = 0.51\ s = 0.0085\ min$$

$$C_{trabajo} = \frac{t_{ciclo}}{F - t_{ciclo}} = \frac{0.0085}{4 - 0.0085} \rightarrow C_{trabajo} = \ 0.21\ \%$$

Obtenemos un tiempo de vida mínimo de 6.5 años, que es superior a los 5 años mínimos de vida propuesto. Asimismo, hallamos un ciclo de trabajo del 0.21% que es inferior a los 20% del actuador lineal. Graficamos las carreras requeridas por el actuador lineal en sus dos posiciones como vemos en la figura 4-24.



a) Posición inicial



b) Posición final

Figura 4-24: Dimensiones de la posición final e inicial del actuador lineal.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla 4-5: Carrera y ángulo de transmisión requeridos en actuador lineal.

	Posición inicial	Posición final
Carrera	29.5 in.	24.6 in
Angulo de transmisión	130°.	94.3°.

Fuente: Elaboración propia

Como vemos las carreras que requerimos son de 24.6 in y 29.5 in en las posiciones final e inicial, medidas de agujero a agujero, resumidas en la tabla 4-5. Por lo que escogemos un modelo de 10 in de carrera, además este modelo tiene una longitud mínima de 19.87 in que nos permitirá girar el módulo reflector en una posición de resguardo (> 40°) en caso de emergencia, estas medidas se encuentran en la figura 2-25. También verificamos que el ángulo de transmisión se encuentra dentro del rango propuesto. La hoja de especificaciones del modelo del actuador lineal se encuentra en el Anexo C – Tabla C-2-

Hole to Hole																		
PA-17	Stroke	1	2	3	4	6	8	9	10	12	14	16	18	20	22	24	30	40
	A	10.87	11.87	12.87	13.87	15.87	17.87	18.87	19.87	21.87	23.87	25.87	27.87	29.87	31.87	33.87	41.87	51.87
	B	11.87	13.87	15.87	17.87	21.87	25.87	27.87	29.87	33.87	37.87	41.87	45.87	49.87	53.87	57.87	71.87	91.87

Figura 4-25: Hoja de especificaciones - PA – 17 – Medidas.
Fuente: Elaboración propia.

Resultado: Se selecciona el actuador lineal PA-17-10-2000-POT**,** este satisface los requerimientos de fuerza y carrera del mecanismo. Asimismo, se verificó que los ángulos de transmisión se encuentran dentro del rango recomendado y que el ciclo de trabajo del actuador cumple con las exigencias de operación del sistema.

4.2.4. Tubo torsor

El análisis para este componente será a través de un cálculo analítico por fatiga mediante el método esfuerzo – vida (S-N). Para este cálculo hallaremos los estados de esfuerzo máximo y mínimo actuantes en el eje torsor. Acotar que como se planteó en el capítulo 4.2.2, el caso

critico será cuando el módulo reflector este a 0° respecto a la vertical y el caso no critico será cuando este inclinado 40°.

4.2.4.1 Metrado de cargas - caso crítico y no critico

Realizaremos un diagrama de cuerpo libre en el que graficaremos todas las fuerzas actuantes. Estas fuerzas y momentos serán transmitidos al eje torsor a través de las celosías de unión (componente 3). Y a su vez las fuerzas y momentos de reacción serán trasmitidos al bastidor a través de las chumaceras, que estarán ubicadas los extremos.

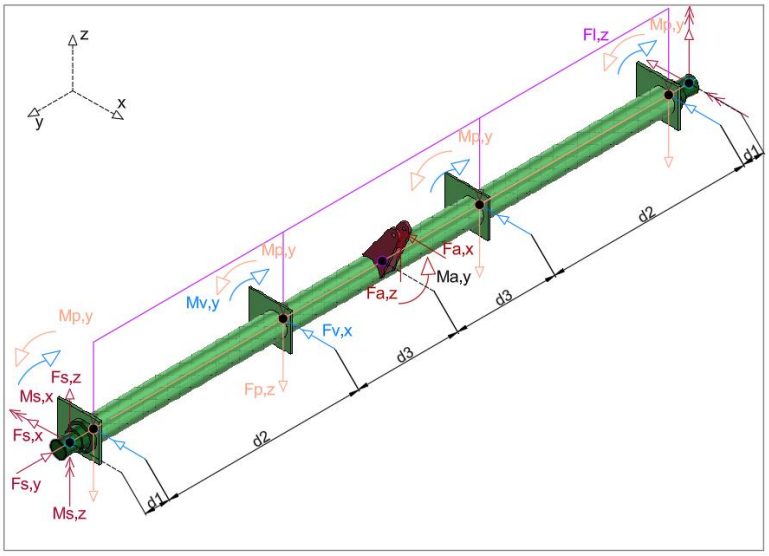


Figura 4-26: Tipos de carga en el eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

Como observamos en la figura 4-26 existen diferentes tipos de carga, para distinguirlas asociaremos un color para cada una. Tendrán un color rosado, melón, celeste y rojo oscuro para las cargas vivas, muertas, de viento y para las reacciones en los soportes respectivamente.

El detalle del cálculo de estas cargas se encontrará en el anexo E. Se resumirán los valores de las cargas en la tabla 4-6.

Tabla 4-6: Resumen de cargas en tubo torsor para caso crítico y no critico

Casos	Carga muerta		Carga viva	Carga de viento		
	Fp,z	**Mp,y**	**Fl,z**	**Fv,x**	**Fv,z**	**Mv,y**
	N	N-m	N	N	N	N-m
Caso critico	-632.0	87.2	-677.4	-988.4	0	-262.9
Caso no critico	-632.0	58.33	-677.4	-571.4	680.9	253.32

Fuente: Elaboración propia.

Resultado: Obtenemos el valor, el tipo y dirección de las cargas actuantes en el eje torsor para el caso de análisis crítico y no crítico, estas se encuentran resumidas en la tabla 4-6.

4.2.4.2 Análisis estructural - SAP 2000

Esta simulación se realizará con el software SAP2000 – Structural Analysis Program, desarrollado por Computers and Structures, Inc. (CSI). Los objetivos que buscaremos serán los siguientes:

- Hallar los diagramas de momento flexionante y torsor en el eje.

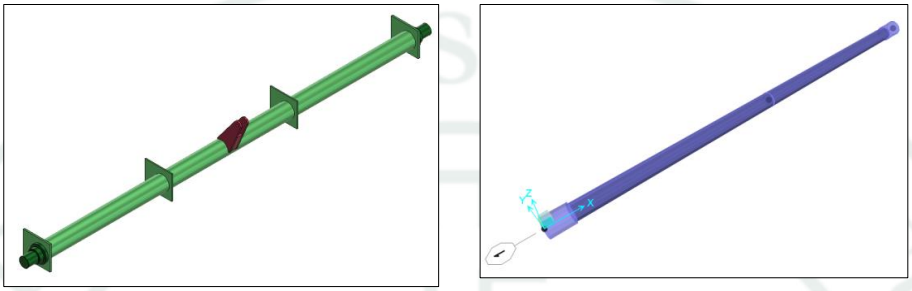
Para el metrado de cargas y la determinación de los gráficos mencionados se empleará las combinaciones de carga establecidas en la especificación del American Institute of Steel Construction (AISC), bajo el enfoque Load and Resistance Factor Design (LRFD). Específicamente usaremos con las combinaciones A4-1, A4-2 y A4.4 que serán las más críticas en nuestro caso.

- **Descripción del modelo estructural**

Se realizarán algunas simplificaciones con el fin de poder simular el modelo en el software SAP 2000 como vemos en la figura 4-27, estas serán:

- Las cartelas que unen el eje torsor con las celosías de unión, no estarán modeladas.

- El brazo de palanca que está unido al eje torsor no estará modelado. Se tomará como un solo punto y como apoyo.
- El eje sólido, ubicado en los extremos, se tomará con un eje continuo y no como un eje escalonado, como es en modelo real.



a) Modelo real b) Modelo simplificado

Figura 4-27: Modelo real y simplificado del eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

Definimos las restricciones (figura 4-28), estas son de dos tipos:

- En los extremos (1A y 1G) estará apoyado en una chumacera. Su desplazamiento estará restringido radialmente y axialmente hacia afuera en cada apoyo, esto por el contacto de la brida de la camisa de bronce con la chumacera. Su giro estará restringido en los ejes “Y” y “Z” y libre en el eje “X”.
- En el medio (1D) estará conectado al actuador lineal. Este limitara su desplazamiento en el eje “Y” y “Z” y será libre en el eje “X”. El giro estará restringido en el eje “X” y libre en el resto de ejes.

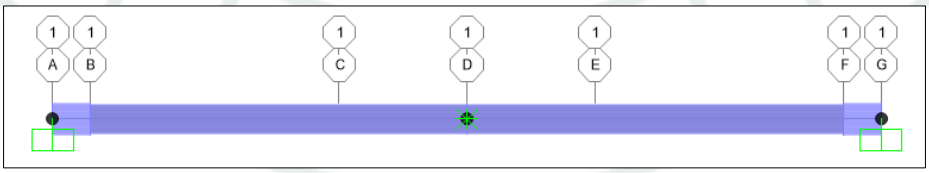
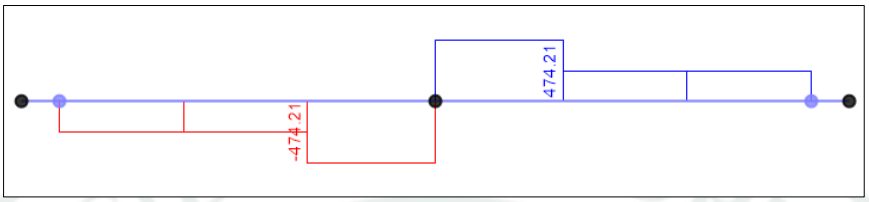


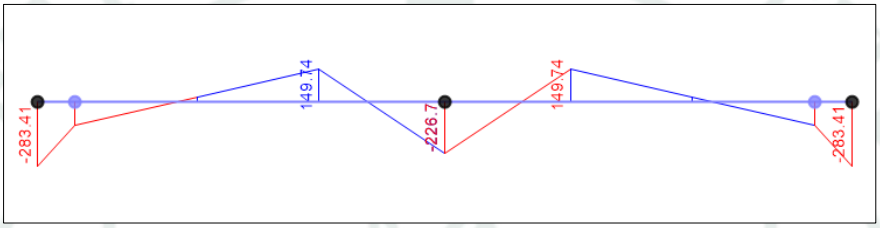
Figura 4-28: Restricciones del eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

- **Análisis de caso crítico**

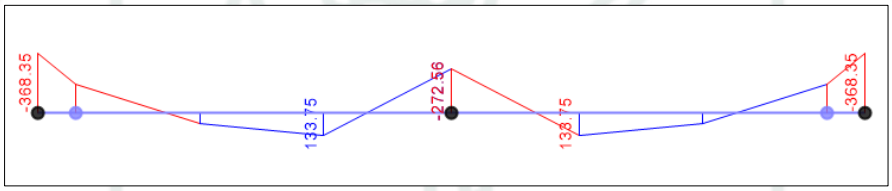
El detalle de las cargas actuantes en el eje torsor para el caso crítico se encuentra en el anexo E. A continuación, se resumirán los resultados.



a) Diagrama de momento torsor – T – A4-4



b) Diagrama de momento flexionante – M2 – A4-4



c) Diagrama de momento flexionante – M3 – A4-2

Figura 4-29: Diagramas de momento torsor y flexionante para caso critico – Tubo torsor
Fuente: Elaboración propia.

Como vemos en la figura 4-29, la combinación A4-4 es la que nos da el momento torsor y flexionante en el plano XY mayor, en cambio para el momento flexionante en el plano XZ es la combinación A4-2. A continuación se muestra tres puntos de interés del eje torsor en la imagen 4-30, en cada uno de estos hallaremos los momentos máximos y serán resumidos en la tabla 4-7.

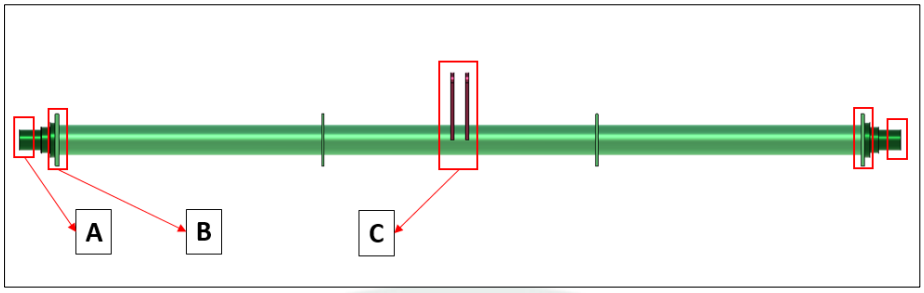


Figura 4-30: Puntos de análisis en el eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla 4-7: Momentos máximos en puntos de análisis del eje torsor – Caso crítico.

Puntos	M2	M3	T
		N-m	
A	-244.5	-335.3	0
B	-65.9	-143.1	-237.1
C	-244.2	-319.0	-474.2

Fuente: Elaboración propia.

- **Análisis de caso no critico**

El detalle de las cargas actuantes en el eje torsor para el caso no crítico se encuentra en el anexo E. A continuación, se resumen los momentos máximos en los tres puntos de interés del eje torsor en la tabla 4-8.

Tabla 4-8: Momentos máximos en puntos de análisis del eje torsor – Caso no crítico.

	M2	M3	T
		N-m	
A	-148.4	-342.7	0
B	-44.3	-152.6	399.3
C	-137.6	-301.0	798.6

Fuente: Elaboración propia

Resultado: Obtenemos los momentos máximos en los puntos de análisis del eje torsor para el caso crítico y no crítico, estos están resumidos en las tablas 4-7 y 4-8.

4.2.4.3 Análisis por fatiga por método esfuerzo - vida

Este análisis buscara hallar un factor de seguridad por fatiga con el método esfuerzo – vida mayor a 1.5 en los puntos de análisis A, B y C, usando el criterio de Goodman modificado. Primeramente, se validará que el número de ciclos de trabajo de nuestro sistema esté en el rango de alto ciclaje, pues este método no trabaja bien con aplicaciones a bajo ciclaje.

- Numero de ciclos de diseño: N.
- Numero de ciclos diarios: nd =2 ciclo/día.
- Vida útil del sistema: na = 20 años = 7300 dias

$$N = n_d * n_a = 2 * 7300$$

$$N = 14.6\ x\ 10^3\ ciclos > 10^3 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ cumplida}$$

Comprobamos que nuestro sistema funciona en el rango de alto ciclaje. Ahora resumimos los momentos flexionantes y torsionales en el caso crítico y no crítico en la tabla 4-9. La letra CC y CNC es la abreviación de caso crítico y no critico respectivamente.

Tabla 4-9: Momentos máximos en puntos de análisis del eje torsor – Caso crítico y no crítico.

	CC	CNC	CC	CNC	CC	CNC
	M2		M3		T	
	N-m					
A	244.5	-148.4	-335.4	-342.7	0	0
B	-65.9	-44.3	-143.1	-152.6	-237.11	399.3
C	-244.2	-137.6	-319.0	-301.0	-474.2	798.6

Fuente: Elaboración propia.

La letra CC y CNC es la abreviación de caso crítico y no critico respectivamente. Hallamos el momento flexionante resultante, estos son resumidos en la tabla 4-15.

- Momento flexionante resultante: M.
- Momento flexionante respecto al eje mayor: M2:
- Momento flexionante respecto al eje menor: M3:

$$M = \sqrt{M_2^2 + M_3^2}$$

Tabla 4-15: Momentos máximos resultantes – Caso crítico y no critico

	C	NC	C	NC
	M		T	
	N-m			
A	415.0	373.5	0.00	0.00
B	157.6	158.9	-237.1	399.3
C	401.8	330.9	-474.2	798.6

Fuente: Elaboración propia.

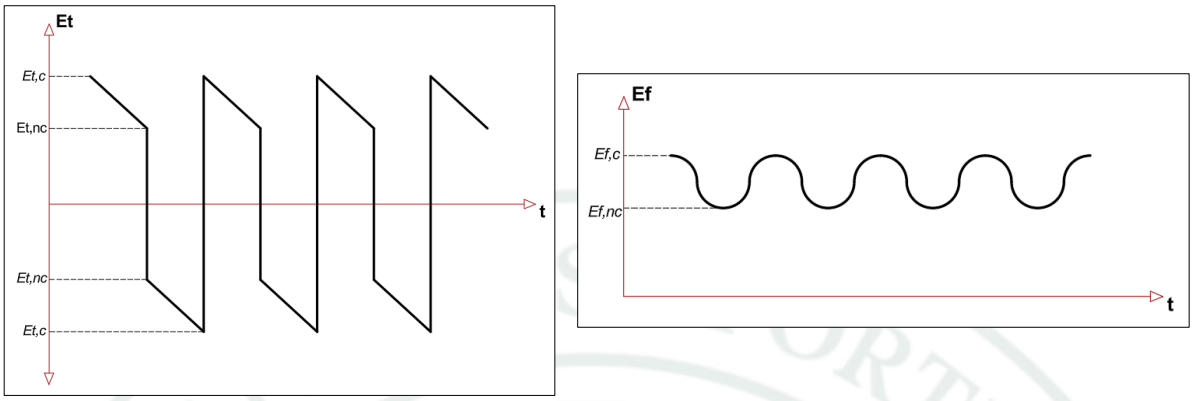
Definimos el tipo de esfuerzo cíclico presente en el eje torsor para cada uno de sus componentes, esfuerzo torsional (E_t) y esfuerzo flexionante (E_f) de forma separada. Primeramente, describiremos el comportamiento del esfuerzo torsional respecto al tiempo.

- El torque generado a través del actuador lineal hacer que el eje gire en un sentido al pasar de la posición inicial a la final y luego gira en el sentido contrario para regresar a su posición inicial. Por lo que este esfuerzo describe un comportamiento alternante (o invertido).
- El esfuerzo torsional varía desde un valor máximo ($E_{t,c}$) generado en la posición inicial hasta un valor mínimo generado en la posición final ($E_{t,nc}$), por lo que no es constante en el tiempo.

Ahora realizamos el mismo proceso para describir el comportamiento del esfuerzo flexionante respecto al tiempo.

- El esfuerzo flexionante, varia de un valor máximo ($E_{f,c}$) desde la posición inicial hasta un valor mínimo ($E_{f,nc}$) en la posición inicial. Esta variación se da en un periodo de desplazamiento angular de 40° por lo que el valor de esfuerzo no cambia de signo. Por lo que este esfuerzo tiene un comportamiento fluctuante.
- El esfuerzo vario de un valor máximo producido en la posición inicial a uno mínimo en la posición final, por lo que este no es constante en el tiempo.

Graficamos ambos esfuerzos respecto al tiempo en la figura 4-31.



a) Esfuerzo torsional - tiempo b) Esfuerzo flexionante - tiempo

Figura 4-31: Diagramas de relación esfuerzo– tiempo para el eje torsor
Fuente: Elaboración propia.

Hallamos los momentos flexionantes y torsionales medios y alternantes en los tres puntos de interés: A, B y C. Los resultados están resumidos en la tabla 4-10.

- Momento máximo en el ciclo: M_{max}.
- Momento mínimo en el ciclo: M_{min}.
- Momento medio del ciclo: M_m.
- Momento alternante en el ciclo: M_a.

$$M_a = \left|\frac{M_{max} - M_{min}}{2}\right|$$

$$M_m = \frac{M_{max} + M_{min}}{2}$$

Tabla 4-10: Momentos medios y alternantes.

	Mm	**Ma**	**Tm**	**Ta**
		N-m		
A	394.2	20.75	0.00	0.00
B	158.3	0.7	81.1	318.2
C	366.4	35.4	162.2	636.4

Fuente: Elaboración propia.

Hallamos los esfuerzos torsionales (Et)y esfuerzos flexionantes (Ef) medio y alternantes en cada uno de estos puntos. Para esto definimos la geometría de cada uno de estos puntos, estos se resumen en la figura 4-32.

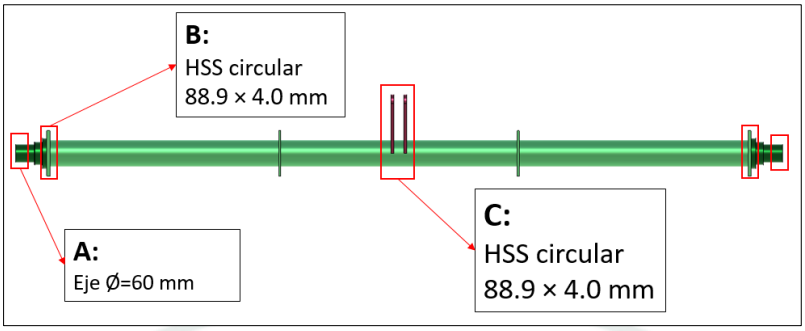
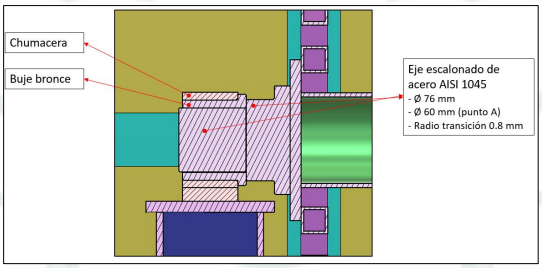


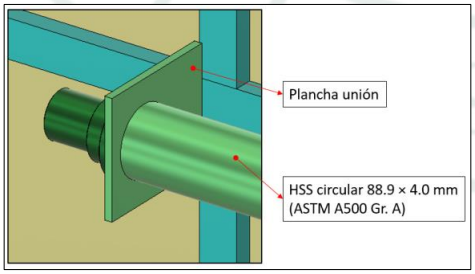
Figura 4-32: Geometría de los puntos de análisis en el eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

El cálculo realizado para hallar los factores de concentración de esfuerzo para fatiga para cada uno de los puntos mencionados se encontrará en el anexo F. Las características geométricas necesarias para definir los factores de concentración de esfuerzo para fatiga se resumirán a continuación y en la figura 4-33.

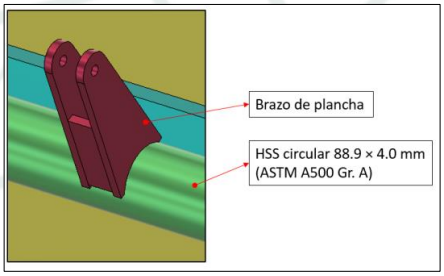
- Punto A: Compuesto por un eje escalonado de Ø 60 y 76 mm continuos, además de un redondeo de radio 0.8 mm.
- Puntos B y C: Compuesto por la unión de un HSS circular con una plancha, esto se da en ambos puntos.



Punto A



Punto B



Punto C

Figura 4-33: Características geométricas en los puntos de análisis del eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla 4-11: Factores de concentración de esfuerzo a fatiga en el eje torsor.

	Kf	Kfs
A	2.33	-
B	2.0	2.0
C	2.7	2.7

Fuente: Elaboración propia

Los factores de concentración de esfuerzo por fatiga son resumidos en la tabla 4-11, acotar que no se halla el factor Kfs en el punto A puesto que en este no existe momento flexionante. Se halla los esfuerzos medios y alternantes para cada punto de análisis, estos están resumidos en la tabla 4-12. Como se ve el punto C será el más esforzado pues en este se encuentra el momento torsional más alto en todo el eje.

- Esfuerzo normal medio y alternante por momento flexionante: σ_{fm}, σ_{fa}
- Momento flexionante: M.
- Distancia desde el eje neutro hasta la fibra extrema: c.
- Segundo momento de área (momento de inercia geométrico) respecto al eje neutro: I.
- Esfuerzo cortante medio y alternante por momento torsor: σ_{tm}, σ_{ta}
- Momento o par torsor: T.
- Distancia radial desde el eje de la sección: r.
- Factor de concentración de esfuerzo por fatiga: k_f.
- Factor de concentración de esfuerzo torsional por fatiga: k_{fs}.

$$\sigma_f = k_f * \frac{M * c}{I}$$

$$\sigma_t = k_{fs} * \frac{T * r}{J}$$

Tabla 4-12: Esfuerzos medios y alternantes en los puntos de análisis del eje torsor

	$\boldsymbol{\sigma_{fm}}$	$\boldsymbol{\sigma_{fa}}$	$\boldsymbol{\sigma_{tm}}$	$\boldsymbol{\sigma_{ta}}$
	MPa			
A	58.4	10.2	0.00	0.00
B	18.2	0.8	15.0	58.7
C	40.9	3.3	40.4	158.5

Fuente: Elaboración propia

Calculamos los factores de Marin para cada punto de análisis del eje torsor, el detalle de este se encontrará en el anexo F. El resumen de los factores de Marin se encuentra en la tabla 4-13.

Tabla 4-13: Factores de Marin en los puntos de análisis del eje torsor

	ka	**kb**	**kc**	**kd**	**ke**	**kf**
A	0.8207	0.8899	1.0	1.01	0.868	1
B	0.9703	0.8533	1.0	1.01	0.868	1
C	0.9703	0.8533	1.0	1.01	0.868	1

Fuente: Elaboración propia

Calculamos el límite de resistencia a la fatiga en la ubicación crítica de una parte de máquina, en los puntos de análisis. Estos se encuentran resumidos en la tabla 4-14.

- Límite de resistencia corregido para el componente real: Se.
- Límite de resistencia de la probeta estándar: Se´.
- Factor de acabado superficial: ka.
- Factor de tamaño: kb.
- Factor de tipo de carga: kc.
- Factor de temperatura: kd.
- Factor de confiabilidad: ke.
- Factor de efectos misceláneos: kf.

$$S_e = k_a * k_b * k_c * k_d * k_e * k_f * S'_e$$

Tabla 4-14: Esfuerzos límite de resistencia a la fatiga en los puntos de análisis del eje torsor.

	Se
	Mpa
A	198.5
B	112.5
C	112.5

Fuente: Elaboración propia.

Ahora hallamos el esfuerzo combinado en cada punto, usando el esfuerzo equivalente de Von Misses. Estos están resumidos en la tabla 4-15.

- Esfuerzo equivalente de Von Mises para la componente alternante y media: $\sigma_{c,a}$, $\sigma_{c,m}$.
- Esfuerzos normales en el plano para la componente alternante y media: $\sigma_{f,a}$, $\sigma_{f,m}$.
- Esfuerzo cortante en el plano para la componente alternante y media: $\sigma_{t,a}$, $\sigma_{t,m}$.

$$\sigma_c = \sqrt{{\sigma_f}^2 + 3 * {\sigma_t}^2}$$

Tabla 4-15: Esfuerzos combinados alternantes y medios en puntos A, B y C.

	$\boldsymbol{\sigma_{c,a}}$	$\boldsymbol{\sigma_{c,m}}$
	MPa	
A	10.2	58.4
B	101.7	31.6
C	274.5	81.0

Fuente: Elaboración propia.

Finalmente calculamos el factor de seguridad de fatiga de Goodman modificado y de fluencia estática de Langer. Estos se encuentran resumidos en la tabla 4-16.

- Factor de seguridad de fatiga de Goodman modificado: n_{GM}.
- Factor de seguridad de fluencia estática de Langer: n_L.
- Esfuerzo equivalente para la componente alternante : $\sigma_{c,a}$.
- Esfuerzo equivalente para la componente media :$\sigma_{c,m}$.
- Esfuerzo ultimo: Sut.
- Esfuerzo de fluencia: Sy.
- Límite de resistencia corregido para el componente real: Se.

$$\frac{\sigma_{c,a}}{S_e} + \frac{\sigma_{c,m}}{S_{ut}} = \frac{1}{n_{GM}}$$

$$\sigma_{c,a} + \sigma_{c,m} = \frac{S_y}{n_L}$$

Tabla 4-16: Factor de seguridad de Goodman modificado y Langer para los puntos de análisis.

	n_L	n_{GM}
A	5.72	6.87
B	1.73	0.99
C	0.65	0.37

Fuente: Elaboración propia.

El punto A, tiene un factor de seguridad de 5.72 y 6.87 para Langer y Goodman modificado, lo que significa que el primero en caso de fallar seria por fatiga y además ambos superan el valor de 1.5 por lo que este punto cumple con nuestro objetivo.

En el caso del punto B y C, ambos tienen un valor inferior a 1.5 para el factor de seguridad de fatiga bajo el criterio de Goodman modificado, lo que significa que ambos fallarían. Acotar que el factor de seguridad de fluencia estática de Langer es menor a uno en el punto C, lo que significa que en este punto ocurría una fluencia en el primer ciclo de trabajo.

Como vemos en la figura 4-34, graficamos el diagrama de fatiga para el punto "C", donde vemos que el punto de operación (P) ubicado en la línea de carga está por encima de la recta de fluencia de Langer y de Goodman modificado. Esto significa que fallaría en cualquier escenario, por lo que se propone un rediseño del eje torsor.

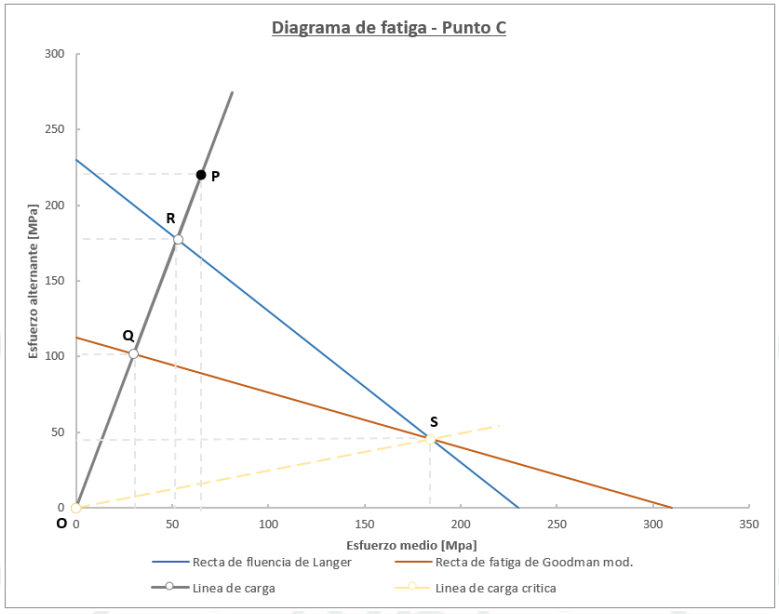


Figura 4-34: Diagrama de fatiga del punto C.
Fuente: Elaboración propia.

Resultado: Obtenemos un factor de seguridad menor a 1.5, por lo que proponemos un rediseño del eje torsor.

4.2.4.4 Re diseño

Proponemos un re diseño analizando algunas variables que nos permitan lograr que el eje torsor supere el factor de seguridad de fatiga de 1.5 en los puntos “B” y “C”.

- Es esfuerzo flexionante y torsional depende indirectamente del momento de inercia y del momento de inercia polar respectivamente, por lo que al aumentar estos valores podremos reducir los esfuerzos. Esto implica remplazar el perfil del tubo torsor por uno con un espesor de pared mayor.
- Los valores de concentración de esfuerzo por fatiga son altos en ambos casos (2 y 2.7). Cambiar estos implicaría cambiar el método de unión a uno que no sea por soldadura, lo cual resulta poco práctico.
- El valor del esfuerzo límite de resistencia a la fatiga depende del esfuerzo ultimo del material donde se está analizando este, por lo que usar un acero con propiedades mecánicas superiores nos permitiría obtener un mayor factor de seguridad.

Se propone un cambio de sección de tubo para la parte central del eje torsor, esta pasara a ser un HSS circular 88.9 x 4 mm a un tubo de acero sin costura NPS 4" Schedule 80, como se ve en la figura 4-35. Sus medidas y se encuentran en el anexo A – figura A5.

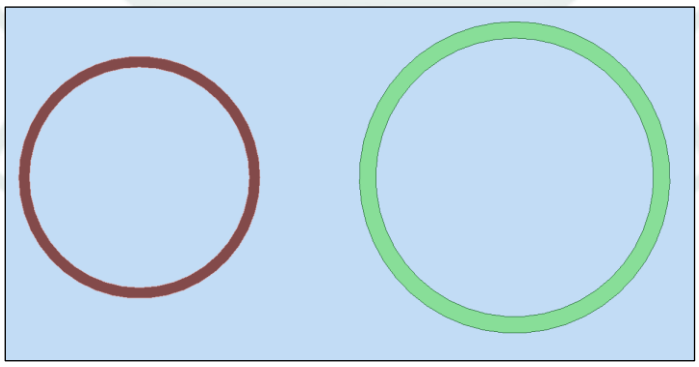


Figura 4-35: Cambio de sección del eje torsor
Fuente: Elaboración propia.

El proceso de rediseño será redactado de manera resumida a través de tablas con los cálculos corregidos para esta variación de perfil. El detalle del cálculo se podrá revisar en el anexo G.

Calculamos los esfuerzos medios y alternantes para cada punto de análisis del eje torsor. Para esto usaremos las propiedades mecánicas del nuevo tubo (ver Anexo A – figura A6). Estos se encuentran resumidos en la tabla 4-17.

Tabla 4-17: Esfuerzos medios y alternantes- rediseño del eje torsor.

	σ_{fm}	σ_{fa}	σ_{tm}	σ_{ta}
		MPa		
A	53.0	10.2	0	0
B	4.5	0.02	4.6	18.2
C	14.1	1.4	12.5	49.1

Fuente: Elaboración propia.

Resaltar que los valores de momento de inercia y momento de inercia polar aumentan un 300%, esto debido al aumento del espesor de pared del tubo. Esto se ve reflejado en esfuerzos menores en los puntos más esforzados como en el "B" y "C", que pasa de 158.5 a 49.1 Mpa.

Calculamos los esfuerzos combinados alternantes y medios. Estos son resumidos en la tabla 4-18.

Tabla 4-18: Esfuerzos combinados medios y alternantes- rediseño del eje torsor.

	$\sigma_{c,a}$	$\sigma_{c,m}$
	Mpa	
A	10.2	53.0
B	31.5	9.2
C	85.1	25.9

Fuente: Elaboración propia.

También calculamos los esfuerzos límite de resistencia a la fatiga, estos se encuentran resumidos en la tabla 4-19. El valor del esfuerzo en los puntos "B" y "C" pasa de ser 112.5 a

146.6 Mpa, lo que muestra un aumento del 30%. Los factores de Marin se mantienen iguales al anterior calculo con excepción del factor de tamaño (kb), que varía por el aumento del diámetro exterior del tubo.

Tabla 4-19: Esfuerzos límite de resistencia a la fatiga – rediseño del eje torsor.

	Se Mpa
A	198.5
B	146.6
C	146.6

Fuente: Elaboración propia.

Finalmente, calculamos los factores de seguridad para la fatiga por el criterio de Goodman modificado y de fluencia estática de Langer, resumidos en la tabla 4-20. Acotar que los valores para el punto "A" se mantienen igual pues el re diseño se enfoca en el tubo y no en los extremos donde se encuentra el eje.

Tabla 4-20: Factor de seguridad en los puntos A, B y C- rediseño.

	n_L	n_{GM}
A	6.21	7.30
B	5.90	4.22
C	2.16	1.56

Fuente: Elaboración propia.

Como vemos el factor de seguridad para la fatiga en el punto "C" tiene un valor de 1.56, siendo un valor aceptable para el diseño del eje torsor. A continuación, realizaremos un diagrama de fatiga para cada punto de análisis del torsor.

Para el punto A, como se ve en la figura 4-36, se tiene unos factores de seguridad elevados por lo que el eje en este punto supera con creces el mínimo propuesto.

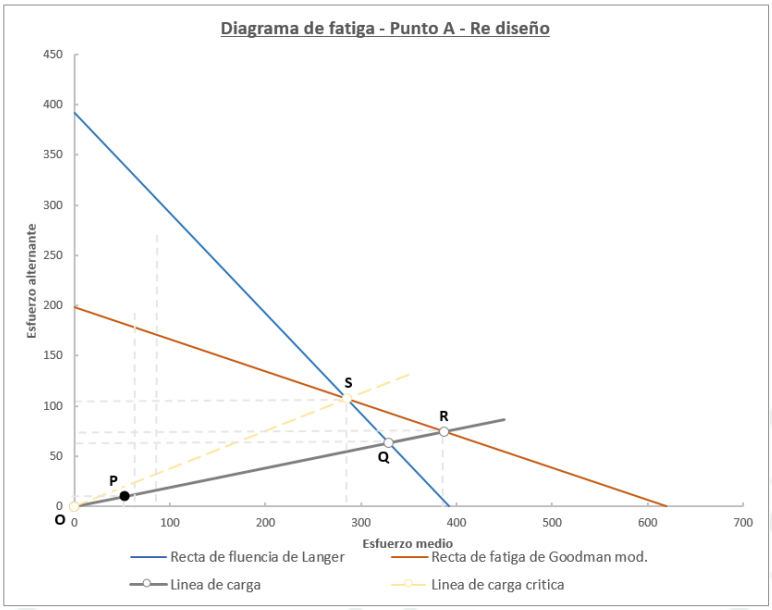


Figura 4-36: Diagrama de fatiga del punto A – rediseño.
Fuente: Elaboración propia.

Para el punto "B", se tiene unos factores de seguridad superiores a 1.5 por un margen amplio, por lo que se valida su resistencia a la fatiga por el criterio de Goodman modificado como se ve en la imagen 4-37.

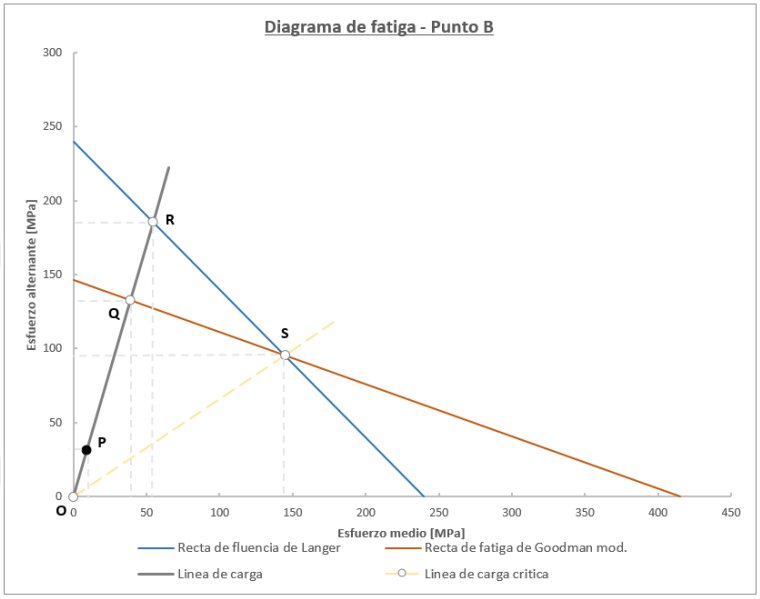


Figura 4-37: Diagrama de fatiga del punto B – rediseño.
Fuente: Elaboración propia.

Finalmente, el punto “C” tiene factor de seguridad de 1.5 para fatiga por el criterio de Goodman modificado, el más bajo para el eje torsor. Esto debido a que esta zona se encuentra en el medio, por donde entra el torque al sistema a través del accionamiento del actuador lineal. El punto en la línea de carga que representa el punto de operación esta denotado por la letra “P” como se ve en la figura 4-38, como vemos se encuentra cercana a la recta de fatiga de Goodman modificada pero debajo de esta por un margen suficiente, lo que nos dice que no fallara por fatiga y tampoco por fluencia en el primer ciclo.

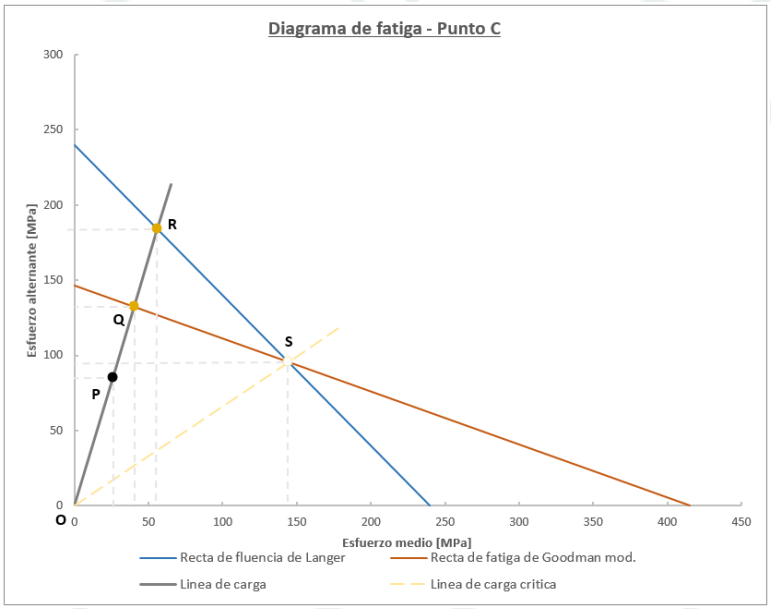


Figura 4-38: Diagrama de fatiga del punto C – rediseño.
Fuente: Elaboración propia.

Resultado: Hallamos que el factor de seguridad de fatiga mínimo en el eje torsor se ubica en el punto C y tiene un valor de 1.52. Por lo que validamos el diseño por fatiga de este componente.

4.2.5. Bastidor

El análisis de este componente se realizará a través del software Sap 2000, que nos permitirá hallar los momentos, fuerzas y deformaciones a las que está sometido el bastidor del

módulo reflector. Una vez hallados estos se verificará su resistencia estructural a través de la metodología de diseño del LRFD.

- **Metrado de cargas**

Las cargas que actúan en el bastidor serán las reacciones halladas para el análisis del eje torsor, pero con el sentido invertido, estas están resumidas en la tabla 4-35.

Tabla 4-21: Fuerzas actuantes en el bastidor.

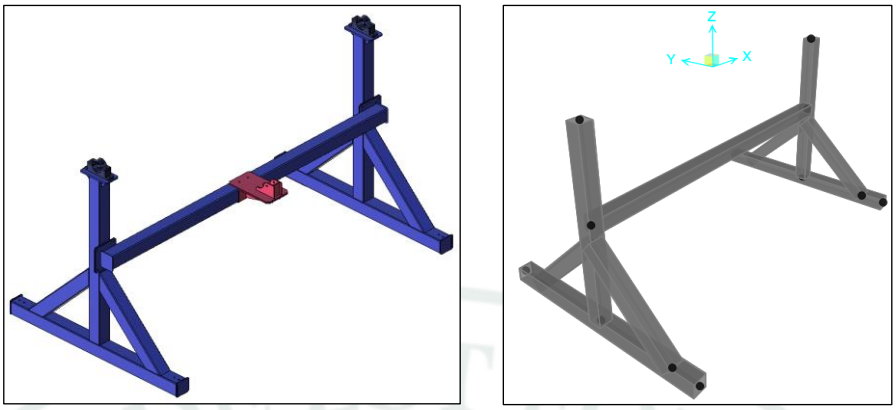
	F1	**F2**	**F3**	**M1**	**M2**	**M3**
		N			N-m	
1A	0.00	-1566.3	1728.9	0	-335.4	-244.5
1D	0.00	-2006.9	2866.5	-948.4	0	0
1G	0.00	-1566.3	1728.9	0	335.4	244.5

Fuente: Elaboración propia.

- **Análisis estructural mediante SAP 2000**

Esta simulación se realizará con el software SAP2000 – Structural Analysis Program, desarrollado por Computers and Structures, Inc. (CSI). Las diferencias entre el modelo real y el simplificado se muestran en la figura 4-39. Los que objetivos que buscaremos serán los siguientes:

- Hallar las fuerzas y momentos máximos en los perfiles principales
- Hallar las reacciones en los elementos que conectan con el piso.



a) Modelo real b) Modelo simplificado

Figura 4-39: Modelo real y simplificado del bastidor.
Fuente: Elaboración propia.

Las restricciones en el análisis serán empotradas en los extremos de los perfiles inferiores como se muestra en la figura 4-40, puesto que se montará con dos pernos en cada extremo. Además, el perfil usado será un HSS 100 x 4.5mm de acero ASTM A500 Grado B.

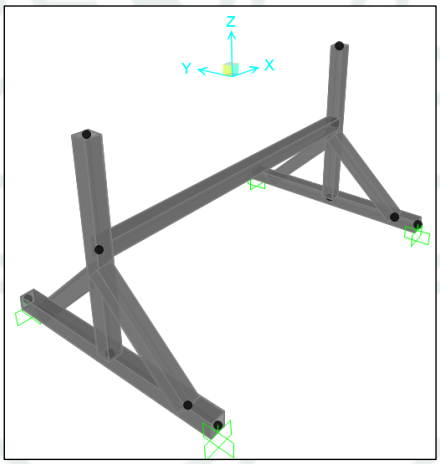


Figura 4-40: Restricciones en el bastidor.
Fuente: Elaboración propia.

Las cargas aplicadas al ser resultado de la factorización de cargas de viento, vivas y muertas del análisis del tubo torsor, no se volverán a multiplicar por un factor como nos dice el LRFD. Estas se aplican en la parte superior, donde está ubicada la chumacera y en la parte media del tubo donde va montado la parte fija del actuador lineal.

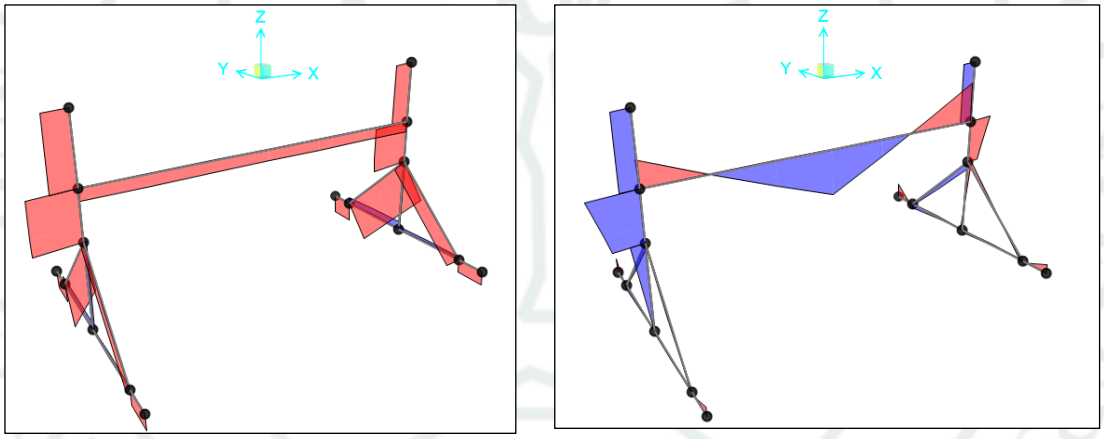
Acotar que, en la parte media donde se fija el actuador lineal con el bastidor, se generara un momento extra por la excentricidad de la carga. El detalle del cálculo se da a continuación.

- Reacción horizontal del actuador lineal sobre el perfil: F_{ay} = 2006.9 N
- Reacción vertical del actuador lineal sobre el perfil: F_{az} = 2866.5 N.
- Excentricidad horizontal de la fuerza de reacción sobre el perfil: d_y = 0.24 m
- Excentricidad vertical de la fuerza de reacción sobre el perfil: d_z = 0.066 m
- Momento generador sobre el perfil por reacción del actuador: M_a.

$$M_a = F_{ay} * d_z + F_{az} * d_y = 2006.9 * 0.066 + 2866.5 * 0.24 \rightarrow M_a = 820.4\ N - m$$

- **Resultados**

Como resultado se obtienen los diagramas de momentos y fuerzas para los perfiles mostrados en la figura 4-41.



a) Diagrama de fuerza axial b) Diagrama de momento flexionante

Figura 4-41: Diagramas de fuerza y momentos en el bastidor.
Fuente: Elaboración propia.

Se analizarán los perfiles A, B y C señalados en la figura 4-42. Los momentos y fuerzas máximos en estos perfiles se resumen en la tabla 4-22.

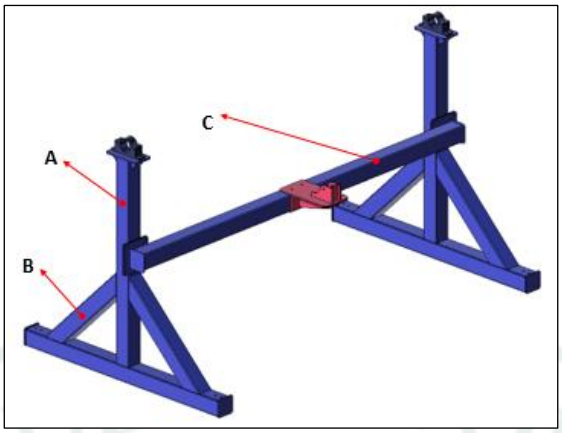


Figura 4-42: Perfiles a analizar en el bastidor.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla 4-22: Fuerzas resultantes en perfiles a analizar en el bastidor.

	F1	F2	F3	M1	M2	M3
		N			N-m	
A	-3421.0	1659.8	1566.3	-291.5	1007.6	1099.1
B	-3934.5	246.6	251.1	-70.2	173.4	182.3
C	-1659.8	-1592.6	-1003.5	410.2	-694.3	1091.2

Fuente: Elaboración propia.

Las reacciones resultantes en la base se resumen en la tabla 4-23.

Tabla 4-23: Reacciones resultantes en el bastidor

	F1	F2	F3	M1	M2	M3
		N			N-m	
1R	597.5	-1853.0	2720.9	-416.7	-10.4	246.8
2R	1062.3	1290.2	1195.8	180.5	51.1	-327.2

Fuente: Elaboración propia.

- **Calculo analítico**

Los miembros mencionados están sometidos a esfuerzos combinados de compresión y flexión, por lo que serán analizados como vigas – columnas. La verificación se realiza siguiendo la especificación AISC-LRFD.

Analizaremos el perfil A, que es el más esforzado. El estado limite que domina su diseño es el de flexión – compresión. Empezamos evaluando el estado límite de pandeo global, para esto hallamos el esfuerzo crítico de Euler.

- Longitud no arriostrada del miembro: L = 1.33 m.
- Radio de giro: r = 0.039 m.
- Factor de longitud efectiva (ver figura 2-30): K = 2.
- Módulo de elasticidad: E = 200 GPa.
- Esfuerzo critico elástico de Euler: Fe.
- Esfuerzo de fluencia: Fy = 315 Mpa.

$$\frac{k * L}{r} = \frac{2 * 1.33}{0.039} \rightarrow \frac{k * L}{r} = 68.2$$

$$F_e = \frac{\pi^2 * E}{(\frac{K * L}{r})^2} = \frac{\pi^2 * 200 * 10^9}{68.2^2} \rightarrow F_e = 425\ MPa$$

Ahora verificamos que la relación de esbeltez se encuentra en la región inelástica.

$$\frac{K * L}{r} \leq 4.71 * \sqrt{\frac{E}{F_y}}$$

$$68.2 \leq 4.71 * \sqrt{\frac{200 * 10^9}{315 * 10^6}}$$

$$68.2 \leq 118.7 \rightarrow \ Condicion\ cumplida$$

Una vez comprobado este valor, hallamos el esfuerzo crítico de compresión.

- Esfuerzo de fluencia: Fy = 315 Mpa.
- Esfuerzo crítico de compresión: Fcr.

$$F_{cr} = 0.658^{(\frac{F_y}{F_e})} * F_y = \ 0.658^{\left(\frac{315*10^6}{425*10^6}\right)} * 315 * 10^6 \rightarrow F_{cr} = 231\ MPa$$

Finalmente hallamos la resistencia nominal al estado límite de pandeo global.

$$\emptyset * P_n = 0.9 * F_{cr} * A_g = 0.9 * 231 * 10^6 * 1.72 * 10^{-3} \rightarrow \emptyset * P_n = 357.4\ KN$$

Ahora hallamos el estado límite de fluencia por flexión. Primero hallamos si nuestra sección es compacta, no compacta o esbelta.

- Ancho: b = 88 mm.
- Espesor: t = 4.5 mm
- Relación ancho – espesor: λ
- Relación ancho – espesor límite para sección compacta: λ_p
- Relación ancho – espesor límite para sección no compacta: λ_r

$$\lambda = \frac{b}{t} = \frac{88}{4.5} \rightarrow \lambda = 19.6$$

$$\lambda_p = 1.12 * \sqrt{\frac{E}{F_y}} = 1.12 * \sqrt{\frac{200 * 10^9}{315 * 10^6}} \rightarrow \lambda_p = 28.2$$

$$Si: \lambda \leq \lambda_p \rightarrow Seccion\ compacta$$

$$19.6 \leq 28.2 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ cumplida}$$

Al ser una sección compacta procedemos hallar el momento nominal del estado límite de fluencia por flexión.

- Esfuerzo de fluencia: Fy = 315 Mpa.
- Módulo plástico de la sección: Z.

$$\emptyset * M_n = 0.9 * F_y * Z = 0.9 * 315 * 10^6 * 5.82 * 10^{-5}$$

$$\emptyset * M_n = 16.5\ KN - m$$

Ahora comprobamos que la acción combinada de la flexión y compresión no sobrepasen el límite. Acotar que al ser una sección tubular cuadrada el momento nominal (M_n) es el mismo para ambos ejes de simetría.

$$Si: \frac{P_u}{\emptyset_c * P_n} < 0.2$$

$$\frac{3.42}{357.4} < 0.2$$

$$0.01 < 0.2 \rightarrow Condicion\ cumplida$$

$$\frac{P_u}{2 * \emptyset_c * P_n} + \left(\frac{M_{ux}}{\emptyset_b * M_{nx}} + \frac{M_{uy}}{\emptyset_b * M_{ny}}\right) \leq 1.0$$

$$\frac{3.42}{2 * 357.4} + \left(\frac{1.01}{16.5} + \frac{1.1}{16.5}\right) \leq 1.0$$

$$0.13 \leq 1.0 \rightarrow Condicion\ cumplida$$

Realizamos el mismo cálculo para el resto de perfiles, los resultados son resumidos en la tabla 4-24.

Tabla 4-24: Resistencias y momentos de diseño y requeridos - Bastidor

	Pu	**Mu,y**	**Mu,z**	**Ø*Pn**	**Ø*Mn**	**Utilización**
	KN	KN-m	KN-m	KN	KN-m	-
A	3.42	1.01	1.10	357.36	16.49	0.133
B	1.01	-	-	483.76	-	0.002
C	1.66	0.69	1.09	169.93	16.49	0.113

Fuente: Elaboración propia.

Resultado: La máxima utilización obtenida en los perfiles del bastidor es del 13 %, por lo validamos el diseño de este componente.

4.2.6. Diseño de uniones

Se validará estructuralmente las uniones soldadas y empernadas mostradas. Las de color roja se refieren a las uniones soldadas y las celestes a las empernadas como se muestra en la figura 4.43.

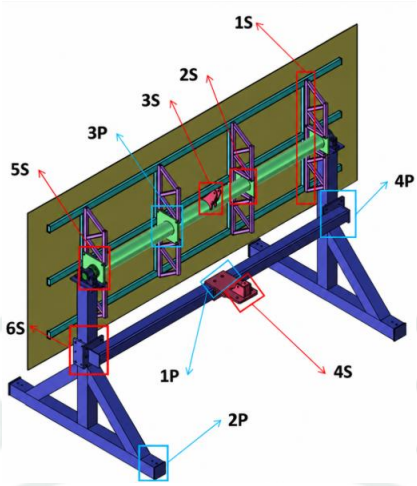


Figura 4-43: Designación de uniones a analizar en el módulo de baja concentración.
Fuente: Elaboración propia.

4.2.6.1 Uniones soldadas

Para cada unión soldada se verificará el tamaño mínimo de cateto propuesto y la integridad estructural tanto de la soldadura como del material base. Para el cálculo analítico se considerará lo siguiente:

- El proceso de soldadura será mediante el proceso Gas Metal Arc Welding (GMAW). Este proceso no genera un aporte de calor tan elevado, lo que resulta ideal para el trabajo en perfiles de acero de bajo espesor, además de un mejor acabado al evitar la formación de salpicaduras.
- Se empleará alambre sólido ER70S-6**,** conforme a la especificación AWS A5.18, con una resistencia mínima a la tracción de 70 ksi (483 MPa). El gas de aporte será una mezcla de gas de protección compuesta por 75 % de argón y 25 % de dióxido de carbono ($Ar–25CO_2$), ampliamente utilizada en la soldadura de aceros estructurales al carbono.
- El dimensionamiento y la verificación de las uniones soldadas se realizarán de acuerdo con los criterios establecidos en el LRFD, evaluando tanto la resistencia de la soldadura como la resistencia del material base frente a las fuerzas actuantes.

A continuación, los resultados para las uniones soldadas analizadas se encontrarán resumidas en la tabla 4-25.

Tabla 4-25: Esfuerzos resultantes y porcentaje de utilización de uniones soldadas – Modulo reflector

	Eu	**Edw**	**EdBM**	**Utilización**
		Mpa		**-**
1S	0.001	176.9	135.0	0.001
2S	2.99	176.9	129.6	0.02
3S	10.35	176.9	135.0	0.08
4S	3.70	176.9	135.0	0.03
5S	7.97	176.9	135.0	0.06
6S	86.02	176.9	135.0	0.64

Fuente: Elaboración propia.

El cálculo detallado de todas las soldaduras se encuentra en el anexo H. A continuación, se resolverán las dos uniones soldadas más esforzadas.

- **Unión soldada 3S**

La unión soldada 3S vincula al brazo de torque con tubo torsor, a través de una soldadura de filete sometida a una carga en el plano del eje de soldadura. Esta generará una fuerza cortante simple y un momento torsor respecto al centroide de la soldadura

La carga actuante (Fa) ya fue hallada en capítulo 4.2.3 (Actuador lineal) como una reacción, por lo que ya está factorizada; además en este caso se utilizará dicho valor reducido a la mitad, pues esta carga se distribuye en dos planchas, esta unión esta graficada en la figura 4-44.

El tamaño del cateto propuesto es de 5 mm, de acuerdo con el criterio establecido por la tabla B1 del anexo B, puesto que el ancho de la plancha de metal a unir mayor es de 10 mm y el menor de 8.5 mm.

Acotar que el área resistente y el segundo momento de área de la soldadura se calcula considerando los 108° de extensión que tiene la soldadura sobre toda la circunferencia del tubo torsor, esto debido a que el segundo momento polar de inercia es proporcional a su perímetro, el detalle de estas medidas se ve en la figura 4-45. Además, que como se soldaran ambos lados también se duplicara estos valores.

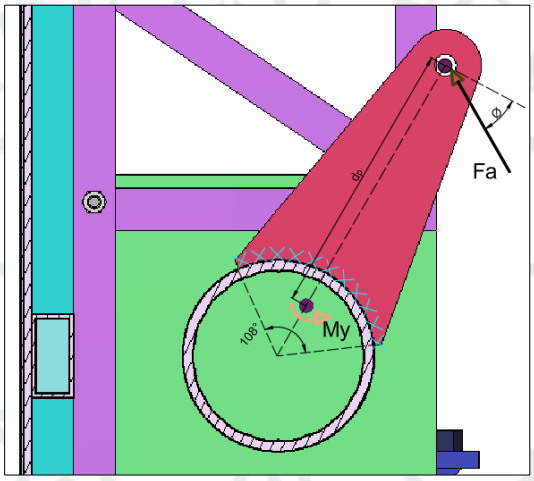
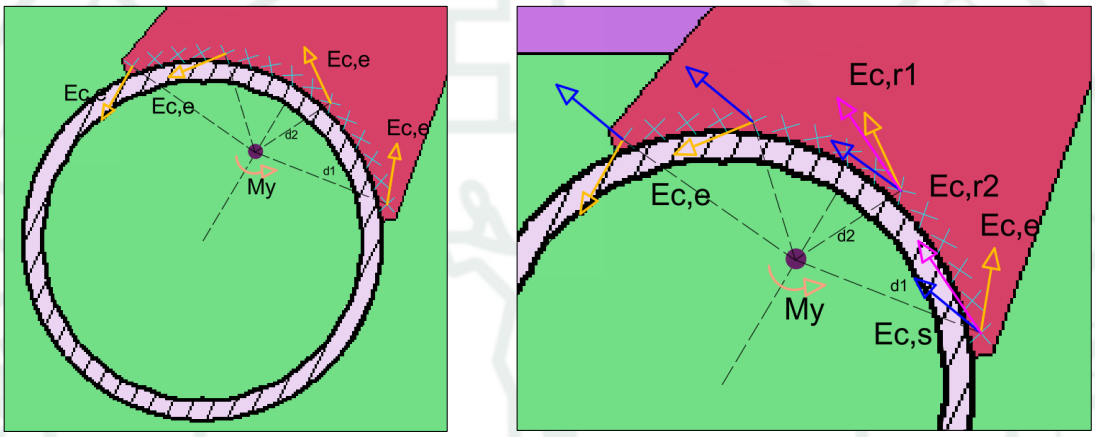


Figura 4-44: Diagrama de fuerzas para unión soldada 3S.
Fuente: Elaboración propia.

- Tamaño de cateto de soldadura propuesto: w = 5 mm = 0.005 m.
- Espesor efectivo de la garganta: te.
- Espesor máximo de material base (brazo de torque): tp,max = 10 mm.
- Longitud de cordón de soldadura: Lw = 0.108 m.
- Diámetro del tubo torsor: d = 114.3 mm = 0.1143 m.
- Radio del tubo torsor: r = 0.0572 m.
- Fuerza total factorizada: Fa = Ft,f = 1749.6 N.
- Brazo de torque a la fuerza total factorizada: d_a = 0.151m.
- Distancia 1 de fuerza excéntrica: d_1 = 0.01m.
- Distancia 2 de fuerza excéntrica: d_2 = 0.049m.
- Brazo de torque a la fuerza total factorizada: dp = 0.151m.
- Angulo de acción de la fuerza total factorizada: Ø = 40°.
- Angulo de acción de la fuerza cortante total 1: $Ø_1$ = 18°.
- Momento total factorizado: Mt,f.
- Esfuerzo cortante simple: Ec,s.
- Esfuerzo cortante excéntrico: Ec,e.
- Esfuerzo cortante requerido: Eu.
- Área de garganta: A

- Segundo momento polar de inercia: J.
- Esfuerzo de diseño de soldadura: Edw.
- Esfuerzo fluencia del electrodo E70 (véase Anexo – Tabla A7): E70 = 393 Mpa.
- Factor de resistencia a corte: Øc = 0.75.
- Esfuerzo de diseño a tensión ultima del material base: EdBM,1.
- Esfuerzo ultimo del material base (ASTM A36): Eu,BM = 400 Mpa.
- Esfuerzo de diseño a fluencia del material base: EdBM,2.
- Factor de resistencia a tensión: Øt = 0.9.
- Esfuerzo fluencia del material base (ASTM A36): Ey,BM = 250 Mpa.
- Esfuerzo de diseño del material base: EdBM.
- Esfuerzo de diseño de la unión soldada: Rd.



a) Esfuerzo cortante excéntrico b) Vectores de esfuerzo cortante

Figura 4-45: Medidas de esfuerzo corte excéntrico y requerido en unión 3S.
Fuente: Elaboración propia.

$$M_{t,f} = F_{t,f} * cos(Ø) * d_p = 1749.6 * cos(40) * 0.151 \rightarrow M_{t,f} = 202.4\ N - m$$

$$E_{c,s} = \frac{F_{t,f}}{2 * A} = \frac{F_{t,f}}{2 * \left(1.414 * \pi * w * r * \left(\frac{108}{360}\right)\right)}$$

$$E_{c,s} = \frac{1749.6}{2 * (1.414 * \pi * 0.005 * 0.0572 * \left(\frac{108}{360}\right))} \rightarrow E_{c,s} = 2.3\ MPa$$

$$E_{c,e} = \frac{M_{t,f} * d_1}{2 * J * \left(\frac{108}{360}\right)} = \frac{M_{t,f} * d_1}{2 * \left(0.707 * w * (2 * \pi * (r)^3)\right) * \left(\frac{108}{360}\right)}$$

$$E_{c,e} = \frac{202.4 * 0.001}{2 * (0.707 * 0.005 * (2 * \pi * 0.0572^3) * (\frac{108}{360})} \rightarrow E_{c,e} = 8.14\ MPa$$

$$E_u = \sqrt{{E_{c,s}}^2 + {E_{c,e}}^2 + 2 * E_{c,s} * E_{c,e} cos\,(\emptyset_1)}$$

$$E_u = \sqrt{2.3^2 + 8.14^2 + 2 * 2.3 * 8.14 * cos\,(18)} \rightarrow E_u = 10.35\ MPa$$

$$E_{dw} = \emptyset_c * (0.6 * E_{70}) = 0.75 * 0.6 * 393 \rightarrow E_{dw} = 176.9\ MPa$$

$$E_{dBM,1} = \emptyset_c * \left(0.6 * E_{u,BM}\right) = 0.75 * 0.6 * 400 \rightarrow E_{dBM,1} = 180.0\ MPa$$

$$E_{dBM,2} = \emptyset_t * \left(0.6 * E_{y,BM}\right) = 0.9 * 0.6 * 250 \rightarrow E_{dBM,2} = 135.0\ MPa$$

$$E_{dBM} = min\left(E_{dBM,1}\,; ER_{dBM,2}\right) = min(180.0; 135.0) \rightarrow E_{dBM} = 135.0\ Mpa$$

$$E_d = min(E_{dBM}\,;\, E_{dw}) = min(135.0; 176.9) \rightarrow E_d = 135.0\ KN$$

$$\frac{E_u}{E_d} \leq 1 \rightarrow \frac{10.35}{135.0} \leq 1$$

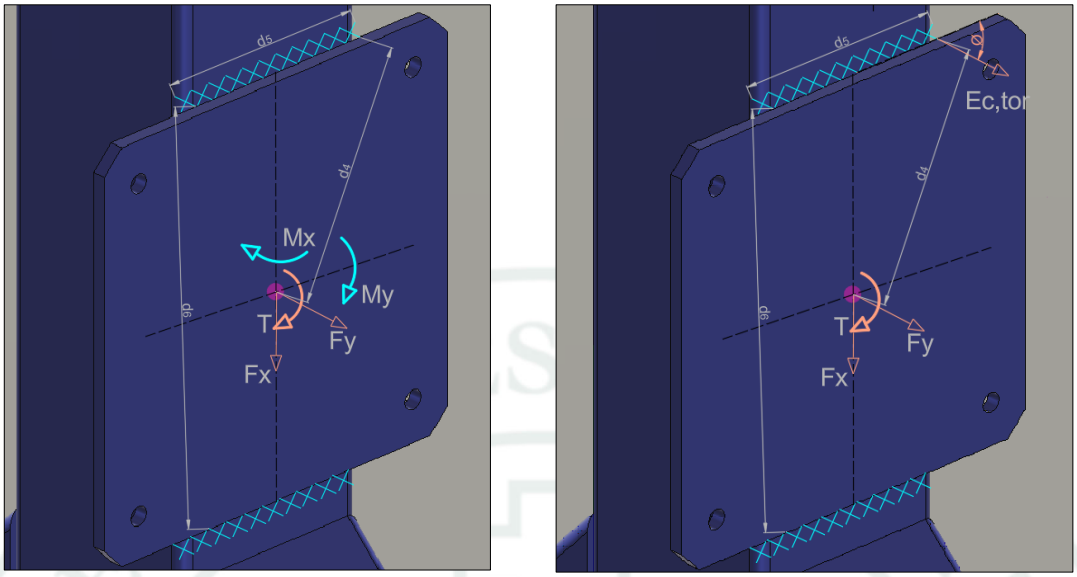
$$0.08 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

La unión soldada 6S une el perfil que soporta al actuador lineal y la columna del bastidor, esta corresponde a una soldadura de filete por un solo lado. Las cargas comunicaran una fuerza de corte simple, un momento flexionante y un momento torsor que generaran esfuerzos de corte adicional en el cordón de soldadura.

Estas fuerzas (Fx y Fy) y momentos (M_x, M_y y T) fueron halladas previamente en el análisis del bastidor (capítulo 4.2.5), por lo que se enunciaran y se hallaran las cargas factorizadas correspondientes como se ve en la figura 4-46.

El tamaño del cateto propuesto es de 6 mm, de acuerdo con el criterio establecido por la tabla B1 del anexo B, puesto que el ancho de la plancha de metal a unir mayor es de 6 mm.

Los valores geométricos como área y segundo momento de área se extraerán de las figuras 2-36 y 2-37.



a) Fuerzas y momentos actuantes b) Esfuerzo de corte excéntrico

Figura 4-46: Fuerzas y momentos actuantes en la unión soldada 6S.
Fuente: Elaboración propia.

- Tamaño de cateto de soldadura propuesto: w = 6 mm = 0.006 m.
- Espesor máximo de material base: tp,max = 6 mm.
- Fuerza resultante factorizada en el eje x: Fx = 1433.5 N.
- Fuerza resultante factorizada en el eje z: Fy = 1003.5 N.
- Momento flexionante respecto al eje x: Mx = 414.3 N-m.
- Momento flexionante respecto al eje z: Mz = 1244.3 N-m.
- Momento torsional: T = 1777.5 N-m.
- Longitud total de cordón de soldadura: Lw = 0.2 m.
- Distancia de un cordón de soldadura: d5 = 0.1 m.
- Distancia entre cordones de soldadura: d6 = 0.189 m.
- Distancia de centroide a cordón de soldadura: d6 = 0.105 m.
- Angulo de acción del esfuerzo cortante torsional: Ø = 26°.
- Esfuerzo cortante simple: Ec,s.
- Esfuerzo cortante a tracción: Ec,tr.
- Esfuerzo cortante excéntrico: Ec,e.
- Esfuerzo cortante flexionante en x: Ec,fx.
- Esfuerzo cortante flexionante en x: Ec,fz.
- Área de garganta: A
- Segundo momento polar de área: J.
- Segundo momento de área: I.
- Esfuerzo cortante requerido: Ecr.
- Esfuerzo cortante requerido por tracción: Ecr,tr.
- Esfuerzo cortante requerido: Eu.

- Esfuerzo cortante requerido extra para el material base: Er,ex,BM.
- Esfuerzo de diseño de soldadura: Edw.
- Esfuerzo fluencia del electrodo E70 (véase Anexo – Tabla A7): E70 = 393 Mpa.
- Factor de resistencia a corte: Øc = 0.75.
- Esfuerzo de diseño a tensión ultima del material base: EdBM,1.
- Esfuerzo ultimo del material base (ASTM A36): Eu,BM = 400 Mpa.
- Esfuerzo de diseño a fluencia del material base: EdBM,2.
- Factor de resistencia a tensión: Øt = 0.9.
- Esfuerzo fluencia del material base (ASTM A36): Ey,BM = 250 Mpa.
- Esfuerzo de diseño del material base: EdBM.
- Esfuerzo de diseño de la unión soldada: Rd.

$$E_{c,s} = \frac{F_x}{A} = \frac{F_x}{0.707 * w * L_w} = \frac{1433.5}{0.707 * 0.006 * 0.2} \rightarrow E_{c,s} = 1.7\ MPa$$

$$E_{c,tr} = \frac{F_y}{A} = \frac{F_y}{0.707 * w * L_w} = \frac{1003.5}{0.707 * 0.006 * 0.2} \rightarrow E_{c,tr} = 1.2\ MPa$$

$$E_{c,e} = \frac{T * c}{J} = \frac{T * \left(\frac{d_4}{2}\right)}{0.707 * w * \left(\frac{d_5 * (3 * d_6^2 + d_5^2)}{6}\right)}$$

$$E_{c,e} = \frac{1777.5 * (0.105/2)}{2 * 0.707 * 0.006 * \left(\frac{0.1 * (3 * 0.185^2 + 0.1^2)}{6}\right)} \rightarrow E_{c,e} = 11.3\ MPa$$

$$E_{c,fx} = \frac{M * c}{I} = \frac{M_x * (d_6/2)}{0.707 * w * (\frac{d_5^2)}{6})} = \frac{1244.3 * (0.189/2)}{2 * 0.707 * 0.006 * \left(\frac{0.1^2)}{6}\right)} \rightarrow E_{c,fx} = 83.2\ MPa$$

$$E_{c,fz} = \frac{M * c}{I} = \frac{M_z * \left(\frac{d_5}{2}\right)}{0.707 * w * \left(\frac{d_5 * d_6^2)}{2}\right)}$$

$$E_{c,fz} = \frac{414.3 * (0.1/2)}{2 * 0.707 * 0.006 * \left(\frac{0.1 * 0.189^2)}{2}\right)} \rightarrow E_{c,fz} = 1.4\ MPa$$

$$E_{cr} = \sqrt{\left(E_{c,s} + E_{c,e} * sen(\emptyset)\right)^2 + \left(E_{c,e} * cos(\emptyset)\right)^2}$$

$$E_{cr} = \sqrt{(1.7 + 11.3 * sen(26))^2 + (11.3 * cos(26))^2} \rightarrow E_{cr} = 7.3\ MPa$$

$$E_{cr,tr} = E_{c,tr} + E_{c,fx} + E_{c,fz} = 1.2 + 83.2 + 1.4 \rightarrow E_{cr,tr} = 85.7\ MPa$$

$$E_u = \sqrt{(E_{cr})^2 + \left(E_{cr,tr}\right)^2} = \sqrt{(7.3)^2 + (85.7)^2} \rightarrow E_u = 86\ MPa$$

$$E_{dw} = \emptyset_c * (0.6 * E_{70}) = 0.75 * 0.6 * 393 \rightarrow E_{dw} = 176.9\ MPa$$

$$E_{dBM,1} = \emptyset_c * \left(0.6 * E_{u,BM}\right) = 0.75 * 0.6 * 400 \rightarrow E_{dBM,1} = 180.0\ MPa$$

$$E_{dBM,2} = \emptyset_t * \left(0.6 * E_{y,BM}\right) = 0.9 * 0.6 * 250 \rightarrow E_{dBM,2} = 135.0\ MPa$$

$$E_{dBM} = min(E_{dBM,1}\ ; E_{dBM,2}) = min(180.0; 135.0) \rightarrow E_{dBM} = 135.0\ Mpa$$

$$E_d = min(E_{dBM}\ ;\ E_{dw}) = min(135.0; 176.9) \rightarrow E_d = 135.0\ KN$$

$$\frac{E_r}{E_d} \leq 1 \rightarrow \frac{86.0}{135} \leq 1$$

$$0.64 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

Resultado: La máxima utilización obtenida es en la unión soldada 6S es del 64 %, por lo que validamos el diseño de las uniones soldadas del módulo reflector.

4.2.6.2 Uniones empernadas

Se verificará la integridad estructural de las uniones empernadas más relevantes del conjunto. Se analizará el comportamiento de los pernos en cada unión y las planchas de unión en los casos que lo requieran. Se tendrán los siguientes criterios de diseño:

- Todas las uniones empernadas serán uniones por aplastamiento.
- Se usarán pernos de clase 8.8, de acuerdo a la norma ISO 898-1. Los valores de esfuerzo último se extraen del Anexo A – figura A-1.
- El proceso de diseño se realizará bajo la norma LRFD.

A continuación, se resumen los resultados para las uniones empernadas analizadas en la tabla 4-26.

Tabla 4-26: Fuerzas y porcentajes de utilización de uniones empernadas - módulo reflector

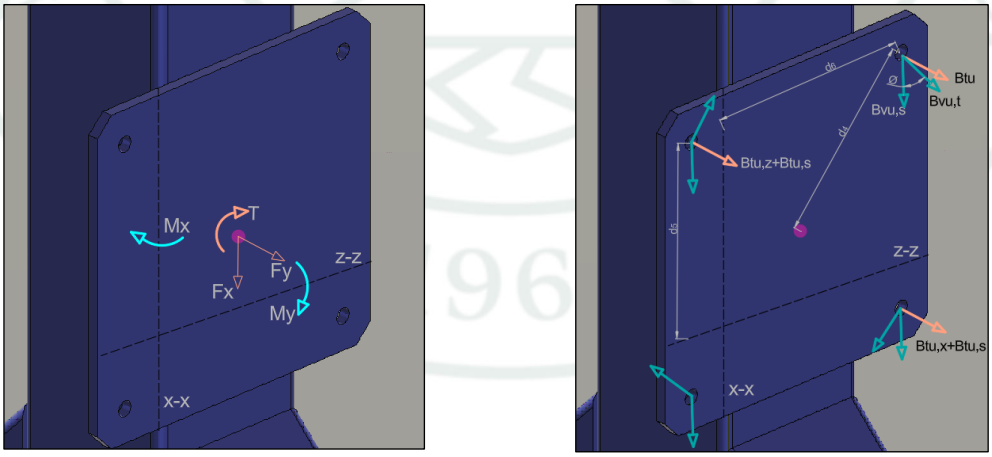
	Bvu	**Btu**	**Bdv**	**Bdt**	**Utilización**	**Bdvo**	**Utilización**
	KN				-	KN	-
1P	0.6	7.0	39.1	36.7	0.037	43.2	0.01
2P	0.27	0.01	39.1	36.7	0.0000	43.2	0.006
3P	0.31	-	25.0	-	0.01	14.4	0.02
4P	4.57	7.55	12.5	23.5	0.236	34.6	0.13

Fuente: Elaboración propia.

- **Unión empernada 4P**

La unión empernada 4P une el perfil que soporta al actuador lineal y el bastidor a través de una plancha soldada. En esta unión empernada se verificará los siguientes modos de falla:

- Se verificará la falla por cortante en los pernos debido a la fuerza transmitida por el actuador lineal y el momento torsional asociado a esta. Además de una fuerza de tracción y dos momentos flexionantes que están graficadas en la figura 4-47. Estas cargas ya fueron halladas en el capítulo 4.2.3 (Actuador lineal) que se analizó bastidor, por lo que no se volverán a hallar.
- También se verificará una falla por aplastamiento por ovalamiento del agujero en la plancha de unión.



a) Fuerzas y momentos actuantes b) Fuerza de corte y tracción en pernos

Figura 4-47: Fuerzas y momentos actuantes en unión empernada 4P.
Fuente: Elaboración propia.

- Designación del esparrago M8x35 – Clase 8.8: d = 8 mm = 0.008 m.
- Numero de pernos: Np = 4.
- Fuerza factorizada en el eje x: Fx = 1.4 KN.
- Fuerza factorizada en el eje y: Fy = 1.0 KN.
- Momento flexionante factorizado en el eje x: Mx = 1.3 N-m.
- Momento flexionante factorizado en el eje z: Mz = 0.6 N-m.
- Momento torsor factorizado: T = 1.9 N-m.
- Distancia del centro de gravedad a perno: d4 = 0.108m.
- Distancia del perno a eje zz: d5 = 0.125m.
- Distancia del perno a eje xx: d6 = 0.147m.
- Angulo entre fuerza de corte simple y por torsión: Ø = 44°.
- Fuerza de corte máxima en perno analizado: Bvu.
- Fuerza de corte simple por perno: Bvu,s.
- Fuerza de corte por torsión por perno: Bvu,t.
- Fuerza de tensión máxima en perno analizado: Btu.
- Fuerza de tensión simple por perno: Btu,s.
- Fuerza de tensión por momento en eje z en pernos analizados: Btu,z.
- Fuerza de tensión por momento en eje x en pernos analizados: Btu,x.

$$B_{vu,s} = \frac{F_x}{N_p} = \frac{1.4}{4} \rightarrow B_{vu,s} = 0.36\ KN$$

$$B_{vu,t} = \frac{T * d_4}{4 * {d_4}^2} = \frac{1.9 * 0.108}{4 * 0.108^2} \rightarrow B_{vu,t} = 4.30\ KN$$

$$B_{vu} = \sqrt{{B_{vu,s}}^2 + {B_{vu,t}}^2 + 2 * B_{vu,s} * B_{vu,t} * cos\ (\emptyset)}$$

$$B_{vu} = \sqrt{0.36^2 + 4.30^2 + 2 * 0.36 * 4.30 * cos(44)} \rightarrow B_{vu} = 4.57\ KN$$

$$B_{tu,s} = \frac{F_y}{N_p} = \frac{1.0}{4} \rightarrow B_{vu,s} = 0.25\ KN$$

$$M_z = B_{tu,z} * 2 * d_6 \rightarrow B_{tu.z} = \frac{M_z}{2 * d_6} = \frac{0.6}{2 * 0.147} \rightarrow B_{tu,z} = 2.09\ KN$$

$$M_y = B_{tu,y} * 2 * d_5 \rightarrow B_{tu.y} = \frac{M_y}{2 * d_5} = \frac{1.3}{2 * 0.125} \rightarrow B_{tu,y} = 5.20\ KN$$

$$B_{tu} = B_{tu,s} + B_{tu,z} + B_{tu,y} = 4.57 + 2.09 + 5.20 \rightarrow B_{tu} = 7.55\ KN$$

- Esfuerzo ultimo del perno clase 8.8: Fub = 830 Mpa.
- Área del perno: Ab = 5.03 E-5 m^2.

- Factor de resistencia a corte: Ø = 0.75.
- Numero de planos de corte: Ns = 1.
- Resistencia de diseño a cortante de un tornillo: Bdv.
- Resistencia de diseño a tensión de un tornillo: Bdt.
- Resistencia de diseño al ovalamiento del agujero de la plancha analizada: Bdvo.
- Esfuerzo último de la plancha A36 (véase Anexo – Tabla 8): Fup = 400 Mpa.
- Espesor mínimo de la plancha: t = 6 mm = 0.006 m.

$$B_{dv} = Ø * (0.4 * F_{ub}) * A_b * N_s$$

$$B_{dv} = 0.75 * (0.4 * 830) * 5.03 * 10^{-5} * 1 \rightarrow B_{dv} = 12.5\ KN$$

$$B_{dt} = Ø * (0.75 * F_{ub}) * A_b$$

$$B_{dt} = 0.75 * (0.75 * 830) * 5.03 * 10^{-5} \rightarrow B_{dt} = 23.5\ KN$$

$$\left(\frac{B_{tu}}{B_{dt}}\right)^2 + \left(\frac{B_{vu}}{B_{dv}}\right)^2 \leq 1$$

$$\left(\frac{12.5}{11.9}\right)^2 + \left(\frac{23.5}{6.3}\right)^2 \leq 1$$

$$0.103 + 0.133 \leq 1$$

$$0.24 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

$$B_{dbo} = Ø * \left(2.4 * F_{up}\right) * d * t$$

$$B_{dbo} = 0.75 * (2.4 * 400) * 0.01 * 0.006 \rightarrow B_{dbo} = 34.6\ KN$$

$$\frac{B_{vu}}{B_{dbo}} \leq 1$$

$$\frac{4.57}{34.6} \leq 1$$

$$0.13 \leq 1 \rightarrow Condicion\ satisfecha$$

Resultado: La máxima utilización obtenida es la unión soldada 4P es del 13 %, por lo validamos el diseño de las uniones empernadas del módulo reflector.

4.2.6.3 Buje de bronce.

En este capítulo se validará el funcionamiento del buje considerando las condiciones de carga derivadas del eje torsor, el conjunto es graficado en la figura 4-48.

Se considerará que la condición límite de servicio está gobernada por la pérdida progresiva de material en la superficie de contacto. Para ello, se establece un valor máximo de desgaste permisible, a partir del cual se estima la vida útil del componente bajo las condiciones reales de carga, movimiento relativo y régimen de operación del sistema de seguimiento cronológico. Se tendrán las siguientes consideraciones para este análisis:

- Se considera que el buje opera bajo un régimen de lubricación límite, debido a las bajas velocidades relativas, el movimiento intermitente del sistema.
- Con el fin de evitar des alineamientos que afecten el desempeño del sistema de seguimiento, se establece como criterio de servicio un desgaste máximo del buje de 0.005 in (0.13 mm).
- Se usará un buje comercial SKF (PBMF 607560 M1G1) de bronce macizo con pestaña, La pestaña cumplirá la función de centrar el eje torsor y al conjunto en el momento del montaje y en caso de fuerzas axiales que se presentes por acción del viento.
- Se tomará la condición de lubricación seca (k=100), tomando en cuenta los materiales de bronce y acero en contacto. Para el factor de movimiento (f1 = 1.3) se considerará un movimiento oscilatorio, además para el factor ambiental (f2 = 6) supondrá una temperatura inferior de 120 °F con materia extraña.

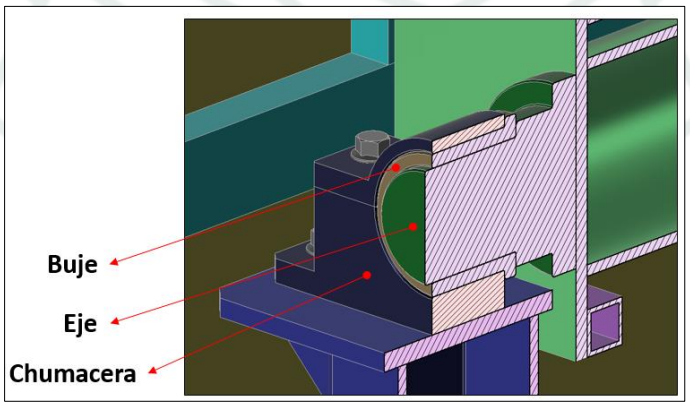


Figura 4-48: Vista de corte de componentes en eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

- Longitud del eje: L = 6 cm = 2.36 in.
- Diámetro: D = 6 cm = 2.36 in.
- Desgaste permisible: w = 0.005 in.
- Fuerza radial factorizada: F = 527.3 lbf.
- Velocidad angular: N = 0.0343 rad/s = 0.327 RPM.
- Factor de desgaste: k (ver figura B6) = 8.0 E-9 in^3/(lb-ft)
- $PV_{máx}$ (ver figura B6) = 3 E3 psi*ft/min
- Presión en el buje: P.
- Presión máxima en el buje: Pmax.
- Factor relacionado al movimiento: f_1 (ver figura B2) = 1.3.
- Factor ambiental: f_2 (ver figura B3) =6.
- Tiempo de funcionamiento estimado: t.
- Ciclos de funcionamiento estimado: Ciclos.
- Frecuencia de funcionamiento por día: Frecuencia = 2 rev/dia.
- Años de funcionamiento estimado: T_{vida}.

$$P_{max} = \frac{4}{\pi} * \frac{F}{D * L} = \frac{4}{\pi} * \frac{527.3}{2.36 * 2.36} \rightarrow P_{max} = 120.5\ psi$$

$$P = \frac{F}{D * L} = \frac{524.4}{2.36 * 2.36} \rightarrow P = 93.98\ psi$$

$$V = \frac{\pi * D * N}{12} = \frac{\pi * 2.36 * 0.0343}{12} \rightarrow V = 0.021\ ft/min$$

$$PV = 93.98 * 0.021 \rightarrow PV = 2.01$$

$$PV < PV_{max} \rightarrow 2.01 < 3\ * 10^3 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

$$t = \frac{\pi * D * L * w}{4 * f_1 * f_2 * k * V * F} = \frac{\pi * 2.36 * 2.36 * 0.005}{4 * 1.3 * 6 * 8.0x10^{-9} * 0.2025 * 524.4} \rightarrow t = 3.14 * 10^4\ min$$

$$Ciclos = N * t = 0.327 * 3.14 * 10^4 \rightarrow Ciclos = 1.03 * 10^4\ rev$$

$$T_{vida} = \frac{Ciclos * frecuencia}{360} = \frac{1.03 * 10^4\ * 2}{360} \rightarrow T_{vida} = 57\ años$$

Resultado: El funcionamiento del sistema de seguimiento hace girar el módulo reflector de manera oscilante dos veces al día. Con estos parámetros calculamos un tiempo de vida infinito.

4.3 Diseño del soporte de paneles bi faciales

Este capítulo validará el soporte de paneles bi faciales. Primeramente, se realizará una simulación Multifisica con la herramienta de System Coupling de ANSYS, en la que se validará estructuralmente la interacción del viento con el marco principal.

En el segundo capítulo analizaremos los soportes laterales con ayuda del software SAP 2000, con el que hallaremos las fuerzas y momentos máximos de sus elementos más esforzados y los validaremos a través de un cálculo analítico con las ecuaciones del LRFD. Finalmente analizaremos y validaremos las uniones empernadas y soldadas más importantes también con los lineamientos que nos proporciona el LRFD. El soporte de paneles bi faciales se compone por tres componentes y están graficados en la figura 4-49.

- Marco principal: Marco compuesto por perfiles tubulares que soporta y en donde van montados los paneles bi faciales. Este se encuentra apoyado al piso en su parte inferior y conectado en cada lado a un soporte lateral.
- Soportes laterales: Marco compuesto tubos cuadrados que une todo el conjunto con el piso.
- Paneles bi faciales: Conformado por tres paneles que van unidos al marco principal por pernos.

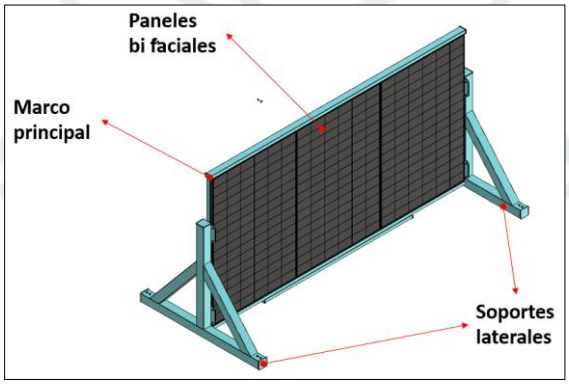


Figura 4-49: Diagrama de componentes del soporte de paneles bi faciales.
Fuente: Elaboración propia.

4.3.1. Simulación multi física del Soporte de paneles

La validación estructural del marco principal se realizará a través de una simulación multi física con el software ANSYS. Se combinarán las herramientas de ANSYS MECHANICAL y ANSYS CFD con la herramienta System Coupling. Los objetivos de este análisis serán.

- Validar que los esfuerzos generados por acción del viento y el peso de los paneles no sobrepasen el límite de fluencia de los perfiles tubulares.

La velocidad y dirección del viento que se usa para esta simulación será la misma que la hallada en el capítulo 4.2.2, 108 km/hr. Además, se analizará el comportamiento del viento cuando el módulo reflector se encuentre en posición no critica, pues en esta se genera una mayor presión sobre el marco principal y los paneles.

- **Calculo analítico**

Para esta posición el valor del factor de forma "c" es de 0.8 para barlovento y de -0.6 para sotavento según la tabla de factores de forma de la norma E.020 (Anexo B – tabla B4).

- Presión o succión del viento en barlovento a una altura h: $P_{h,b}$.
- Presión o succión del viento en succión a una altura h: $P_{h,s}$.
- Factor de forma adimensional en barlovento: $C_1 = 0.8$.
- Factor de forma adimensional en sotavento: $C_2 = -0.6$.
- Velocidad de diseño en la altura h: $V_h = 108$ Km/hr.

$$P_{h,b} = 0.005 * C_1 * {V_h}^2 = 0.005 * 0.8 * 108^2 = 46.7 \frac{Kg}{m^2} \rightarrow P_{h,b} = 457.7\ Pa$$

$$P_{h,s} = 0.005 * C_2 * {V_h}^2 = 0.005 * (-0.6) * 108^2 = -35.0 \frac{Kg}{m^2} \rightarrow P_{h,s} = -343.3\ Pa$$

Una vez halladas estas presiones de diseño en sotavento o barlovento, procedemos a hallar la fuerza o carga de viento resultante marco principal. Resaltar que al ser positiva esta

presión en la cara frontal y negativa en la cara trasera, estas dos se acaban sumando y esta resumida en la tabla 4-40.

- Área frontal del soporte de paneles: Apb = 5.72 m^2.
- Carga de viento resultante en el soporte de paneles: Fv,pb.

$$F_{v,pb} = (P_{h,b} - P_{h,s}) * F_{pb} = (457.7 + 343.3) * 5.72$$

$$F_{v,pb} = 4581.7\ N$$

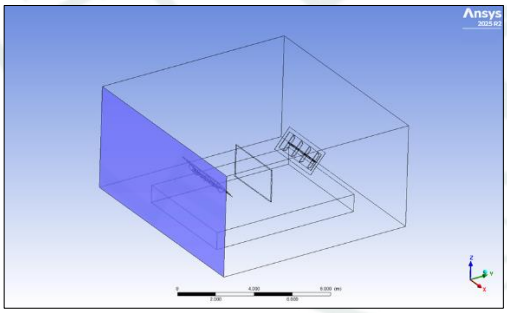
Resultado: La fuerza de viento aplicada sobre el soporte según el cálculo analítico es de 4581.7 N.

- **Simulación multi física**

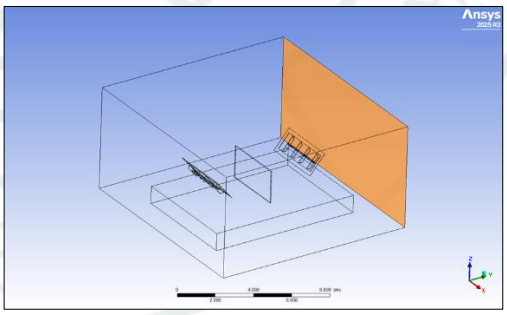
Esta simulación usa el mismo entorno de análisis que se usó para analizar el conjunto reflector, por lo que se realiza un resumen para este capítulo.

Pre procesado

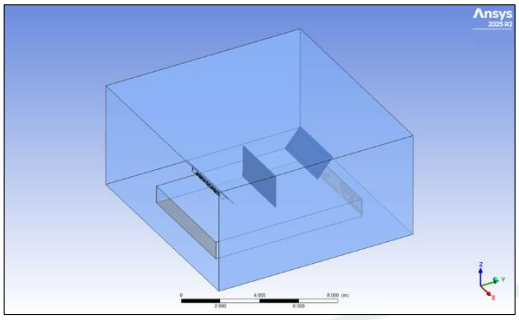
Condiciones de frontera en ANSYS CFD: Se definen las mismas condiciones de frontera que para el análisis del módulo reflector, como la admisión de velocidad (108 km/hr) y la salida a presión atmosférica. El mallado se afino en la parte cercada am soporte y en la parte trasera de este (estela). Estas se ven en la figura 4-50.



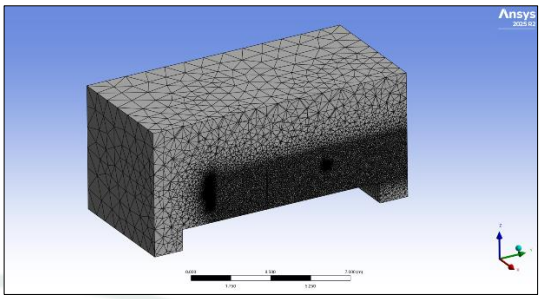
a) Admisión de velocidad



b) Salida a presión atmosférica



a) Paredes

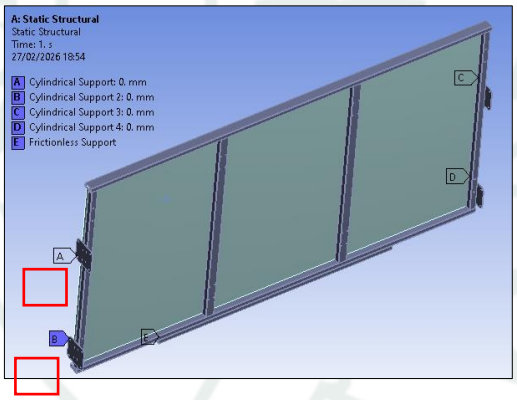


d) Superficie del marco

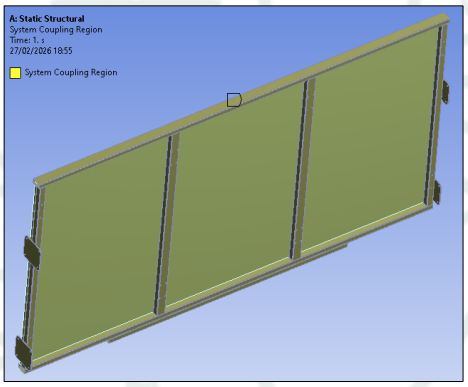
Figura 4-50: Condiciones de frontera en ANSYS CFD – Soporte paneles
Fuente: Elaboración propia.

Condiciones de frontera en ANSYS Mechanical: Las condiciones de frontera establecidas serán: soporte cilíndrico en los agujeros laterales donde conecta con los soportes laterales y un soporte sin fricción para la parte inferior donde se apoya con el piso. También se define una zona de aplicación de la presión comunicada a este análisis por el System Coupling. Estas se resumen en la figura 4-51.

Figura 4-51: Condiciones de frontera en ANSYS MECHANICAL – Soporte paneles



a) Soportes



b) Region del System Coupling

Fuente: Elaboración propia

Post proceso

Analizamos los resultados obtenidos en ambas simulaciones en ANSYS con el acoplamiento de sistemas (System Coupling).

Comportamiento del dominio de fluido: Se usa dos contornos de velocidades (figura 4-52) sobre dos planos medios para describir el comportamiento del fluido. Como vemos se crea una zona de menor presión en la parte inferior del marco principal. La distribución de presiones sobre el marco principal genera una fuerza en el eje y de 4386.2 N.

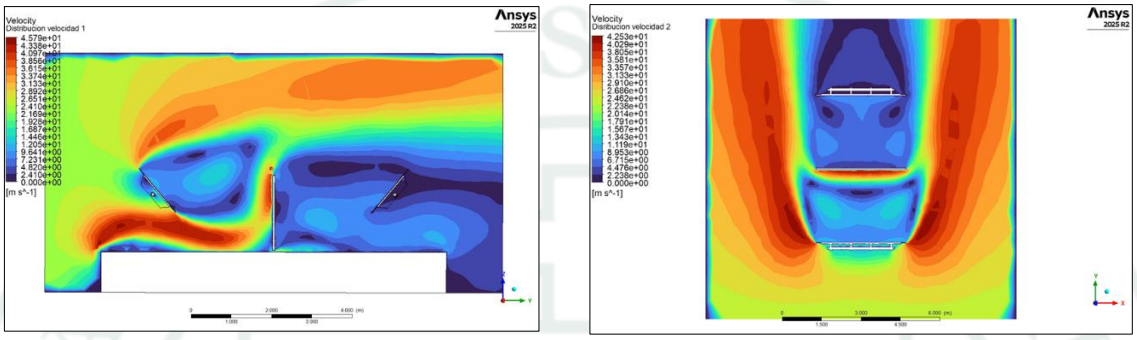
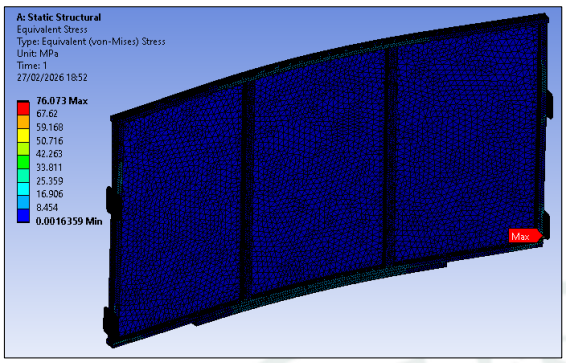


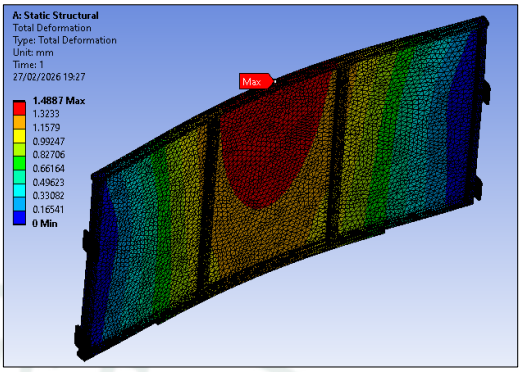
Figura 4-52: Distribución de velocidades en planos medios en ANSYS CFD – Soporte paneles
Fuente: Elaboración propia.

Resultado: La fuerza de viento aplicada sobre el soporte a través de una simulación multi física es de 4386.2 N.

Comportamiento del reflector: Se obtiene un esfuerzo promedio de Von Misses de 3.4 Mpa, sobre los perfiles y obteniendo el valor más alto en la plancha de unión (76.1 Mpa). También se obtiene una deformación máxima de 1.49 mm en la parte superior del perfil. Además de una presión promedio de 865 Pa superficie posterior de los paneles como se ve en la figura 4-53.



a) Esfuezo de Von Misses



b) Deformacion total

Figura 4-53: Esfuerzo de Von Misses y deformación total en ANSYS MECHANICAL.
Fuente: Elaboración propia.

Con estos datos calculamos el factor de seguridad y la deformación angular máxima con el que trabaja el soporte de paneles. Se considera que la deformación máxima será de L/360.

- Factor de seguridad del soporte paneles: FS_{sp}
- Esfuerzo máximo de Von Misses en el soporte paneles: $\sigma_{VM,max}$ = 76.1 Mpa.
- Esfuerzo fluencia en plancha de unión (Acero AISI A36): $\sigma_{y,PU}$ = 250 Mpa.
- Deformación máxima total en el soporte paneles: $\delta_{sp,m}$= 1.48 mm.
- Deformación máxima permisible en el soporte paneles: $\delta_{sp,p}$.
- Largo total del soporte paneles: Lmax = 3.44 m.

$$FS_{sp} = \frac{\sigma_{y,PU}}{\sigma_{VM,max}} = \frac{250}{76.1} \rightarrow FS_{sp} = 3.3$$

$$\delta_{sp,p} = \frac{Lmax}{360} = \frac{3440}{360} \rightarrow \delta_{sp,p} = 9.56\ mm$$

$$\delta_{sp,m} < \delta_{sp,p} \rightarrow 1.48 < 9.56 \rightarrow Si\ cumple$$

Resultado: Se halla un factor de seguridad de 3.3 en el soporte de paneles bifaciales, ubicado en la plancha de unión. La deformación máxima es inferior al límite establecido.

La fuerza de viento calculada analíticamente es mayor a la hallada con la simulación multi física. Esta se resume en la tabla 4-27.

Tabla 4-27: Fuerza de viento resultante – Soporte de paneles

	Soporte de paneles	
Fy	3953.4	N

Fuente: Elaboración propia.

Adicionalmente se obtienen las reacciones resultantes en el marco principal de los soportes A y B, generados sobre los agujeros en la plancha de unión y la unión sin fricción respectivamente. Esto se resumen en la tabla 4-28.

Tabla 4-28: Fuerza resultantes en Marco Principal.

	F1	**F2**	**F3**	**M1**	**M2**	**M3**
	N			N-m		
A	-13.9	-948.1	968.3	117.3	-2.6	2.5
B	7.5	-707.6	932.7	-75.3	-2.5	1.8

Fuente: Elaboración propia

4.3.2. Soportes laterales

El análisis de este componente se realizará a través del software Sap 2000, que nos permitirá hallar los momentos, fuerzas y deformaciones a las que está sometido los soportes laterales. Una vez hallados estos se verificará su resistencia estructural a través de la metodología de diseño del LRFD. Acotar que solo se analizara uno de estos, puesto que son simétricos y las cargas y esfuerzos serán simétricas.

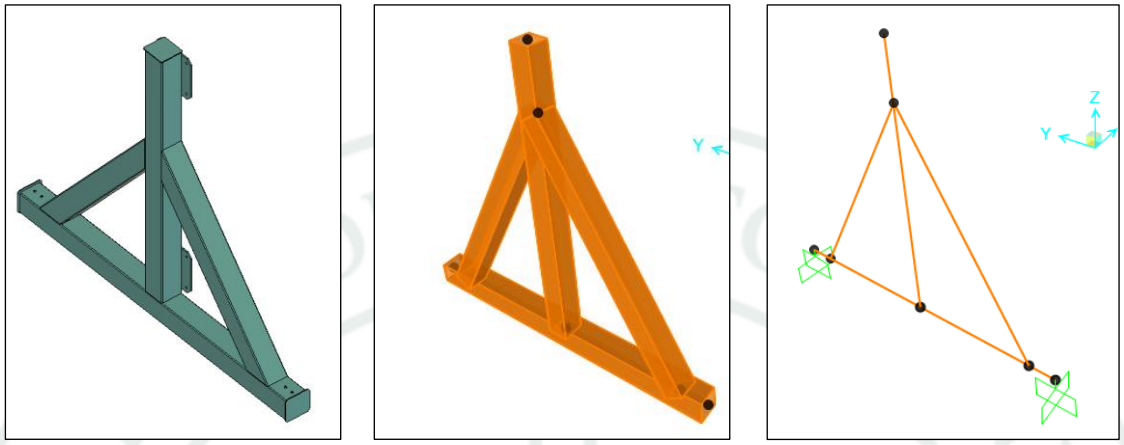
- **Metrado de cargas**

Las cargas del soporte lateral serán las mismas halladas en el capítulo 4.3.1, resumidas en la tabla 4.-28. Estas tendrán la dirección opuesta, puesto que se hallaron como reacciones.

- **Análisis estructural mediante SAP 2000**

Esta simulación se realizará con ayuda del software SAP2000 – Structural Analysis Program, desarrollado por Computers and Structures, Inc. (CSI). El modelo real y el modelo simplificado se ven en la figura 4-54. Los objetivos que buscaremos serán los siguientes:

- Hallar las fuerzas y momentos máximos en los perfiles principales
- Hallar las reacciones en los elementos que conectan con el piso.

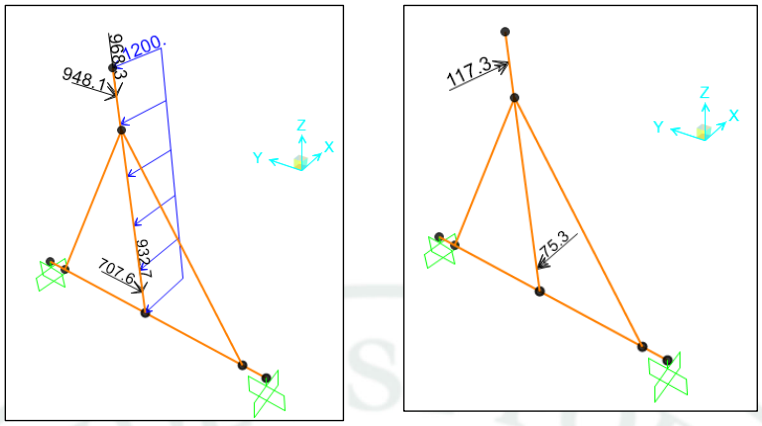


a) Modelo real b) Modelo simplificado c) Restricciones

Figura 4-54: Modelo real, simplificado y restricciones en el soporte lateral.
Fuente: Elaboración propia.

Las restricciones en el análisis serán empotradas en los extremos de los perfiles inferiores, puesto que se montará con dos pernos en cada extremo como se ve en la figura 4-53. Además, el perfil usado será un HSS 100 x 3.0 mm de acero ASTM A500 Grado B.

Las cargas aplicadas al ser resultado de la factorización de cargas de viento, vivas y muertas del análisis del marco principal, no se volverán a multiplicar por un factor como nos dice el LRFD. Se añadirá una fuerza lineal viva (1200 N/m) en la dirección X, representando alguna carga extra durante el montaje u operación como se ve en la figura 4-55.

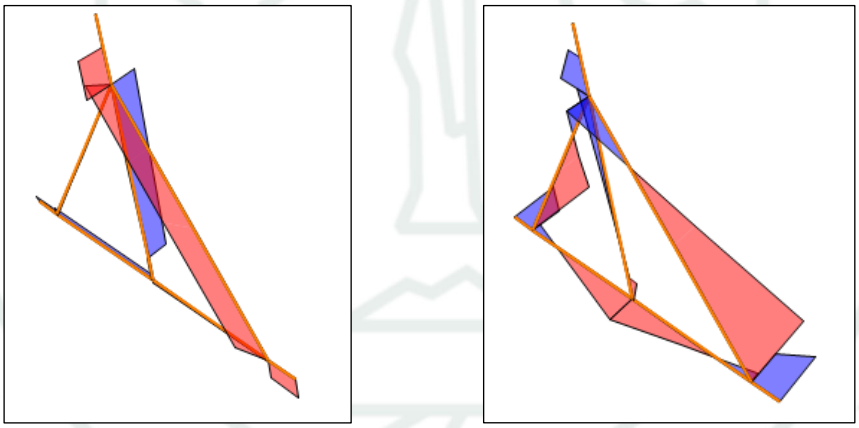


a) Fuerzas b) Momentos

Figura 4-55: Fuerzas y momentos actuantes en el soporte lateral.
Fuente: Elaboración propia.

- **Resultados**

Como resultado se obtienen los diagramas de momentos y fuerzas para los perfiles que están resumidos en la figura 4-56.



a) Diagrama de fuerza axial b) Diagrama de momento flexionante

Figura 4-56: Diagramas de fuerza y momentos en el soporte lateral.
Fuente: Elaboración propia.

Se analizarán algunos de estos perfiles a más detalle, como se ve en la figura 4-57. Y se resumirán los momentos y fuerzas resultantes de estos perfiles en la tabla 4-29.

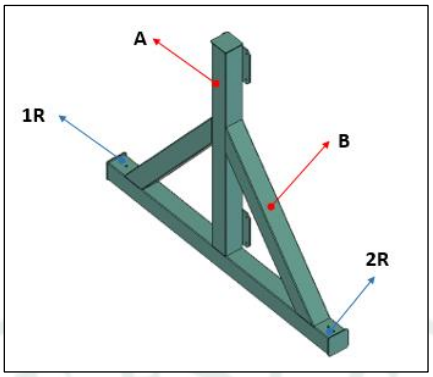


Figura 4-57: Perfiles y reacciones a analizar en soporte lateral.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla 4-29: Fuerzas resultantes en perfiles a analizar en soporte lateral.

	F1	F2	F3	M1	M2	M3
		N			N-m	
A	1002.8	754.2	-948.1	-291.5	284.5	-304.4
B	-2496.6	-81.5	-493.8	-101.8	-496.1	81.4

Fuente: Elaboración propia

Las reacciones resultantes en la base se resumen en la siguiente tabla 4-30.

Tabla 4-30: Reacciones resultantes en soporte lateral.

	F1	F2	F3	M1	M2	M3
		N			N-m	
1R	870.9	296.6	189.7	-37.7	632.1	347.8
2R	870.9	1359.1	2208.4	269.4	632.1	-347.8

Fuente: Elaboración propia

- **Calculo analítico**

Los miembros mencionados están sometidos a esfuerzos combinados de compresión y flexión, por lo que serán analizados como vigas – columnas. La verificación se realiza siguiendo la especificación AISC-LRFD.

El análisis de estos miembros sigue los mismos pasos vistos en el análisis de los miembros del bastidor en el capítulo 4.2.5. El detalle de estos cálculos se encontrará en el anexo I. Se resumirán los resultados principales en la tabla 4-31.

Tabla 4-31: Resistencias y momentos de diseño y requeridos - Bastidor

	Pu	Mu,y	Mu,z	Ø*Pn	Ø*Mn	Utilización
	KN	KN-m	KN-m	KN	KN-m	-
A	1.0	0.28	0.30	317.3	10.9	0.052
B	2.5	0.50	0.08	324.4	10.9	0.056

Fuente: Elaboración propia.

Resultado: La máxima utilización obtenida en los perfiles del soporte lateral es del 5.6 %, por lo validamos el diseño de este componente.

4.3.3. Diseño de uniones

Validaremos las uniones empernadas y soldadas que componen el soporte, solo se analizaran en un lado puesto son simétricos como se ven en la figura 4.58.

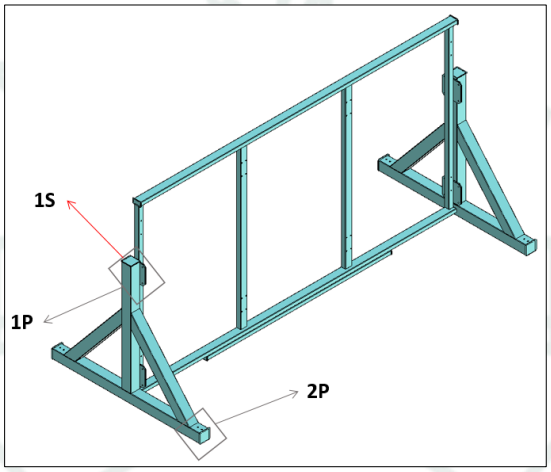


Figura 4-58: Uniones empernadas y soldadas – Soporte de paneles bi faciales.
Fuente: Elaboración propia.

4.3.3.1 Uniones soldadas

Para la unión soldada se verificará el tamaño mínimo de cateto propuesto y la integridad estructural tanto de la soldadura como del material base. Se tomarán las mismas consideraciones que para las uniones del módulo reflector.

- El proceso de soldadura será mediante el proceso Gas Metal Arc Welding (GMAW). Este proceso no genera un aporte de calor tan elevado, lo que resulta ideal para el trabajo

en perfiles de acero de bajo espesor, además de un mejor acabado al evitar la formación de salpicaduras.

- Se empleará alambre sólido ER70S-6**,** conforme a la especificación AWS A5.18, con una resistencia mínima a la tracción de 70 ksi (483 MPa). El gas de aporte será una mezcla de gas de protección compuesta por 75 % de argón y 25 % de dióxido de carbono ($Ar–25CO_2$), ampliamente utilizada en la soldadura de aceros estructurales al carbono.
- El dimensionamiento y la verificación de las uniones soldadas se realizarán de acuerdo con los criterios establecidos en el LRFD, evaluando tanto la resistencia de la soldadura como la resistencia del material base frente a las fuerzas actuantes.

El detalle de este caculo se encontrará en el anexo J. A continuación, los resultados para la unión soldada se encontrarán resumida en la tabla 4-32.

Tabla 4-32: Esfuerzos resultantes y porcentaje de utilización de unión soldada – Soporte paneles

	E_u	**E_{dw}**	**E_{dBM}**	**Utilización**
		Mpa		**-**
1S	5.80	176.9	170.1	0.03

Fuente: Elaboración propia.

Resultado: La máxima utilización obtenida para la unión soldada 1S es del 3.0 %, por lo validamos esta unión.

4.3.3.2 Uniones empernadas

Se verificará la integridad estructural de las uniones empernadas más relevantes del conjunto. Se analizará el comportamiento de los pernos en cada unión y las planchas de unión en los casos que lo requieran. Se tomarán las mismas consideraciones que para las uniones del Módulo reflector.

- Todas las uniones empernadas serán uniones por aplastamiento.
- Se usarán pernos de clase 8.8, de acuerdo a la norma ISO 898-1. Los valores de esfuerzo último se extraen del Anexo A – figura A-1.
- El proceso de diseño se realizará bajo la norma LRFD.

Los detalles de estos caculos se encontrarán en el anexo J. A continuación, se resumen los resultados para las uniones empernadas analizadas en la tabla 4-33.

Tabla 4-33: Fuerzas y porcentajes de utilización de uniones empernadas - soporte paneles.

	B_{vu}	**B_{tu}**	**B_{dv}**	**B_{dt}**	**Utilización**	**B_{dvo}**	**Utilización**
	KN				-	KN	-
1P	1.6	-	6.3	-	0.246	34.6	0.05
2P	1.0	5.2	19.8	18.6	0.081	21.6	0.05

Fuente: Elaboración propia.

Resultado: La máxima utilización obtenida para la unión empernada 1P es del 24.6 %, por lo validamos estos diseños.

4.4 Algoritmo de seguimiento cronológico

El sistema propuesto emplea un seguimiento solar de tipo cronológico para controlar el giro del módulo reflector de baja concentración. El funcionamiento de este se basará en un control de lazo abierto, el cual girará los reflectores de acuerdo relaciones geométricas asociadas a la trayectoria aparente del sol. Esto significa que no se usara un sensor que busque la posición más óptima del sistema, sino que este se moverá automáticamente usando un algoritmo que gobierne el movimiento del actuador. Este tipo de control tiene ventajas sobre el de lazo cerrado pues requiere menos componentes y por lo tanto es menos costoso, además que la precisión que obtendremos será suficiente para nuestro sistema que es de baja concentración.

El sistema se seguimiento se encargará de girar el módulo reflector durante el día, en la mañana girará el módulo orientado al oeste y en las tardes el que está orientado el este, por lo

que el panel bifacial aprovechará la radiación solar durante todo el día por ambos lados. La lógica del algoritmo de control será el siguiente: hallar la altura solar (α) a una hora y día en el año en específico, luego a través de una relación hallar la inclinación del módulo reflector (A) necesaria en ese momento del día.

Además, esta relación geométrica buscara que el sistema de seguimiento refleje los rayos solares a un ángulo en específico respecto a la horizontal como se ve en la figura 4-59. Este ángulo será el que se forme a través de una línea que una el punto medio de la superficie del reflector y la superficie del panel bifacial, y la horizontal. Mantener este ángulo durante todo el día asegurara que los rayos reflejados lleguen a la superficie del panel bifacial de manera uniforme. Este ángulo β_1 y β_2 variara ligeramente cuando el módulo reflector gire de 0° a 40°, por lo que trabajaremos con el promedio de estos valores, que son 9.9° y 11.4° respectivamente. Denominaremos a este "Constante de geométrica reflector - panel" y tendrá un valor de 10.7°.

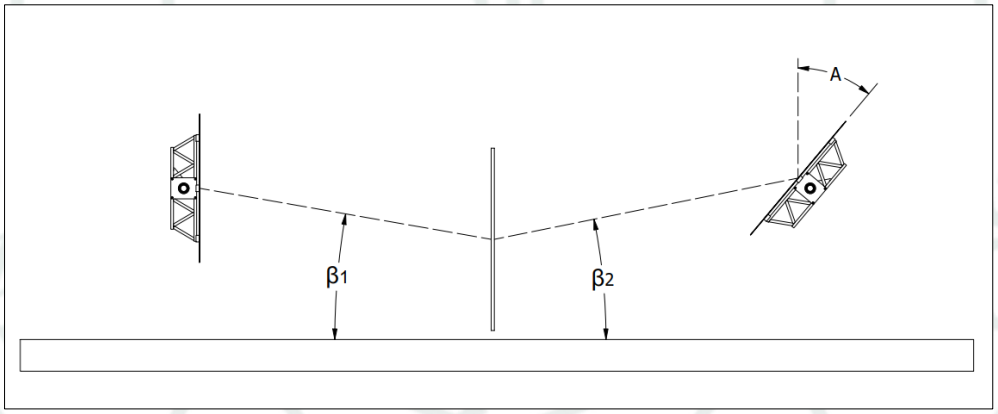


Figura 4-59: Constante geométrica reflector - panel del algoritmo de seguimiento cronológico.
Fuente: Elaboración propia.

4.4.1. Variables y parámetros del sistema

Parámetros fijos del sistema

Estos parámetros están asociados a la ubicación geográfica del sistema y la configuración geométrica, y toman valores fijos que están resumidos en la tabla 4-34.

Tabla 4-34: Parámetros fijos – Algoritmo del sistema

Parámetro	Descripción	Valor	Unidad
ϕ	Latitud geográfica de Arequipa	-16.4	°
λloc	Longitud geográfica local	71.5	°
λstd	Meridiano estándar horario	75	°
β	Constante geométrica reflector - panel	10.7	°

Fuente: Elaboración propia.

Variables de operación

Las variables de operación corresponden a parámetros temporales que variaran durante el funcionamiento del sistema y nos ayudaran a hablar la altura solar en un momento del día, como se ve en la tabla 4-35.

Tabla 4-35: Variables de operación – Algoritmo del sistema

Parámetro	Descripción	Unidad
Tl	Hora local	h
n	Día del año	-

Fuente: Elaboración propia.

Variables astronómicas calculadas

A partir de los parámetros fijos y de las variables de operación se calcula el ángulo de altura solar y otros valores que son necesarios para hallar este, representados en la tabla 4-36.

Tabla 4-36: Variables astronómicas – Algoritmo del sistema

Parámetro	Descripción	Unidad
α	Angulo de altura solar	°
γ_s	Angulo azimutal solar	
δ	Declinación solar	°
w	Angulo horario	°
Ts	Hora solar	h
θ_z	Angulo cenital solar	

Fuente: Elaboración propia.

Variable de salida

El objetivo de este algoritmo es obtener la inclinación que debe tener el reflector a una hora específica del día en un día del año. Este será nuestra variable de salida representada en la tabla 4-37.

Tabla 4-37: Variable de salida – Algoritmo del sistema

Parámetro	Descripción	Unidad
A	Angulo de inclinación del reflector	°

Fuente: Elaboración propia.

4.4.2. Determinación del ángulo de inclinación del reflector

Como se definió al inicio del capítulo, el proceso para hallar la inclinación del reflector inicia hallando la altura solar en un momento del día. Por lo definiremos los pasos para hallar este ángulo. Primeramente, hallamos la hora solar a una hora específica (T) y en un día específico del año (n). Estos dos valores serán nuestras variables de operación.

- Día del año: n
- Angulo auxiliar del día: B
- Ecuación del tiempo: E
- Longitud geográfica de Arequipa: $\lambda_{loc} = 71.5°$.
- Meridiano estándar en Arequipa: $\lambda_{std} = 75°$.
- Corrección horaria: Tl.
- Hora local: T.
- Hora solar: Ts.

$$B = (n-1) * \frac{360}{365}$$

$$E = 229.2 * (75 * 10^{-6} + 18.68 * 10^{-6} * cos(B) - 32.077 * 10^{-3} * sen(B) - 14.615 * 10^{-3} * cos(B) - 40.89 * 10^{-3} * sen(B))$$

$$T_l = 4 * (\lambda_{std} - \lambda_{loc}) + E$$

$$T_s = T + \frac{T_l}{60}$$

Luego, hallaremos los valores de ángulo horario y declinación solar. Con estos valores hallaremos la altura solar.

- Hora solar: T_S.
- Angulo horario: ω.
- Declinación solar: δ.
- Latitud geográfica de Arequipa: ϕ = -16.4°.
- Angulo de altura solar: α.

$$\omega = 15 * (T_s - 12)$$

$$\delta = 23.45 * sen\left((284 + n) * \frac{360}{365}\right)$$

$$sen(\alpha) = sen(\phi) * sen(\delta) + cos(\phi) * cos(\delta) * cos(\omega)$$

$$\alpha = asen(sen(\phi) * sen(\delta) + cos(\phi) * cos(\delta) * cos(\omega))$$

Una vez definido la altura solar (α) a una hora específica del día, procedemos a relacionar este con el ángulo de inclinación del reflector (A). Esto lo hacemos graficando un haz de luz a una altura solar α llegando al reflector, este tiene que ser reflejado formando un ángulo constante de 10.7°, representado por β. Ambos ángulos medidos respecto a la horizontal. Para lograr esto la normal del reflector tiene que coincidir con la bisectriz de la suma de estos dos ángulos, α y β. Según lo planteado y como se grafica en la figura 4-60 llegamos a definir el ángulo de inclinación del reflector con la siguiente relación:

- Angulo de altura solar: α.
- Constante geométrica reflector - panel: β = 10.7°.
- Angulo de inclinación del reflector: A = 10.7°.

$$90 = A + 90 - \left(\frac{\alpha + \beta}{2}\right) + \beta$$

$$A = \left(\frac{\alpha - \beta}{2}\right)$$

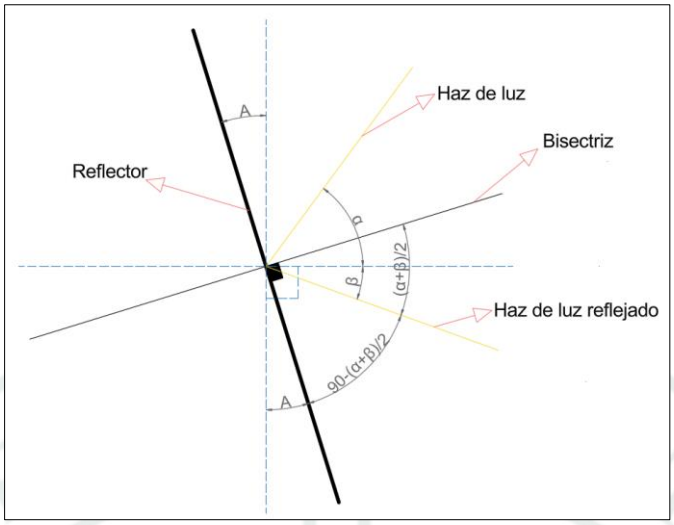


Figura 4-60: Análisis trigonométrico del ángulo inclinación A
Fuente: Elaboración propia.

Con el proceso definido, graficamos el ángulo que deberá tener el módulo reflector en los días de solsticio de invierno y verano en la figura 4-61. Los datos de esta figura estarán detallados en la tabla 4-38. Estos valores serán evaluados en el capítulo 4.5.1 a través de un software de trazado de rayos y el cálculo de la eficiencia óptica que se logra.

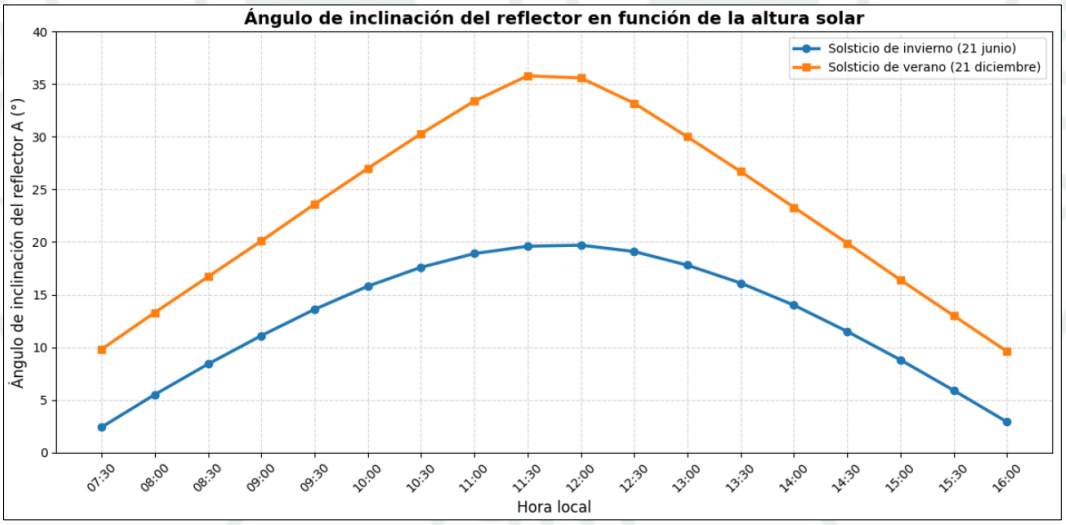


Figura 4-61: Angulo de inclinación del reflector vs altura solar.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla 4-38: Angulo inclinación respecto a altura solar durante días de SI y SV

	21 de junio n=172		21 de diciembre n=355	
Hora local	**Altura solar**	**Angulo inclinación reflectores (A)**	**Altura solar**	**Angulo inclinación reflectores (A)**
07:30	15.6	2.4	30.4	9.8
08:00	21.7	5.5	37.2	13.3
08:30	27.5	8.4	44.1	16.7
09:00	32.9	11.1	51.0	20.1
09:30	37.9	13.6	57.8	23.6
10:00	42.3	15.8	64.6	27.0
10:30	45.9	17.6	71.3	30.3
11:00	48.5	18.9	77.5	33.4
11:30	49.9	19.6	82.2	35.8
12:00	50.0	19.7	82.0	35.6
12:30	48.8	19.1	77.1	33.2
13:00	46.4	17.8	70.8	30.0
13:30	42.9	16.1	64.1	26.7
14:00	38.6	14.0	57.3	23.3
14:30	33.7	11.5	50.4	19.9
15:00	28.3	8.8	43.6	16.4
15:30	22.6	5.9	36.7	13.0
16:00	16.6	2.9	29.8	9.6

Fuente: Elaboración propia.

Adicionalmente, se calculó el ángulo de azimut solar (γ_s) para cada momento del día, con el objetivo de definir las regiones horarias operativas del sistema. Estas serán Región Este, Región Oeste y Región mixta.

- Angulo horario: ω.
- Declinación solar: δ.
- Latitud geográfica de Arequipa: ϕ = -16.4°.
- Angulo cenital solar: θ_z.
- Angulo azimutal solar: γ_s.

$$cos(\theta_z) = sen(\emptyset) * sen(\delta) + cos(\emptyset) * cos(\delta) * cos(\omega)$$

$$\theta_z = acos\ (sen(\emptyset) * sen(\delta) + cos(\emptyset) * cos(\delta) * cos(\omega))$$

$$\gamma_s = \left(\frac{\omega}{abs(\omega)}\right) * abs(acos\ (\frac{cos(\theta_z) * sen(\emptyset) - sen(\delta)}{sen(\theta_z) * cos(\emptyset)}))$$

Cada región horaria operativa definirá que reflector está realizando el seguimiento cronológico y cual no. Para la Región Oeste, el reflector oeste será el que este activo y el este quedará inclinado 40°. Para la Región Este, el reflector este será el que este activo y el oeste quedará inclinado 40°. Finalmente, para la Región Mixta, ambos reflectores estarán activos. Cada región horario operativa estará delimitada por el ángulo azimutal límite. Estos quedan resumidos a continuación.

- $-165° < \gamma_s < -15° \rightarrow Region\ Oeste$
- $-180° \leq \gamma_s \leq -165° \rightarrow Region\ Mixta$

$$-15° \leq \gamma_s \leq 15° \rightarrow Region\ Mixta$$

$$165° \leq \gamma_s \leq 180° \rightarrow Region\ Mixta$$

- $15° < \gamma_s < 165° \rightarrow Region\ Este$

A continuación, se graficará en la figura 4-61 la relación entre el azimut solar y regiones horarias operativas del sistema. Se consideraron los días del solsticio de verano e invierno dentro del horario de operación previamente definido. Los datos obtenidos se verán en la tabla 4-62.

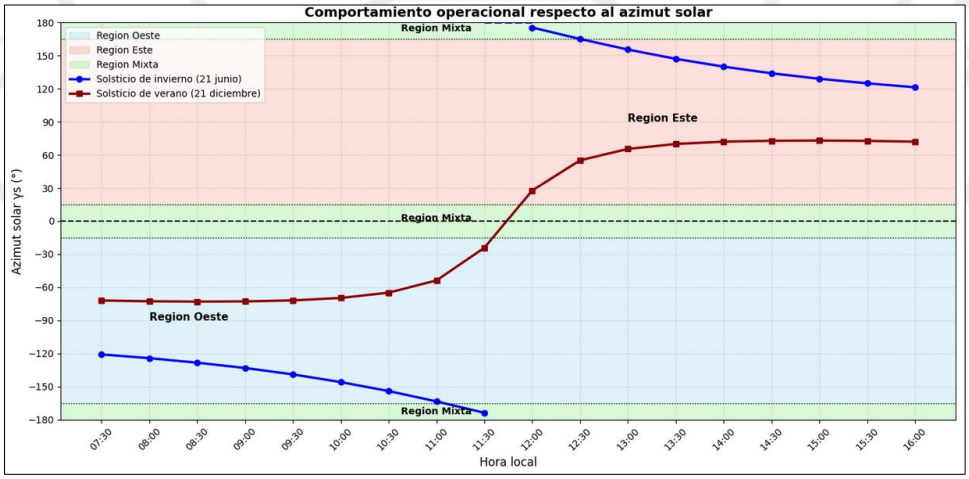


Figura 4-62: Comportamiento operacional respecto al azimut solar.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla 4-39: Angulo azimutal durante días de SI y SV

	21 de junio n=172	21 de diciembre n=355
Hora local	**Angulo azimutal solar (Ys)**	
07:30	-120.9	-72.0
08:00	-124.3	-72.7
08:30	-128.4	-73.0
09:00	-133.2	-72.8
09:30	-139.0	-71.9
10:00	-146.0	-69.7
10:30	-154.1	-64.9
11:00	-163.5	-53.8
11:30	-173.8	-24.2
12:00	175.5	27.7
12:30	165.1	55.1
13:00	155.5	65.4
13:30	147.1	69.9
14:00	140.0	72.0
14:30	134.0	72.8
15:00	129.0	73.0
15:30	124.9	72.7
16:00	121.3	72.0

Fuente: Elaboración propia.

4.4.3. Lógica secuencial de funcionamiento

Se desarrolló una lógica secuencial que será la base del algoritmo que controle el sistema propuesto. Este nos permite controlar el comportamiento del sistema durante el día y todos los días del año. Además, esta lógica controla el ángulo de inclinación de cada reflector y sus regiones operativas horarias. Esta lógica integra también estrategias para reducir el sombreado que se pueda generar por los mismos reflectores.

Secuencia general del algoritmo

El funcionamiento del algoritmo inicia con el ingreso de las variables correspondientes a la hora local (T_l) y al día del año (n) y parámetros fijos como la latitud geográfica (ϕ), longitud geográfica (λ_{loc}), meridiano estándar horario (λ_{std}) y constante geométrica: reflector – panel

(β). A partir de estas variables, el sistema calcula secuencialmente los parámetros astronómicos necesarios para determinar la posición aparente del sol respecto al sistema reflector.

Luego, calculamos las variables intermedias más importantes como la altura solar (α) y azimut solar (γ_s). Finalmente, hallamos el ángulo de inclinación del reflector (A) y la región horaria operativa de cada reflector. Añadir que como se estableció en el capítulo 4.2.3, el sistema de seguimiento se activara cada 2 min, esto con el objetivo de que el sistema de seguimiento sea suficientemente preciso. La secuencia lógica desarrollada para el funcionamiento del sistema puede representarse mediante un diagrama de flujo operacional, el cual resume el proceso completo de cálculo astronómico, identificación de regiones operativas y actualización angular de los reflectores móviles. Este se grafica en la figura 4-63.

El diagrama de flujo inicia leyendo la hora local y el día del año, a continuación, evaluó se evalúa si la hora local está dentro del horario de trabajo o no, que está delimitado por el rango de horas de 07:30 a 16:00. Si no está dentro del horario de trabajo el sistema gira los reflectores un ángulo de 40°, que son representados como A1 y A2 para el ángulo de giro del reflector Este y Oeste respectivamente. Si está dentro del horario de trabajo procedemos a calcular las variables astronómicas necesarias hasta hallar la altura solar y el ángulo azimutal solar. Con estos valores hallados procedemos a calcular el ángulo de giro A. Finalmente evaluamos en que región operaria operativa nos encontramos, al evaluar el ángulo azimutal solar. Dependiendo en que región nos encontremos inclinamos un reflector y el otro lo posicionamos a 40°, con excepción a Región mixta donde ambos reflectores se inclinan un ángulo A. Esperamos el tiempo de 2 min para volver a evaluar el sistema y leer las variables de operación otra vez.

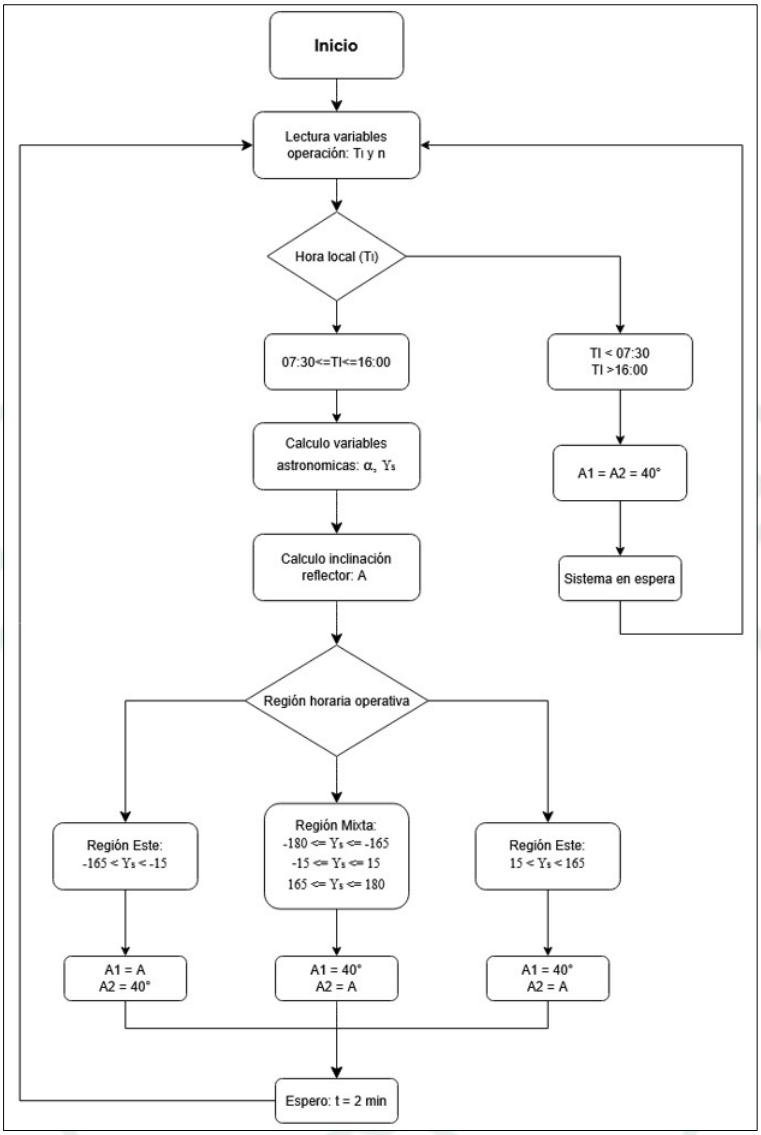


Figura 4-63: Diagrama de flujo del algoritmo de seguimiento cronológico.
Fuente: Elaboración propia.

4.5 Análisis óptico, térmico y energético.

El presente capítulo evalúa el comportamiento óptico, térmico y energético del sistema propuesto mediante herramientas de simulación. En primer lugar, se realizará un análisis por trazado de rayos utilizando el software SolTrace, con el objetivo de determinar la distribución de radiación solar y la energía incidente sobre el panel bifacial para distintas condiciones de operación. Posteriormente, se estimará la temperatura máxima de trabajo del panel mediante simulación térmica en ANSYS Thermal, considerando las condiciones más críticas de funcionamiento. Finalmente, a partir de la radiación captada por el sistema, se calculará la

potencia eléctrica generada por el panel bifacial. Los análisis se desarrollarán para dos días representativos del año: el solsticio de verano y el solsticio de invierno. Primeramente, hallamos la concentración geométrica existente en nuestro sistema:

- Área de apertura del concentrador: Aa = 9.55 m^2.
- Área del receptor o superficie absorbente: Ar = 5.84 m^2.
- Concentración geométrica: C.

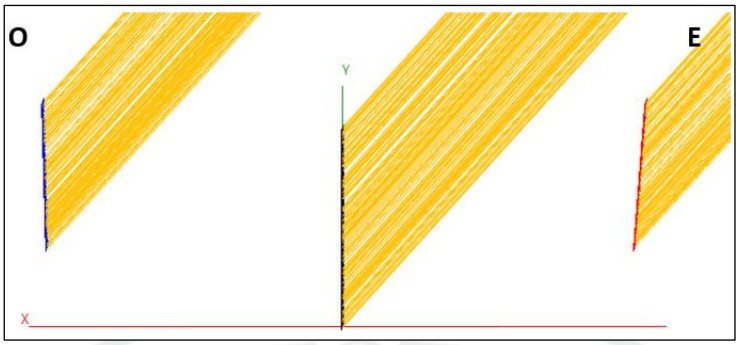
$$C = \frac{A_a}{A_r} = \frac{9.55}{5.84}$$

$$C = 1.64$$

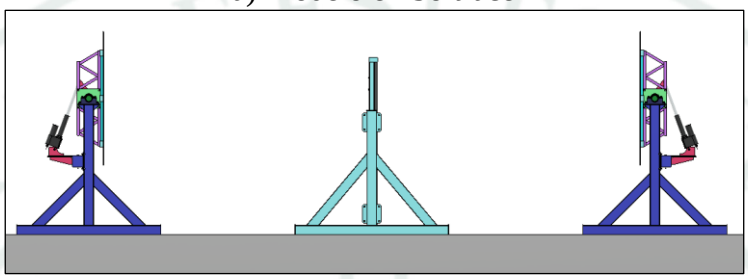
4.5.1. Análisis óptico

El presente capítulo validara el desempeño óptico del sistema propuesto de panel bifacial fijo con reflectores móviles de baja concentración, mediante simulaciones de trazado de rayos con el software de código abierto Soltrace. El objetivo de este capítulo es medir la mejora que ofrece el sistema propuesto, respecto a uno sin sistema reflector.

El parámetro obtenido a partir de las simulaciones corresponde a la irradiancia promedio incidente sobre ambas caras del panel bifacial para cada hora dentro del rango operativo establecido (07:30–16:00). Posteriormente, los valores horarios obtenidos son sumados considerando intervalos de una hora, con el fin de hallar la irradiación diaria acumulada. Finalmente, los resultados son comparados con la configuración sin reflectores, permitiendo comparar ambos escenarios. El modelo simplificado y el modelo real empleados en las simulaciones se muestran en la figura 4-64.



a) Modelo en Soltrace



b) Modelo real

Figura 4-64: Modelo para simulación óptica en Soltrace y modelo real.
Fuente: Elaboración propia.

Parámetros de simulación

Se configuran algunos parámetros referentes a la posición solar y propiedades ópticas de los elementos simulados. La posición solar fue definida a partir de coordenadas geográficas y tiempo solar, empleando una latitud de −16.4° correspondiente a la ciudad de Arequipa. Para cada caso analizado se definió el día del año y la hora local, permitiendo al software calcular automáticamente la dirección de incidencia de la radiación solar.

La forma angular del sol se modeló mediante una distribución gaussiana con una desviación de 2.5 mrad como se ve en la figura 4-65, lo cual permite representar de manera realista la dispersión angular de la radiación solar directa.

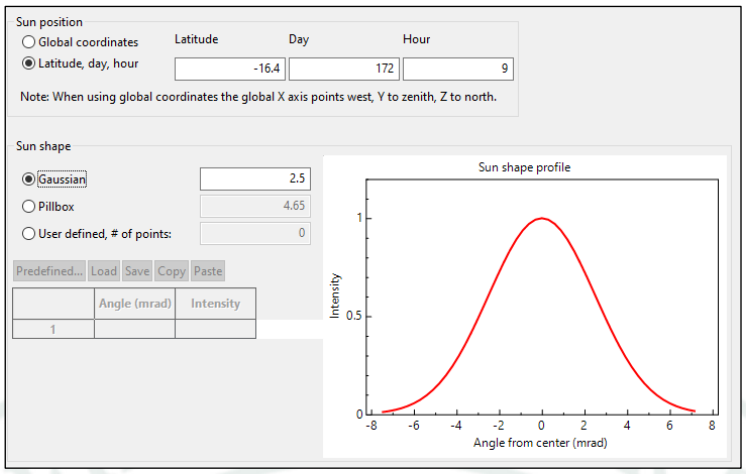


Figura 4-65: Configuración de posición y forma del sol en Soltrace.
Fuente: Elaboración propia mediante simulación en SolTrace 3.4 (NREL).

En el modelo óptico se definieron dos superficies con propiedades distintas: los reflectores como una superficie de aluminio anodizado y el panel fotovoltaico bifacial de la marca LonGi. Sus propiedades están resumidas en la tabla 4-40.

Tabla 4-40: Propiedades ópticas para reflectores y panel bi facial en Soltrace.

Propiedad	**Reflector**	**Panel fotovoltaico bi facial**
Reflectividad	0.92	0.05
Transmitividad	0	0.9
Índice de refracción	1	1.52
Error de especularidad	1.5 mrad	10 mrad

Fuente: Elaboración propia

Además, se configura la cantidad de rayos que proponemos que intercepten los elementos que estamos simulando, los reflectores y el panel. En nuestro caso serán 500 000 rayos como se ve en la figura 4-66.

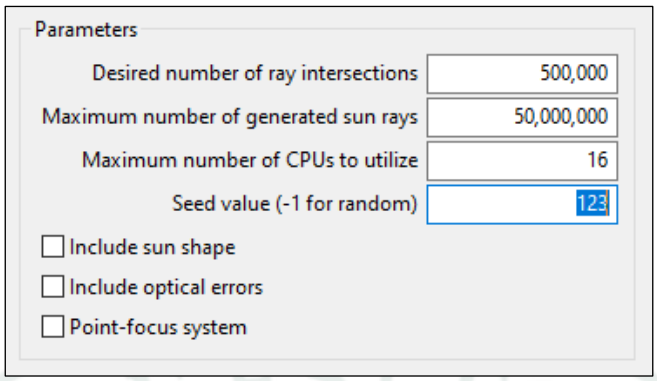


Figura 4-66: Parámetros de inicialización de simulación en Soltrace.
Fuente: Elaboración propia mediante simulación en SolTrace 3.4 (NREL).

También se hallará el valor del DNI (Irradiancia normal directa) para cada hora de los días de solsticio del año 2023, este parámetro varía a lo largo del día en función de la posición solar y es necesario definirlo en cada simulación. Estos datos se obtendrán mediante el sistema PVGIS de la Comisión Europea (European Commission, JRC, 2025).

El sistema proporciona el parámetro Gb(i), correspondiente a la radiación directa sobre un plano inclinado, que en nuestro caso es un plano horizontal. Por lo que relacionamos este valor con el ángulo de altura solar para obtener el valor del DNI en cada hora evaluada. Los resultados obtenidos se presentan en la Tabla 4-41.

- Radiación directa en un plano inclinado: Gb(i).
- Angulo de altura solar: Hsun.
- Angulo cenital solar: θ_z.
- Irradiación normal directa: DNI.

$$\theta_z + H_{sun} = 90$$

$$cos(\theta_z) = sen(H_{sun})$$

$$DNI = G_{b(i)} * cos(\theta_z)$$

$$DNI = \frac{G_{b(i)}}{sen(H_{sun})}$$

Tabla 4-41: Irradiación normal directa (DNI) a una hora del día en SI y SV

Fecha	Hora local	Gb(i)	Hsun	DNI
-	-	W/m^2	°	W/m^2
20230621	07:30	184.39	15.52	689.1
20230621	08:30	386.34	27.39	839.8
20230621	09:30	554.79	37.85	904.2
20230621	10:30	671.84	45.86	936.2
20230621	11:30	728.59	49.92	952.2
20230621	12:30	713.99	48.84	948.4
20230621	13:30	629.94	42.97	924.2
20230621	14:30	484.74	33.79	871.6
20230621	15:30	297.84	22.66	773.1
20230621	16:30	102.25	10.39	567.0
20231221	07:30	445	30.25	883.3
20231221	08:30	680.5	43.99	979.8
20231221	09:30	859.85	57.72	1017.0
20231221	10:30	928.55	71.18	981.0
20231221	11:30	918.5	82.2	927.1
20231221	12:30	989.55	77.19	1014.8
20231221	13:30	912.65	64.24	1013.4
20231221	14:30	569.85	50.58	737.7
20231221	15:30	344	36.82	574.0
20231221	16:30	116.4	23.14	296.2

Fuente: Elaboración propia

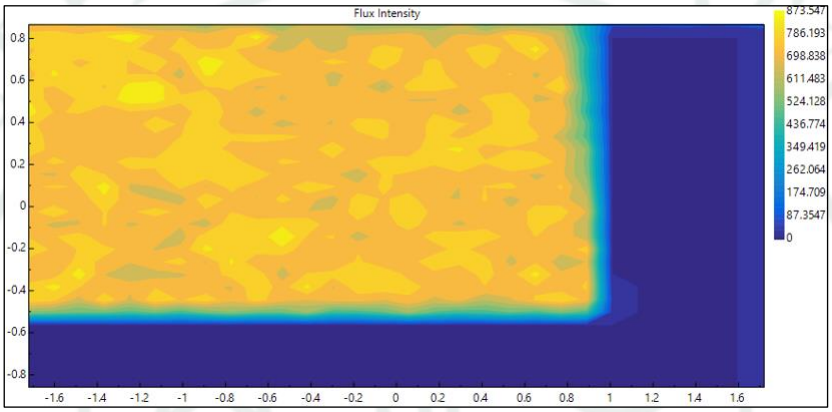
Finalmente relacionamos el ángulo de inclinación del reflector para cada hora del día, con los valores de posicionamiento y orientación con los que trabaja el software Soltrace como se ve en la figura 4-67. Los valores de inclinación están resumidos en la tabla 4-38, capítulo 4.4.3.

	En.	X-Coord.	Y-Coord.	Z-Coord.	X-AimPt.	Y-AimPt.	Z-AimPt.	Z-Rot.	Aperture	Surface	Interaction	Optics	Comment
1	☑	-2.75	0.575	0	-3.516	-0.0678	0	0	r-3.41,1.4,0,0,0,0,0,0	f-0,0,0,0,0,0,0,0	Reflection	Reflector_AL	Este
2	☑	-0.005	0	0	-0.995	0	0	0	r-3.44,1.73,0,0,0,0,0,0	f-0,0,0,0,0,0,0,0	Reflection	Panel_Bifacial	Cara Este
3	☑	0.005	0	0	0.995	0	0	0	r-3.44,1.73,0,0,0,0,0,0	f-0,0,0,0,0,0,0,0	Reflection	Panel_Bifacial	Cara Oeste
4	☑	2.75	0.575	0	3.6134	0.0705	0	0	r-3.41,1.4,0,0,0,0,0,0	f-0,0,0,0,0,0,0,0	Reflection	Reflector_AL	Oeste

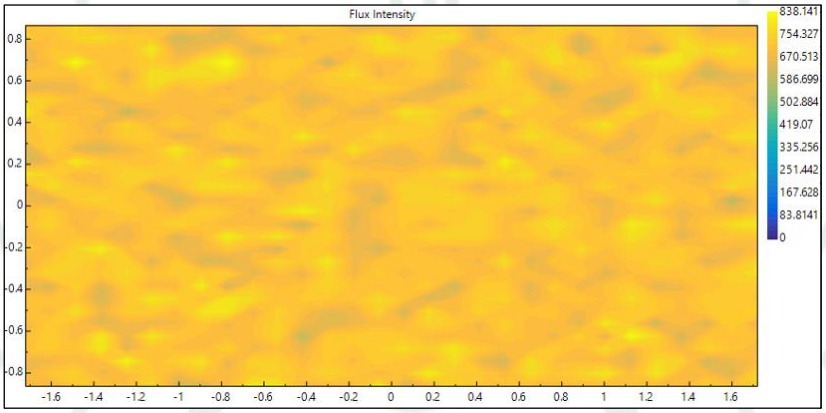
Figura 4-67: Parámetros de inicialización de simulación en Soltrace.
Fuente: Elaboración propia mediante simulación en SolTrace 3.4 (NREL).

El desarrollo detallado de las simulaciones realizadas a las 07:30, 11:30 y 16:30 para los días analizados, tanto para el caso y sin con reflectores, se presenta en el Anexo K. A continuación, se resumen los resultados obtenidos.

Para cada simulación se obtuvo el mapa de irradiancia promedio incidente sobre la cara este y oeste del panel bifacial. Como se ve en la figura 4-68, se grafica el caso del día del solsticio de verano a las 08:30.



a) Cara Oeste



b) Cara Este

Figura 4-68: Mapas de flujo de irradiancia incidente promedio a las 08:30 en SI.
Fuente: Elaboración propia mediante simulación en SolTrace 3.4 (NREL).

En la tabla 4-42, se resume la irradiancia promedio incidente sobre la cara este (IE) y oeste (IO) del panel bifacial en la configuración con reflectores.

Tabla 4-42: Irradiancia promedio incidente durante el día en solsticios – Con reflectores

	Solsticio de invierno		Solsticio de verano	
Hora local	**Cara este (IE)**	**Cara oeste (IO)**	**Cara este (IE)**	**Cara oeste (IO)**
-	W/m^2		W/m^2	
07:30	430.9	234.5	664.0	459.3
08:30	596.4	231.0	714.0	528.5
09:30	504.7	158.5	539.8	516.9
10:30	312.5	47.9	371.6	503.6
11:30	186.1	5.9	422.3	399.4
12:30	5.8	185.8	416.1	462.3
13:30	28.1	308.2	469.6	364.8
14:30	106.9	462.9	360.5	391.6
15:30	182.9	547.7	282.0	396.8
16:30	189.1	354.6	141.2	210.6

Fuente: Elaboración propia mediante simulación en SolTrace 3.4 (NREL).

En la tabla 4-43, se resume la irradiancia promedio incidente sobre el panel bifacial que trabaja en la configuración sin reflectores durante el horario operativo del sistema. En este caso la cara Este trabaja en el horario de 07:30 a 11:30 y la cara Oeste durante el resto del día.

Tabla 4-43: Irradiancia promedio incidente durante el día en solsticios – Sin reflectores.

Hora local	**Solsticio de invierno**	**Solsticio de verano**
-	W/m^2	W/m^2
07:30	584.0	749.1
08:30	610.8	714.0
09:30	504.7	539.8
10:30	312.5	345.3
11:30	186.1	105.4
12:30	185.7	115.5
13:30	308.2	338.7
14:30	462.9	391.6
15:30	547.7	396.8
16:30	480.8	238.4

Fuente: Elaboración propia mediante simulación en SolTrace 3.4 (NREL).

Con estos datos calculamos la irradiancia promedio para cada hora del día, para la configuración con (I_{CR}) y sin reflectores (I_{SR}). Estos se muestran en la tabla 4-44.

Tabla 4-44: Irradiancia promedio incidente para configuración con y sin reflectores.

	Solsticio de invierno		Solsticio de verano	
Hora local	**ICR**	**ISR**	**ICR**	**ISR**
-	W/m^2		W/m^2	
07:30	665.3	584.0	1123.4	749.1
08:30	827.3	610.8	1242.5	714.0
09:30	663.2	504.7	1056.7	539.8
10:30	360.4	312.5	875.2	345.3
11:30	192.0	186.1	821.7	105.4
12:30	191.5	185.7	878.4	115.5
13:30	336.3	308.2	834.5	338.7
14:30	569.8	462.9	752.1	391.6
15:30	730.7	547.7	678.8	396.8
16:30	543.8	480.8	351.8	238.4

Fuente: Elaboración propia.

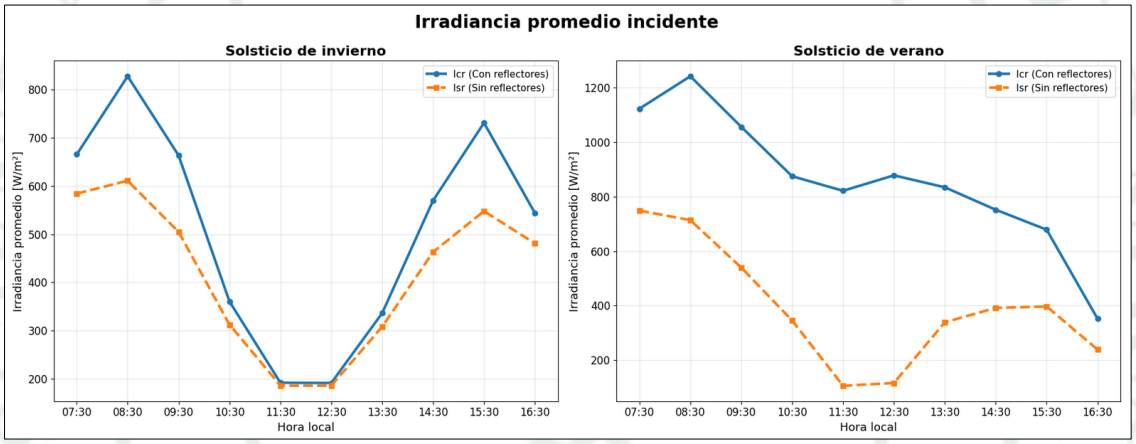


Figura 4-69: Irradiancia promedio incidente para configuración con y sin reflectores.
Fuente: Elaboración propia.

Como vemos en la figura 4-69, para el día del solsticio de invierno la configuración con reflectores logra menor irradiancia promedio en las horas cercanas al zenit. Este comportamiento se debe a:

- Durante esta época del año el ángulo azimutal se aleja de los +/- 90°. Esto ocasiona que la mayor parte de los rayos sean reflejados fuera del panel bifacial. Este comportamiento se acentúa mientras nos acercamos al medio día. Lo que ocasiona que de 10:30 a 13:30

casi la totalidad de rayos se reflejen fuera del panel bifacial y la radiación promedio con y sin reflectores sea prácticamente igual.

En el caso del solsticio de verano, la configuración con y sin reflectores funciona óptimamente durante todo el día. El buen comportamiento de la configuración con reflectores se debe a:

- En esta época del año el ángulo azimutal no se aleja tanto de los +/- 90°. Lo que hace que los reflectores redirijan la radiación constantemente durante todo el día.

Finalmente, se calcula la irradiación diaria incidente para los casos con y sin reflectores, así como la mejora porcentual obtenida. Tomamos como intervalo de tiempo 1hr y se asume constante este valor de la irradiancia promedio durante este intervalo.

- Irradiancia promedio incidente: I.
- Intervalo de tiempo: Δ_t = 1hr.
- Irradiación diaria incidente: E.
- Irradiación diaria incidente con reflectores: ECR.
- Irradiación diaria incidente sin reflectores: ESR.
- Mejora porcentual de irradiación diaria incidente: n_E.

$$E = \sum (I\Delta_t)$$

$$n_E = \frac{E_{CR} - E_{SR}}{E_{SR}}$$

Como vemos en la figura 4-70 se obtiene un valor de 5080.4 y 4183.5 W-hr/m^2 de irradiación diaria acumulada para el día de solsticio de invierno para la configuración con y sin reflectores respectivamente. También se obtiene un valor de 8615.0 y 3934.6 W-hr/m^2 de irradiación diaria acumulada para el día de solsticio de verano para la configuración con y sin reflectores respectivamente.

Finalmente, se obtiene una mejora de la irradiación diaria acumulada del 21.4% y 119.0% para el día del solsticio de invierno y verano respectivamente.

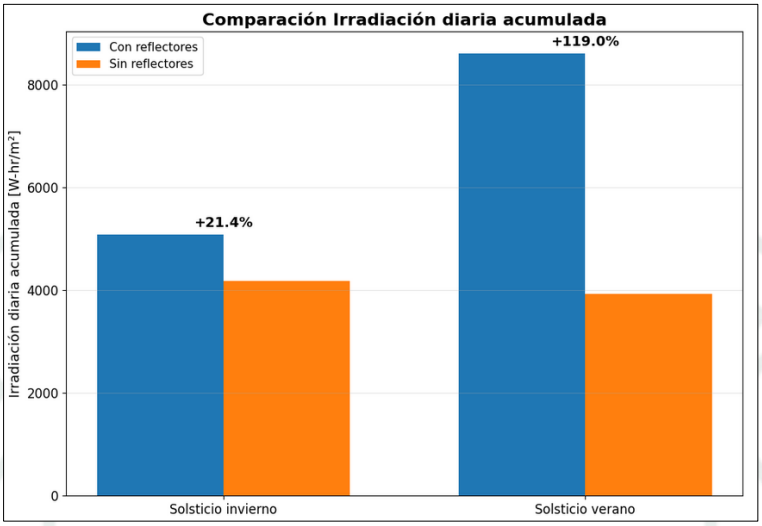


Figura 4-70: Irradiación acumulada incidente para configuración con y sin reflectores
Fuente: Elaboración propia.

4.5.2. Análisis térmico

Se simuló el comportamiento térmico de las celdas fotovoltaicas bajo la condición de trabajo más esforzada, utilizando el software ANSYS THERMAL. Esta condición será el día del solsticio de verano a las 09:30. Se tomaron en cuenta efectos como la radiación, la convección y las propiedades térmicas de los materiales. El objetivo que buscamos será:

- Hallar la temperatura de operación máxima de la celda fotovoltaica

Antes de iniciar con la simulación, calculamos algunos parámetros como la radiación directa, difusa y reflejada sobre la cara frontal y posterior del panel bi facial, y el coeficiente de transferencia de calor por convección forzada con la que trabaja el panel bi facial.

El coeficiente de transferencia de calor por convección forzada se estimó mediante una correlación que relaciona el coeficiente convectivo con la velocidad del viento de Duffie (Deceased) et al. (2020, Ecuaciòn 3.15.3). Esta expresión constituye una modificación de la correlación experimental y se emplea comúnmente en el análisis térmico de colectores solares

- Coeficiente de transferencia de calor por convección forzada: h.
- Velocidad del viento: V = 5 m/s.

$$h = 2.8 + 3.0V = 2.8 + 3.0 * 5 \rightarrow h = 17.8\, W/(K * m^2)$$

Para determinar la irradiancia absorbida por el panel bifacial, se empleará una expresión de Duffie (Deceased) et al. (2020, Ecuaciòn 5.9.1), la cual multiplica cada componente de la radiación por las propiedades ópticas del módulo fotovoltaico, específicamente los coeficientes de transmitancia y absorbancia.

- Irradiancia solar absorbida por el módulo fotovoltaico: S.
- Irradiancia solar total incidente sobre la superficie inclinada: I.
- Irradiancia directa sobre una superficie horizontal: Ib:
- Factor geométrico de proyección: Rb.
- Irradiancia difusa sobre una superficie horizontal: Id.
- Angulo de inclinación de la superficie: β.
- Albedo del suelo: ρ_g.
- Transmitancia de la superficie del panel: τ.
- Absorbancia de superficie panel: α.

$$S = I_b R_b (\tau\alpha)_b + I_d (\tau\alpha)_d \frac{1 + cos(\beta)}{2} + I\rho_g * (\tau\alpha)_g \frac{1 - cos(\beta)}{2}$$

Para estos cálculos necesitaremos el cálculo previo de diversos parámetros geométricos y astronómicos para la hora a analizar, esto con el fin de obtener el factor geométrico de proyección (Rb) a esa hora del día.

- Declinación solar: $\delta = -23.5.°$
- Día del año: n = 355.
- Hora solar verdadera: tsolar = 9.78 h.
- Angulo horario: ω.
- Latitud del sitio: $\emptyset$ = -16.4 °.
- Angulo de inclinación de la superficie: β = 90 °.
- Angulo azimutal respecto al sur geográfico: γ = -90 °.
- Rb: factor geométrico de proyección.

$$\omega = 15 * (t_{solar} - 12) = 15 * (9.78 - 12) \rightarrow \omega = -33.3\,°$$

$$cos(\theta_z) = sen(\emptyset) * sen(\delta) + cos(\emptyset) * cos(\delta) * cos(\omega)$$

$$cos(\theta_z) = sen(-16.4) * sen(-23.5) + cos(-16.4) * cos(-23.5) * cos(-33.3)$$

$$cos(\theta_z) = 0.8479$$

$$cos(\theta) = sen(\delta) * sen(\emptyset) * cos(\beta) - sen(\delta) * cos(\emptyset) * sen(\beta) * cos(\gamma)$$

$$+ cos(\delta) * cos(\emptyset) * cos(\beta) * cos(\omega) + cos(\delta) * sen(\emptyset)\, sen(\beta)$$

$$cos(\theta) = sen(-23.5) * sen(-16.4) * cos(90) - sen(-23.5) * cos(-16.4) * sen(90) * cos(-90) + cos(-23.5) * cos(-16.4) * cos(90) * cos(-33.3) + cos(-23.5) * sen(-16.4)\, sen(90)$$

$$cos(\theta) = 0.5940$$

$$R_b = \frac{cos(\theta)}{cos(\theta_z)} = \frac{0.5040}{0.8479} \rightarrow R_b = 0.5940$$

Definimos como hallaremos cada componente de la radiación:

- Irradiancia global (I): La irradiancia global correspondiente al 21 de diciembre a las 09:00 h se obtuvo mediante PVGIS, que tiene un valor de 980.2 W/m^2.
- Irradiancia difusa (Id): La irradiancia difusa correspondiente al 21 de diciembre a las 09:00 h se obtuvo mediante PVGIS, que tiene un valor de 125.3 W/m^2.
- Irradiancia directa (Ig): Esta lo obtendremos de la diferencia de los valores mencionados, obteniendo un valor de 854.9 W/m^2.

También definiremos el albedo y los coeficientes de transmitancia y absorbancia, según Duffie, Beckman y Blair (2020, eq. 5.5.2).

- Transmitancia de la superficie del panel: τ = 0.91.
- Absorbancia de superficie panel: α = 0.93.
- Albedo del suelo (concreto): ρ_g = 0.16.

$$(\tau\alpha)_n = 1.01 * \tau\alpha = 1.01 * 0.91 * 0.93 \rightarrow (\tau\alpha)_n = 0.8548$$

Finalmente hallamos la irradiancia absorbida por el panel para las 09:00 del día de solsticio de verano, en su cara frontal (SF).

- Irradiancia solar absorbida por la cara frontal del módulo fotovoltaico: SF.

$$S_F = \left(I_b R_b + I_d \frac{1 + cos(\beta)}{2} + I\rho_g * \frac{1 - cos(\beta)}{2} \right) \tau\alpha$$

$$S_F = \left(854.9 * 0.594 + 125.3 * \frac{1 + cos(90)}{2} + 980.2 * 0.18 * \frac{1 - cos(90)}{2} \right) * 0.8548$$

$$S_F = (507.8 + 62.7 + 88.2) * 0.8548 \rightarrow S_F = 557.4\ W/m^2$$

Acotar que el valor de la irradiancia directa (507.8 W/m^2), antes de ser multiplicado por los coeficientes de transmitancia y absorbancia, toma un valor muy cercano al obtenido en el capítulo 4.5.1 (539.8 W/m^2).

Realizamos el mismo proceso para la cara trasera. Definimos los valores de los componentes de la radiación:

- Irradiancia directa (Ig): Esta lo obtendremos de la simulación óptica a través del Soltrace, obteniendo un valor de 516.9 W/m^2.
- Irradiancia difusa (Id): La irradiancia difusa correspondiente al 21 de diciembre a las 09:00 h se obtuvo mediante PVGIS, que tiene un valor de 35.6 W/m^2.
- Irradiancia global (I): La irradiancia global se hallará con la suma de los componentes directo y difuso, se obtiene un valor de 552.5 W/m^2.

Además, la irradiancia directa es aplicada sobre una fracción de la superficie total del panel bifacial, que será hallado a través del análisis del grafico del flujo de radiación que nos da el software Soltrace. Esta área reducida (A_r) tiene un valor del 85% del área total, que equivale a 4.96 m^2, como se ve en la figura 4-71.

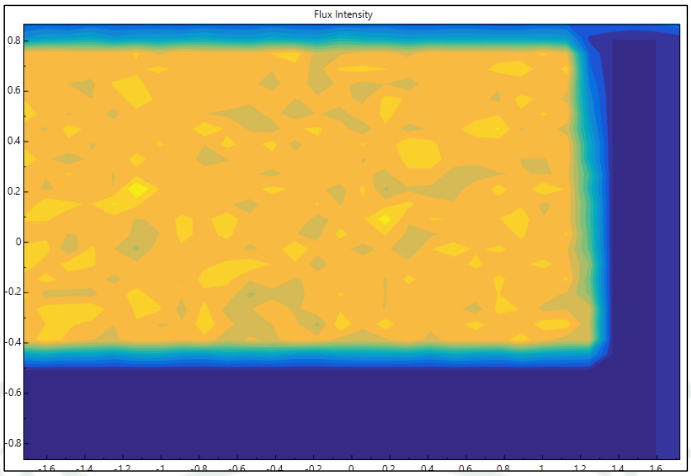


Figura 4-71: Vista isométrica y frontal en solsticio de verano en Soltrace– 7:30.
Fuente: Elaboración propia.

Finalmente hallamos la irradiancia absorbida por el panel para las 09:00 del día de solsticio de verano en su cara trasera. Esta se dividirá en dos valores, uno relacionado al componente de radiación directa reflejada por el reflector ($S_{TD,R}$) que actúa sobre el área reducida (A_r) y otro relacionado a la radiación difusa y de albedo (S_{TO}) que actúa sobre el total del área del panel (A_t).

- Irradiancia solar directo total absorbida por la cara trasera: S_{TD}.
- Irradiancia solar directa concentrada absorbida por la cara trasera: S_{TD}.
- Irradiancia solar difusa absorbida por la cara trasera: S_{TO}.
- Irradiancia solar total absorbida por la cara trasera: S_T.
- Área total de superficie trasera del panel bifacial: A_t = 5.84 m^2.
- Área incidente de radiación reflejada de superficie trasera del panel bifacial: A_r = 4.96 m^2.

$$S_{TD} = (I_b R_b)\tau\alpha$$

$$S_{TD} = (516.9) * 0.8548 \rightarrow S_{TD} = 437.5\ W/m^2$$

$$S_{TD,R} = S_{TD} * \frac{A_t}{A_r} = 437.5 * \frac{5.84}{4.96} \rightarrow S_{TD,R} = 514.7\ W/m^2$$

$$S_{TO} = \left(I_d \frac{1 + cos(\beta)}{2} + I\rho_g * \frac{1 - cos(\beta)}{2}\right)\tau\alpha$$

$$S_{TO} = \left(35.6 * \frac{1 + cos(90)}{2} + 552.5 * 0.18 * \frac{1 - cos(90)}{2}\right) * 0.8548$$

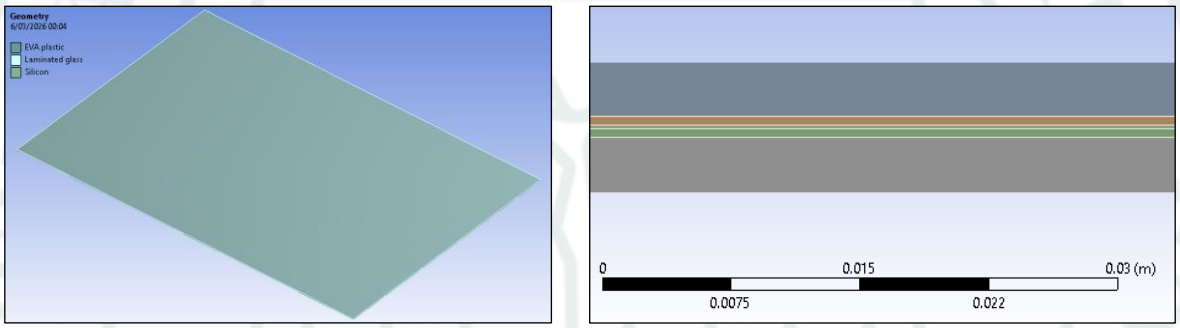
$$S_{TO} = 57.2\ W/m^2$$

$$S_T = S_{TD} + S_{TO} = 437.5 + 57.2 \rightarrow S_T = 494.7\ W/m^2$$

Una vez hallados estos valores, configuramos los parámetros necesarios para llevar a cabo la simulación térmica.

- **Simulación térmica**

Se modela el panel bi facial con 5 capas, conformadas por vidrio en la superficie exterior, seguido por una capa de EVA (etileno vinil acetato) y una oblea de silicio en el medio como se ve en la figura 4-72. Además, las dimensiones se resumen en la tabla 4-45.



a) Vista isométrica b) Vista en corte

Figura 4-72: Vista isométrica y de corte del panel bifacial en ANSYS THERMAL.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla 4-45: Materiales y espesores de elementos del panel bifacial.

Capa	Nombre	Material	Espesor m
1	Vidrio frontal	Vidrio	0.0032
2	EVA frontal	EVA	0.00045
3	Oblea silicio	Silicio	0.00018
4	EVA posterior	EVA	0.00045
5	Vidrio posterior	Vidrio	0.0032

Fuente: Elaboración propia

Las propiedades térmicas de los materiales están resumidas en la tabla 4-46.

Tabla 4-46: Propiedades térmicas de materiales de elementos del panel bifacial.

Nombre	**Densidad**	**Conductividad térmica isotrópica**	**Calos especifico a presión constante**
	Kg/m^3	W/(m °C)	J/(Kg °C)
Vidrio	2950	1.8	500
Oblea de Silicio	2350	148	677
EVA	960	0.35	2090

Fuente: Elaboración propia

Las condiciones de frontera aplicadas al modelo térmico se clasifican en tres categorías principales:

- Transferencia de calor por convección desde la superficie externa del vidrio hacia el aire. Se consideró una temperatura ambiente de 25 °C y un coeficiente de transferencia de calor por convección forzada de 17.8 W/(m²·K), obtenido previamente.
- Transferencia de calor por radiación térmica entre la superficie externa del vidrio y el entorno. Para ello se empleó una emisividad superficial de 0.9 y una temperatura ambiente de referencia de 25 °C.
- Flujo de calor debido a la irradiancia solar absorbida por el panel bifacial, representado por el término (S). Este flujo se determinó para cada una de las caras del módulo previamente. Considerando que el módulo fotovoltaico presenta una eficiencia de conversión eléctrica del 21 %, únicamente el 79 % de la energía absorbida se considera como carga térmica. Los valores de la carga térmica superficial equivalente utilizados se presentan en la Tabla 4-47.

Tabla 4-47: Flujos de energía aplicados en panel bifacial.

		Cara frontal	Cara posterior	Cara posterior (área reducida)
	%	W/m^2	W/m^2	W/m^2
Irradiancia solar absorbida	100	440.4	45.2	406.6
Potencia convertida en energía eléctrica	21	117.1	9.5	85.4
Carga térmica superficial equivalente	79	557.4	54.6	492.0

Fuente: Elaboración propia

Discretizacion en ANSYS THERMAL: El mallado (figura 4-73) de las distintas caspas de realizo de manera que se aseguren al menos 3 elementos en el espesor. Las características del mallado fueron resumidas en la tabla 4-48.

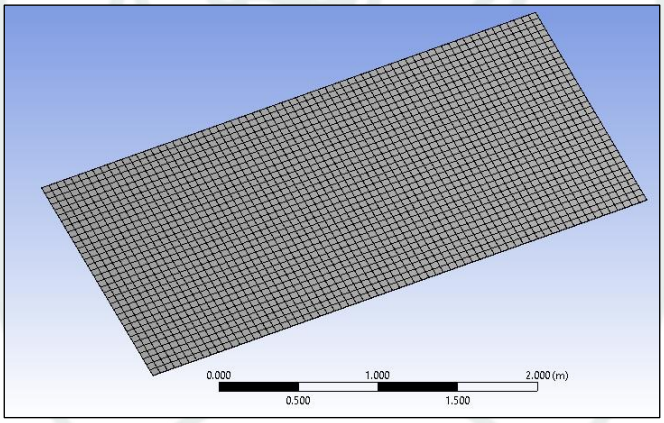


Figura 4-73: Panel bifacial discretizado en ANSYS THERMAL.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla 4-48: Numero de nodos y elementos del panel bifacial discretizado.

Nodos	232758
Elementos	45849

Fuente: Elaboración propia

Condiciones de frontera en ANSYS CFD: Se definen las condiciones de frontera, estas ya fueron enunciadas y son aplicadas a cada superficie como se ve en la figura 4-74.

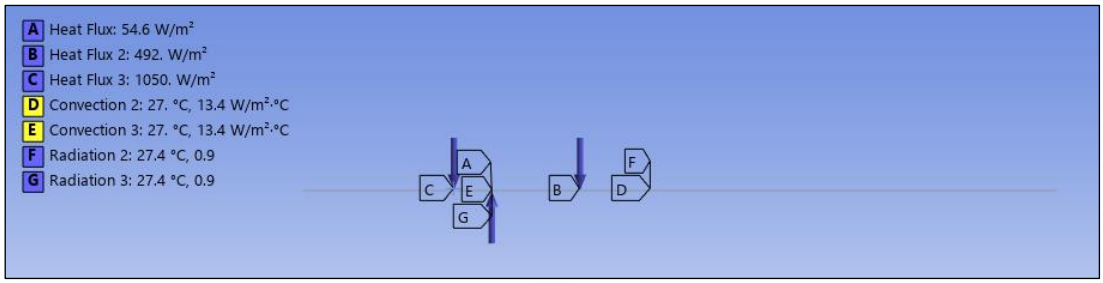


Figura 4-74: Condiciones de frontera aplicados en panel bifacial.
Fuente: Elaboración propia.

Resultados: Como se ve en la figura 4-75, se obtiene una temperatura máxima de 63.4 °C en la parte donde incide la luz reflejada en la parte posterior del panel.

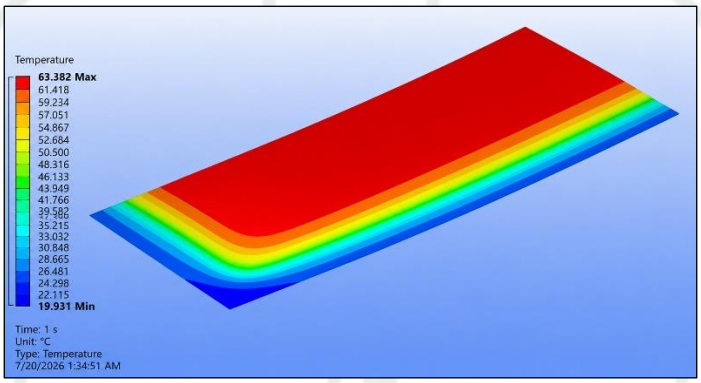


Figura 4-75: Temperatura máxima de operación en panel bifacial.
Fuente: Elaboración propia

4.5.3. Análisis energético

Se hallará la energía diaria generada por el sistema propuesto, para el arreglo con y sin reflectores. Este cálculo se realizará para los días de solsticio de verano e invierno. Hallamos la eficiencia de conversión eléctrica corregida por temperatura. Previamente, se definen algunos parámetros:

- La temperatura máxima de trabajo del panel será la hallara en el capítulo 4.5.2, que tiene un valor de 63.4 °C.
- La temperatura de potencia nominal, según la hoja de especificación del panel (ver Anexo C – figura C1), será de 25°C.

- El coeficiente de temperatura dependerá del panel bifacial, que es un Longhi Hi-Mo X10 LR7-54HVD (Dual Glass). Este tiene un valor de -0.26 %/°C.
- La eficiencia máxima del panel bifacial, según la hoja de especificación del panel (ver Anexo C – figura C1), será de 24.3%.

Para este cálculo se empleará la ecuación propuesta por Messenger y Ventre (2010).

- Eficiencia eléctrica corregida por temperatura del módulo fotovoltaico, configuración con reflectores: $\eta_{T,CR}$.
- Eficiencia eléctrica corregida por temperatura del módulo fotovoltaico, configuración sin reflectores: $\eta_{T,SR}$.
- Eficiencia eléctrica del módulo bajo condiciones estándar de ensayo (STC): η_{STC}.
- Coeficiente de temperatura de la potencia máxima del módulo: γ_{Pmax}.
- Temperatura de operación de la celda fotovoltaica: T_c.
- Temperatura de referencia bajo condiciones estándar de ensayo: T_{amb}.

$$\eta_{T,CR} = \eta_{STC}(1 - \gamma_{Pmax}(T_c - T_{amb}))$$

$$\eta_{T,CR} = 0.243 * \big(1 - 0.0026 * (63.4 - 25)\big) \rightarrow \eta_{T,CR} = 21.6\%$$

Esta eficiencia se usará para el cálculo del arreglo con reflectores. Se realizará el mismo cálculo para la configuración sin reflectores. El único valor que cambiará será la temperatura de operación, que será de 40°C:

$$\eta_{T,SR} = \eta_{STC}(1 + \gamma_{Pmax}(T_c - T_{amb}))$$

$$\eta_{T,SR} = 0.243 * \big(1 - 0.0026 * (40 - 25)\big) \rightarrow \eta_{T,SR} = 23.2\%$$

Se calcula la potencia eléctrica instantánea generada por el módulo bifacial para cada hora del intervalo de operación, tanto para la configuración con reflectores como para la configuración sin reflectores. Posteriormente se halla la energía eléctrica diaria generada para cada configuración, al multiplicar la potencia por el intervalo de tiempo de 1r. Adicionalmente, se determina la mejora porcentual obtenida.

- Potencia eléctrica instantánea generada por el módulo bifacial, con reflectores: $P_{el,CR}$.

- Potencia eléctrica instantánea generada por el módulo bifacial, sin reflectores: $P_{el,SR}$.
- Mejora obtenida entre configuración con y sin reflectores: η_{el}
- Energía eléctrica diaria generada por el módulo bifacial, con reflectores: E_{CR}.
- Energía eléctrica diaria generada por el módulo bifacial, sin reflectores: E_{SR}.
- Área del módulo fotovoltaico bifacial: A.
- Eficiencia eléctrica corregida por temperatura del módulo fotovoltaico: η_T.
- Irradiancia incidente sobre la cara frontal del módulo: I_F.
- Irradiancia incidente sobre la cara trasera del módulo: I_R.
- Factor de bi facialidad del módulo fotovoltaico (LONGi Green Energy Technology Co., Ltd. (2025)): ϕ = 75%.

$$P_{el,CR} = A\,\eta_T\,(I_{F,CR} + \emptyset\, I_{R,CR})$$

$$P_{el,SR} = A\,\eta_T\,(I_{F,SR} + \emptyset\, I_{R,SR})$$

$$E_{el,CR} = \sum (P_{el,CR}\,\Delta_t)$$

$$E_{el,SR} = \sum (P_{el,SR}\,\Delta_t)$$

$$\eta_{el} = \frac{E_{el,CR} - E_{el,SR}}{E_{el,SR}}$$

El detalle de estos cálculos se podrá ver en el anexo K. A continuación, se expondrán los resultados.

Acotar que cálculo de generación eléctrica se realizó considerando únicamente la irradiancia obtenida mediante las simulaciones de trazado de rayos, correspondiente a la radiación solar directa y su reflexión sobre los reflectores. No se incluyeron las contribuciones de radiación difusa ni de albedo, con el fin de evaluar exclusivamente el efecto de los reflectores sobre la generación eléctrica.

Además, para el cálculo de la potencia eléctrica instantánea de la configuración sin reflectores, para las horas de la mañana se considera la irradiancia llega a la cara frontal y en las tardes llega a la cara trasera multiplicada por el factor de bi facialidad.

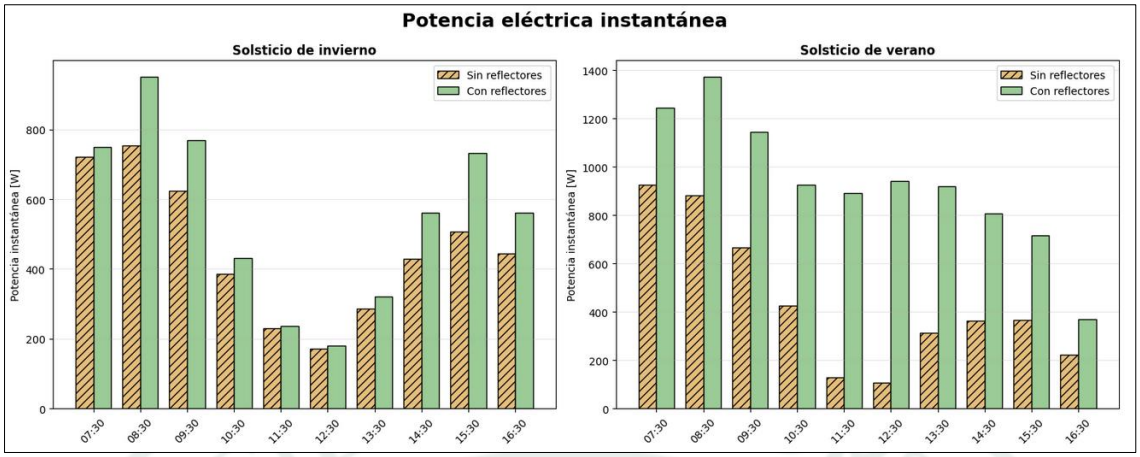


Figura 4-76: Potencia eléctrica instantáneos diaria en los días de solsticio.
Fuente: Elaboración propia

Como se ve en la figura 4-76, el comportamiento de la potencia eléctrica diaria para la configuración con y sin reflectores tiene un comportamiento similar al obtenido en la figura 4-68 del capítulo 4.5.1, que analiza la irradiancia promedio incidente obtenida por el software Soltrace. Los datos se pueden observar en la tabla 4-47.

Tabla 4-49: Potencia eléctrica instantáneos diaria en los días de solsticio.

Hora local	**Solsticio invierno**		**Solsticio verano**	
	$\mathbf{P_{el,CR}}$ W	$\mathbf{P_{el,SR}}$	$\mathbf{P_{el,CR}}$ W	$\mathbf{P_{el,SR}}$ W
07:30	749.4	721.4	1245.7	925.2
08:30	950.6	754.4	1371.5	881.9
09:30	770.2	623.4	1145.6	666.7
10:30	430.4	386.0	925.5	426.5
11:30	235.4	229.8	891.6	130.2
12:30	179.2	172.1	942.2	107.0
13:30	320.3	285.5	918.0	313.8
14:30	560.9	428.9	808.0	362.8
15:30	733.4	507.4	715.9	367.6
16:30	562.1	445.4	369.5	220.9
	5491.8	4554.3	9333.6	4402.5

Fuente: Elaboración propia

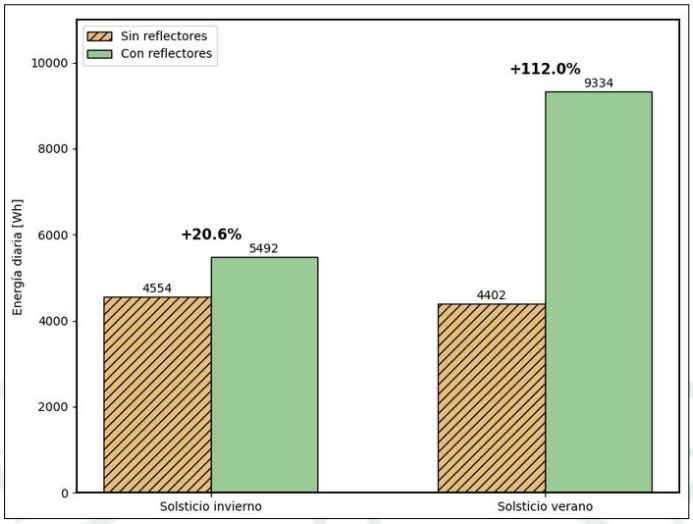


Figura 4-77: Temperatura máxima de operación en panel bifacial.
Fuente: Elaboración propia

La ganancia porcentual de energía diaria de la configuración con reflectores es notable para el día de solsticio de verano, como se ven la figura 4-77. Esta toma un valor de 112.0%, para el día de solsticio de verano, en cambio para el día de solsticio de invierno es del 20.6%.

4.6 Costos

Se realiza un resumen de los costes asociados a la construcción del sistema propuesto, los costos asociados a los materiales se resumen en la tabla 4-50 y los relacionados a servicios de construcción en la tabla 4-56. Resaltar que no se están tomando en cuenta el costo de los componentes electrónicos para el control del sistema.

Tabla 4-50: Costos de materiales para fabricación del sistema.

Componente	Cantidad	Unidad	Base Imponible S/.	IGV S/.	Precio Total S/.
Tubo LAC ASTM A500 Grado B - 100x100x6 mm x 6m	4	Unidad	351.91	63.34	1661.02
Tubo LAC ASTM A500 Grado B - 50x25x2.5 mm x 6m	3	Unidad	72.67	13.08	257.25

Tubo LAC ASTM A500 Grado B - 25x25x2.5 mm x 6m	3	Unidad	49.68	8.94	175.87
Tubo LAC ASTM A500 Grado B - 100x100x3 mm x 6m	2	Unidad	151.54	27.28	357.62
Tubo LAC ASTM A500 Grado B - 80x40x3 mm x 6m	2	Unidad	91.32	16.44	215.50
Tubo LAC ASTM A500 Grado B - 50x50x3 mm x 6m	1	Unidad	74.70	13.45	88.15
Tubo de acero sin costura NPS 4" - Sch. 80 x 6m	1	Unidad	372.00	66.96	438.96
Eje acero AISI 1045 - Ø100 x 1m	1	Unidad	160.27	28.85	189.12
Plancha acero A36 - 2.4 x 1.2 m x 4.5 mm	1	Unidad	232.40	41.83	274.24
Plancha acero A36 - 1.5 x 6.0 m x 3.0 mm	2	Unidad	504.38	90.79	1190.34
Perno hexagonal bridado M8 × 50 mm, clase 4.8, galvanizado	50	Unidad	0.62	0.11	36.29
Perno hexagonal bridado M8 × 35 mm, clase 4.8, galvanizado	50	Unidad	0.53	0.10	31.45
Perno hexagonal bridado M10 × 40 mm, clase 4.8, galvanizado	25	Unidad	0.98	0.18	29.03
Perno hexagonal M10 × 120 mm, clase 4.8, galvanizado	4	Unidad	3.44	0.62	16.26
Tuerca hexagonal bridada M8, galvanizados	100	Unidad	0.29	0.05	33.87
Tuerca hexagonal bridada M10, galvanizados	25	Unidad	0.49	0.09	14.51
Esparrago M10 x 250 - Clase 8.8	12	Unidad	7.38	1.33	104.50
Pasadores clevis de acero inoxidable - Ø12x 50 mm	2	Unidad	21.32	3.84	50.32
Pasadores clevis de acero inoxidable - Ø12x 80 mm	2	Unidad	26.24	4.72	61.93

Buje de bronce con pestaña - Buje SKF PBMF 607560 M1G1	2	Unidad	311.60	68.40	760.00
Adhesivo estructural poliuretano (Sikaflex 221)	3	Unidad	41.00	9.00	150.00
Actuador lineal modelo PA-17, 2000 N, carrera 10 in, 12 VDC – Progressive Automations	2	Unidad	1515.56	272.80	3576.71
Panel fotovoltaico bifacial LONGi Hi-MO X10 LR7-54HVD-495M	3	Unidad	902.00	198.00	3300.00
Lámina de aluminio reflectante - FASTARRIVER - 1.5 m x 8 m x 0.5mm (12m^2)	1	Unidad	656.00	118.08	800.00
TOTAL			**5548.33**	**1048.27**	**13812.93**

Fuente: Elaboración propia
Nota: El costeo de los materiales fue realizado con fecha 12/03/2026

Tabla 4-51: Costos de servicios para fabricación del sistema.

Descripción	Cantidad	Precio	Precio Total
Corte laser de plancha de acero	104	6.4	665.6
Corte de perfiles de acero	64	11.2	716.8
Servicio de maestranza - Chumacera	2	1230	2460
Servicio de maestranza - General	1	600	600
Servicio de soldadura y armado	1	2800	2800
Servicio de pintura anticorrosiva	1	600	600
Torneado del ejes	2	360	720
TOTAL			8562.4

Fuente: Elaboración propia
Nota: El costeo de los servicios fue realizado con fecha 12/03/2026

Con la finalidad de visualizar la distribución de los costos del sistema propuesto, se presenta un resumen de costos en la tabla 4-52, agrupando los principales conceptos.

Tabla 4-52: Resumen de costos del sistema.

Concepto	Costo (S/.)	Porcentaje
Materiales estructurales	5226.22	23.4%
Componentes mecánicos	4336.71	19.4%
Componentes del sistema fotovoltaico	4250.00	19.0%
Servicios de fabricación	8562.4	38.3%
Total	22375.33	100%

Fuente: Elaboración propia

El costeo de los componentes mecánicos y del sistema fotovoltaico, comprenden el 38.4%.

Conclusiones

- El comportamiento estructural del sistema fue evaluado mediante simulaciones multi físicas y cálculos analíticos bajo diferentes condiciones de carga. Los factores de seguridad minimos obtenidos para las simulaciones multi físicas son de 17 y 3.3 para el módulo reflector y el soporte paneles respectivamente. Para el tubo torsor se obtuvo un factor de seguridad de fatiga mínimo del 1.52. Además, para la validación de los miembros estructurales del bastidor y soportes laterales se obtuvo un porcentaje de utilización máximo del 13 y 5.6% respectivamente. Además de comprobarse que las deformaciones no interfieran con el funcionamiento del sistema de seguimiento.
- El algoritmo de seguimiento solar cronológico desarrollado permitió determinar la inclinación operacional de los reflectores a partir de relaciones astronómicas y geométricas, logrando definir regiones operativas y una secuencia de funcionamiento durante las horas operativas del sistema.
- El análisis óptico mediante trazado de rayos mostró que la incorporación de reflectores incrementa la irradiancia promedio incidente sobre el panel bifacial respecto al escenario base sin reflectores, alcanzando un aumento del 119% durante el día de solsticio de verano y del 21.4% durante el solsticio de invierno. Además de obtener una relación de concentración de 1.79.
- El análisis térmico hallo que el incremento de irradiancia producido por los reflectores genera un aumento de la temperatura de operación máxima del panel bifacial a 63.4°C.
- La evaluación energética valido que el incremento de irradiancia obtenido mediante los reflectores móviles se traduce en un aumento de la energía eléctrica diaria generada respecto

al sistema de referencia sin reflectores, a un valor de 112 y 20.6% durante los días de solsticio de verano e invierno respectivamente.

- La evaluación constructiva realizada demostró que el sistema puede fabricarse empleando perfiles estructurales, componentes comerciales y procesos convencionales disponibles en el mercado local, obteniendo un costo de fabricación total de 22375.33 soles. Asimismo, la elaboración de planos de detalle evidencia la viabilidad técnica de la propuesta.

Recomendaciones

- Construir un prototipo funcional del sistema propuesto para validar experimentalmente los resultados estructurales, ópticos, térmicos y energéticos obtenidos mediante simulación.
- Desarrollar el diseño teórico del sistema electrónico de control y accionamiento del seguimiento cronológico, considerando la automatización del actuador lineal y la lógica operacional propuesta para futuras etapas de implementación experimental.
- Evaluar configuraciones alternativas de los reflectores, que compensen el movimiento del azimut durante el año, con el fin de aumentar la irradiancia incidente durante los días cercanos al solsticio de invierno. Evaluar la incorporación de superficies que generen un mayor albedo para el piso.
- Realizar un análisis modal y dinámico del sistema para evaluar su comportamiento frente a vibraciones y cargas variables inducidas por el viento.
- Desarrollar estudios aerodinámicos más detallados que permitan estimar con mayor precisión las cargas de viento y su efecto sobre el comportamiento estructural del sistema.
- Analizar el comportamiento anual del sistema bajo diferentes condiciones climáticas, con el fin de determinar su desempeño energético a largo plazo y establecer criterios de optimización para futuras implementaciones.

Referencias bibliográficas

Aamir Iqbal, M., Malik, M., Shahid, W., Zaheer Ud Din, S., Anwar, N., Ikram, M., & Idrees, F. (2022). Materials for Photovoltaics: Overview, Generations, Recent Advancements and Future Prospects. En B. Zaidi & C. Shekhar (Eds.), Thin Films Photovoltaics. IntechOpen. https://doi.org/10.5772/intechopen.101449

Aghaei, M., Kumar, N. M., Eskandari, A., Ahmed, H., De Oliveira, A. K. V., & Chopra, S. S. (2020). Solar PV systems design and monitoring. En Photovoltaic Solar Energy Conversion (pp. 117-145). Elsevier. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-819610-6.00005-3

ALANOD GmbH & Co. KG. (2025). Reflective surfaces. ALANOD GmbH & Co. KG.

Algora, C., & Rey-Stolle, I. (Eds.). (2016a). Handbook of concentrator photovoltaic technology. John Wiley & Sons Inc.

Algora, C., & Rey-Stolle, I. (Eds.). (2016b). Handbook of concentrator photovoltaic technology. John Wiley & Sons Inc.

ALMECO GROUP. (2019). SOLAR (Nos. A010-ENG). ALMECO GROUP.

American Institute of Steel Construction, Inc. (1994). Manual of Steel Construction: Load & Resistance Factor Design (2.a ed., Vols. 1-2) [PDF]. American Institute of Steel Construction, Inc.

American Society of Civil Engineers. (2016). Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures (Standard ASCE/SEI 7-16; p. 800). American Society of Civil Engineers. https://doi.org/10.1061/9780784414248

Bhandari, K. P., Collier, J. M., Ellingson, R. J., & Apul, D. S. (2015). Energy payback time (EPBT) and energy return on energy invested (EROI) of solar photovoltaic systems: A systematic review and meta-analysis. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 47, 133-141. https://doi.org/10.1016/j.rser.2015.02.057

Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. (2008). Diseño en ingeniería mecánica de Shigley (8.a ed.) [PDF]. McGraw-Hill/Interamericana Editores, S.A. de C.V.

Cartwright, M. (2023, marzo 4). La máquina de vapor en la Revolución Industrial británica. World History Encyclopedia. https://www.worldhistory.org/trans/es/2-2166/la-maquina-de-vapor-en-la-revolucion-industrial-br/

Comisión Nacional de Energía (CNE). (2023). Reporte Mensual ERNC (Vol. N°88; p. 13). Comisión Nacional de Energía. https://www.cne.cl/wp-content/uploads/2023/12/RMensual_ERNC_v202312.pdf

Comité de Operación Económica del Sistema Interconectado Nacional (COES-SINAC). (2024). Propuesta definitiva de actualización del Plan de Transmisión 2025-2034 (COES/DP-01-2024; p. 184). Comité de Operación Económica del Sistema Interconectado Nacional.

Decreto Legislativo de promoción de la inversión para la generación de electricidad con el uso de energías renovables, Decreto Legislativo No 1002 (2008).

Duffie (Deceased), J. A., Beckman, W. A., & Blair, N. (2020). Solar Engineering of Thermal Processes, Photovoltaics and Wind (1.a ed.). Wiley. https://doi.org/10.1002/9781119540328

Enel Green Power. (2017, diciembre 20). Perú: En Rubí el sol bate récords de tiempo. Enel Green Power. https://www.enelgreenpower.com/es/historias/articles/2017/12/peru-en-rubi-el-sol-bate-record-de-tiempo

Espinoza, R., Muñoz-Cerón, E., Aguilera, J., & De La Casa, J. (2019). Feasibility evaluation of residential photovoltaic self-consumption projects in Peru. Renewable Energy, 136, 414-427. https://doi.org/10.1016/j.renene.2019.01.003

European Commission, Joint Research Centre. (2025). Photovoltaic Geographical Information System (PVGIS). European Commission. Photovoltaic Geographical Information System (PVGIS). https://joint-research-centre.ec.europa.eu/photovoltaic-geographical-information-system-pvgis_en

Fischer, M., Woodhouse, M., Baliozian, P., & Trube, J. (2023). International Technology Roadmap for Photovoltaic (ITRPV): 2022 Results (p. 83). VDMA e. V. Photovoltaic Equipment.

Hernández-Sampieri, R., & Mendoza Torres, C. P. (2018). Metodología de la investigación: Las rutas cuantitativa, cualitativa y mixta (1.a ed.) [PDF]. McGraw-Hill Interamericana Editores, S.A. de C.V.

International Electrotechnical Commission. (2005). Crystalline silicon terrestrial photovoltaic (PV) modules – Design qualification and type approval (International Standard IEC 61215:2005; Versión 2.0, 2.a ed.). International Electrotechnical Commission. https://webstore.iec.ch/en/publication/4928 (Withdrawn)

International Renewable Energy Agency. (2022). Renewable capacity highlights (p. 3). International Renewable Energy Agency. https://www.irena.org/statistics

International Renewable Energy Agency. (2023). World Energy Transitions Outlook 2023: 1.5°C Pathway (p. 258). International Renewable Energy Agency. https://www.irena.org/-/media/Files/IRENA/Agency/Publication/2023/Jun/IRENA_World_energy_transitions_outlook_2023.pdf

International Renewable Energy Agency. (2025a). Renewable Capacity Highlights (p. 4). International Renewable Energy Agency. https://www.irena.org/-/media/files/irena/agency/publication/2025/mar/IRENA_DAT_RE_Capacity_Highlights_2025.pdf

International Renewable Energy Agency. (2025b). Renewable Capacity Statistics 2025. International Renewable Energy Agency IRENA.

Kanoglu, M., Çengel, Y. A., & Cimbala, J. M. (2020). Fundamentals and applications of renewable energy. McGraw-Hill Education.

König, P., Sharma, D., Konda, K. R., Xie, T., & Höschler, K. (2023). Comprehensive Review on Cooling of Permanent Magnet Synchronous Motors and Their Qualitative Assessment for Aerospace Applications. Energies, 16(22), 7524. https://doi.org/10.3390/en16227524

Kopecek, R., & Libal, J. (2018). Towards large-scale deployment of bifacial photovoltaics. Nature Energy, 3(6), 443-446. https://doi.org/10.1038/s41560-018-0178-0

Kopecek, R., & Libal, J. (2021). Bifacial Photovoltaics 2021: Status, Opportunities and Challenges. Energies, 14(8), 2076. https://doi.org/10.3390/en14082076

LONGi Green Energy Technology Co., Ltd. (2025). *LR7-54HVD 475–495M: Photovoltaic module datasheet* (BGV02, 27 de abril de 2025). https://static.longi.com/LR_7_54_HVD_475_495_M_30_30_and_15_Frame_BGV_02_20250427_EN_e3a7f9c684.pdf

Marques Lameirinhas, R. A., Torres, J. P. N., & De Melo Cunha, J. P. (2022). A Photovoltaic Technology Review: History, Fundamentals and Applications. Energies, 15(5), 1823. https://doi.org/10.3390/en15051823

Messenger, R. A., & Abtahi, H. A. (2025). Photovoltaic Systems Engineering (5.a ed.). CRC Press. https://doi.org/10.1201/9781003470892

Ministerio de Vivienda, Construcción y Saneamiento (MVCS). (2021). Condiciones generales de diseño del Reglamento Nacional de Edificaciones (Norma Técnica A.010). Ministerio de Vivienda, Construcción y Saneamiento.

National Aeronautics and Space Administration. (2024, julio 31). La evidencia del cambio climático. NASA Ciencia. https://ciencia.nasa.gov/cambio-climatico/evidencia/

Organismo Supervisor de la Inversión en Energía y Minería. (2023). Información técnica de proyectos de centrales de generación de energía eléctrica no convencional con estudios de pre operatividad aprobados por el COES (p. 130) [Documento de trabajo]. Organismo Supervisor de la Inversión en Energía y Minería. https://www.osinerg.gob.pe/seccion/centro_documental/electricidad/Documentos/Publicaciones/Compendio-Proyectos-CGENC-EPO-aprobados-COES.pdf

Pahl, G., Wallace, K., Blessing, L., & Pahl, G. (Eds.). (2007). Engineering design: A systematic approach (3rd ed). Springer.

Paliyal, P. S., Mondal, S., Layek, S., Kuchhal, P., & Pandey, J. K. (2024). Automatic solar tracking system: A review pertaining to advancements and challenges in the current scenario. Clean Energy, 8(6), 237-262. https://doi.org/10.1093/ce/zkae085

Poulek, V., Khudysh, A., & Libra, M. (2015). Innovative low concentration PV systems with bifacial solar panels. Solar Energy, 120, 113-116. https://doi.org/10.1016/j.solener.2015.05.049

Reca-Cardeña, J., & López-Luque, R. (2018). Design Principles of Photovoltaic Irrigation Systems. En Advances in Renewable Energies and Power Technologies (pp. 295-333). Elsevier. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-812959-3.00009-5

Rodríguez-Gallegos, C. D., Liu, H., Gandhi, O., Singh, J. P., Krishnamurthy, V., Kumar, A., Stein, J. S., Wang, S., Li, L., Reindl, T., & Peters, I. M. (2020). Global Techno-Economic Performance of Bifacial and Tracking Photovoltaic Systems. Joule, 4(7), 1514-1541. https://doi.org/10.1016/j.joule.2020.05.005

Sampaio, P. G. V., & González, M. O. A. (2017). Photovoltaic solar energy: Conceptual framework. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 74, 590-601. https://doi.org/10.1016/j.rser.2017.02.081

Segui, W. T. (2013). Steel Design (5.a ed.) [PDF]. Cengage Learning.

SEIA Comms Team. (2024, abril 29). The Solar Century: Landmark Moments in the History of Solar Energy [SEIA]. https://seia.org/blog/solar-century-landmark-moments-history-solar-energy

Servicio Nacional de Capacitación para la Industria de la Construcción. (2020). Norma E.020 Cargas (1.a ed.). Servicio Nacional de Capacitación para la Industria de la Construcción. https://www.gob.pe/institucion/vivienda/informes-publicaciones/2309793-reglamento-nacional-de-edificaciones-rne (Obra original publicada en 2006)

Servicio Nacional de Meteorología e Hidrología del Perú. (2003). Atlas de energía solar del Perú. Servicio Nacional de Meteorología e Hidrología del Perú. https://www.senamhi.gob.pe/pdf/Atlas%20_de_Radiacion_Solar.pdf

Shariah, A., & Hasan, E. (2023). Design of a new static solar concentrator with a high concentration ratio and a large acceptance angle based on bifacial solar cells. Clean Energy, 7(3), 509-518. https://doi.org/10.1093/ce/zkac068

Sharma, R. (2019). Effect of obliquity of incident light on the performance of silicon solar cells. Heliyon, 5(7), e01965. https://doi.org/10.1016/j.heliyon.2019.e01965

Sidek, M. H. M., Azis, N., Hasan, W. Z. W., Ab Kadir, M. Z. A., Shafie, S., & Radzi, M. A. M. (2017). Automated positioning dual-axis solar tracking system with precision elevation

and azimuth angle control. Energy, 124, 160-170. https://doi.org/10.1016/j.energy.2017.02.001

Sorensen, B. (s. f.). A history of renewable energy technology.

Sun, X., Khan, M. R., Deline, C., & Alam, M. A. (2018). Optimization and performance of bifacial solar modules: A global perspective. Applied Energy, 212, 1601-1610. https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2017.12.041

United Nations. (2015). Transforming our world: The 2030 Agenda for Sustainable Development (A/RES/70/1). United Nations. https://sdgs.un.org/publications/transforming-our-world-2030-agenda-sustainable-development-17981

U.S. Energy Information Administration. (2024, mayo 24). Photovoltaics and electricity. Energy Explained. https://www.eia.gov/energyexplained/solar/photovoltaics-and-electricity.php

Willockx, B., Lavaert, C., & Cappelle, J. (2023). Performance evaluation of vertical bifacial and single-axis tracked agrivoltaic systems on arable land. Renewable Energy, 217, 119181. https://doi.org/10.1016/j.renene.2023.119181

Zahid, M. A., Yousuf, H., Kim, Y., Yi, J., & Dhungel, S. K. (2023). A novel approach for power enhancement of vertical mounted bifacial photovoltaic system using reflecting mirrors. Journal of Cleaner Production, 397. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2023.136541

Anexos

A. Propiedades mecánicas de los materiales

Clase de propiedad	Intervalo de tamaños, inclusive	Resistencia de prueba mínima,† MPa	Resistencia mínima a la tensión,† MPa	Resistencia mínima a la fluencia,† MPa	Material	Marca en la cabeza
4.6	M5-M36	225	400	240	Acero de bajo o medio carbono	4.6
4.8	M1.6-M16	310	420	340	Acero de bajo o medio carbono	4.8
5.8	M5-M24	380	520	420	Acero de bajo o medio carbono	5.8
8.8	M16-M36	600	830	660	Acero de medio carbono, T y R	8.8
9.8	M1.6-M16	650	900	720	Acero de medio carbono, T y R	9.8
10.9	M5-M36	830	1 040	940	Acero martensítico de bajo carbono, T y R	10.9
12.9	M1.6-M36	970	1 220	1 100	Acero aleado, T y R	12.9

Figura: A-1: Esfuerzos de diseño para pernos métricos de varias clases.
Nota. Tomado de Mechanical Engineering Design (8.ª ed.), por R. G. Budynas & J. K. Nisbett (2015), McGraw-Hill Education.

PROPIEDADES MECÁNICAS:

SEGÚN ASTM A36

- Límite de Fluencia = 250 MPa (25.5 kg/mm^2) mínimo.
- Resistencia a la Tracción = 400 - 550 MPa (40.8 – 56.2 kg/mm^2).
- Alargamiento en 200 mm: = 20.0% mínimo.

SEGÚN ASTM A36/A572 (DUAL)

- Límite de Fluencia = 345 MPa (35.2 kg/mm^2) mínimo.
- Resistencia a la Tracción = 450 – 550 MPa (45.9 – 56.2 kg/mm^2).
- Alargamiento en 200 mm: = 20.0% mínimo.
- Soldabilidad = CE < 0.45 (Buena)

Figura: A-2: Propiedades mecánicas de planchas de acero A36.
Fuente: Tomado del catálogo técnico de Corporación Aceros Arequipa.

Sección	Grado	Límite de frecuencia MPa(psi)	Resistencia a la Tracción MPa (psi)
Redondo	A	230 [33000]	310 [45000]
Cuadrado y rectangular	A	270 [39000]	310 [45000]
	B	315 [46000]	400 [58000]

Figura: A-3: Propiedades mecánicas de tubos acero ASTM A500 Grado B.
Fuente: Tomado del catálogo técnico de Corporación Aceros Arequipa.

Propiedades Mecánicas Acero Laminado (Valores típicos)			
Dureza Estado Bonificado (HRc)	Esfuerzo Fluencia (min) (Kg / mm²)	Esfuerzo Tracción (min) (Kg / mm²)	Elongación (min.)%
170 - 190	40	63 - 73	15

Figura: A-4: Propiedades mecánicas de barra de acero AISI 1045.
Nota. Tomado de Barra de acero carbono AISI/SAE 1045 – Ficha técnica, por Otero Industrial



DIÁMETRO NOMINAL	DIÁMETRO EXTERIOR		ESPESOR DE PARED		PESO kg/m	PESO tipo	SCH N.º	PRESIÓN DE PRUEBA GRADO B psi
	pulgada	mm	pulgada	mm				
3"	3.50	88.9	0.22	5.49	11.29	STD	40	2,500
3"	3.50	88.9	0.3	7.62	15.27	XS	80	2,500
4"	4.50	114.3	0.24	6.02	16.07	STD	40	2,210
4"	4.50	114.3	0.34	8.56	22.32	XS	80	2,800
5"	5.56	141.3	0.26	6.55	21.77	STD	40	1,950
5"	5.56	141.3	0.38	9.52	30.94	XS	80	2,800
6"	6.63	168.3	0.28	7.11	28.26	STD	40	1,780
6"	6.63	168.3	0.43	10.97	42.56	XS	80	2,740
8"	8.63	219.1	0.32	8.18	42.55	STD	40	1,570
8"	8.63	219.1	0.50	12.7	64.64	XS	80	2,430
10"	10.75	273.0	0.37	9.27	60.29	STD	40	1,430
10"	10.75	273.0	0.59	15.09	95.97	XS	80	2,320
12"	12.75	323.8	0.41	10.31	79.7	STD	40	1,340
12"	12.75	323.8	0.69	17.48	132.04	XS	80	2,270
14"	14.00	355.6	0.44	11.13	94.55	STD	40	1,310
14"	14.00	355.6	0.75	19.05	158.1	XS	80	2,250

Figura: A-5: Dimensiones de tubo Schedule sin costura.
Nota. Tomado de Seamless Schedule (SCH) Tubes, de Aceros Arequipa

NORMA TÉCNICA	GRADO	LÍMITE DE FLUENCIA (mínimo)	RESISTENCIA A LA TRACCIÓN (mínimo)
		MPa	Mpa (Ksi)
ASTM A 53/A 53M	B	240	415
ASTM A 106/A 106M	B	240	415
API 5 L PSL 1	B	241	413

Figura: A-6: Propiedades mecánicas de tubo Schedule sin costura (acero A53/53M).

Nota. Tomado de Seamless Schedule (SCH) Tubes, por Aceros Arequipa

Número de electrodo AWS*	Resistencia a la tensión, kpsi (MPa)	Resistencia a la fluencia, kpsi (MPa)	Elongación porcentual
E60xx	62 (427)	50 (345)	17-25
E70xx	70 (482)	57 (393)	22
E80xx	80 (551)	67 (462)	19
E90xx	90 (620)	77 (531)	14-17
E100xx	100 (689)	87 (600)	13-16
E120xx	120 (827)	107 (737)	14

*Sistema de numeración del código de especificaciones de la American Welding Society (AWS) para electrodos. En este sistema se usa como prefijo la letra E, en un sistema de numeración de cuatro o cinco dígitos en el cual los primeros dos o tres números designan la resistencia aproximada a la tensión. El último dígito incluye variables en la técnica de soldadura, como la fuente de corriente. El penúltimo dígito indica la posición de la soldadura, por ejemplo, plana, vertical o sobre la cabeza. El conjunto completo de especificaciones se puede obtener solicitándolo a la AWS.

Figura: A-7: Propiedades mecánicas de electrodos AWS.
Nota. Tomado de Mechanical Engineering Design (8.ª ed.), por R. G. Budynas & J. K. Nisbett (2015), McGraw-Hill Education.

B. Factores de diseño mecánico

TABLE J2.4
Minimum Size of Fillet Welds[b]

Material Thickness of Thicker Part Joined (in.)	Minimum Size of Fillet Weld[a] (in.)
To ¼ inclusive	⅛
Over ¼ to ½	3/16
Over ½ to ¾	¼
Over ¾	5/16

[a] Leg dimension of fillet welds. Single pass welds must be used.
[b] See Section J2.2b for maximum size of fillet welds.

Figura: B-1: Tamaño mínimo para soldaduras de filete.
Fuente: Tomado de ANSI/AISC 360-16 Specification for Structural Steel Buildings.

Modo de movimiento	Presión característica *P*, psi	Velocidad *V*, pie/min	f_1*
Rotatorio	720 o menor	3.3 o menor	1.0
		3.3-33	1.0-1.3
		33-100	1.3-1.8
	720-3 600	3.3 o menor	1.5
		3.3-33	1.5-2.0
		33-100	2.0-2.7
Oscilatorio	720 o menor	3.3 o menor	1.3
		3.3-100	1.3-2.4
		3.3 o menor	2.0
		3.3-100	2.0-3.6
	720-3 600	3.3 o menor	2.0
		3.3-100	2.0-3.2
		3.3 o menor	3.0
		3.3-100	3.0-4.8
Reciprocante	720 o menor	33 o menor	1.5
		33-100	1.5-3.8
	720-3 600	33 o menor	2.0
		33-100	2.0-7.5

Figura: B-2: Factor de movimiento f1 para el cálculo de desgaste en cojinetes lisos.
Nota. Tomado de Mechanical Engineering Design (8.ª ed.), por R. G. Budynas & J. K. Nisbett (2015), McGraw-Hill Education.

Temperatura ambiental, °F	Materia extraña	f_2
140 o inferior	No	1.0
140 o inferior	Sí	3.0-6.0
140-210	No	3.0-6.0
140-210	Sí	6.0-12.0

Figura: B-3: Factor ambiental f2 para el cálculo de desgaste en cojinetes lisos.
Nota. Tomado de Mechanical Engineering Design (8.ª ed.), por R. G. Budynas & J. K. Nisbett (2015), McGraw-Hill Education.

TABLA 4
FACTORES DE FORMA (C) *

CONSTRUCCIÓN	BARLOVENTO	SOTAVENTO
Superficies verticales de edificios	+0,8	-0,6
Anuncios, muros aislados, elementos con una dimensión corta en la dirección del viento	+1,5	
Tanques de agua, chimeneas y otros de sección circular o elíptica	+0,7	
Tanques de agua, chimeneas, y otros de sección cuadrada o rectangular	+2,0	
Arcos y cubiertas cilíndricas con un ángulo de inclinación que no exceda 45°	±0,8	-0,5
Superficies inclinadas a 15° o menos	+0,3-0,7	-0,6
Superficies inclinadas entre 15° y 60°	+0,7-0,3	-0,6
Superficies inclinadas entre 60° y la vertical	+0,8	-0,6
Superficies verticales ó inclinadas (planas ó curvas) paralelas a la dirección del viento	-0,7	-0,7

* El signo positivo indica presión y el negativo succión.

Figura: B-3: Factor de forma para cálculo de presión de viento.
Fuente: Tomado de Norma técnica E.020.

Tipo de soldadura	K_{fs}
A tope reforzada	1.2
De filete transversal, en la punta	1.5
De filetes paralelos, en el extremo	2.7
A tope en T, con esquinas agudas	2.0

Figura: B-4: Factores de concentración de esfuerzo a fatiga para uniones soldadas
Nota. Tomado de Mechanical Engineering Design (8.ª ed.), por R. G. Budynas & J. K. Nisbett (2015), McGraw-Hill Education.

Table 2 Typical parameters for selected metallic and polymer bearings rubbing against ground steel shaft with R_a of 0.4 μm

Bearing Material	Lubrication	Coefficient of friction[a]	Permissible *PV*		Specific wear rate, K[b]
			MPa · (m/s)	[psi · (ft/min)] × 10^3	
Cast iron and lead bronze	Dry	0.2-0.5	0.1	3	10-1000
Cast iron and lead bronze	Greased	0.05-0.15	1	30	0.01-1
Porous bronze, graphite impregnated	Dry	0.1-0.4	0.2	6	0.5-5
Porous bronze	Oil impregnated	0.01-0.1	1	30	0.001-0.01
Babbitt metal (steel backed)	Wick lubricated	0.005-0.1	2	60	0.001-0.01
Polytetrafluoroethylene (PTFE), 3 mm ($\frac{1}{8}$ in.) thick	Dry	0.05-0.3	0.05	1.5	10-1000
Steel-backed porous bronze impregnated with PTFE and lead	Dry	0.05-0.3	1	30	0.03-0.3
Polyoxymethylene (POM) 0.2 mm (0.008 in.) thick bonded to porous bronze with steel backing	Indentations greased during assembly	0.05-0.15	1.5	45	0.003-0.03

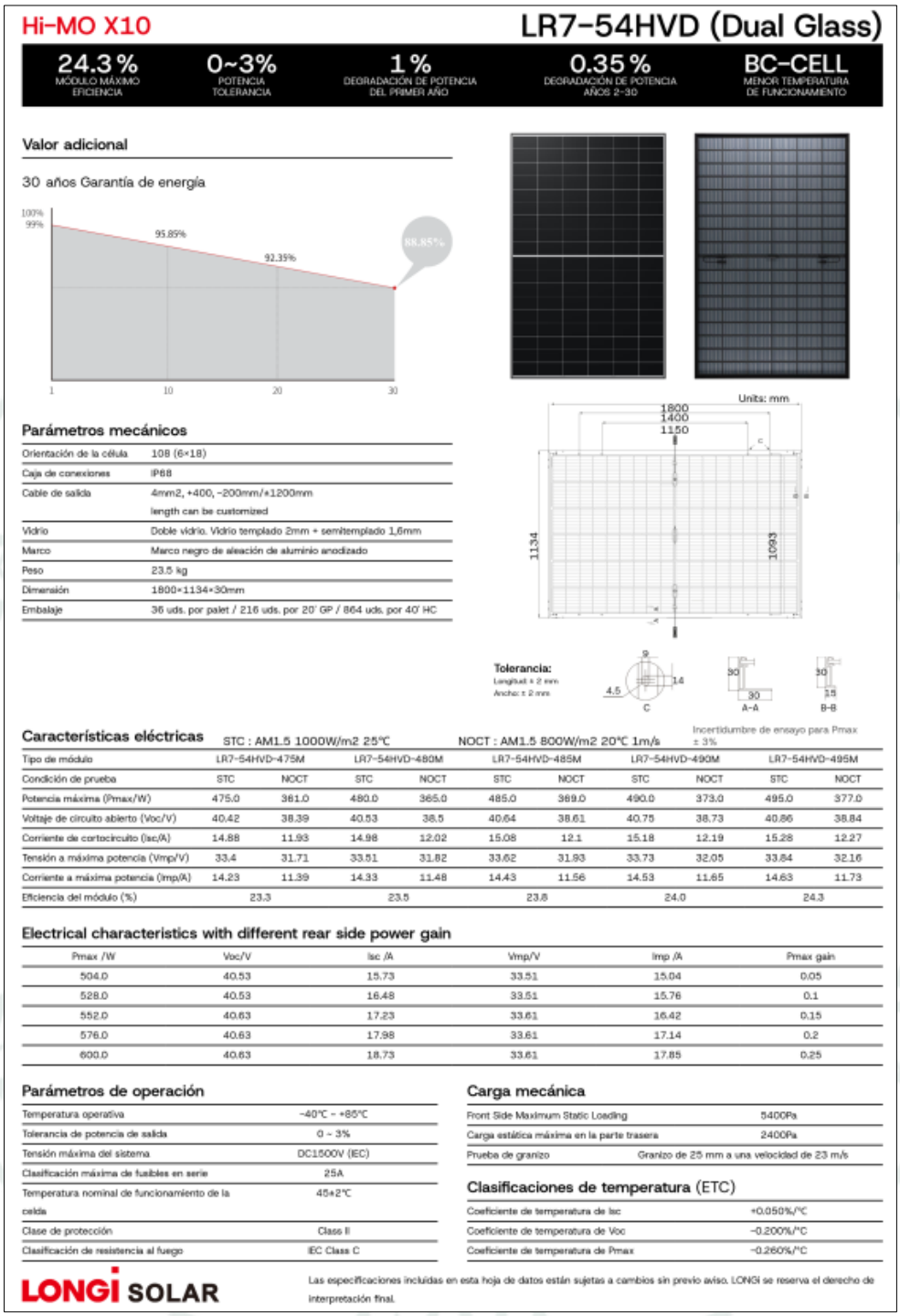
(a) For dry rubbing, the coefficient of friction will generally be higher at low loads, high speeds, high temperature, and for rougher surface finishes. Except for PTFE, the static (breakaway) coefficient of friction is 30 to 50% higher than the dynamic coefficient. For lubricated rubbing, the coefficient of friction may be higher at high loads.

(b) For SI units, multiply K by 10^{-15} to obtain $m^3/N \cdot m$; for customary units, multiply K by 0.8×10^{-10} to obtain $in.^3/lbf \cdot ft$.

Figura: B-5: Factor de desgaste de diferentes bujes metálicos y de polímeros contra eje de acero.

Nota. Tomado de Pike, R., & Conway-Jones, J. M. (1992). Friction and wear of sliding bearings. In ASM International (Ed.), ASM Handbook, Volume 18: Friction, Lubrication, and Wear Technology . ASM International.

C. Hojas de especificaciones técnicas



Hi-MO X10 — **LR7-54HVD (Dual Glass)**

24.3 %	0~3%	1 %	0.35 %	BC-CELL
MÓDULO MÁXIMO EFICIENCIA	POTENCIA TOLERANCIA	DEGRADACIÓN DE POTENCIA DEL PRIMER AÑO	DEGRADACIÓN DE POTENCIA AÑOS 2-30	MENOR TEMPERATURA DE FUNCIONAMIENTO

Valor adicional

30 años Garantía de energía

Parámetros mecánicos

Orientación de la célula	108 (6×18)
Caja de conexiones	IP68
Cable de salida	4mm2, +400, -200mm/+1200mm length can be customized
Vidrio	Doble vidrio. Vidrio templado 2mm + semitemplado 1,6mm
Marco	Marco negro de aleación de aluminio anodizado
Peso	23.5 kg
Dimensión	1800×1134×30mm
Embalaje	36 uds. por palet / 216 uds. por 20' GP / 864 uds. por 40' HC

Características eléctricas STC : AM1.5 1000W/m2 25℃ NOCT : AM1.5 800W/m2 20℃ 1m/s

Incertidumbre de ensayo para Pmax ± 3%

Tipo de módulo	LR7-54HVD-475M		LR7-54HVD-480M		LR7-54HVD-485M		LR7-54HVD-490M		LR7-54HVD-495M	
Condición de prueba	STC	NOCT	STC	NOCT	STC	NOCT	STC	NOCT	STC	NOCT
Potencia máxima (Pmax/W)	475.0	361.0	480.0	365.0	485.0	369.0	490.0	373.0	495.0	377.0
Voltaje de circuito abierto (Voc/V)	40.42	38.39	40.53	38.5	40.64	38.61	40.75	38.73	40.86	38.84
Corriente de cortocircuito (Isc/A)	14.88	11.93	14.98	12.02	15.08	12.1	15.18	12.19	15.28	12.27
Tensión a máxima potencia (Vmp/V)	33.4	31.71	33.51	31.82	33.62	31.93	33.73	32.05	33.84	32.16
Corriente a máxima potencia (Imp/A)	14.23	11.39	14.33	11.48	14.43	11.56	14.53	11.65	14.63	11.73
Eficiencia del módulo (%)	23.3		23.5		23.8		24.0		24.3	

Electrical characteristics with different rear side power gain

Pmax /W	Voc/V	Isc /A	Vmp/V	Imp /A	Pmax gain
504.0	40.53	15.73	33.51	15.04	0.05
528.0	40.53	16.48	33.51	15.76	0.1
552.0	40.63	17.23	33.61	16.42	0.15
576.0	40.63	17.98	33.61	17.14	0.2
600.0	40.63	18.73	33.61	17.85	0.25

Parámetros de operación

Temperatura operativa	-40℃ ~ +85℃
Tolerancia de potencia de salida	0 ~ 3%
Tensión máxima del sistema	DC1500V (IEC)
Clasificación máxima de fusibles en serie	25A
Temperatura nominal de funcionamiento de la célda	45±2℃
Clase de protección	Class II
Clasificación de resistencia al fuego	IEC Class C

Carga mecánica

Front Side Maximum Static Loading	5400Pa
Carga estática máxima en la parte trasera	2400Pa
Prueba de granizo	Granizo de 25 mm a una velocidad de 23 m/s

Clasificaciones de temperatura (ETC)

Coeficiente de temperatura de Isc	+0.050%/℃
Coeficiente de temperatura de Voc	-0.200%/℃
Coeficiente de temperatura de Pmax	-0.260%/℃

LONGi SOLAR

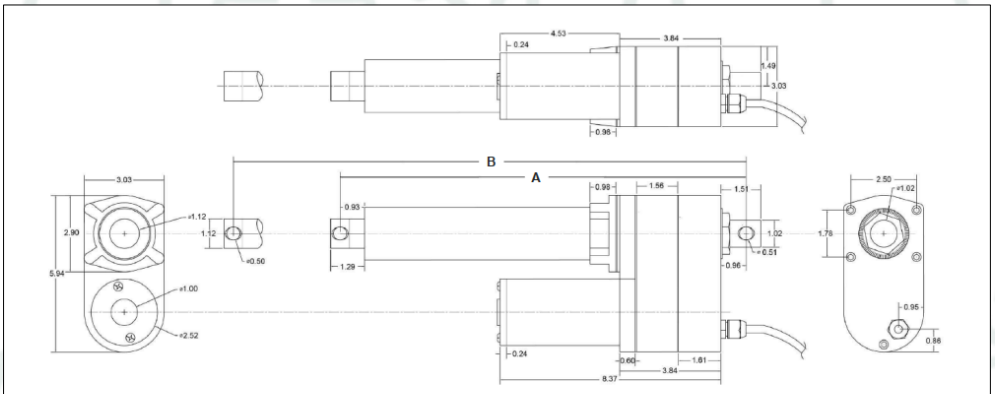
Las especificaciones incluidas en esta hoja de datos están sujetas a cambios sin previo aviso. LONGi se reserva el derecho de interpretación final.

Figura: C-1: Hoja de especificaciones de panel LONGi Hi-MO X10 LR7-54HVD

Specifications

Load (LBS)		No Load Current (A)				Full Load Current (A)				Speed (inch/sec)	
Dynamic	Static	12VDC	24VDC	36VDC	48VDC	12VDC	24VDC	36VDC	48VDC	No Load	Full Load
450	900	3.5	1.8	1.2	0.9	20.0	10.0	6.7	5.0	1.34	1.12
850	1700	3.5	1.8	1.2	0.9	20.0	10.0	6.7	5.0	0.66	0.55
2000	4000	3.5	1.8	1.2	0.9	20.0	10.0	6.7	5.0	0.33	0.27

Input Voltage	12VDC, 24VDC, 36VDC, 48VDC
Stroke	1" to 40"
Feedback	None, Potentiometer, Hall Effect
Duty Cycle	25%
Weather Protection	IP65
Overload Protection	Mechanical Slip Clutch
Operational Temperature	-25°C to 65°C (-13°F to 149°F)
Operating Noise	<70 dB
Limit Switch	Built-In (Adjustable) - Max 24" Stroke Length
Cable Length	40" (Customizable)
Connector	See Page 6 (Customizable)
Front Mounting Hole Size	0.50" (Customizable)
Rear Mounting Hole Size	0.50" (Customizable)
Actuator Type	Industrial
Motor Type	Brushed DC Motor
Screw Type	ACME
Stroke Rod Material	Stainless Steel 304
Housing Material	Stainless Steel
Gear Material	Powder Metallurgy Steel Alloy
Certifications	CE/RoHS
Compatible Mounting Brackets	BRK-17
Warranty	18 Months



Hole to Hole

PA-17	Stroke	1	2	3	4	6	8	9	10	12	14	16	18	20	22	24	30	40
	A	10.87	11.87	12.87	13.87	15.87	17.87	18.87	19.87	21.87	23.87	25.87	27.87	29.87	31.87	33.87	41.87	51.87
	B	11.87	13.87	15.87	17.87	21.87	25.87	27.87	29.87	33.87	37.87	41.87	45.87	49.87	53.87	57.87	71.87	91.87

Figura: C-2: Hoja especificaciones Actuador lineal Progressive automatations PA-17

Overview

Dimensions

Bore diameter	60 mm
Outside diameter	75 mm
Width	60 mm
Flange diameter	85 mm
Flange thickness	8 mm

Properties

Design	Flanged
Material	Solid bronze
Relubrication feature	With

Logistics

Product net weight	0.924 kg
eClass code	23-05-01-90
UNSPSC code	31171605

Figura: C-3: Datos técnicos buje bronce SKF SKF PBMF 607560 M1G1

Description

Shape	Aluminum plate, sheet, coil
Samples	Free
Grade	1000series, 3000series, 5000series
Temper	O,H14,H18,H24,
Common Width	30 - 1320mm
Common Thickness	0.018mm - 0.5mm
Coil weight	150-2500kg
Reflection	85-95%
Optional Processing	Color coated, Embossed
Protection	Plastic film covering
Technology	Hot rolling, cold rolling
Delivery	15 - 20 days of 5-10 tons for reference

Applications

Mirror aluminum sheet is widely used in Solar heat collection reflective.



Figura: C-4: Datos técnicos aluminio reflectante - FASTARRIVER

D. Simulación multi física del módulo reflector – Caso critico

Pre procesado

Se preparó el modelo CAD de la superficie superior del módulo de baja concentración, retirando detalles y partes que no contribuyen al análisis. También se generó el dominio de fluido de aire que servirá para la simulación en ANSYS CFD. Recalcar que como se definió, el lugar de instalación será para techos de edificios residenciales, por lo que se modela la forma del techo en el dominio del fluido.

Con el objetivo de simular con fidelidad el comportamiento del viento en la parte trasera del reflector, que es una zona donde existe separación de flujo y una estela turbulenta, optamos por incorporar el resto de elementos que se encuentran detrás de este para no interferir con el campo de presiones que se generaría como se ve en la figura D-1.

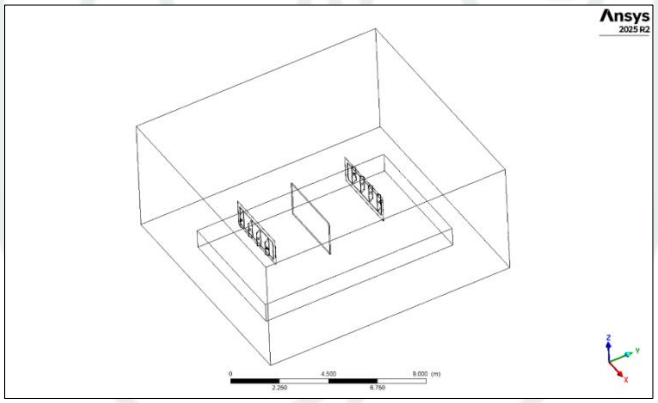
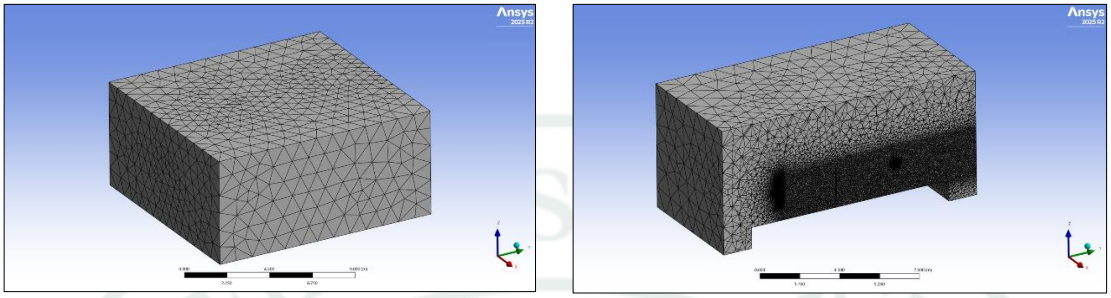


Figura: D-1: Dominio de fluido.
Fuente: Elaboración propia.

Discretizacion en ANSYS CFD: Una vez definido el dominio fluido (figura D-2) con el que trabajaremos, empezamos la discretizacion de este. Para la configuración de esta parte se suprime el cuerpo del reflector pues este no entra en esta parte del análisis. Se creó este dominio tomando en cuenta una distancia mínima de la superficie de entrada y salida del fluido de aire de 5.5 metros y de 3.5 m en cada lado. El mallado de la parte cercana a la superficie a

analizar fue más fina, así como la parte trasera que corresponde a la estela. Las estadísticas del mallado están resumidas en la tabla D-1.



a) Parte externa b) Parte interna

Figura: D-2: Mallado del dominio de fluido: a) Parte externa y b) Parte interna.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla D-1: Estadísticas del mallado del dominio de fluido en ANSYS CFD.

Nodos	257981
Elementos	872584

Fuente: Elaboración propia

Para evaluar la calidad de la malla generada se usará la métrica skewness, que mide cuan deformado está el elemento finito respecto a una geometría ideal. El porcentaje mayoritario de los elementos finitos tiene que ser menor al 0.25 idealmente, que se cumple en nuestro mallado como se ve en la figura D-3.

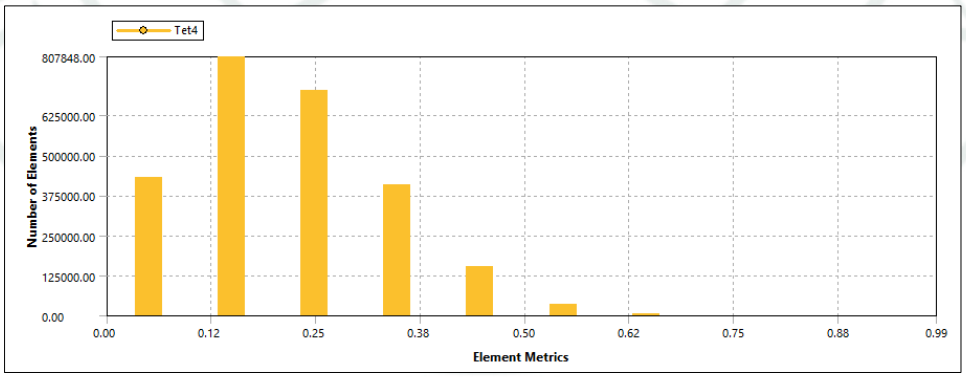


Figura: D-3: Distribución de elementos de malla – Métrica skewness
Fuente: Elaboración propia

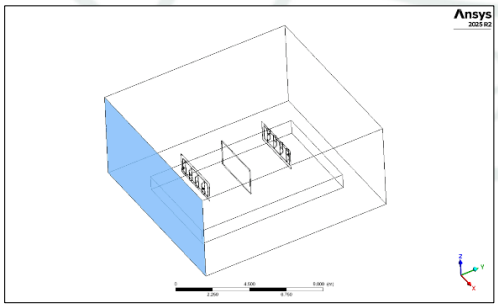
El criterio de convergencia que se adoptará estará enfocado en buscar la estabilidad de la fuerza aerodinámica generada a través del reporte “Fuerza_y_op”. Esta estabilidad o convergencia se evaluará a través de una parametrización de valores del mallado del dominio en el modelo. Variaremos el mallado de uno grueso a uno fino y se evaluara la variación de la fuerza, como se ve en la figura D-4.

Table of Design Points

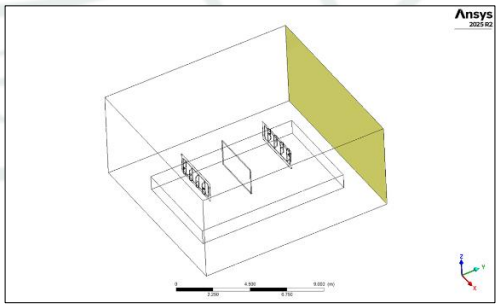
	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N
1	Name	P27 - Face Sizing - Reflector - M2 Element Size	P28 - Body Sizing - Estela - M1 Element Size	P29 - Body Sizing 2 - General - M3 Element Size	P6 - Mesh Elements	P23 - fuerza-x -op	P25 - fuerza -z-op	P26 - fuerza -y-op	P30 - fuerza -x-pbf -op	P31 - fuerza-y -pbf-op	P32 - fuerza-z -pbf-op	Retain	Retained Data	Note
2	Units	m	m	m		N	N	N	N	N	N			
3	DP 0	1	3	8	2.2879E+05	4282.9	1309.4	11703	-4.5634	-499.59	-12.133	☑	✓	
4	DP 1	0.8	2.5	6	2.3133E+05	-2149.7	10838	13073	-4.5384	827.06	3.893	☑	✓	
5	DP 2	0.6	2	5.5	2.3525E+05	15.086	41.275	3534.8	-0.82794	1158.2	2.8271	☑	✓	
6	DP 3	0.4	1.5	5	2.4435E+05	1.8104	50.499	3925.2	0.98619	855.61	7.9384	☑	✓	
7	DP 4 (Current)	0.2	1	4	2.6315E+05	-0.61757	80.523	4062.3	5.0145	659.77	21.893	☑	✓	
8	DP 5	0.1	0.5	3.5	3.0251E+05	-0.65831	94.834	4045.6	2.3518	589.71	21.086	☑	✓	
9	DP 6	0.08	0.25	3	3.662E+05	-0.0046258	91.929	3964.7	-2.5499	615.61	29.518	☑	✓	
10	DP 7	0.05	0.15	2.5	6.2643E+05	1.9412	87.473	4042.9	-0.64826	623.6	27.016	☑	✓	
11	DP 8	0.03	0.15	2	8.7166E+05	-1.4886	86.089	3996.4	1.088	633.69	31.764	☑	✓	
*												☐		

Figura: D-4: Parametrización de valores – Caso critico
Fuente: Elaboración propia

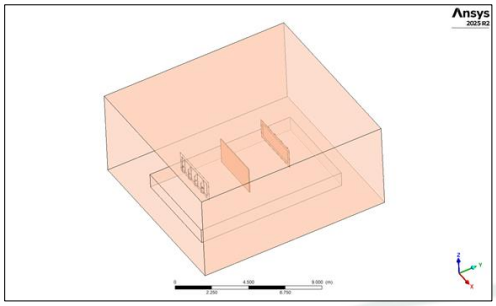
Condiciones de frontera en ANSYS CFD: Se definen las condiciones de frontera (mostradas en la figura D-5), como la admisión de velocidad (108 km/hr) que define la magnitud y dirección del flujo de entrada. También se definió la salida a presión atmosférica que permite que el flujo abandone el dominio sin imponer restricciones extras sobre la velocidad. Finalmente, el resto de superficies fueron definidas como paredes, que representan superficies solidas impermeables que modelan la interacción entre el fluido y las superficies del reflector y el resto de elementos.



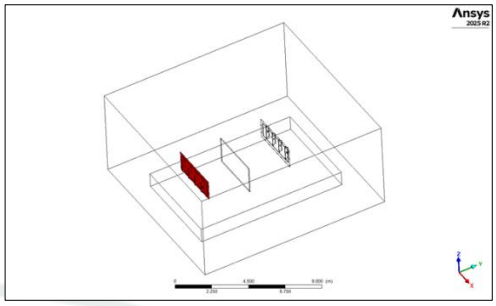
a) Admisión de velocidad



b) Salida a presión atmosférica



c) Paredes



d) Superficie del reflector

Figura: D-5: Condiciones de frontera en ANSYS CFD.
Fuente: Elaboración propia.

Discretizacion en ANSYS Mechanical: El mallado del análisis estructural (figura D-6) se realizó sobre la parte del reflector, la parte del dominio de fluido fue suprimida. Las características del mallado fueron resumidas en la tabla D-2.

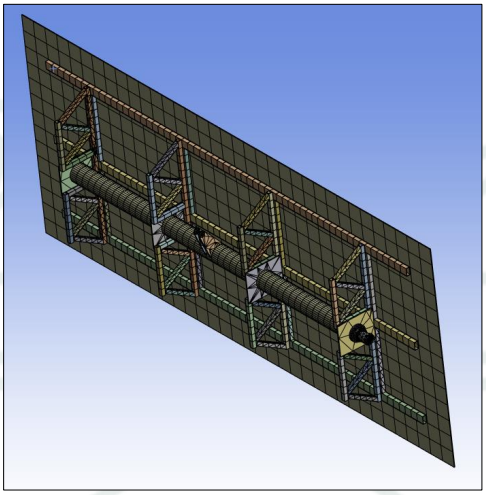


Figura: D-6: Mallado empleado del reflector en ANSYS STRUCTURAL.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla D-2: Estadísticas del mallado empelado en la parte de ANSYS STRUCTURAL.

Nodos	60529
Elementos	19965

Fuente: Elaboración propia

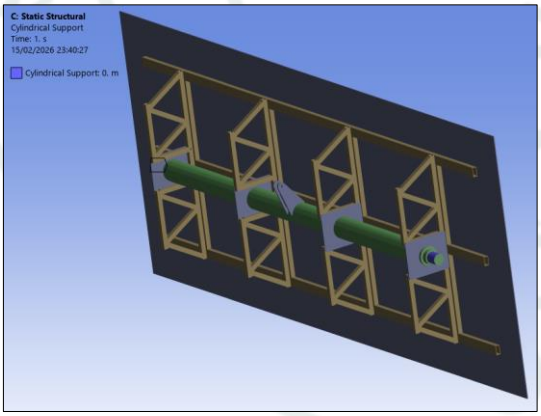
Se asignó con detalle los materiales a cada parte del reflector como se ve en la tabla D-3, este está compuesto de varios tipos de acero. Estas propiedades son la razón de Poisson, el módulo de elasticidad, el límite de fluencia y el último esfuerzo en tensión.

Tabla D-3: Materiales empleados en el reflector en ANSYS STRUCTURAL.

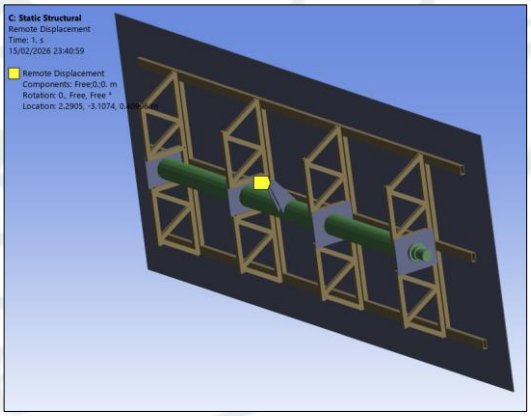
Nombre	Módulo de elasticidad (GPa)	Razón de Poisson	Esfuerzo de fluencia [MPa]	Esfuerzo ultimo (Mpa)
Acero AISI 1045	205	0.29	392	618
Acero ASTM A36	200	0.29	250	400
Acero ASTM A500 Grado b	200	0.29	315	400
Acero ASTM A53 / A53M	200	0.29	241	415

Fuente: Elaboración propia

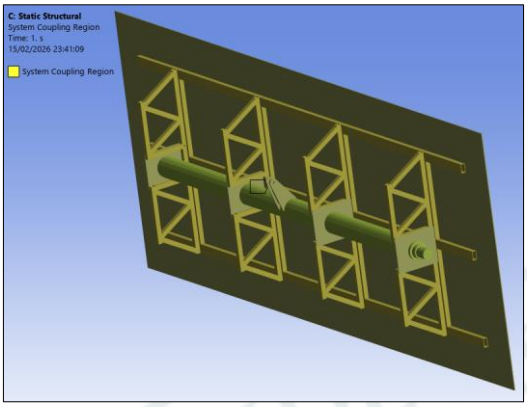
Condiciones de frontera en ANSYS Mechanical: Las condiciones de frontera establecidas serán: soporte cilíndrico en los extremos (donde el eje se apoya en una chumacera) con el movimiento tangencial libre y los otros dos restringidos, y desplazamiento remoto en la parte central (donde conecta el vástago del actuador lineal) restringiendo el movimiento en el eje X y la rotación en los ejes Z y Y. También se define una zona de aplicación de la presión comunicada a este análisis por el System Coupling y una fuerza extra de 3000 N aplicada en sentido de la gravedad. Estas resumidas en la figura D-7



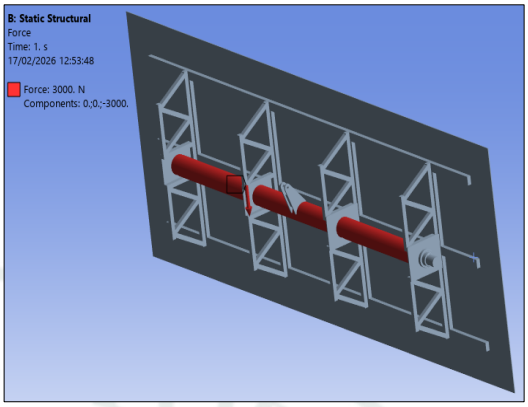
a) Soporte cilindrido



b) Desplazamiento remoto



c) Zona de referencia de presion



d) Fuerza adicional

Figura: D-7: Condiciones de frontera en ANSYS MECHANICAL.
Fuente: Elaboración propia

Procesamiento e inicialización

La convergencia constituye un criterio esencial en las simulaciones numéricas desarrolladas en ANSYS, ya que permite verificar la confiabilidad y estabilidad de los resultados obtenidos. Este proceso se evalúa mediante el seguimiento de la ecuación RMS, la cual mide la variación de las magnitudes calculadas en cada iteración del solver (figura D-8). A través de un procedimiento iterativo, se comparan los valores sucesivos y se establecen tolerancias de convergencia basadas en la variación relativa, lo que permite determinar si el modelo ha alcanzado un estado estacionario aceptable.

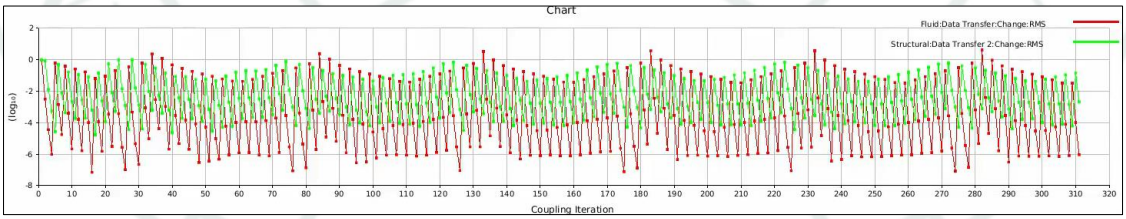


Figura: D-8: Convergencia de solución de ambos solucionadores.
Fuente: Elaboración propia.

Post proceso

A continuación, se graficarán los resultados del proceso de convergencia en la figura D-9. En el eje X estarán el número de elementos de mallado, y la fuerza resultante graficada estará

en el eje Y. El porcentaje de convergencia que buscamos será del 2%. Este se logra a partir del sexto escenario, alcanzando una fuerza de 3953.4 N. Los datos tabulados se encuentran en la tabla D-4.

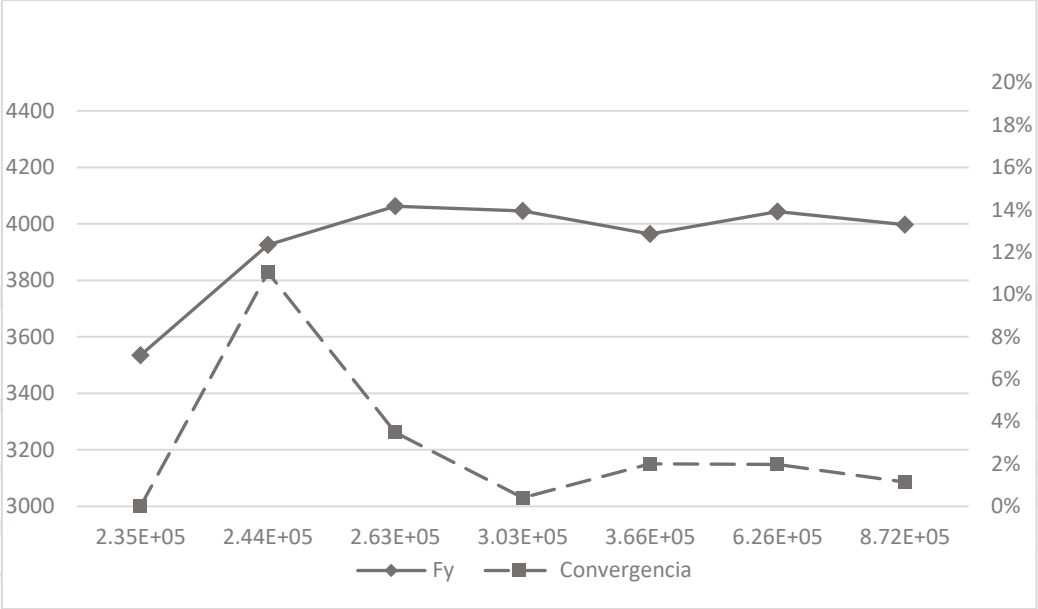


Figura: D-9: Convergencia fuerza Fy – Caso critico - Modulo reflector de baja concentración
Fuente: Elaboración propia

Tabla D-4: Convergencia fuerza Fy – Caso critico - Modulo reflector de baja concentración

	Mesh	Fy	Convergencia
	Elementos	**N**	**%**
1	2.35E+05	3534.8	0.0%
2	2.44E+05	3925.2	11.0%
3	2.63E+05	4062.3	3.5%
4	3.03E+05	4045.6	0.4%
5	**3.66E+05**	**3953.4**	**2.0%**
6	6.26E+05	4042.9	2.0%
7	8.72E+05	3996.4	1.2%

Fuente: Elaboración propia

Comportamiento del dominio de fluido: Se usa dos contornos de velocidades sobre dos planos medios para describir el comportamiento del fluido como se ve en la figura D-10. Como se ve existe una zona de alta velocidad en la parte inferior del panel, causada por la

reducción de la sección, esto genera una zona de presión extra sobre la parte inferior del reflector.

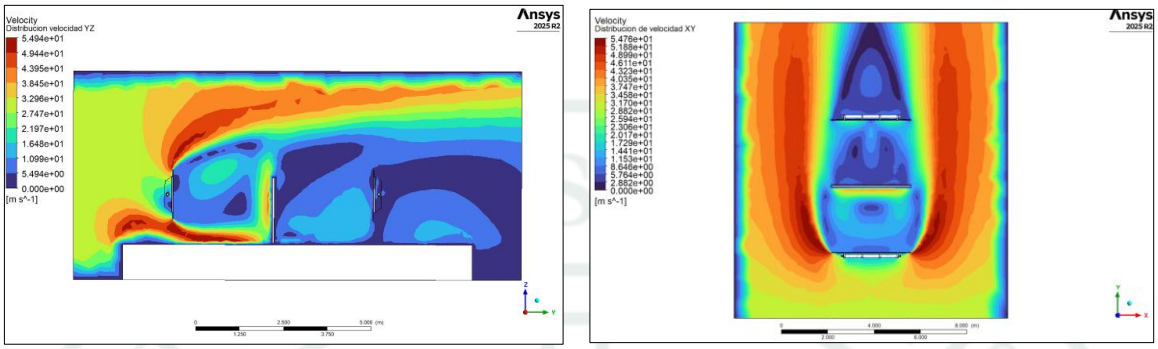


Figura: D-10: Distribución de velocidades en planos medios en ANSYS CFD.
Fuente: Elaboración propia.

La distribución de presiones sobre el reflector muestra una zona de mayor presión en la zona inferior, ubicado a 0.27m de la parte media del reflector. Aquí se ubicará la fuerza resultante de 3953.4 N en el reflector, como se ve en la figura D-11. Estos valores están resumidos en la tabla D-5.



Figura: D-11: Distribución de presiones sobre el reflector en ANSYS CFD.
Fuente: Elaboración propia.

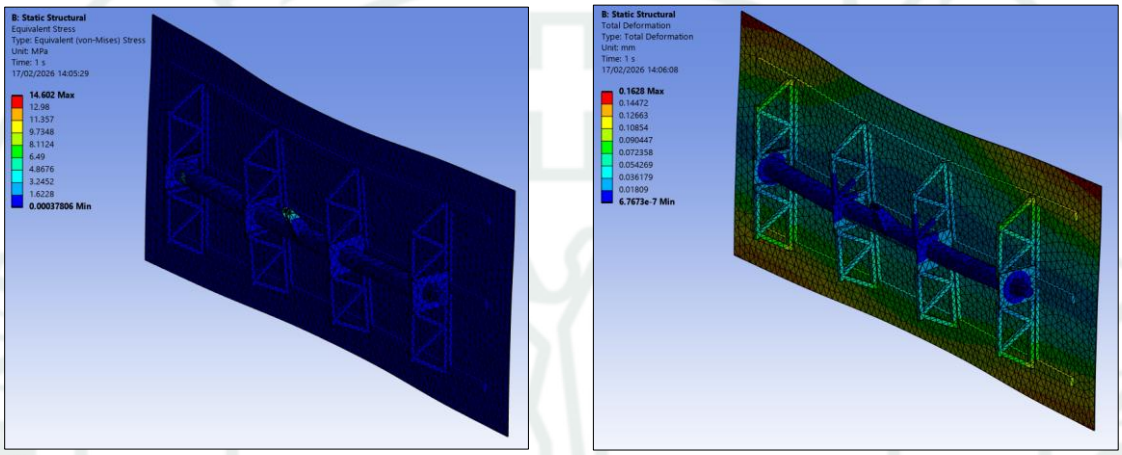
Tabla D-5: Fuerza y distancia de fuerza de viento en el reflector.

Fuerza en el eje Y		
Fy	3953.4	N
Distancia		
dv	0.266	m

Fuente: Elaboración propia

Resultados: La fuerza de viento aplicada sobre el reflector en el caso critico hallada por simulación será de 3953.4 N a 0.27m de la parte media.

Comportamiento del reflector: Se obtiene un esfuerzo promedio de Von Misses de 2.2 Mpa, teniendo el valor más alto en el brazo de torque (14.6 Mpa). También se obtiene una deformación máxima de 0.16 mm en los extremos de la plancha que soporta la lámina reflectora de aluminio como se ve en la figura 4.19.



a) Esfuezo de Von Misses b) Deformacion total

Figura: D-12: Esfuerzo de Von Misses y deformación total en ANSYS MECHANICAL.
Fuente: Elaboración propia.

Con estos datos calculamos el factor de seguridad y la deformación angular máxima con el que trabaja el módulo reflector. Se considera que la deformación angular máxima que puede soportar el módulo reflector, sin comprometer el sistema de seguimiento, será de 1°.

- Factor de seguridad del módulo reflector: FS_{mr}
- Esfuerzo máximo de Von Misses en el módulo reflector: $\sigma_{VM,max}$ = 14.6 Mpa.
- Esfuerzo fluencia del brazo de torque (Acero AISI A36): $\sigma_{y,BT}$ = 250 Mpa.
- Deformación máxima total en el módulo reflector: δ_{mr}= 1.6 mm.
- Deformación angular máxima en el módulo reflector: θ_{mr}
- Deformación angular máxima permisible en el módulo reflector: θ_{max}= 1°.
- Largo total de la superficie reflectante del módulo reflector: Lmax = 3.41 m.

$$FS_{mr} = \frac{\sigma_{y,BT}}{\sigma_{VM,max}} = \frac{250}{14.6} \rightarrow FS_{mr} = 17.1$$

- $\theta_{mr} = \text{atan}\left(\frac{\delta_{mr}}{L_{max/2}}\right) = \text{atan}\left(\frac{0.0016}{\frac{3.41}{2}}\right) \rightarrow \theta_{mr} = 0.05°$
    - $\theta_{mr} < \theta_{max} \rightarrow 0.05 < 1 \rightarrow Si\ cumple$

Resultados: El módulo reflector resiste las cargas de viento correspondientes al caso crítico, presentando un factor de seguridad de 17. Asimismo, la deformación angular máxima en la superficie reflectante es menor a 1°, manteniendo la geometría necesaria para su funcionamiento óptico.

E. Metrado de cargas y análisis estructural en tubo torsor – Caso crítico y no critico

- **Análisis de cuerpo libre y definición de cargas.**

Realizaremos un diagrama de cuerpo libre en el que graficaremos todas las fuerzas actuantes. Estas fuerzas y momentos serán transmitidos al eje torsor a través de las celosías de unión (componente 3). Y a su vez las fuerzas y momentos de reacción serán trasmitidos al bastidor a través de las chumaceras, que estarán ubicadas los extremos.

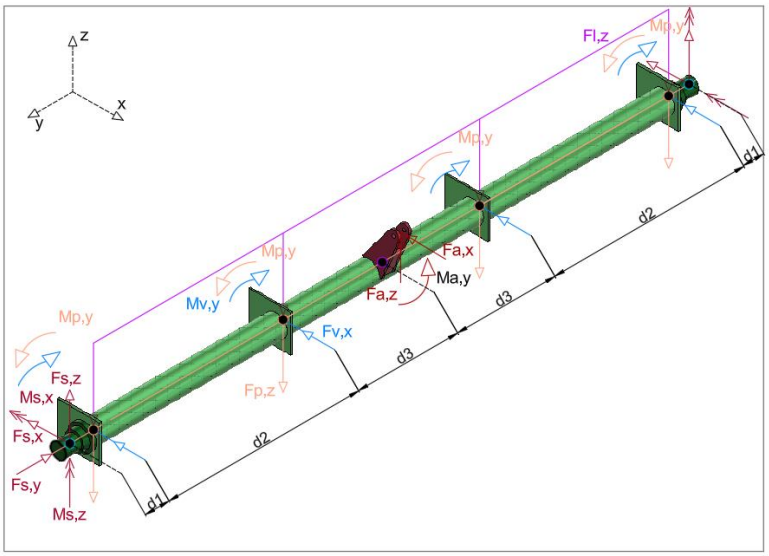


Figura: E-1: Diagrama de cuerpo libre – tubo torsor
Fuente: Elaboración propia.

Como observamos en la figura E-1 existen diferentes cargas, y para distinguirlas asociaremos un color según su tipo de carga. Tendrán un color rosado, melón, celeste y rojo oscuro para las cargas vivas, muertas, de viento y para las reacciones en los soportes respectivamente. A continuación, se describirá cada fuerza mencionada en el gráfico:

- $F_{v,x}$: Fuerza en el eje x ejercida por el viento a través de las celosías de unión.
- $F_{p,z}$: Fuerza en el eje z ejercida por el peso de componentes a través de las celosías de unión.
- $M_{v,y}$: Momento respecto al eje y ejercida por el viento a través de las celosías de unión.
- $M_{p,y}$: Momento respecto al eje y ejercida por peso de componentes a través de las celosías de unión.
- $F_{a,z}$: Fuerza en el eje z ejercida por el actuador lineal a través del brazo de unión.

- $F_{a,x}$: Fuerza en el eje x ejercida por el actuador lineal a través del brazo de unión.
- $M_{a,y}$: Momento respecto al eje y ejercida por el actuador lineal a través del brazo de unión.
- $F_{l,z}$: Fuerza lineal en el eje z ejercida en caso de emergencia en el montaje de la estructura.
- $F_{s,x}$: Fuerza de reacción en el eje x ejercida por la chumacera.
- $F_{s,y}$: Fuerza de reacción en el eje y ejercida por la chumacera.
- $F_{s,z}$: Fuerza de reacción en el eje z ejercida por la chumacera.
- $M_{s,x}$: Momento de reacción en el eje x ejercido por la chumacera.
- $M_{s,z}$: Momento de reacción en el eje z ejercido por la chumacera.

- **Metrado de cargas - caso crítico.**

Empezamos hallando las cargas muertas, resaltar que estas se dividen en cuatro partes y se transmiten al tubo torsor a través de las celosías de unión (componente 3).

- Masa componentes 1, 2 y 3: Mcomp = 257.7 Kg.
- Gravedad: g = 9.81 m/s^2.
- Fuerza componentes 1,2 y 3: Fcomp.
- Momento producido por el peso de componentes 1, 2 y 3: Mcomp.
- Distancia del centro del tubo torsor al centro de gravedad de estos componentes: dcomp = 0.1380 m.

$$F_{comp} = M_{comp} * g = 257.7 * 9.81 = 2528.0\ N$$

$$F_{p,z} = \frac{F_{comp}}{4} = \frac{2528.0}{4} = 632.0\ N$$

$$M_{comp} = F_{comp} * d_{comp} = 2528.0 * 0.1380 = 348.9\ N - m$$

$$M_{p,y} = \frac{M_{comp}}{4} = \frac{348.87}{4} \rightarrow M_{p,y} = 87.2\ N - m$$

Ahora hallamos las cargas vivas. Resaltar que estamos agregando una carga lineal extra, en caso de que se manipule o se apoye algo en el tubo torsor en algún momento de su funcionamiento o montaje.

- Masa extra: M_{ext} = 160 Kg.
- Gravedad: g = 9.81 m/s^2.
- Fuerza extra: F_{ext}.
- Longitud de acción de la fuerza extra: l_{ext} = 2.317 m.

$$F_{ext} = M_{ext} * g = 160 * 9.81 \rightarrow F_{ext} = 1569.60\ N$$

$$F_{l,z} = \frac{F_{ext}}{l_{ext}} = \frac{1569.60}{2.317} \rightarrow F_{l,z} = 677.4\ N/m$$

Por ultimo hallamos las cargas de viento, resaltar que estas se dividen en cuatro partes y se transmiten al tubo torsor a través de las celosías de unión (componente 3). Estas se tomarán del cálculo realizado para dimensionar el actuador lineal en el capítulo 4.2.3.

- Fuerza resultante por presión del viento en el eje x: Fv = 3953.4 N.
- Momento resultante por presión del viento en el eje y: Mv,y.
- Distancia del centro a la fuerza resultante por presión del viento: dv = 0.266 m.

$$F_v = \frac{F_{v,x}}{4} = \frac{3953.4}{4} \rightarrow F_v = 988.4\ N$$

$$M_{v,y} = F_v * d_v = 3953.4 * 0.266 = 1051.6\ N - m$$

$$M_{v,y} = \frac{M_{v,y}}{4} = \frac{1051.6}{4} \rightarrow M_{v,y} = 262.9\ N - m$$

- **Metrado de cargas - caso no crítico.**

Como se mencionó anteriormente este caso será cuando el módulo reflector este inclinado $\emptyset = 40°$ respecto a la vertical (o en su posición final). En esta posición el eje torsor estará menos esforzado por dos motivos:

- El centro de gravedad se acerca más al centro del eje torsor, lo que ocasiona que el torque requerido por el actuador lineal sea menor.
- La fuerza producida por el impacto del viento en la plancha soporte disminuye por disminuir el ángulo de ataque o el ángulo entre este y la dirección del viento.

La carga muerta se calculará por el peso de los componentes 1, y 2 y 3 que van conectados al eje torsor.

- Masa componentes 1, 2 y 3: Mcomp = 257.7 Kg.
- Gravedad: g = 9.81 m/s^2.
- Fuerza componentes 1,2 y 3: Fcomp.
- Momento producido por el peso de componentes 1, 2 y 3: Mcomp.
- Distancia del centro del tubo torsor al centro de gravedad de estos componentes: dcomp = 0.0923 m.

$$F_{comp} = M_{comp} * g = 257.7 * 9.81 = 2528.0\ N$$

$$F_{p,z} = \frac{F_{comp}}{4} = \frac{2528.0}{4} \rightarrow F_{p,z} = 632.0\ N$$

- $M_{comp} = F_{comp} * d_{comp} = 2528.0 * 0.0923 = 233.34\ N - m$
- $M_{p,y} = \frac{M_{comp}}{4} = \frac{233.34}{4} \rightarrow M_{p,y} = 58.33\ N - m$

La carga viva será la misma que para el caso crítico, una carga lineal considerada por alguna fuerza actuante durante el montaje.

- $F_{l,z} = 677.43\ N/m$

Por último, la carga de viento se tomará del cálculo que se hizo en el capítulo 4.2.2.2, para la posición final del reflector.

- Fuerza resultante por presión del viento: Fvt = 3555.4 N.
- Fuerza resultante por presión del viento en el eje x: Fvt,x = 2285.4 N.
- Fuerza resultante por presión del viento en el eje z: Fvt,z = 2723.6 N.
- Momento resultante por presión del viento en el eje y: Mvt,y.
- Distancia del centro a la fuerza resultante por presión del viento: dv = 0.285 m.

- $F_{v,x} = \frac{F_{vt,x}}{4} = \frac{2285.4}{4} \rightarrow F_{v,x} = 571.4\ N$
- $F_{v,z} = \frac{F_{vt,z}}{4} = \frac{2723.6}{4} \rightarrow F_{v,z} = 680.9\ N$
- $M_{vt,y} = F_{vt} * d_v = 3555.4 * 0.285 = 1013.3\ N - m$
- $M_{v,y} = \frac{M_{vt,y}}{4} = \frac{1013.3}{4} \rightarrow M_{v,y} = 253.3\ N - m$

Se resumirán los valores de las cargas en la tabla E-1.

Tabla E-1: Resumen de cargas en tubo torsor para caso crítico y no critico

Casos	**Carga viva**		**Carga viva**	**Carga de viento**		
	Fp,z	**Mp,y**	**Fl,z**	**Fv,x**	**Fv,z**	**Mv,y**
	N	N-m	N	N	N	N-m
Caso critico	-632.0	87.2	-677.4	-988.4	0	-262.9
Caso no critico	-632.0	58.33	-677.4	-571.4	680.9	253.32

Fuente: Elaboración propia.

- **Análisis estructural del tubo torsor – Sap 2000**

Esta simulación se realizará con ayuda del software SAP2000 – Structural Analysis Program, desarrollado por Computers and Structures, Inc. (CSI). Los objetivos que buscaremos serán los siguientes:

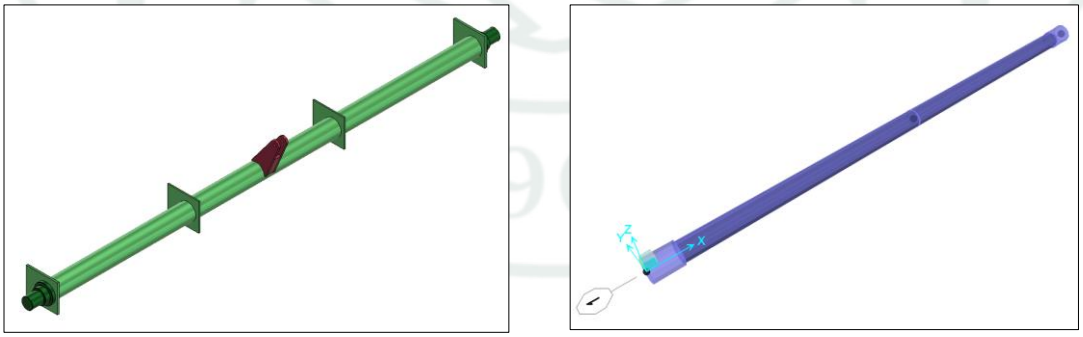
- Hallar los diagramas de momento flexionante y torsor en el eje.

Para el metrado de cargas y la determinación de los gráficos mencionados se empleará las combinaciones de carga establecidas en la especificación del American Institute of Steel Construction (AISC), bajo el enfoque Load and Resistance Factor Design (LRFD). Específicamente usaremos con las combinaciones A4-1, A4-2 y A4.4 que serán las más críticas en nuestro caso.

- **Descripción del modelo estructural**

Se realizarán algunas simplificaciones con el fin de poder simular el modelo en el software SAP 2000 como vemos en la figura E-2, estas serán:

- Las cartelas que unen el eje torsor con las celosías de unión, no estarán modeladas.
- El brazo de palanca que está unido al eje torsor no estará modelado. Se tomará como un solo punto y como apoyo.
- El eje sólido, ubicado en los extremos, se tomará con un eje continuo y no como un eje escalonado, como es en modelo real.



a) Modelo real b) Modelo simplificado

Figura: E-2: Simplificaciones al tubo torsor.
Fuente: Elaboración propia.

El eje torsor estará formado con dos perfiles de acero. En los extremos será de un eje de acero AISI 1045 de Ø 90 mm y en el medio será de tubo redondo estructural de acero ASTM A500 de 3 in y 4mm de espesor. Sus medidas están resumidas en la figura E-3.

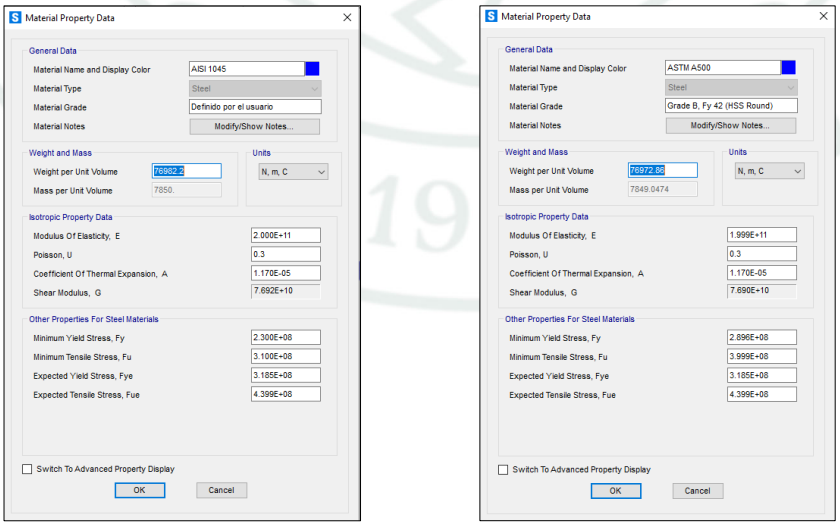


DESIGNACIÓN NOMINAL		DIMENSIÓN EXTERIOR (mm)	Pesos Nominales, Kg/m				ESPESORES (mm)		
			1.5	1.8	2	2.5	2.9	3	4
REDONDO NOMINAL	1/2"	21.3	--	0.866	0.952	1.159	--	--	--
	3/4"	26.9	--	1.105	1.218	1.492	--	--	--
	1"	33.7	--	1.403	1.549	1.905	--	2.249	--
	1 1/4"	42.2	1.506	1.793	1.983	2.448	--	2.900	--
	1 1/2"	48.3	1.731	2.064	2.2842.876	2.2843.564	3.247	3.351	4.370
	2"	60.3	--	2.597	3.503	4.347	4.105	4.239	--
	2 1/2"	73.0	--	--	4.285	5.327	--	5.179	--
	3"	88.9	--	--	5.539	6.892	--	6.355	8.375
	4"	114.3	--	--			--	8.234	10.851
	6"	165.1						13.910	

Código	Descripión	Dimensión
002013_012.6997	AC. LAMINADO 1045 R	1/2"
002013_015.8747	AC. LAMINADO 1045 R	5/8"
002013_019.0496	AC. LAMINADO 1045 R	3/4"
002013_022.2245	AC. LAMINADO 1045 R	7/8"
002013_025.3995	AC. LAMINADO 1045 R	1"
002013_028.5744	AC. LAMINADO 1045 R	1.1/8"
002013_031.7494	AC. LAMINADO 1045 R	1.1/4"
002013_034.9243	AC. LAMINADO 1045 R	1.3/8"
002013_038.0993	AC. LAMINADO 1045 R	1.1/2"
002013_041.2742	AC. LAMINADO 1045 R	1.5/8"
002013_044.4491	AC. LAMINADO 1045 R	1.3/4"
002013_050.7990	AC. LAMINADO 1045 R	2"
002013_057.1489	AC. LAMINADO 1045 R	2.1/4"
002013_063.4988	AC. LAMINADO 1045 R	2.1/2"
002013_065.0000	AC. LAMINADO 1045 R	65 MM
002013_070.0000	AC. LAMINADO 1045 R	70 MM
002013_075.0000	AC. LAMINADO 1045 R	75 MM
002013_085.0000	AC. LAMINADO 1045 R	85 MM
002013_090.0000	AC. LAMINADO 1045 R	90 MM

Figura: E-3: Hoja de datos de perfiles del tubo torsor
Fuente: Elaboración propia

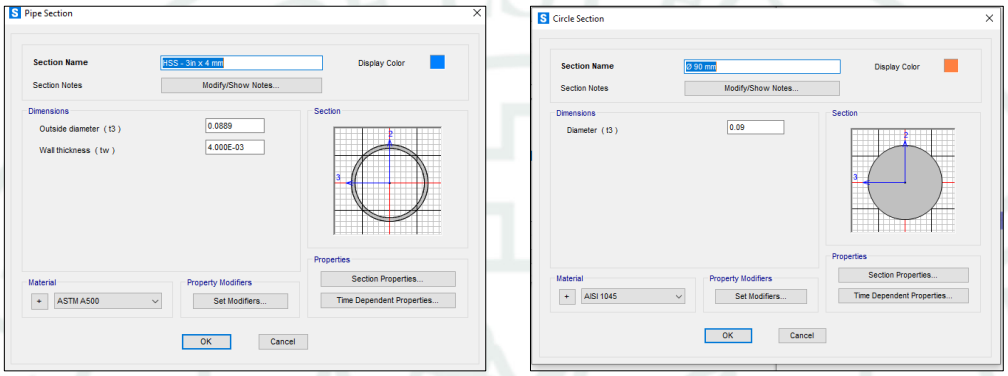
Ahora definimos los materiales en el programa SAP 2000. Estos se obtendrán de la hoja de propiedades de cada acero. Acotar que el dato que nos importa mantener es la densidad del material, puesto que el resto de propiedades no nos servirán, como se puede ver en la figura E-4.



a) AISI 1045 b) ASTM A500

Figura: E-4: Materiales de perfiles del tubo torsor
Fuente: Elaboración propia

Ahora definimos los perfiles, como se ve en la figura E-5. Acotar que para la simulación se usó una viga no prismática, esta nos permite integrar los dos perfiles con los que está armado el eje torsor (figuraE-6).



a) HSS 3’’ x 4 mm b) Ø 90 mm

Figura: E-5: Perfiles del tubo torsor
Fuente: Elaboración propia

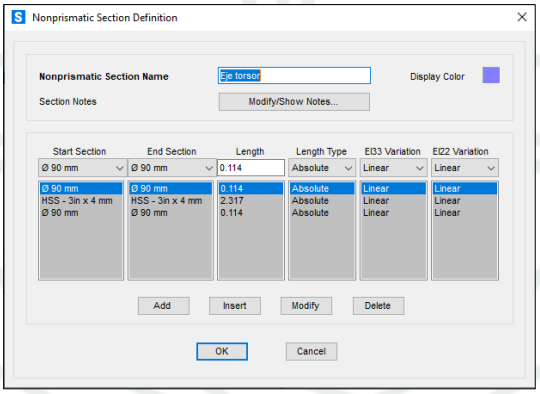


Figura: E-6: Sección no prismática que forma al tubo torsor
Fuente: Elaboración propia

Definimos las restricciones (figura E-7), estas son de dos tipos:

- En los extremos (1A y 1G) estará apoyado en una chumacera. Su desplazamiento estará restringido radialmente y axialmente hacia afuera en cada apoyo, esto por el contacto de la brida de la camisa de bronce con la chumacera. Su giro estará restringido en los ejes “Y” y “Z” y libre en el eje “X”.

- En el medio (1D) estará conectado al actuador lineal. Este limitara su desplazamiento en el eje “Y” y “Z” y será libre en el eje “X”. El giro estará restringido en el eje “X” y libre en el resto de ejes.

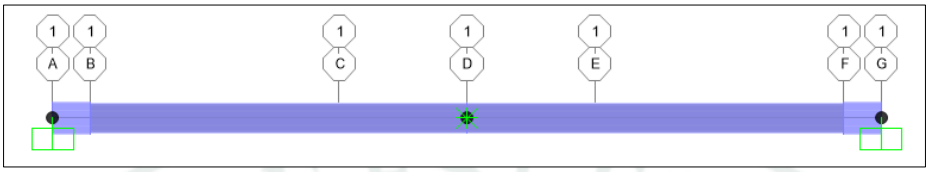


Figura: E-7: Restricciones del tubo torsor.
Fuente: Elaboración propia.

Se definen los tipos de carga, estos serán tres: Viva, Muerta y Viento. Resaltar que la carga muerta toma en cuenta el peso de los componentes, para lo cual se toma el factor de peso propio como 1, en el resto de cargas este factor es cero. Estos se resumen en la figura E-8.

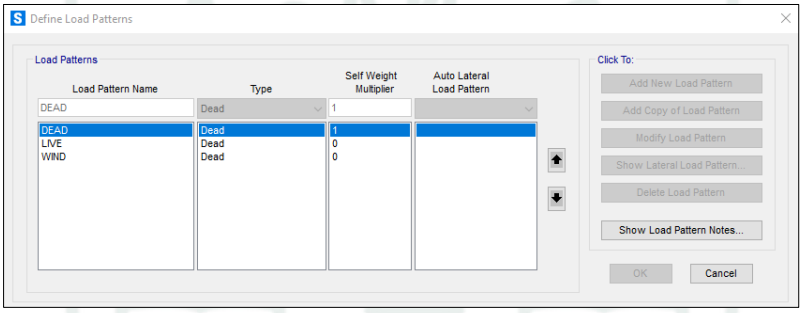
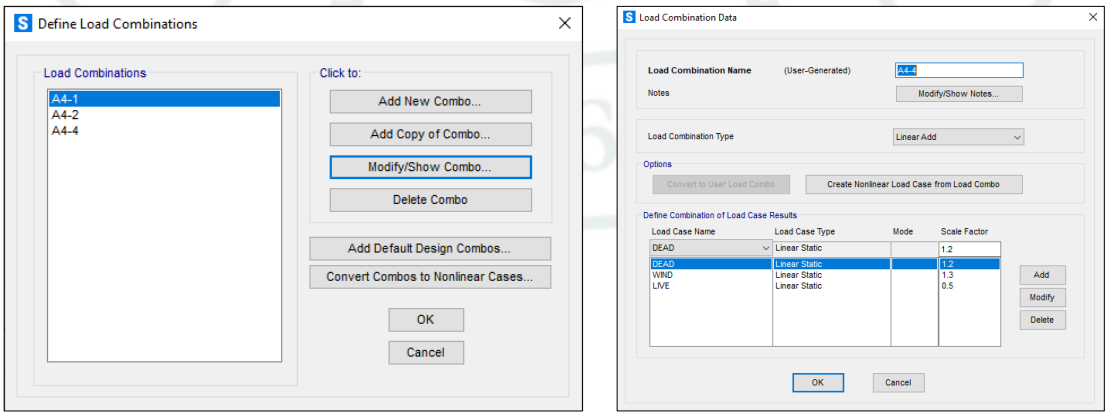


Figura: E-8: Tipos de carga – Tubo torsor
Fuente: Elaboración propia

También se definen las combinaciones de carga, usaremos con las combinaciones A4-1, A4-2 y A4.4 cómo se comentó anteriormente. Esto se ven en la figura E-9.

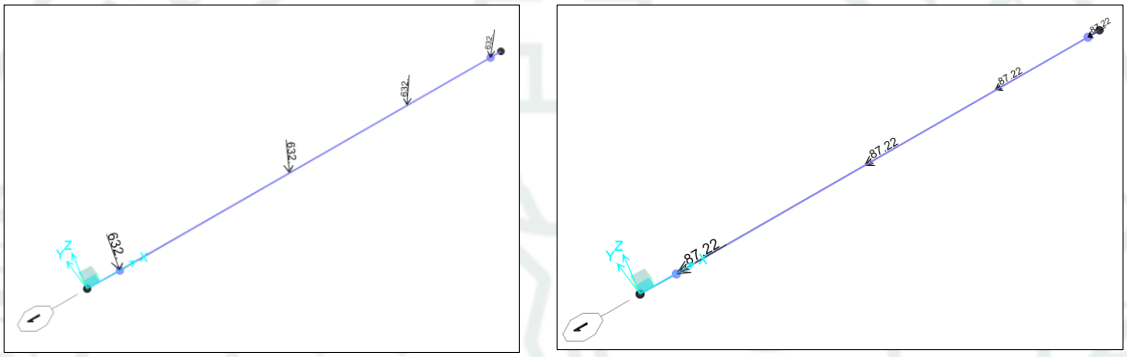


a) Combinaciones de cargas b) Combinación A4-4

Figura: E-9: Combinaciones de carga – Tubo torsor
Fuente: Elaboración propia

- **Análisis de caso critico**

Definiremos las cargas actuantes en el eje torsor para el caso crítico, acotar que estas fueron definidas anteriormente. Se ingresó cada fuerza y momento de manera individual bajo el tipo de carga que corresponde a cada. Estas se muestran en las figuras E-10, E-11 y E-12 para las cargas muestras, vivas y de viento respectivamente.



a) Fuerzas b) Momentos

Figura: E-10: Cargas muertas – SAP 20000 – Tubo torsor
Fuente: Elaboración propia.

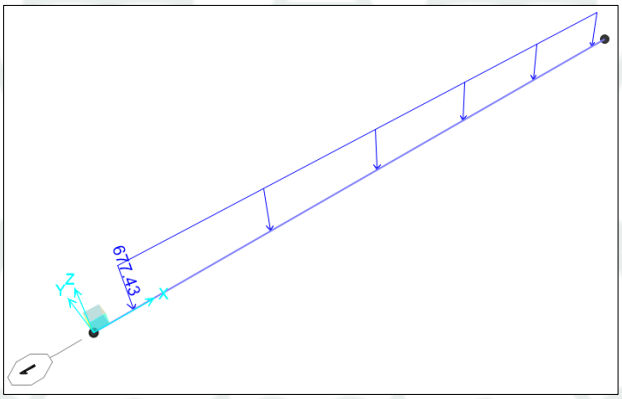
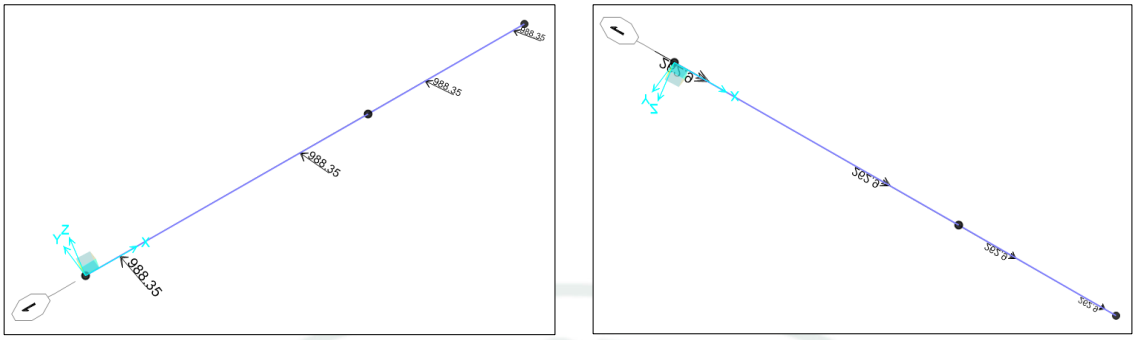


Figura: E-11: Cargas vivas – SAP 20000.
Fuente: Elaboración propia.



a) Fuerzas b) Momentos

Figura: E-12: Cargas de viento – SAP 20000.
Fuente: Elaboración propia.

Se grafican los diagramas de momento torsor y flexionante máximos hallados (figura E-13). Acotar que para el análisis se buscara el máximo de entre las tres combinaciones de carga para cada momento.

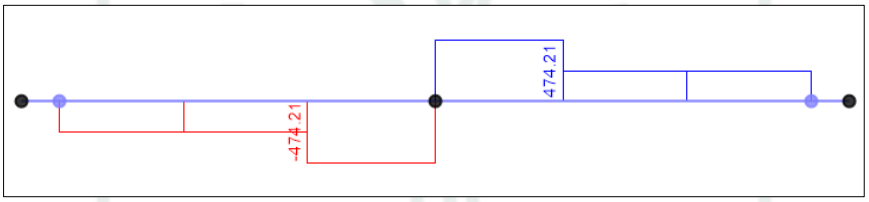


Diagrama de momento torsor – Comb. A4-4 – Caso crítico.

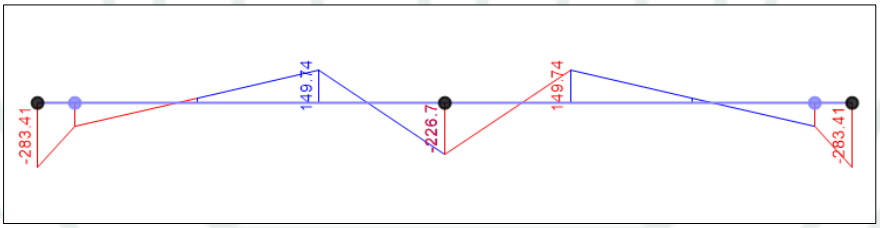


Diagrama de momento flexionante plano – XY – Caso crítico.

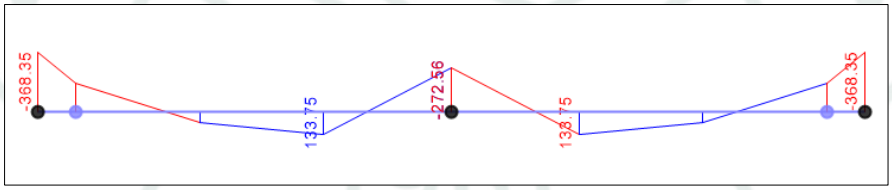


Diagrama de momento flexionante plano – XZ – Caso crítico.

Figura: E-13: Diagramas de momento para el caso critico – Tubo torsor
Fuente: Elaboración propia.

Como se ve la combinación A4-4 es la que nos da el momento torsor y flexionante en el plano XY mayor, en cambio para el momento flexionante en el plano XZ es la combinación

A4-2. A continuación se muestra tres puntos de interés del eje torsor en la figura E-14, en cada uno de estos hallaremos los momentos máximos y serán resumidos en la tabla E-2.

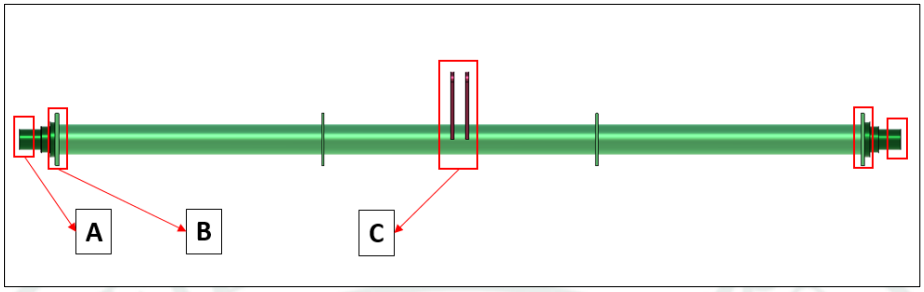


Figura: E-14: Puntos de análisis en el eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

Tabla E-2: Momentos máximos en puntos de análisis del eje torsor – Caso crítico.

Puntos	**M2**	**M3**	**T**
		N-m	
A	-283.4	-368.3	0
B	-99.8	-179.9	-237.1
C	-226.7	-272.6	-474.2

Fuente: Elaboración propia.

También resumimos en la tabla E-3 las reacciones en los tres puntos de apoyo del eje torsor.

Tabla E-3: Reacciones máximas en el eje torsor – Caso crítico.

	F1	**F2**	**F3**	**M1**	**M2**	**M3**
		N			N-m	
1A	0	-1610.6	1704.8	0	-368.4	-283.4
1D	0	-1918.2	2534.5	-948.4	0.00	0
1G	0	-1610.6	1704.8	0	368.4	283.4

Fuente: Elaboración propia.

- **Análisis de caso no critico**

A continuación, se graficarán los diagramas de momento torsor y flexionante máximos (figura E-15). Acotar que para el análisis se buscara el máximo de entre las tres combinaciones de carga para cada momento.

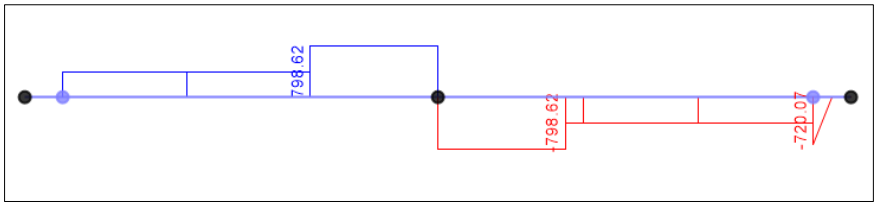


Diagrama de momento torsor – Comb. A4-4 – Caso no crítico.

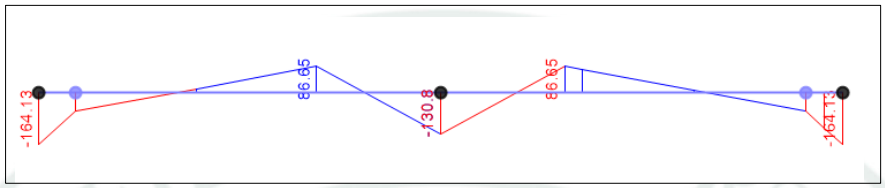


Diagrama de momento flexionante plano – XY – Caso no crítico.

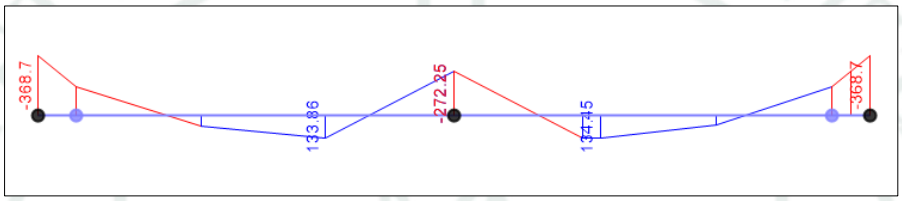


Diagrama de momento flexionante plano – XZ – Caso no crítico.

Figura: E-15: Diagramas de momento para el caso no critico – Tubo torsor
Fuente: Elaboración propia

A continuación, se resumirá los momentos máximos en la tabla E-4- sobre puntos de interés en el eje torsor, estos son los mismos que en el caso crítico.

Tabla E-4: Momentos máximos en el eje torsor – Caso no crítico.

	M2	M3	T
		N-m	
A	-164.1	-368.7	0
B	-57.9	-179.2	399.3
C	-130.8	-272.3	798.6

Fuente: Elaboración propia

Como vemos en la posición A no existe torque pues el apoyo esta modelado como una chumacera y este puede girar libremente sin restricción. También resumimos en la tabla E-5 las reacciones en los tres puntos de apoyo del eje torsor.

Tabla E-5: Reacciones máximas en el eje torsor – Caso no critico

	F1	F2	F3	M1	M2	M3
		N			N-m	
1A	0	-931.5	1705.3	0	-368.7	-164.1

1D	0	-1108.1	2533.5	1597.25	0	0
1G	0	-931.5	1705.3	0	-368.7	-164.1

Fuente: Elaboración propia.

F. Factores de concentración de esfuerzo por fatiga y factores de Marin en eje torsor.

- **Factores de concentración de esfuerzo por fatiga**

Para esto definimos la geometría de cada uno de estos puntos, estos se resumen en la figura F-1.

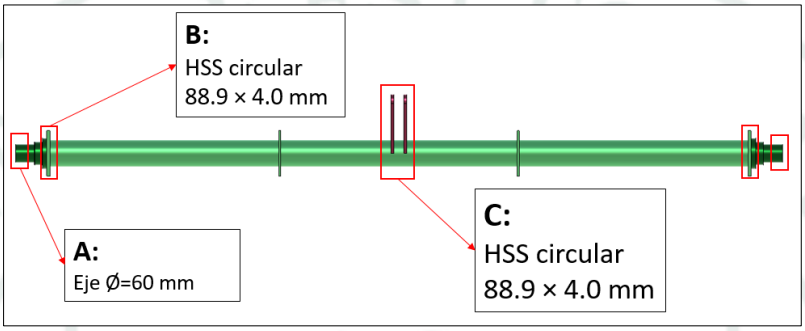


Figura: F-1: Puntos de análisis en el eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

Primeramente, hallaremos los factores de concentración de esfuerzo para fatiga, kf y kfs de cada punto de análisis. Ahora definiremos las características del punto A (figura F-2):

- Es un eje de Ø 60 mm de diámetro con un eje escalonado de Ø 76 mm al lado, con un redondeo de radio 0.8 mm

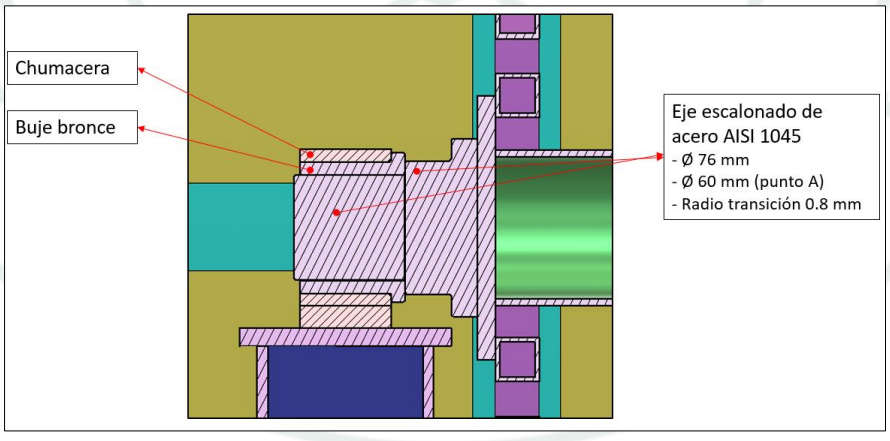


Figura: F-2: Puntos de análisis en el eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

Para hallar estos valores usaremos las medidas geométricas y el esfuerzo ultimo del eje (acero AISI 1045) (Anexo – figura A4). Además, algunas figuras para hallar los factores de

concentración de esfuerzo (figura 2-43 y 2-44) y sensibilidad a la muesca (figura 2-45). Con estos valores podremos hallar el factor de concentración de esfuerzo por fatiga en el punto A.

- Esfuerzo último del eje, Eult,eje = 63 Kg/mm^2 = 0.62 GPa.
- Radio de redondeo en cambio de sección: r = 0.8 mm.
- Diámetro mayor del eje: D = 76 mm.
- Diámetro menor del eje (punto A): d= 60 mm.
- Factor de concentración de esfuerzo en el punto A: $k_{t,a}$.
- Sensibilidad a la muesca: q.
- Factor de concentración de esfuerzo por fatiga en el punto A: $k_{f,a}$.

$$\frac{r}{d} = \frac{0.8}{60} \rightarrow \frac{r}{d} = 0.01$$

$$\frac{D}{d} = \frac{76}{60} \rightarrow \frac{D}{d} = 1.27$$

$$K_{t,a}\left(\frac{r}{d};\frac{D}{d}\right) \rightarrow K_{t,a} = 2.85$$

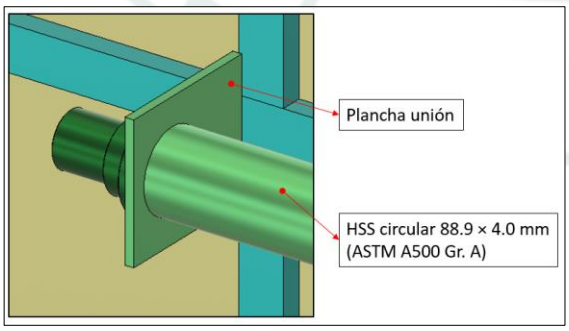
$$q(S_{ult};r) \rightarrow S_{ult} = 0.62$$

$$\rightarrow r = 0.8$$

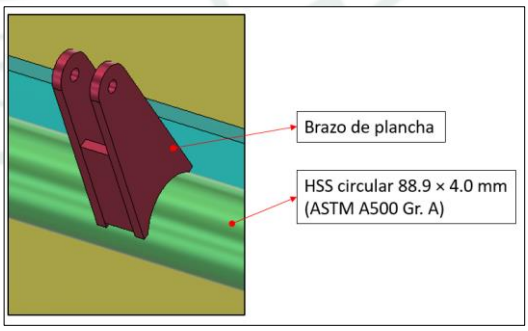
$$q = 0.72$$

$$K_{f,a} = 1 + q * (K_t - 1) = 1 + 0.72 * (2.85 - 1) \rightarrow K_{f,a} = 2.33$$

Acotar que no se halla el valor de Kfs, pues los momentos torsionales en el punto A son iguales a cero. Realizamos el mismo proceso para los puntos B y C, resaltar que en este caso la unión entre el HSS circular y la plancha de unión y el brazo de palanca se da por soldadura por lo que los procesos de hallar los factores de concentración de esfuerzo a fatiga se realizan a través de una tabla, además estos toman el mismo valor tanto como para flexionante (Kf) como para cortante (Kfs). Las características geométricas quedan resumidas en la figura F-3.



Punto B



Punto C

Figura: F-3: Puntos B y C del eje torsor.
Fuente: Elaboración propia.

Como vemos en el punto B la unión soldada entre el HSS circular y la plancha de unión es en T. La unión soldada en el punto C es de filete, con la dirección de la carga paralela a este. Usamos los factores de concentración de esfuerzo a fatiga para uniones soldadas, ver anexo B – figura B-5.

- Factor de concentración de esfuerzo por fatiga y de esfuerzo cortante a fatiga en el punto B: $k_{f,b}$ y $k_{fs,b}$.
- Factor de concentración de esfuerzo por fatiga y de esfuerzo cortante a fatiga en el punto C: $k_{f,c}$ y $k_{fs,c}$.
    - $K_{f,b} = K_{fs,b} = 2.0$
    - $K_{f,c} = K_{fs,c} = 2.7$

Los factores de concentración de esfuerzo por fatiga son resumidos en la tabla F-1, acotar que no se halla el factor Kfs en el punto A puesto que en este no existe momento flexionante.

Tabla F-1: Factores de concentración de esfuerzo a fatiga en el eje torsor.

	Kf	**Kfs**
A	2.33	-
B	2.0	2.0
C	2.7	2.7

Fuente: Elaboración propia

- **Factores de Marin**
- <u>Punto A</u>

Empezamos analizando el punto A, hallamos primeramente el límite de resistencia a la fatiga del eje torsor (S_e'), que depende del esfuerzo último.

- Límite de resistencia a la fatiga del eje AISI 4045: S_e'.
- Esfuerzo último del eje, $E_{ult,eje}$ = 63 Kg/mm^2 = 620 MPa.
    - $Si: E_{ult,eje} \leq 1400\ MPa \rightarrow S'_e = 0.5 * E_{ult,eje}$

- $S'_e = 0.5 * 620$
- $S'_e = 310\ MPa$

El factor de modificación de condición superficial ka, en esta zona tiene un acabado superficial de maquinado. Usaremos la figura que nos da el libro de Shigley (figura 2-38) para obtener este factor.

- Factor de modificación de la condición superficial: Ka.
- Esfuerzo último del eje, Eult,eje = 63 Kg/mm^2 = 620 MPa.
- Factor "a" para acabado superficial tipo maquinado: a = 4.51.
- Factor "b" para acabado superficial tipo maquinado: b = -0.265.
  - $k_a = a * S_{ult}^b = 4.51 * 620^{-0.265} \rightarrow k_a = 0.8207$

Para calcular el factor de tamaño Kb, al tener un eje que no gira completamente se tiene que hallar un diámetro equivalente (figura 2-39) antes de calcular este factor.

- Factor de modificación del tamaño: Kb.
- Dimensión efectiva: de.
- Diámetro del eje en el punto "A": da = 60 mm.
  - $d_e = 0.370 * d_a = 0.370 * 60 \rightarrow d_e = 22.2\ mm$
  - $Si: 2.79\ mm < d_e \leq 51\ mm \rightarrow k_b = 1.24 * D_e^{-0.107}$
  - $k_b = 1.24 * 22.2^{-0.107}$
  - $k_b = 0.8899$

El factor de carga Kc depende del tipo de carga que actúa en la parte del eje a analizar (figura 2-40). En nuestro caso el punto "A" está sometido a flexión pura.

- Factor de carga: Kc.
  - $k_c = 1$

El factor de tempera Kd depende de la temperatura de operación del eje en el punto "A" (figura 2-41). En nuestro caso se considerará una temperatura de operación de 50°C por estar expuesto el sistema al sol durante todo el día y por la fricción que pueda generar el eje al girar

sobre el buje. Resaltar que el límite de resistencia a la fatiga del acero se incremente ligeramente hasta llegar a los 200°C y luego disminuye.

- Factor de temperatura: K_d.
- Temperatura de operación: 50 °C.
  - $k_d = 1.01$

El factor de confiabilidad K_e depende del criterio del diseñador. En este caso como el eje torsor que se está diseñando no pone en riesgo ninguna vida y esta zona del eje esta oculta bajo el buje de bronce y no se podrá inspeccionar fácilmente. Se propone una confiabilidad del 95% (figura 2-42).

- Factor de confiabilidad: K_e.
- Confiabilidad propuesta del eje torsor en el punto "A": 95 %.
  - $k_e = 0.868$

El factor de efector varios K_f será 1 pues no se considerar algún efecto adverso que no se toma en cuenta con los anteriores factores.

- $k_f = 1$

- <u>Puntos B y C</u>

Se realizará el mismo proceso para hallar el límite de resistencia a la fatiga en los puntos "B" y "C" ($S_{e,b}$ y $S_{e,c}$). Esto se realizará a la par puesto que comparten la mayoría de características de operación y geométricas. Hallamos primeramente el límite de resistencia a la fatiga del eje torsor ($S_{e'}$), que depende del esfuerzo último.

- Límite de resistencia a la fatiga del tubo circular HSS: $S_{e'}$.
- Esfuerzo último del tubo, $E_{ult,tubo}$ = 310 MPa.
  - $Si: E_{ult,tubo} \leq 1400\ MPa \rightarrow S'_e = 0.5 * E_{ult,eje}$
  - $S'_e = 0.5 * 310 \rightarrow S'_e = 155\ MPa$

El factor de modificación de condición superficial k_a (figura 2-40), en esta zona tiene un acabado esmerilado, pues se prepara la superficie antes de soldar.

- Factor de modificación de la condición superficial: K_a.
- Esfuerzo último del tubo, $E_{ult,tubo}$ = 310 MPa.
- Factor "a" para acabado superficial tipo esmerilado: a = 1.58.
- Factor "b" para acabado superficial tipo esmerilado: b = -0.085.
  - $k_a = a * S_{ult}^b = 1.58 * 310^{-0.085}$

$$k_a = 0.9703$$

Para calcular el factor de tamaño K_b, al tener un eje que no gira completamente se tiene que usar un diámetro equivalente (figura 2-41) antes de calcular este factor. Se usa la misma fórmula especificada para una sección circular, según indicaciones del libro.

- Factor de modificación del tamaño: K_b.
- Dimensión efectiva: de.
- Diámetro del eje en el punto "B" y "C": da = 88.9 mm.
  - $d_e = 0.370 * d_a = 0.370 * 88.9 \rightarrow d_e = 32.9\ mm$
  - $Si: 2.79\ mm < d_e \leq 51\ mm \rightarrow k_b = 1.24 * D_e^{-0.107}$
  - $k_b = 1.24 * 32.9^{-0.107}$
  - $k_b = 0.8533$

El factor de carga K_c depende del tipo de carga que actúa en la parte del eje a analizar. En nuestro caso los puntos "B" y "C" está sometido una combinación de esfuerzo de flexión y torsión. Según indicaciones del libro de Shigley (figura 2-42) en este caso se toma como si fuera una carga a flexión.

- Factor de carga: K_c.
  - $k_c = 1$

El factor de tempera Kd depende de la temperatura de operación del eje en los puntos "B" y "C". En nuestro caso se considerará una temperatura de operación de 50°C (figura 2-43) por estar expuesto el sistema al sol durante todo el día.

- Factor de temperatura: Kd.
- Temperatura de operación: 50 °C.
  - $k_d = 1.01$

El factor de confiabilidad Ke depende del criterio del diseñador. Se tomarán las mismas consideraciones del punto "A".

- Factor de confiabilidad: Ke.
- Confiabilidad propuesta del eje torsor en el punto "A": 95 %.
  - $k_e = 0.868$

El factor de efector varios Kf será 1 pues no se considerar algún efecto adverso que no se toma en cuenta con los anteriores factores.

- $k_f = 1$

El resumen de los factores de Marin se encuentra en la tabla F-2.

Tabla F-2: Factores de Marin en los puntos de análisis del eje torsor

	ka	**kb**	**kc**	**kd**	**ke**	**kf**
A	0.8207	0.8899	1.0	1.01	0.868	1
B	0.9703	0.8533	1.0	1.01	0.868	1
C	0.9703	0.8533	1.0	1.01	0.868	1

Fuente: Elaboración propia

G. Rediseño eje torsor

Se calculan los momentos flexionantes y torsionales máximos, en el software SAP 2000. Acotar que las cargas que soporta el eje se mantienen, lo que varía es el perfil y el material del tubo a usar. Primero resumiremos los momentos obtenidos para el caso crítico.

Tabla G-1: Momentos máximos en eje torsor – caso critico - rediseño

	M2	**M3**	**T**
		N-m	
A	-244.5	-335.3	0
B	-65.9	-143.1	-237.1
C	-244.2	-319.0	-474.2

Fuente: Elaboración propia

Tabla G-2: Reacciones en eje torsor – caso critico - rediseño

	F1	F2	F3	M1	M2	M3
		N			N-m	
1A	0.00	-1566.26	1728.88	0.00	-335.35	-244.45
1D	0.00	-2006.90	2866.54	-948.42	0.00	0.00
1G	0.00	-1566.26	1728.88	0.00	335.35	244.45

Fuente: Elaboración propia

Tabla G-3: Desplazamientos en soportes del eje torsor – caso critico - rediseño

	U1	U2	U3	R1	R2	R3
		mm			°	
1A	0	0	0	5.98E-04	0	0
1D	0	0	0	0	1.23E-19	2.28E-19
1G	0	0	0	5.98E-04	0	0

Fuente: Elaboración propia

Tabla G-4: Deflexiones máximas del eje torsor – caso critico - rediseño

Ubicación	Z	Y
mm	mm	
0.114	2.44E-03	1.75E-03
0.497	1.37E-02	1.08E-02
0.88	1.21E-02	1.16E-02
1.665	1.21E-02	1.16E-02
2.048	1.37E-02	1.08E-02

2.431	2.44E-03	1.75E-03

Fuente: Elaboración propia

Como vemos los momentos mantienen casi el mismo valor, la principal variación se produce en los desplazamientos nodales y en las deflexiones máximas. Esto debido a que al ser un tubo más robusto este se deforma menos. Ahora resumiremos los resultados obtenidos para el caso no crítico.

Tabla G-5: Momentos máximos en eje torsor – caso no critico - rediseño

Punto	M2	M3	T
		N-m	
A	-148.44	-342.73	0
B	-44.27	-152.64	399.31
C	-137.58	-300.99	798.62

Fuente: Elaboración propia

Tabla G-6: Reacciones en eje torsor – caso no critico - rediseño

	F1	F2	F3	M1	M2	M3
		N			N-m	
1A	0.00	-913.85	1710.10	0.00	-342.73	-148.44
1D	0.00	-1143.32	2733.84	1597.25	0.00	0.00
1G	0.00	-913.85	1710.10	0.00	342.73	148.44

Fuente: Elaboración propia

Tabla G-7: Desplazamientos en soportes del eje torsor – caso no critico - rediseño

	U1	U2	U3	R1	R2	R3
		mm			°	
1A	0.00	0.00	0.00	-2.74E-04	0.00	0.00
1D	0.00	0.00	0.00	0.00	2.36E-19	-2.77E-20
1G	0.00	0.00	0.00	-2.74E-04	0.00	0.00

Fuente: Elaboración propia

Tabla G-8: Deflexiones máximas del eje torsor – caso no critico - rediseño

Ubicación	Z	Y
mm	mm	mm
0.114	2.07E-03	8.92E-04
0.497	1.67E-02	7.77E-03

0.88	1.53E-02	8.69E-03
1.665	1.53E-02	8.69E-03
2.048	1.67E-02	7.77E-03
2.431	2.07E-03	8.92E-04

Fuente: Elaboración propia

Con los momentos máximos hallados para cada caso, los resumimos en una tabla y procedemos a hallar los momentos alternantes y medios. Esto se hace con las mismas fórmulas que se vieron anteriormente.

Tabla G-9: Momentos máximos para caso crítico y no critico - rediseño

Punto	C	NC	C	NC	C	NC
	M2		M3		T	
A	-244.45	-148.44	-335.35	-342.73	0.00	0.00
B	-65.90	-44.27	-143.12	-152.64	-237.11	399.31
C	-244.20	-137.58	-319.02	-300.99	-474.21	798.62

Fuente: Elaboración propia

Tabla G-10: Momentos máximos resultantes para caso crítico y no critico- rediseño

Punto	C	NC	C	NC
	M		T	
A	414.99	373.49	0.00	0.00
B	157.57	158.93	-237.11	399.31
C	401.76	330.94	-474.21	798.62

Fuente: Elaboración propia

Tabla G-11: Momentos medios y alternantes- rediseño

	Mm	Ma	Tm	Ta
	N-m			
A	394.24	20.75	0.00	0.00
B	158.25	0.68	81.10	318.21
C	366.35	35.41	162.21	636.42

Fuente: Elaboración propia

H. Uniones soldadas y empernadas – Modulo reflector

- **Uniones soldadas**

La unión soldada 1S une el marco de unión con las celosías y corresponde a una soldadura de filete intermitente. Esta unión resistirá la fuerza del viento (hallada en el capítulo 4.2.2) y también sostendrá el marco de unión y la plancha. Estas cargas generan una fuerza cortante simple en dirección transversal al cordón de soldadura y un momento flector, este último se considerará como despreciable al tener un brazo de torque pequeño (dp = 0.02m), como se ve en la figura H-1

La longitud de la soldadura intermitente será en tramos de 50 mm de longitud con un paso de 150 mm, con una longitud total de 0.67 m. El tamaño cateto propuesto será de 2.5 mm, aunque según el criterio dictado por el LRFD (Anexo – Tabla B1) este tendría que ser de al menos 3.2 mm.

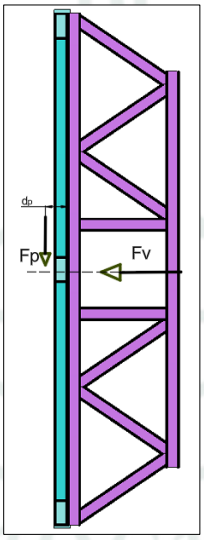


Figura: H-1: Diagrama de fuerzas para unión soldada 1S.
Fuente: Elaboración propia.

- Tamaño de cateto de soldadura propuesto: w = 2.5 mm = 0.0025 mm.
- Espesor efectivo de la garganta: te.
- Espesor máximo de material base: tp = 0.0025 mm.
- Longitud de cordón de soldadura: Lw = 0.67 m.

- Distancia a la fuerza Fp al plano de soldadura: dp.
- Esfuerzo fluencia del electrodo E70 (véase Anexo – Tabla 3): E70 = 393 Mpa.
- Factor de resistencia a corte: Øc = 0.75.
- Resistencia de diseño de la soldadura: Rdw.
- Esfuerzo ultimo del material base (ASTM A500 Grado B): Eu,BM = 400 Mpa.
- Factor de resistencia a tensión: Øt = 0.9.
- Resistencia de diseño a la ruptura por cortante del material base: RdBM,1.
- Esfuerzo fluencia del material base (ASTM A500 Grado B): Ey,BM = 315 Mpa.
- Resistencia de diseño a fluencia del material base: RdBM,2.
- Resistencia de diseño de la unión soldada: Rd.
- Fuerza de viento: Fv = 0.99 KN.
- Resistencia requerida (combinación A4-4): Rr.

$$\text{R}_{dw} = \text{Ø}_c * (0.6 * \text{E}_{70}) * 0.707 * w * \text{l}_w$$

$$\text{R}_{dw} = 0.75 * (0.6 * 393 * 10^3) * 0.707 * 0.0025 * 0.67 \rightarrow \text{R}_{dw} = 209.4\ KN$$

$$\text{R}_{dBM,1} = \text{Ø}_c * \left(0.6 * \text{E}_{u,BM}\right) * \text{t}_p * \text{l}_w$$

$$\text{R}_{dBM,1} = 0.75 * (0.6 * 400 * 10^3) * 0.0025 * 0.67 \rightarrow \text{R}_{dBM,1} = 301.5\ KN$$

$$\text{R}_{dBM,2} = \text{Ø}_t * \left(0.6 * \text{E}_{y,BM}\right) * \text{t}_p * \text{l}_w$$

$$\text{R}_{dBM,2} = 0.9 * (0.6 * 315 * 10^3) * 0.0025 * 0.67 \rightarrow \text{R}_{dBM,2} = 284.9\ KN$$

$$R_{dBM} = min(R_{dBM,1}\ ;\ R_{dBM,2}) = min(301.5\ ; 284.9 \rightarrow R_{dBM} = 301.5\ KN$$

$$R_d = min(R_{dw}\ ;\ R_{dBM}) = min(209.4\ ;\ 301.5) \rightarrow \text{R}_d = 209.4\ KN$$

$$R_r = 1.3 * F_v = 1.3 * 0.99 \rightarrow \text{R}_r = 1.3\ KN$$

$$\frac{\text{E}_r}{\text{E}_d} \leq 1$$

$$\frac{1.3}{209.4} \leq 1 \rightarrow 0.01 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ cumplida}$$

La siguiente unión soldada 2S se da ente el tubo torsor y la plancha de unión, esta corresponde a una soldadura de filete por ambos lados. La carga actúa en el plano del cordón de soldadura. Esta plancha comunicara una fuerza de corte simple y un momento torsional que generara una fuerza de corte excéntrica.

Estas fuerzas ($F_{v,x}$ y $F_{p,z}$) y momentos ($M_{p,y}$) fueron halladas previamente en el análisis del tubo torsor (capítulo 4.2.4), por lo que se enunciaran y se hallaran las cargas factorizadas correspondientes, estan graficadas en la figura H-2. El tamaño del cateto propuesto es de 5 mm,

de acuerdo con el criterio establecido por la especificación LRFD (Anexo – Tabla B1), puesto que el ancho de la plancha de metal a unir mayor es de 8 mm.

Además, al ser soldado por ambos lados, tanto el área resistente como el momento polar de inercia de la soldadura se duplicarán. Estos valores geométricos se extraerán del libro de Shigley (Anexo – Tabla B2).

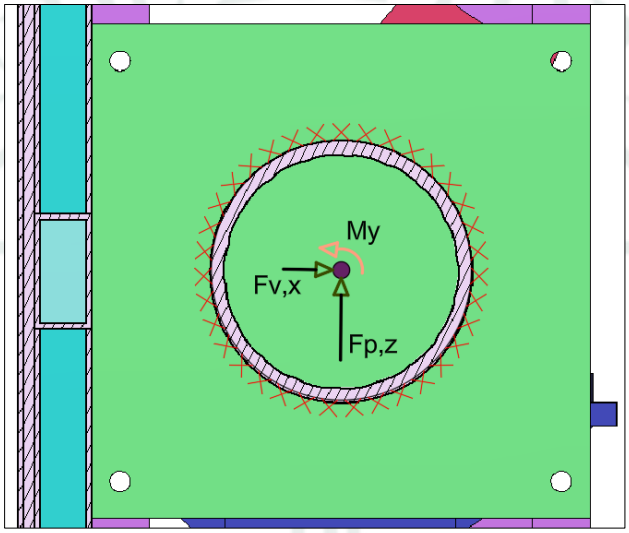


Figura: H-2: Diagrama de fuerzas para unión soldada 2S.
Fuente: Elaboración propia.

- Tamaño de cateto de soldadura propuesto: w = 5 mm = 0.005 m.
- Espesor efectivo de la garganta: te.
- Espesor máximo de material base (plancha): tp,max = 8 mm.
- Espesor máximo de material base (tubo): tp,min = 6.02 mm.
- Fuerza resultante de carga de viento: Fv,x = 988 N.
- Fuerza resultante de carga muerta: Fp,z = 632 N.
- Momento resultante de carga muerta: Mp,y = 176 N-m.
- Fuerza resultante factorizada (AISC A4-4): Ft,f.
- Momento resultante factorizado (AISC A4-1): Mt,f.
- Espesor máximo del material base: tp = 8 mm.
- Longitud de cordón de soldadura: Lw = 0.359 m.
- Diámetro del tubo torsor: d = 114.3 mm = 0.1143 m.
- Esfuerzo cortante simple: Ec,s.
- Esfuerzo cortante excéntrico: Ec,e.
- Área de garganta: A
- Segundo momento polar de inercia: J.
- Esfuerzo cortante requerido: Er.
- Esfuerzo de diseño de soldadura: Edw.

- Esfuerzo fluencia del electrodo E70 (véase Anexo – Tabla A7): E70 = 393 Mpa.
- Factor de resistencia a corte: Øc = 0.75.
- Esfuerzo de diseño a tensión ultima del material base: EdBM,1.
- Esfuerzo ultimo del material base (ASTM A53/A53M): Eu,BM = 415 Mpa.
- Esfuerzo de diseño a fluencia del material base: EdBM,2.
- Factor de resistencia a tensión: Øt = 0.9.
- Esfuerzo fluencia del material base (ASTM A53/A53M): Ey,BM = 240 Mpa.
- Esfuerzo de diseño del material base: EdBM.
- Esfuerzo de diseño de la unión soldada: Rd.

- $\mathrm{F}_{t,f} = \sqrt{(1.3 * \mathrm{F}_{v,x})^2 + (1.2 * \mathrm{F}_{p,z})^2} = \sqrt{(1.3 * 988.4)^2 + (1.2 * 632)^2}$

$$\mathrm{F}_{t,f} = 1492.0\ N$$

- $\mathrm{M}_{t,f} = 1.4 * \mathrm{M}_{p,y} = 1.4 * 175.7 \rightarrow \mathrm{M}_{t,f} = 228.4\ N - m$

- $\mathrm{E}_{c,s} = \frac{\mathrm{F}_{t,f}}{2*A} = \frac{\mathrm{F}_{t,f}}{2*(1.414*\pi*w*\left(\frac{d}{2}\right))} = \frac{1492.0}{2*1.414*\pi*0.005*0.0572} \rightarrow \mathrm{E}_{c,s} = 0.59\ MPa$

- $\mathrm{E}_{c,e} = \frac{\mathrm{M}_{t,f}*c}{2*J} = \frac{\mathrm{M}_{t,f}*\left(\frac{d}{2}\right)}{2*0.707*w*(2*\pi*\left(\frac{d}{2}\right)^3)} = \frac{228.4*0.0572}{2*0.707*0.005*2*\pi*0.0572^3} \rightarrow \mathrm{E}_{c,e} = 2.40\ MPa$

- $\mathrm{E}_r = \mathrm{E}_{c,s} + \mathrm{E}_{c,e} = 0.59 + 2.40 \rightarrow \mathrm{E}_r = 2.99\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dw} = \emptyset_c * (0.6 * \mathrm{E}_{70}) = 0.75 * (0.6 * 393) \rightarrow \mathrm{E}_{dw} = 176.9\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dBM,1} = \emptyset_c * \left(0.6 * \mathrm{E}_{u,BM}\right) = 0.75 * (0.6 * 415) \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,1} = 186.8\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dBM,2} = \emptyset_t * \left(0.6 * \mathrm{E}_{y,BM}\right) = 0.75 * (0.6 * 415)$

$$E_{dBM,2} = 0.9 * (0.6 * 240 * 10^3) \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,2} = 129.6\ KN$$

- $E_{dBM} = min(E_{dBM,1}\ ;\ E_{dBM,2}) = min(186.8\ ;\ 129.6) \rightarrow E_{dBM} = 129.6\ KN$

- $E_d = min(E_{dw}\ ;\ E_{dBM}) = min(176.9\ ;\ 129.6) \rightarrow E_d = 129.6\ KN$

- $\frac{\mathrm{E}_r}{\mathrm{E}_d} \leq 1$

$$\frac{2.99}{129.6} \leq 1 \rightarrow 0.02 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

La unión soldada 3S vincula al brazo de torque con tubo torsor, a través de una soldadura de filete sometida a una carga en el plano del eje de soldadura. Esta generará una fuerza cortante simple y un momento torsor respecto al centroide de la soldadura

La carga actuante (Fa) ya fue hallada en el análisis del tubo torsor como una reacción, por lo que ya está factorizada; además en este caso se utilizará dicho valor reducido a la mitad,

pues esta carga se distribuye en dos planchas, además están graficadas en la figura H-2. El tamaño del cateto propuesto es de 5 mm, de acuerdo con el criterio establecido por la especificación LRFD (Anexo – Tabla B1), puesto que el ancho de la plancha de metal a unir mayor es de 10 mm.

Acotar que el área resistente y el segundo momento de área de la soldadura se calcula considerando los 108° de extensión que tiene la soldadura sobre toda la circunferencia del tubo torsor, esto debido a que el segundo momento polar de inercia es proporcional a su perímetro. Además, que como se soldaran ambos lados también se duplicara estos valores. Estos valores geométricos se extraerán del libro de Shigley (Anexo – Tabla B2).

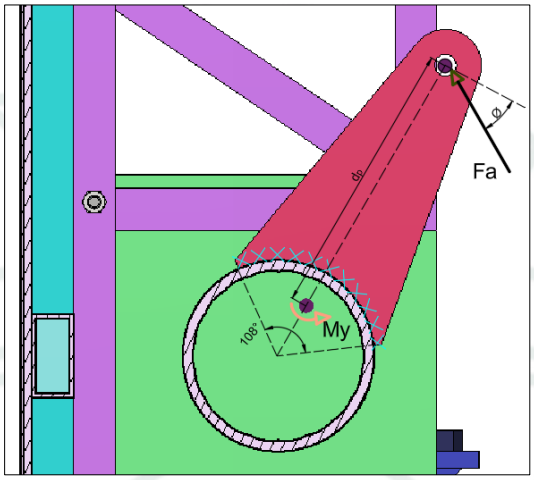


Figura: H-3: Diagrama de fuerzas para unión soldada 3S.
Fuente: Elaboración propia.

- Tamaño de cateto de soldadura propuesto: w = 5 mm = 0.005 m.
- Espesor efectivo de la garganta: te.
- Espesor máximo de material base (brazo de torque): tp,max = 10 mm.
- Longitud de cordón de soldadura: Lw = 0.108 m.
- Diámetro del tubo torsor: d = 114.3 mm = 0.1143 m.
- Radio del tubo torsor: r = 0.0572 m.
- Fuerza total factorizada: Fa = Ft,f = 1749.6 N.
- Brazo de torque a la fuerza total factorizada: da = 0.151m.
- Distancia 1 de fuerza excéntrica: d1 = 0.01m.
- Distancia 2 de fuerza excéntrica: d2 = 0.049m.
- Brazo de torque a la fuerza total factorizada: da = 0.151m.
- Angulo de acción de la fuerza total factorizada: Ø = 40°.

- Momento total factorizado: Mt,f.
- Esfuerzo cortante simple: Ec,s.
- Esfuerzo cortante excéntrico: Ec,e.
- Área de garganta: A
- Segundo momento polar de inercia: J.
- Esfuerzo cortante requerido: Ec,r.
- Esfuerzo de diseño de soldadura: Edw.
- Esfuerzo fluencia del electrodo E70 (véase Anexo – Tabla A7): E70 = 393 Mpa.
- Factor de resistencia a corte: Øc = 0.75.
- Esfuerzo de diseño a tensión ultima del material base: EdBM,1.
- Esfuerzo ultimo del material base (ASTM A36): Eu,BM = 400 Mpa.
- Esfuerzo de diseño a fluencia del material base: EdBM,2.
- Factor de resistencia a tensión: Øt = 0.9.
- Esfuerzo fluencia del material base (ASTM A36): Ey,BM = 250 Mpa.
- Esfuerzo de diseño del material base: EdBM.
- Esfuerzo de diseño de la unión soldada: Rd.

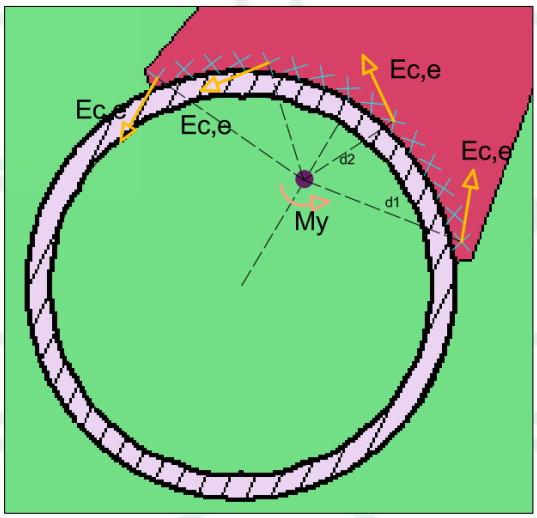


Figura: H-4: Medidas de esfuerzo corte excéntrico en unión 3S.
Fuente: Elaboración propia.

- $\mathrm{M}_{t,f} = \mathrm{F}_{t,f} * \cos(\emptyset) * \mathrm{d}_a = 1749.6 * cos(40) * 0.151 \rightarrow \mathrm{M}_{t,f} = 202.4\ N - m$
- $\mathrm{E}_{c,s} = \frac{\mathrm{F}_{t,f}}{2*A} = \frac{\mathrm{F}_{t,f}}{2*\left(1.414*\pi*w*r*\left(\frac{108}{360}\right)\right)} = \frac{1749.6}{2*1.414*\pi*0.005*0.0572*\left(\frac{108}{360}\right)} \rightarrow \mathrm{E}_{c,s} = 2.3\ MPa$
- $\mathrm{E}_{c,e} = \frac{\mathrm{M}_{t,f}*\mathrm{d}_1}{2*J*\left(\frac{108}{360}\right)} = \frac{\mathrm{M}_{t,f}*\mathrm{d}_1}{2*\left(0.707*w*(2*\pi*(r)^3)\right)*\left(\frac{108}{360}\right)}$
- $\frac{202.4*0.001}{2*(0.707*0.005*(2*\pi*0.0572^3)*\left(\frac{108}{360}\right)} \rightarrow \mathrm{E}_{c,e} = 2.15\ MPa$
- $\mathrm{E}_{c,r} = \mathrm{E}_{c,s} + \mathrm{E}_{c,e} = 2.30 + 2.14 \rightarrow \mathrm{E}_{c,r} = 4.45\ MPa$
- $\mathrm{E}_{dw} = \emptyset_c * (0.6 * \mathrm{E}_{70}) = 0.75 * 0.6 * 393 \rightarrow \mathrm{E}_{dw} = 176.9\ MPa$
- $\mathrm{E}_{dBM,1} = \emptyset_c * \left(0.6 * \mathrm{E}_{u,BM}\right) = 0.75 * 0.6 * 400 \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,1} = 180.0\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dBM,2} = \emptyset_t * \left(0.6 * \mathrm{E}_{y,BM}\right) = 0.9 * 0.6 * 250 \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,2} = 135.0\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dBM} = \min(\mathrm{E}_{dBM,1}\ ; \mathrm{ER}_{dBM,2}) = \min\ (180.0; 135.0) \rightarrow \mathrm{E}_{dBM} = 135.0\ Mpa$
  - $\mathrm{E}_d = \min(E_{dBM}\ ;\ \mathrm{E}_{dw}) = \min\ (135.0; 176.9) \rightarrow \mathrm{E}_d = 135.0\ KN$
    - $\frac{\mathrm{E}_r}{\mathrm{E}_d} \leq 1$

$$\frac{4.45}{135.0} \leq 1 \rightarrow 0.03 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

La unión soldada 4S une el soporte inferior a un tubo, esta corresponde a una soldadura de filete sometida a una carga parcial paralela al eje del cordón de soldadura. Esta carga desarrolla en la unión una fuerza cortante simple y una adicional asociada a la presencia de un momento flector respecto al eje de simetría z-z de la soldadura.

La carga actuante (Fa) fue previamente determinada en el análisis del tubo torsor; en este caso se utilizará dicho valoren dirección opuesta y reducido a la mitad, pues esta carga será transmitida a dos planchas, graficadas en la figura H-5. El tamaño del cateto propuesto es de 5 mm, de acuerdo con el criterio establecido por la especificación LRFD (Anexo – Tabla A1), puesto que el ancho de la plancha de metal a unir mayor es de 10 mm.

Los valores geométricos como área y segundo momento de área se extraerán del libro de Shigley (Anexo – Tabla B3).

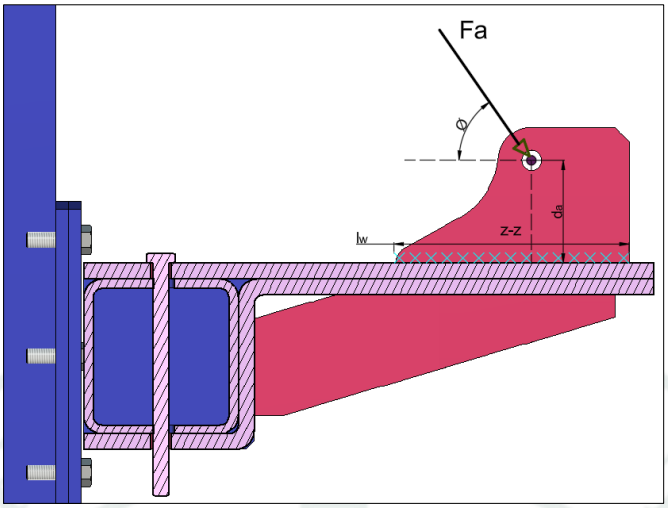


Figura: H-5: Diagrama de fuerzas para unión soldada 4S.
Fuente: Elaboración propia.

- Tamaño de cateto de soldadura propuesto: w = 5 mm = 0.005 m.
- Espesor efectivo de la garganta: te.
- Espesor máximo de material base: tp,max = 10 mm.
- Longitud de cordón de soldadura: Lw = 0.151 m.
- Fuerza total factorizada: Fa = Ft,f = 1749.6 N.
- Brazo de torque a la fuerza total factorizada: da = 0.0664 m.
- Angulo de acción de la fuerza total factorizada: Ø = 70°.
- Momento total factorizado: Mt,f.
- Esfuerzo cortante simple: Ec,s.
- Esfuerzo cortante excéntrico: Ec,e.
- Área de garganta: A
- Segundo momento de área: I.
- Esfuerzo cortante requerido: Er.
- Esfuerzo de diseño de soldadura: Edw.
- Esfuerzo fluencia del electrodo E70 (véase Anexo – Tabla 3): E70 = 393 Mpa.
- Factor de resistencia a corte: Øc = 0.75.
- Esfuerzo de diseño a tensión ultima del material base: EdBM,1.
- Esfuerzo ultimo del material base (ASTM A36): Eu,BM = 400 Mpa.
- Esfuerzo de diseño a fluencia del material base: EdBM,2.
- Factor de resistencia a tensión: Øt = 0.9.
- Esfuerzo fluencia del material base (ASTM A36): Ey,BM = 250 Mpa.
- Esfuerzo de diseño del material base: EdBM.
- Esfuerzo de diseño de la unión soldada: Rd.

- $\mathrm{M}_{t,f} = \mathrm{F}_a * \cos(Ø) * \mathrm{d}_a = 1749.6 * cos(70) * 0.066 \rightarrow \mathrm{M}_{t,f} = 39.7\ N-m$

- $\mathrm{E}_{c,s} = \frac{\mathrm{F}_{t,f}}{A} = \frac{\mathrm{F}_{t,f}}{1.414*w*\mathrm{l}_w} = \frac{1749.6}{1.414*0.005*0.151} \rightarrow \mathrm{E}_{c,s} = 1.64\ MPa$

- $\mathrm{E}_{c,e} = \frac{\mathrm{M}_{t,f} * c}{I} = \frac{\mathrm{M}_{t,f} * \frac{\mathrm{l}_w}{2}}{0.707 * w * \frac{\mathrm{l}_w{}^3}{6}} = \frac{39.7 * 0.076}{2 * 0.707 * 0.005 * \left(\frac{0.151^3}{6}\right)} \rightarrow \mathrm{E}_{c,e} = 2.06\ MPa$

- $\mathrm{E}_{c,r} = \mathrm{E}_{c,s} + \mathrm{E}_{c,e} = 1.64 + 2.06 \rightarrow \mathrm{E}_{c,r} = 3.70\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dw} = \emptyset_c * (0.6 * \mathrm{E}_{70}) = 0.75 * 0.6 * 393 \rightarrow \mathrm{E}_{dw} = 176.9\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dBM,1} = \emptyset_c * \left(0.6 * \mathrm{E}_{u,BM}\right) = 0.75 * 0.6 * 400 \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,1} = 180.0\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dBM,2} = \emptyset_t * \left(0.6 * \mathrm{E}_{y,BM}\right) = 0.9 * 0.6 * 250 \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,2} = 135.0\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dBM} = \min(\mathrm{E}_{dBM,1}\,; \mathrm{ER}_{dBM,2}) = \min(180.0; 135.0) \rightarrow \mathrm{E}_{dBM} = 135.0\ Mpa$

- $\mathrm{E}_d = \min(E_{dBM}\,;\ \mathrm{E}_{dw}) = \min(135.0; 176.9) \rightarrow \mathrm{E}_d = 135.0\ KN$

- $\frac{\mathrm{E}_r}{\mathrm{E}_d} \leq 1$

$$\frac{3.70}{135} \leq 1 \rightarrow 0.03 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

La unión soldada 5S se da ente eje sólido y la plancha de unión, esta corresponde a una soldadura de filete por un solo lado. La carga actúa en el plano del cordón de soldadura. Estas cargas comunicaran una fuerza de corte simple y un momento flexionante que generara una fuerza de corte adicional en el cordón de soldadura.

Estas fuerzas (Ft,x y Ft,z) y momentos (My y Mz) fueron halladas previamente en el análisis del tubo torsor (capítulo 4.2.4), por lo que se enunciaran y se hallaran las cargas factorizadas correspondientes, como se ve en la figura H-6. El tamaño del cateto propuesto es de 6 mm, de acuerdo con el criterio establecido por la especificación LRFD (Anexo – Tabla B1), puesto que el ancho de la plancha de metal a unir mayor es de 10 mm.

Los valores geométricos como área y segundo momento de área se extraerán del libro de Shigley (Anexo – Tabla B3).

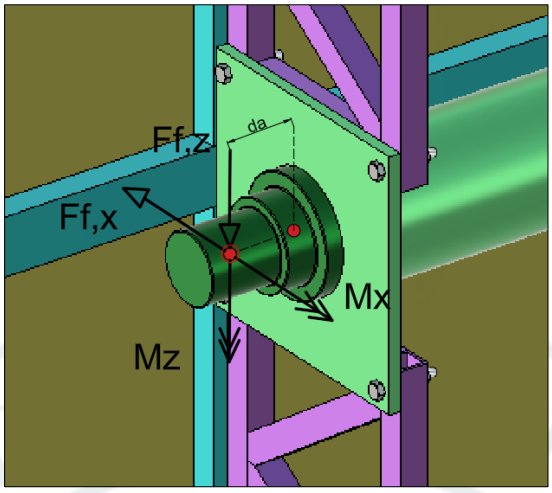


Figura: H-6: Diagrama de fuerzas para unión soldada 5S.
Fuente: Elaboración propia.

- Tamaño de cateto de soldadura propuesto: w = 6 mm = 0.006 m.
- Espesor efectivo de la garganta: te.
- Espesor máximo de material base: tp,max = 10 mm.
- Fuerza resultante factorizada en el eje x: Ff,x = 1728.9 N.
- Fuerza resultante factorizada en el eje z: Ff,z = 1566.3 N.
- Fuerza resultante factorizada: Ft,f.
- Momento resultante factorizado en el eje x: Mx = 244.5 N-m.
- Momento resultante factorizado en el eje z: Mz = 335.3 N-m.
- Momento resultante factorizado total en el eje x: Mt,x.
- Momento resultante factorizado total en el eje z: Mt,z.
- Momento resultante factorizado: Mt,f.
- Brazo de torque del eje a la plancha: da = 0.073 m.
- Longitud de cordón de soldadura: Lw = 0.333 m.
- Diámetro del eje: d = 106 mm = 0.106 m.
- Radio del eje: c = 53 mm = 0.053 m.
- Esfuerzo cortante simple: Ec,s.
- Esfuerzo cortante excéntrico: Ec,e.
- Área de garganta: A
- Segundo momento de área: I.
- Esfuerzo cortante requerido: Er.
- Esfuerzo cortante requerido del caso 2S: Er,2s.
- Esfuerzo cortante requerido extra: Er,ex.
- Esfuerzo cortante requerido extra para el material base: Er,ex,BM.
- Esfuerzo de diseño de soldadura: Edw.
- Esfuerzo fluencia del electrodo E70 (véase Anexo – Tabla A7): E70 = 393 Mpa.
- Factor de resistencia a corte: Øc = 0.75.
- Esfuerzo de diseño a tensión ultima del material base: EdBM,1.
- Esfuerzo ultimo del material base (ASTM A36): Eu,BM = 400 Mpa.
- Esfuerzo de diseño a fluencia del material base: EdBM,2.
- Factor de resistencia a tensión: Øt = 0.9.

- Esfuerzo fluencia del material base (ASTM A36): Ey,BM = 250 Mpa.
- Esfuerzo de diseño del material base: EdBM.
- Esfuerzo de diseño de la unión soldada: Rd.

- $F_{t,f} = \sqrt{{F_{f,x}}^2 + {F_{f,z}}^2} = \sqrt{1728.9^2 + 1566.3^2} \rightarrow F_{t,f} = 2332.8\ N$

- $M_{t,x} = M_x + d_a * F_{f,z} = 244.5 + 0.073 * 1566.3 \rightarrow M_{t,x} = 358.0\ N$

  $M_{t,z} = M_z + d_a * F_{f,x} = 335.3 + 0.073 * 1728.9 \rightarrow M_{t,z} = 460.7\ N$

- $M_{t,f} = \sqrt{{M_{t,x}}^2 + {M_{t,z}}^2} = \sqrt{358.0^2 + 460.7^2} \rightarrow M_{t,f} = 583.4\ N - m$

- $E_{c,s} = \frac{F_{t,f}}{A} = \frac{F_{t,f}}{1.414 * \pi * r * w} = \frac{2332.8}{1.414 * \pi * 0.053 * 0.006} \rightarrow E_{c,s} = 1.7\ MPa$
- $E_{c,e} = \frac{M_{t,f} * c}{J} = \frac{M_{t,f} * c}{0.707 * w * (\pi * c^3)} = \frac{583.4 * 0.053}{0.707 * 0.006 * \pi * 0.053^3} \rightarrow E_{c,e} = 7.8\ MPa$

- $E_r = \sqrt{{E_{c,s}}^2 + {E_{c,e}}^2} = \sqrt{1.7^2 + 7.8^2} \rightarrow E_r = 8.0\ MPa$

- $E_{dw} = \emptyset_c * (0.6 * E_{70}) = 0.75 * 0.6 * 393 \rightarrow E_{dw} = 176.9\ MPa$
- $E_{dBM,1} = \emptyset_c * (0.6 * E_{u,BM}) = 0.75 * 0.6 * 400 \rightarrow E_{dBM,1} = 180.0\ MPa$
- $E_{dBM,2} = \emptyset_t * (0.6 * E_{y,BM}) = 0.9 * 0.6 * 250 \rightarrow E_{dBM,2} = 135.0\ MPa$
- $E_{dBM} = \min(E_{dBM,1}\ ; E_{dBM,2}) = \min(180.0; 135.0) \rightarrow E_{dBM} = 135.0\ Mpa$
- $E_d = \min(E_{dBM}\ ;\ E_{dw}) = \min(135.0; 176.9) \rightarrow E_d = 135.0\ KN$
- $\frac{E_{r,ex,BM}}{E_{dBM}} \leq 1$

$$\frac{8.0}{135} \leq 1 \rightarrow 0.06 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

La unión soldada 6S une el perfil que soporta al actuador lineal y la columna del bastidor, esta corresponde a una soldadura de filete por un solo lado. Las cargas comunicaran una fuerza de corte simple, un momento flexionante y un momento torsor que generaran esfuerzos de corte adicional en el cordón de soldadura.

Estas fuerzas (Fx y Fy) y momentos (M y T) fueron halladas previamente en el análisis del tubo torsor (capítulo 4.2.4), por lo que se enunciaran y se hallaran las cargas factorizadas correspondientes como se ve en la figura H-7. El tamaño del cateto propuesto es de 6 mm, de

acuerdo con el criterio establecido por la especificación LRFD (Anexo – Tabla A1), puesto que el ancho de la plancha de metal a unir mayor es de 06 mm. Los valores geométricos como área y segundo momento de área se extraerán del libro de Shigley (Anexo – Tabla B2 y B3).

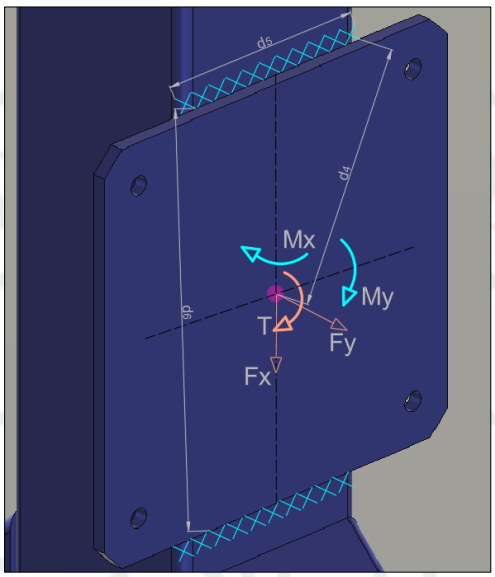


Figura: H-7: Fuerzas y momentos actuantes en la unión soldada 6S.
Fuente: Elaboración propia.

- Tamaño de cateto de soldadura propuesto: w = 6 mm = 0.006 m.
- Espesor máximo de material base: tp,max = 6 mm.
- Fuerza resultante factorizada en el eje x: Fx = 1433.5 N.
- Fuerza resultante factorizada en el eje z: Fy = 1003.5 N.
- Momento flexionante respecto al eje x: Mx = 414.3 N-m.
- Momento flexionante respecto al eje z: Mz = 1244.3 N-m.
- Momento torsional: T = 1777.5 N-m.
- Longitud total de cordón de soldadura: Lw = 0.2 m.
- Distancia de un cordón de soldadura: d5 = 0.1 m.
- Distancia entre cordones de soldadura: d6 = 0.189 m.
- Distancia de centroide a cordón de soldadura: d6 = 0.105 m.
- Angulo de acción del esfuerzo cortante torsional : Ø = 26°.
- Esfuerzo cortante simple: Ec,s.
- Esfuerzo cortante a tracción: Ec,tr.
- Esfuerzo cortante torsional: Ec,t.
- Esfuerzo cortante flexionante en x: Ec,fx.
- Esfuerzo cortante flexionante en x: Ec,fz.
- Área de garganta: A
- Segundo momento polar de área: J.
- Segundo momento de área: I.
- Esfuerzo cortante requerido: Ecr.

- Esfuerzo cortante requerido por tracción: Ecr,tr.
- Esfuerzo requerido: Er.
- Esfuerzo cortante requerido extra para el material base: Er,ex,BM.
- Esfuerzo de diseño de soldadura: Edw.
- Esfuerzo fluencia del electrodo E70 (véase Anexo – Tabla A7): E70 = 393 Mpa.
- Factor de resistencia a corte: Øc = 0.75.
- Esfuerzo de diseño a tensión ultima del material base: EdBM,1.
- Esfuerzo ultimo del material base (ASTM A36): Eu,BM = 400 Mpa.
- Esfuerzo de diseño a fluencia del material base: EdBM,2.
- Factor de resistencia a tensión: Øt = 0.9.
- Esfuerzo fluencia del material base (ASTM A36): Ey,BM = 250 Mpa.
- Esfuerzo de diseño del material base: EdBM.
- Esfuerzo de diseño de la unión soldada: Rd.

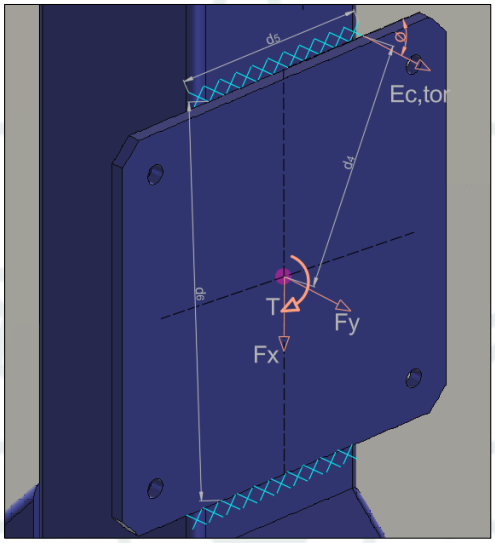


Figura: H-8: Componentes del esfuerzo de corte torsional para la unión 6S.
Fuente: Elaboración propia.

- $E_{c,s} = \frac{F_x}{A} = \frac{F_x}{0.707*w*L_w} = \frac{1433.5}{0.707*0.006*0.2} \rightarrow E_{c,s} = 1.7\ MPa$
- $E_{c,tr} = \frac{F_y}{A} = \frac{F_y}{0.707*w*L_w} = \frac{1003.5}{0.707*0.006*0.2} \rightarrow E_{c,tr} = 1.2\ MPa$
- $E_{c,t} = \frac{T*c}{J} = \frac{T*(d_4/2)}{0.707*w*(\frac{d_5*(3*d_6^2+d_5^2)}{6})} = \frac{1777.5*(0.105/2)}{2*0.707*0.006*\left(\frac{0.1*(3*0.185^2+0.1^2)}{6}\right)}$

$$E_{c,t} = 11.3\ MPa$$

- $E_{c,fx} = \frac{M*c}{I} = \frac{M_x*(d_6/2)}{0.707*w*(\frac{d_5^2}{6})} = \frac{1244.3*(0.189/2)}{2*0.707*0.006*\left(\frac{0.1^2}{6}\right)} \rightarrow E_{c,t} = 83.2\ MPa$
- $E_{c,fz} = \frac{M*c}{I} = \frac{M_z*(d_5/2)}{0.707*w*(\frac{d_5*d_6^2}{2})} = \frac{414.3*(0.1/2)}{2*0.707*0.006*\left(\frac{0.1*0.189^2}{2}\right)} \rightarrow E_{c,t} = 1.37\ MPa$
- $E_{cr} = \sqrt{\left(E_{c,s} + E_{c,t} * sen(\emptyset)\right)^2 + \left(E_{c,t} * \cos(\emptyset)\right)^2}$

$$\mathrm{E}_{cr} = \sqrt{(1.7 + 11.3 * sen(26))^2 + (11.3 * cos(26))^2} \rightarrow \mathrm{E}_{cr} = 7.3\ MPa$$

- $E_{cr,tr} = \mathrm{E}_{c,tr} + \mathrm{E}_{c,fx} + \mathrm{E}_{c,fz} = 1.2 + 83.2 + 1.4 \rightarrow E_{cr,tr} = 85.7\ MPa$
  - $\mathrm{E}_r = \sqrt{(\mathrm{E}_{cr})^2 + \left(E_{cr,tr}\right)^2} = \sqrt{(7.3)^2 + (85.7)^2} \rightarrow E_r = 86\ MPa$
  - $\mathrm{E}_{dw} = \emptyset_c * (0.6 * \mathrm{E}_{70}) = 0.75 * 0.6 * 393 \rightarrow \mathrm{E}_{dw} = 176.9\ MPa$
- $\mathrm{E}_{dBM,1} = \emptyset_c * \left(0.6 * \mathrm{E}_{u,BM}\right) = 0.75 * 0.6 * 400 \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,1} = 180.0\ MPa$
- $\mathrm{E}_{dBM,2} = \emptyset_t * \left(0.6 * \mathrm{E}_{y,BM}\right) = 0.9 * 0.6 * 250 \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,2} = 135.0\ MPa$
- $\mathrm{E}_{dBM} = \min(\mathrm{E}_{dBM,1}\ ; \mathrm{E}_{dBM,2}) = \min\ (180.0; 135.0) \rightarrow \mathrm{E}_{dBM} = 135.0\ Mpa$
  - $\mathrm{E}_d = \min(E_{dBM}\ ;\ \mathrm{E}_{dw}) = \min\ (135.0; 176.9) \rightarrow \mathrm{E}_d = 135.0\ KN$
    - $\frac{\mathrm{E}_r}{\mathrm{E}_d} \leq 1$

$$\frac{86.0}{135} \leq 1 \rightarrow 0.64 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

A continuación, los resultados para las uniones soldadas analizadas se encontrarán resumidas en la tabla H-1.

Tabla H-1: Esfuerzos resultantes y porcentaje de utilización de uniones soldadas – Modulo reflector

	Eu	**Edw**	**EdBM**	**Utilización**
		Mpa		**-**
1S	0.001	176.9	135.0	0.001
2S	2.99	176.9	129.6	0.02
3S	10.35	176.9	135.0	0.08
4S	3.70	176.9	135.0	0.03
5S	7.97	176.9	135.0	0.06
6S	86.02	176.9	135.0	0.64

Fuente: Elaboración propia.

Resultado: La máxima utilización obtenida es en la unión soldada 6S es del 64 %, por lo validamos el diseño de las uniones soldadas del módulo reflector.

- **Uniones empernadas**

La unión empernada 1P (figura H-9) se presenta entre el soporte inferior y un tubo de sección cuadrada. En esta unión se verificarán los siguientes modos de falla:

- Los pernos estarán sometidos una falla por cortante debido a la fuerza $F_{a,x}$ y una falla por tensión del perno ocasionada por el momento generado alrededor del eje z-z por la fuerza F_a.
- Al ser el tubo cuadrado de un espesor menor a las planchas, se verificará una falla por aplastamiento por ovalamiento del agujero del tubo cuadrado.

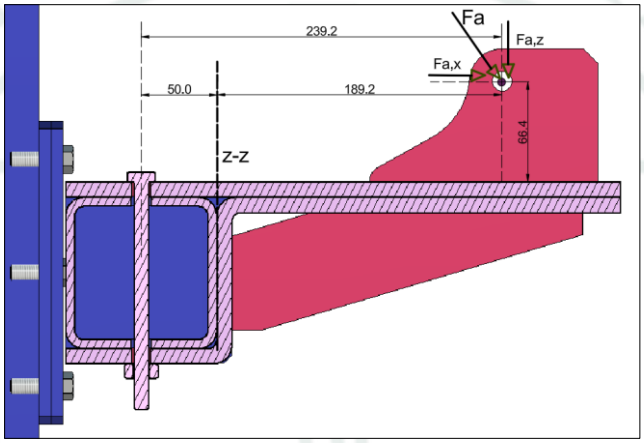


Figura: H-9: Diagrama de fuerzas para unión empernada 1P.
Fuente: Elaboración propia.

- Designación de perno M10 x 130 – Clase 4.8: d = 10 mm = 0.01 m.
- Numero de pernos: Np = 2.
- Fuerza factorizada del actuador: Fa = 3499.2 N.
- Inclinación respecto al eje x: Ø = 70°.
- Fuerza factorizada del actuador en el eje x y z: Fa,x y Fa,z.
- Distancia de fuerzas al eje neutro z-z en el eje x: dx = 198.2 mm = 0.1982 m.
- Distancia de fuerzas al eje neutro z-z en el eje z: dz = 66.4 mm = 0.0664 m.
- Momento generado respecto al eje neutro z-z: Mz-z.
- Distancia del perno al eje neutro z-z en el eje x: dx,2 = 50mm = 0.05 m.
- Fuerza tensión en pernos: Ft.
- Fuerza de tensión factorizada por perno: Btu.
- Fuerza de corte factorizada por perno: Bvu.

- $F_{a,x} = F_a * \cos(Ø) = 3499.2 * \cos(70) \rightarrow F_{a,x} = 1196.8\ N$
- $F_{a,z} = F_a * \text{sen}(Ø) = 3499.2 * \text{sen}(70) \rightarrow F_{a,z} = 3288.2\ N$
- $M_{z-z} = F_{a,x} * d_z + F_{a,z} * d_x = 1196.8 * 0.0066 + 3288.2 * 0.198$

$$M_{z-z} = 701.6\ N-m$$

- $F_t = \frac{M_{z-z}}{d_{x,2}} = \frac{701.6}{0.05} \rightarrow F_t = 14\ 032.8\ N$
- $B_{vu} = \frac{F_{a,x}}{N_p} = \frac{1196.8}{2} \rightarrow B_{tu} = 0.6\ KN$
- $B_{tu} = \frac{F_t}{N_p} = \frac{14032.8}{2} \rightarrow B_{tu} = 7.0\ KN$

- Esfuerzo ultimo del perno clase 4.8: Fubt = 420 Mpa.
- Área del perno: Ab = 7.85 E-5 m^2.
- Factor de resistencia a corte: Ø = 0.75.
- Numero de planos de corte: Ns = 2.
- Resistencia de diseño a cortante de un tornillo: Bdv.
- Resistencia de diseño a tensión de un tornillo: Bdt.
- Resistencia de diseño al ovalamiento del agujero de la plancha menor: Bdvo.
- Esfuerzo último de la plancha A36 (véase Anexo – Tabla 8): Fubt = 400 Mpa.
- Espesor mínimo de la plancha: t = 6 mm = 0.006 m.

- $B_{dv} = Ø * (0.4 * F_{ub}) * A_b * N_s$

$$B_{dv} = 0.75 * (0.4 * 420) * 7.85 * 10^{-5} * 2 \rightarrow B_{dv} = 19.8\ KN$$

- $B_{dt} = Ø * (0.75 * F_{ub}) * A_b$

$$B_{dt} = 0.75 * (0.75 * 420) * 7.85 * 10^{-5} \rightarrow B_{dt} = 18.6\ KN$$

- $\left(\frac{B_{tu}}{B_{dt}}\right)^2 + \left(\frac{B_{vu}}{B_{dv}}\right)^2 \leq 1$

$$\left(\frac{7.0}{19.8}\right)^2 + \left(\frac{06}{18.6}\right)^2 \leq 1$$

$$0.143 + 0.001 \leq 1$$

$$0.144 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

- $B_{dbo} = Ø * (3.0 * F_{up}) * d * t$

$$B_{dbo} = 0.75 * (2.4 * 400) * 0.01 * 0.006 \rightarrow B_{dbo} = 43.2\ KN$$

  - $\frac{B_{tu}}{B_{dbo}} \leq 1$

$$\frac{0.6}{43.2} \leq 1 \rightarrow 0.01 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

La unión empernada 2P (figura H-10) une el bastidor con el piso. Se verificará los siguientes modos de falla:

- Se verificará la falla por cortante en los pernos (figura H-11) debido a la fuerza factorizada actuante sobre la estructura. Estas cargas ya fueron halladas (capítulo 4.2.5), por lo que no se emplearan directamente los valores obtenidos. También se verificará la falla por tensión en los pernos (figura H-12), asociado al momento generado por las fuerzas de reacción y del actuador respecto al eje z-z.

- También se verificará una falla por aplastamiento por ovalamiento del agujero en el tubo cuadrado.

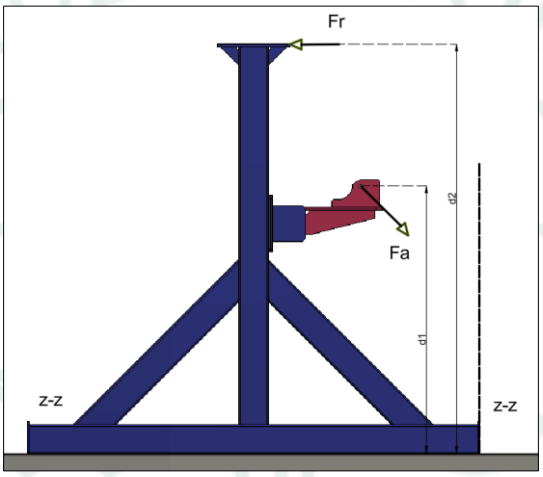


Figura: H-10: Diagrama de fuerzas para unión empernada 2P.
Fuente: Elaboración propia.

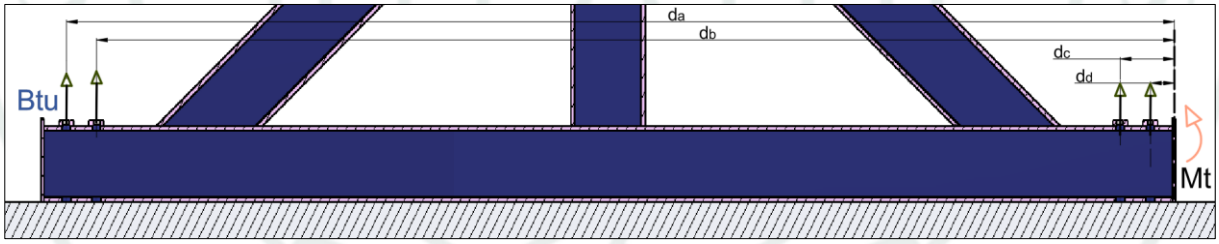


Figura: H-11: Fuerzas de tensión en pernos en unión empernada 2P.
Fuente: Elaboración propia.

- Designación del esparrago M10x130 – Clase 4.8: d = 10 mm = 0.01 m.
- Numero de pernos: Np = 8.
- Fuerza factorizada del actuador en el eje x: Fax = 3.13 KN.
- Fuerza factorizada de soportes: Fr = 2.0 KN.
- Distancia de fuerza del actuador al piso: d1 = 0.90 m.
- Distancia de fuerza del actuador al eje pivote z-z: d2 = 1.37 m.
- Momento generado respecto al eje z-z: Mz-z.
- Distancia de pernos al eje pivote z-z: da, db, dc y dd.
- Fuerza de tensión factorizada por perno: Btu.

- Fuerza de corte máxima factorizada por perno: Bvu.

$$\bullet \quad M_{z-z} = F_{ax} * d_1 - F_r * d_2$$

$$M_{z-z} = 3.13 * 0.9 - 2.0 * 1.37$$

$$M_{z-z} = 0.08\ KN - m$$

$$\bullet \quad M_{z-z} = B_{tu} * 2 * (d_a + d_b + d_c + d_d) \rightarrow B_{tu} = \frac{M_{z-z}}{2*(d_a+d_b+d_c+d_d)}$$

$$B_{tu} = \frac{0.08}{2 * (d_a + d_b + d_c + d_d)}$$

$$B_{tu} = 0.013\ KN$$

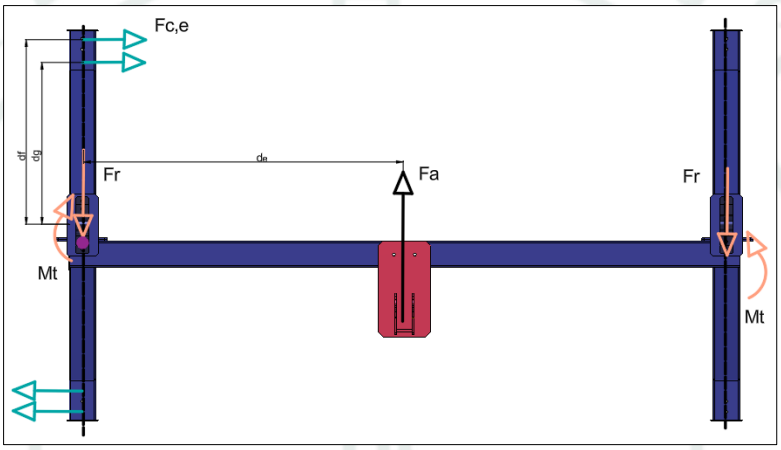


Figura: H-12: Fuerzas de corte en unión empernada 2P.
Fuente: Elaboración propia.

$$\bullet \quad F_{c,s} = \frac{F_{ax}-F_r}{N_p} = \frac{3.13-2}{8} \rightarrow F_{c,s} = 0.14\ KN$$

$$\bullet \quad M_y = \frac{F_a*d_e}{8} = \frac{3.13*2.49}{8} \rightarrow M_y = 0.62\ KN - m$$

$$\bullet \quad F_{c,e} = \frac{M_y*d_f}{2*(d_f{}^2+d_g{}^2)} = \frac{0.62*0.13}{2*(0.72^2+0.68^2)} \rightarrow F_{c,e} = 0.23\ KN$$

$$\bullet \quad B_{vu} = \sqrt{F_{c,s}{}^2 + F_{c,e}{}^2} = \sqrt{0.14^2 + 0.11^2} \rightarrow B_{vu} = 0.27\ KN$$

- Esfuerzo ultimo del perno clase 4.8: Fub = 420 Mpa.
- Área del perno: Ab = 7.85 E-5 m^2.
- Factor de resistencia a corte: Ø = 0.75.
- Numero de planos de corte: Ns = 2.
- Resistencia de diseño a cortante de un tornillo: Bdv.
- Resistencia de diseño a tensión de un tornillo: Bdt.
- Resistencia de diseño al ovalamiento del agujero de la plancha menor: Bdvo.
- Esfuerzo último de la plancha A36 (véase Anexo – Tabla 8): Fup = 400 Mpa.
- Espesor mínimo de la plancha: t = 6 mm = 0.006 m.

- $B_{dv} = \emptyset * (0.4 * F_{ub}) * A_b * N_s$

$$B_{dv} = 0.75 * (0.4 * 420) * 7.85 * 10^{-5} * 2 \rightarrow B_{dv} = 19.8\ KN$$

- $B_{dt} = \emptyset * (0.75 * F_{ub}) * A_b$

$$B_{dt} = 0.75 * (0.75 * 420) * 7.85 * 10^{-5} \rightarrow B_{dt} = 18.6\ KN$$

- $\left(\frac{B_{tu}}{B_{dt}}\right)^2 + \left(\frac{B_{vu}}{B_{dv}}\right)^2 \leq 1$

$$\left(\frac{0.013}{18.6}\right)^2 + \left(\frac{0.27}{19.8}\right)^2 \leq 1$$

$$0.0002 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

- $B_{dbo} = \emptyset * (2.4 * F_{up}) * d * t$

$$B_{dbo} = 0.75 * (3.0 * 400) * 0.01 * 0.006 \rightarrow B_{dbo} = 43.2\ KN$$

  - $\frac{B_{vu}}{B_{dbo}} \leq 1$

$$\frac{0.27}{43.2} \leq 1 \rightarrow 0.006 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

La unión empernada 3P une el marco – celosías con el tubo torsor a través de una plancha soldada. En esta unión empernada se verificará los siguientes modos de falla:

- Se verificará la falla por cortante en los pernos debido a la fuerza factorizada actuante sobre la estructura y el momento torsional asociado a esta. Estas cargas ya fueron halladas en el capítulo 4.2.4 que se analizó el conjunto marco - celosías, por lo que no se volverán a hallar y están graficadas en figura H-13.
- También se verificará una falla por aplastamiento por ovalamiento del agujero en el tubo cuadrado de la celosía.

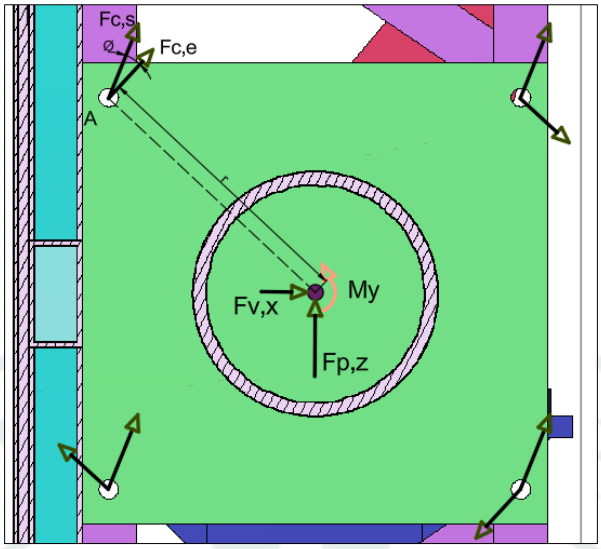


Figura: H-13: Diagrama de fuerzas para unión empernada 3P.
Fuente: Elaboración propia.

- Designación del esparrago M8x50 – Clase 4.8: d = 8 mm = 0.008 m.
- Numero de pernos: Np = 4.
- Fuerza factorizada en el eje x: Fv,x = 0.63 KN.
- Fuerza factorizada en el eje z: Fp,z = 0.99 KN.
- Momento factorizado en el eje y: My = 0.18 KN-m.
- Distancia del cg al perno: r = 0.13 m.
- Fuerza de cortante simple por perno: Fc,s.
- Fuerza de cortante excéntrica por perno: Fc,e.
- Angulo entre dos fuerzas cortantes: Ø = 13°.
- Fuerza de corte máxima por perno: Bcp = 2.7 KN.
- Fuerza de corte máxima factorizada por perno: Bvu.

$$\bullet \quad F_{c,s} = \frac{\sqrt{F_{v,x}{}^2 + F_{p,z}{}^2}}{4} = \frac{\sqrt{0.63^2 + 0.99^2}}{4} \rightarrow F_{c,s} = 0.29\ KN$$

$$\bullet \quad F_{c,e} = \frac{M_y * r}{4 * r^2} = \frac{0.18 * 0.13}{4 * 0.13^2} \rightarrow F_{c,e} = 0.34\ KN$$

$$\bullet \quad B_{cp} = \sqrt{F_{c,s}{}^2 + F_{c,e}{}^2 + 2 * F_{c,s} * F_{c,e} * \cos(\emptyset)}$$

$$\bullet \quad B_{cp} = \sqrt{0.29^2 + 0.34^2 + 2 * 0.29 * 0.34 * \cos(13)} \rightarrow B_{cp} = 0.63\ KN$$

$$\bullet \quad B_{vu} = \frac{B_{cp}}{2} = \frac{0.63}{2} = 0.31\ KN$$

- Esfuerzo ultimo del perno clase 4.8: Fubt = 420 Mpa.
- Área del perno: Ab = 5.03 E-5 m^2.
- Factor de resistencia a corte: Ø = 0.75.
- Numero de planos de corte: Ns = 2.
- Resistencia de diseño a cortante de un tornillo: Bdv.
- Esfuerzo último del tubo cuadrado (véase Anexo – Tabla 9): Fubt = 400 Mpa.

- Espesor mínimo del tubo cuadrado: t = 2.5 mm = 0.0025 m.

- $B_{dv} = Ø * (0.4 * F_{ub}) * A_b * N_s$

$$B_{dv} = 0.75 * (0.4 * 420) * 5.03 * 10^{-5} * 2 \rightarrow B_{dv} = 12.7\ KN$$

- $\frac{B_{tu}}{B_{dv}} \leq 1$

$$\frac{0.31}{12.7} \leq 1$$

$$0.02 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

- $B_{dbo} = Ø * (2.4 * F_{up}) * d * t$

$$B_{dbo} = 0.75 * (2.4 * 400) * 0.008 * 0.0025 \rightarrow B_{dbo} = 14.4\ KN$$

- $\frac{B_{tu}}{B_{dbo}} \leq 1$

$$\frac{0.31}{14.4} \leq 1$$

$$0.02 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

A continuación, se resumen los resultados para las uniones empernadas analizadas en la tabla H-2.

Tabla H-2: Fuerzas y porcentajes de utilización de uniones empernadas - módulo reflector

	Bvu	**Btu**	**Bdv**	**Bdt**	**Utilización**	**Bdvo**	**Utilización**
		KN			-	KN	-
1P	0.6	7.0	39.1	36.7	0.037	43.2	0.01
2P	0.27	0.01	39.1	36.7	0.0000	43.2	0.006
3P	0.31	-	25.0	-	0.01	14.4	0.02
4P	4.57	7.55	12.5	23.5	0.236	34.6	0.13

I. Calculo analítico – Soportes laterales

Analizaremos los miembros mencionados. Empezando con el perfil A, este trabaja como una columna sometida a compresión y flexión. Por lo que evaluaremos el estado límite de pandeo global para hallar el esfuerzo crítico de Euler.

- Longitud no arriostrada del miembro: L = 1.20 m.
- Radio de giro: r = 0.040 m.
- Factor de longitud efectiva (Figura 24): K = 0.8.
- Módulo de elasticidad: E = 200 GPa.
- Esfuerzo critico elástico de Euler: Fe.
- Esfuerzo de fluencia: Fy = 315 Mpa.

$$\frac{k*L}{r} = \frac{0.8*1.20}{0.040} \rightarrow \frac{k*L}{r} = 24.2$$

$$F_e = \frac{\pi^2*E}{(\frac{K*L}{r})^2} = \frac{\pi^2*200*10^9}{24.2^2} \rightarrow F_e = 336\ MPa$$

Ahora verificamos que la relación de esbeltez se encuentra en la región inelástica con la ecuación (28).

$$\frac{K*L}{r} \leq 4.71 * \sqrt{\frac{E}{F_y}}$$

$$24.2 \leq 4.71 * \sqrt{\frac{200 * 10^9}{315 * 10^6}}$$

$$24.2 \leq 118.7 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ cumplida}$$

Una vez comprobado este valor, usaremos la ecuación (29) para hallar el esfuerzo crítico de compresión.

- Esfuerzo de fluencia: Fy = 315 Mpa.
- Esfuerzo crítico de compresión: Fcr.

$$F_{cr} = 0.658^{(\frac{F_y}{F_e})} * F_y = 0.658^{(\frac{315*10^6}{425*10^6})} * 315 * 10^6$$

$$F_{cr} = 303\ MPa$$

Finalmente hallamos la resistencia nominal al estado límite de pandeo global con la ecuación (27). Usaremos este valor más adelante.

- $\emptyset * P_n = 0.9 * F_{cr} * A_g$

$$\emptyset * P_n = 0.9 * 303 * 10^6 * 1.16 * 10^{-3}$$

$$\emptyset * P_n = 317.3\ KN$$

Ahora hallamos el estado límite de fluencia por flexión. Primero tenemos que definir si nuestra sección es compacta, no compacta o esbelta. Usaremos las ecuaciones (33-35), que son para evaluar el ala. Al usar un perfil tubular cuadrado, estas ecuaciones serán las más críticas.

- Ancho: b = 3.0 mm.
- Espesor: t = 91 mm
- Relación ancho – espesor: λ
- Relación ancho – espesor límite para sección compacta: λ_p
- Relación ancho – espesor límite para sección no compacta: λ_r

- $\lambda = \frac{b}{t} = \frac{3.0}{91} \rightarrow \lambda = 30.3$

- $\lambda_p = 1.12 * \sqrt{\frac{E}{F_y}} = 1.12 * \sqrt{\frac{200*10^9}{315*10^6}} \rightarrow \lambda_p = 28.2$

- $\lambda_r = 1.4 * \sqrt{\frac{E}{F_y}} = 1.4 * \sqrt{\frac{200*10^9}{315*10^6}} \rightarrow \lambda_r = 35.3$

- $Si: \lambda_p \leq \lambda \leq \lambda_r \rightarrow Seccion\ no\ compacta$

$$28.2 \leq 30.3 \leq 35.3 \rightarrow Condicion\ cumplida$$

Al ser una sección no compacta tenemos que evaluar otros modos de falla, pero antes tenemos que hallar con la (42) el momento plástico de la sección.

- Esfuerzo de fluencia: Fy = 315 Mpa.
- Módulo plástico de la sección: Z

- $M_p = F_y * Z$

$$M_{np} = 315 * 10^6 * 4.03 * 10^{-5}$$

$$M_p = 12.7\ KN - m$$

Procedemos a usar las ecuaciones (43) y (44) para determinar el menor valor del pandeo local de la pared comprimida del ala (WFB) y del alma (LFB), este será el momento nominal del estado límite.

- Módulo elástico de la sección: S.
  - $M_{n,LFB} = M_p - (M_p - (F_y * S)) * (3.57 * \frac{b}{t} * \sqrt{\frac{F_y}{E}} - 4)$

$$M_{n,LFB} = 12.7 - (12.7 - (0.315 * 3.45 * 10^{-5})) * (3.57 * \frac{0.091}{0.003} * \sqrt{\frac{315}{200 * 10^3}} - 4)$$

$$M_{n,LFB} = 12.7 - (12.7 - 10.9) * (4.3 - 4)$$

$$M_{n,LFB} = 12.1\ KN - m$$

  - $M_{n,WFB} = M_p - (F_y * S_x) * (0.305 * \frac{h}{t} * \sqrt{\frac{F_y}{E}} - 0.738)$

$$M_{n,WFB} = 12.7 - (12.7 - (0.315 * 3.45 * 10^{-5})) * (0.315 * \frac{0.091}{0.003} * \sqrt{\frac{315}{200 * 10^3}} - 0.738)$$

$$M_{n,WFB} = 12.7 - (12.7 - 10.9) * (0.4 - 0.738)$$

$$M_{n,WFB} = 13.4\ KN - m$$

  - $M_n = \min(M_{n,LFB}; M_{n,WFB}) = \min(12.1; 13.4)$

$$M_n = 12.1\ KN - m$$

Ahora comprobamos a través de la ecuación (48) y (49) que la acción combinada de la flexión y compresión no sobrepasen el límite. Acotar que al ser una sección tubular cuadrada el momento nominal es el mismo para ambos ejes de simetría.

  - $Si: \frac{P_u}{\emptyset_c * P_n} < 0.2$

$$\frac{1.0}{317.3} < 0.2$$

$$0.003 < 0.2 \rightarrow Condicion\ cumplida$$

  - $\frac{P_u}{2 * \emptyset_c * P_n} + \left(\frac{M_{ux}}{\emptyset_b * M_{nx}} + \frac{M_{uy}}{\emptyset_b * M_{ny}}\right) \leq 1.0$

$$\frac{1}{2 * 317.3} + \left(\frac{0.28}{10.9} + \frac{0.3}{10.9}\right) \leq 1.0$$

$$0.05 \leq 1.0 \rightarrow Condicion\ cumplida$$

Analizamos el perfil B, este trabaja como una columna sometida a compresión y flexión. Por lo que evaluaremos el estado límite de pandeo global, empezaremos usando la ecuación (25) para hallar el esfuerzo crítico de Euler.

- Longitud no arriostrada del miembro: L = 0.98 m.
- Radio de giro: r = 0.040 m.
- Factor de longitud efectiva (Figura 24): K = 0.65.
- Módulo de elasticidad: E = 200 GPa.
- Esfuerzo critico elástico de Euler: Fe.
- Esfuerzo de fluencia: Fy = 315 Mpa.

$$\frac{k*L}{r} = \frac{0.65*0.98}{0.040} \rightarrow \frac{k*L}{r} = 16.1$$

$$F_e = \frac{\pi^2 * E}{(\frac{K*L}{r})^2} = \frac{\pi^2 * 200 * 10^9}{16.1^2} \rightarrow F_e = 764\ MPa$$

Ahora verificamos que la relación de esbeltez se encuentra en la región inelástica con la ecuación (28).

$$\frac{K*L}{r} \leq 4.71 * \sqrt{\frac{E}{F_y}}$$

$$16.1 \leq 4.71 * \sqrt{\frac{200 * 10^9}{315 * 10^6}}$$

$$16.1 \leq 118.7 \rightarrow \ Condicion\ cumplida$$

Una vez comprobado este valor, usaremos la ecuación (29) para hallar el esfuerzo crítico de compresión.

- Esfuerzo de fluencia: Fy = 315 Mpa.
- Esfuerzo crítico de compresión: Fcr.

$$F_{cr} = 0.658^{(\frac{F_y}{F_e})} * F_y = 0.658^{(\frac{315*10^6}{764*10^6})} * 315 * 10^6$$

$$F_{cr} = 310\ MPa$$

Finalmente hallamos la resistencia nominal al estado límite de pandeo global con la ecuación (27). Usaremos este valor más adelante.

$$\emptyset * P_n = 0.9 * F_{cr} * A_g$$

$$\emptyset * P_n = 0.9 * 310 * 10^6 * 1.16 * 10^{-3}$$

$$\emptyset * P_n = 324.4\ KN$$

Ahora hallamos el estado límite de fluencia por flexión. Al ser el mismo perfil que el A, los valores necesarios para evaluar este estado limite serán los mismos.

- $M_n = 12.1\ KN - m$

Ahora comprobamos a través de la ecuación (48) y (49) que la acción combinada de la flexión y compresión no sobrepasen el límite. Acotar que al ser una sección tubular cuadrada el momento nominal es el mismo para ambos ejes de simetría.

- $Si: \frac{P_u}{\emptyset_c * P_n} < 0.2$

$$\frac{2.5}{324.4} < 0.2$$

$$0.008 < 0.2 \rightarrow Condicion\ cumplida$$

- $\frac{P_u}{2 * \emptyset_c * P_n} + \left(\frac{M_{ux}}{\emptyset_b * M_{nx}} + \frac{M_{uy}}{\emptyset_b * M_{ny}}\right) \leq 1.0$

$$\frac{2.5}{2 * 324.4} + \left(\frac{0.5}{10.9} + \frac{0.08}{10.9}\right) \leq 1.0$$

$$0.06 \leq 1.0 \rightarrow Condicion\ cumplida$$

Se resumirán los resultados principales en la tabla I-1.

Tabla I-1: Resistencias y momentos de diseño y requeridos - Bastidor

	Pu	**Mu,y**	**Mu,z**	**Ø*Pn**	**Ø*Mn**	**Utilización**
	KN	KN-m	KN-m	KN	KN-m	-
A	1.0	0.28	0.30	317.3	10.9	0.052
B	2.5	0.50	0.08	324.4	10.9	0.056

Fuente: Elaboración propia.

Resultado: La máxima utilización obtenida en los perfiles del soporte lateral es del 5.6 %, por lo validamos el diseño de este componente.

J. Uniones soldadas y empernadas – Soporte paneles

- **Uniones soldadas**

La soldadura 1S se da entre el marco principal y la plancha de unión, esta es la más crítica entre las dos que hay en ese lado. Las cargas han sido halladas anteriormente en el capítulo 4.3.2 por lo que no se volverán a hallar y están graficadas en la figura J-1. Está expuesto a cargas de cortante simple y excéntrico, como a dos momentos que generan esfuerzos cortantes que están graficados en la figura J-2.

Esta soldadura es de filete y tendrá una longitud total de 0.2m. Además, el tamaño cateto propuesto será de 3.0 mm (Anexo – Tabla A1).

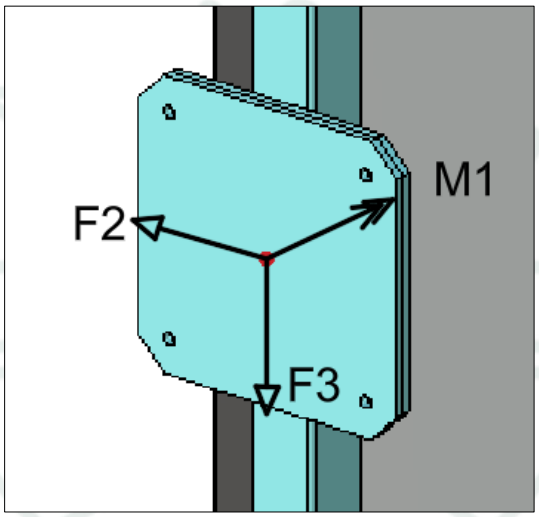


Figura: J-1: Diagrama de fuerzas para unión soldada 1S.
Fuente: Elaboración propia.

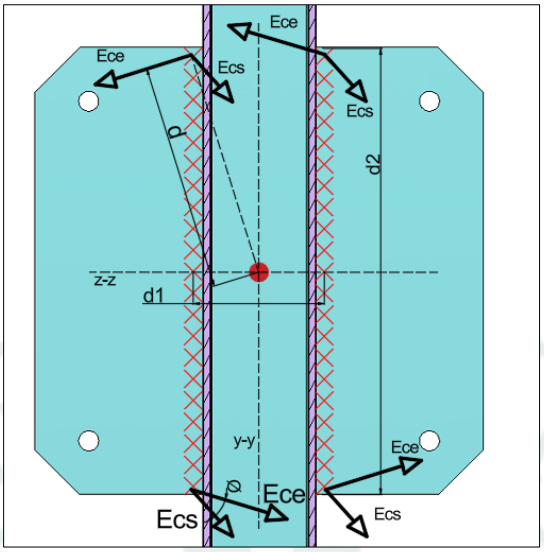


Figura: J-2: Esfuerzos de corte para unión soldada 1S.
Fuente: Elaboración propia.

- Tamaño de cateto de soldadura propuesto: w = 3 mm = 0.003 m.
- Espesor máximo de material base (plancha): $t_{p,max}$ = 6 mm.
- Espesor mínimo de material base (tubo): $t_{p,min}$ = 3 mm.
- Fuerza resultante en y: F_2 = 948.0 N.
- Fuerza resultante en z: F_3 = 968.3 N.
- Momento resultante en x: M_1 = 117.3 N-m.
- Distancia máxima de fuerza cortante excéntrica: d = 0.103 m.
- Distancia a eje yy: d_1 = 0.05 m.
- Longitud zz: d_2 = 0.2 m.
- Angulo entre fuerzas cortantes: Ø = 14 °.
- Longitud de cordón de soldadura: L_w = 0.4 m.
- Esfuerzo cortante simple: $E_{c,s}$.
- Esfuerzo cortante excéntrico: $E_{c,e}$.
- Área de garganta: A
- Segundo momento polar de inercia (figura 2-36): J.
- Esfuerzo cortante requerido: E_c.
- Esfuerzo de diseño de soldadura: E_{dw}.
- Esfuerzo fluencia del electrodo E70 (véase Anexo – Tabla 3): E70 = 393 Mpa.
- Factor de resistencia a corte: Øc = 0.75.
- Esfuerzo de diseño a tensión ultima del material base: EdBM,1.
- Esfuerzo ultimo del material base (ASTM A36): Eu,BM = 40 Mpa.
- Esfuerzo de diseño a fluencia del material base: EdBM,2.
- Factor de resistencia a tensión: Øt = 0.9.
- Esfuerzo fluencia del material base (ASTM A36): Ey,BM = 315 Mpa.
- Esfuerzo de diseño del material base: EdBM.
- Esfuerzo de diseño de la unión soldada: R_d.

- $F_{c,s} = \sqrt{F_2^2 + F_3^2} \rightarrow F_{c,s} = 1355.2\ N$

- $\mathrm{E}_{c,s} = \frac{\mathrm{F}_{c,s}}{A} = \frac{1355.2}{0.707*0.003*0.4} \rightarrow \mathrm{E}_{c,s} = 1.6\ MPa$

- $\mathrm{E}_{c,e} = \frac{\mathrm{M}_1 * c}{J} = \frac{\mathrm{M}_{t,f} * (d)}{0.707*w*\mathrm{J}_u} = \frac{117.3*(0.103)}{0.707*0.003*1.35*10^{-3}} \rightarrow \mathrm{E}_{c,e} = 4.23\ MPa$

- $\mathrm{E}_r = \sqrt{{\mathrm{E}_{c,s}}^2 + {\mathrm{E}_{c,e}}^2 + 2 * \mathrm{E}_{c,s} * \mathrm{E}_{c,e} * \cos(\emptyset)}$

$$\mathrm{E}_r = \sqrt{1.6^2 + 4.2^2 + 2 * 1.6 * 4.2 * \cos(14)} \rightarrow \mathrm{E}_r = 5.80\ MPa$$

- $\mathrm{E}_{dw} = \emptyset_c * (0.6 * \mathrm{E}_{70}) = 0.75 * 0.6 * 393 \rightarrow \mathrm{E}_{dw} = 176.9\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dBM,1} = \emptyset_c * \left(0.6 * \mathrm{E}_{u,BM}\right) = 0.75 * (0.6 * 400) \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,1} = 180.0\ MPa$

- $\mathrm{E}_{dBM,2} = \emptyset_t * \left(0.6 * \mathrm{E}_{y,BM}\right) = 0.75 * (0.6 * 315)$

$$E_{dBM,2} = 0.9 * (0.6 * 315 * 10^3) \rightarrow \mathrm{E}_{dBM,2} = 170.1\ KN$$

- $E_{dBM} = min(E_{dBM,1}\ ;\ E_{dBM,2}) = min(180.0\ ;\ 170.1) \rightarrow E_{dBM} = 170.1\ KN$

- $E_d = min(E_{dw}\ ;\ E_{dBM}) = min(176.9\ ;\ 170.1) \rightarrow E_d = 170.1\ KN$

- $\frac{\mathrm{E}_r}{\mathrm{E}_d} \leq 1$

$$\frac{5.8}{170.1} \leq 1 \rightarrow 0.03 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

A continuación, los resultados para la unión soldada se encontrarán resumida en la tabla J-1.

Tabla J-1: Esfuerzos resultantes y porcentaje de utilización de unión soldada – Soporte paneles

	Eu	**Edw**	**EdBM**	**Utilización**
		Mpa		**-**
1S	5.80	176.9	170.1	0.03

Fuente: Elaboración propia.

Resultado: La máxima utilización obtenida para la unión soldada 1S es del 3.0 %, por lo validamos esta unión.

- **Uniones empernadas**

La unión empernada 1P se presenta entre las planchas de unión del marco principal y de los soportes laterales. En esta unión se verificarán los siguientes modos de falla:

- Los pernos estarán sometidos una falla por cortante simple y excéntrica debido a las fuerzas factorizadas halladas en el capítulo 4.3.2 y a una tensión ocasionada por una fuerza y momentos respecto a los ejes zz y yy. Acotar que se analizará el perno A puesto que es el más esforzado, estos están graficados en la figura J-3.

- Se verificará una falla por aplastamiento por ovalamiento del agujero de la plancha de unión.

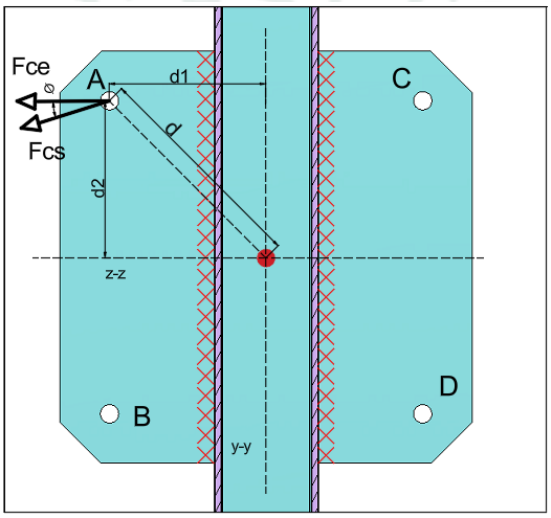


Figura: J-3: Fuerzas de corte para unión empernada 1P.
Fuente: Elaboración propia.

- Designación de perno M8 x 30 – Clase 4.8: d = 08 mm = 0.008 m.
- Numero de pernos: Np = 4.
- Fuerza resultante en y: F2 = 948.0 N.
- Fuerza resultante en z: F3 = 968.3 N.
- Momento resultante en x: M1 = 117.3 N-m.
- Distancia del cg al perno A: d = 0.107 m.
- Angulo entre fuerzas de corte: Ø = 45°.
- Fuerza de corte simple: Fcs.
- Fuerza de corte excéntrica en A: Fce.
- Fuerza de corte factorizada por perno: Bvu.

- $\mathrm{F}_{c,s} = \frac{\sqrt{F_2^2+F_3^2}}{\mathrm{N}_p} = \frac{1355.2}{4} \rightarrow \mathrm{F}_{c,s} = 1.36\ KN$

- $\mathrm{F}_{c,e} = \frac{\mathrm{M}_1 * d}{4 * d^2} = \frac{117.3}{4 * 0.107^2} \rightarrow \mathrm{F}_{c,e} = 0.27\ KN$

- $\mathrm{B}_{vu} = \sqrt{\mathrm{F}_{c,s}{}^2 + \mathrm{F}_{c,e}{}^2 + 2 * F_{c,s} * F_{c,e} * \cos(\emptyset)}$

$$\mathrm{B}_{vu} = \sqrt{1.36^2 + 0.27^2 + 2 * 1.36 * 0.27 * \cos(45)}$$

$$B_{vu} = 1.6\ KN$$

- Esfuerzo ultimo del perno clase 4.8: Fubt = 420 Mpa.
- Área del perno: Ab = 5.03 E-5 m^2.
- Factor de resistencia a corte: Ø = 0.75.
- Numero de planos de corte: Ns = 1.
- Resistencia de diseño a cortante de un tornillo: Bdv.
- Resistencia de diseño al ovalamiento del agujero de la plancha menor: Bdvo.
- Esfuerzo último de la plancha A36: Fubt = 400 Mpa.
- Espesor mínimo de la plancha: t = 6 mm = 0.006 m.

- $B_{dv} = Ø * (0.4 * F_{ub}) * A_b * N_s$

$$B_{dv} = 0.75 * (0.4 * 420) * 5.03 * 10^{-5} * 1 \rightarrow B_{dv} = 6.3\ KN$$

- $\frac{B_{vu}}{B_{dv}} \leq 1$

$$\frac{1.6}{6.3} \leq 1 \rightarrow 0.25 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

- $B_{dbo} = Ø * (3.0 * F_{up}) * d * t$

$$B_{dbo} = 0.75 * (2.4 * 400) * 0.01 * 0.006 \rightarrow B_{dbo} = 34.6\ KN$$

  - $\frac{B_{tu}}{B_{dbo}} \leq 1$

$$\frac{1.6}{34.6} \leq 1 \rightarrow 0.05 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

La unión empernada 2P se da entre los soportes laterales y el piso. En esta unión se verificarán los siguientes modos de falla:

- Los pernos estarán sometidos una falla por cortante simple y excéntrica (figura J-4) debido a las fuerzas factorizadas halladas en el capítulo 4.3.2 y a una tensión ocasionada por una fuerza y momentos respecto al eje zz, graficadas en la figura J-5.
- Se verificará una falla por aplastamiento por ovalamiento del agujero de la plancha de unión.

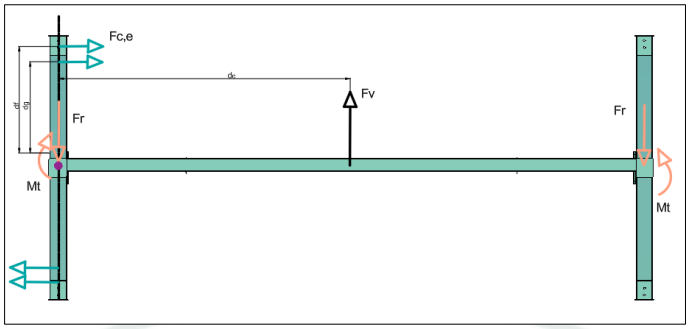


Figura: J-4: Fuerzas de corte excéntrico para unión empernada 2P.
Fuente: Elaboración propia.

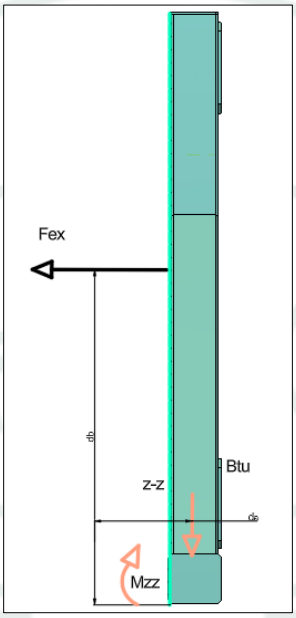


Figura: J-5: Fuerzas de tensión para unión empernada 2P.
Fuente: Elaboración propia.

- Designación de perno M10 x 130 – Clase 4.8: d = 10 mm = 0.01 m.
- Numero de pernos: Np = 8.
- Fuerza de viento factorizada: Fv = 4966.2 N.
- Fuerza extra sobre soporte lateral: Fex = 1440.0 N.
- Distancia del eje zz a agujeros del soporte lateral: da = 0.05 m.
- Distancia de fuerza extra al piso: db = 0.72 m.
- Distancia de fuerza viento a agujeros del soporte lateral: de = 1.78 m.
- Distancia agujeros externos del soporte lateral: df = 0.749 m.
- Distancia agujeros internos del soporte lateral: dg = 0.72 m.
- Momento flexionante generado por fuerza de viento: Mt.
- Fuerza de corte simple: Fc,s.
- Fuerza de corte excéntrica: Fc,e.
- Fuerza de corte factorizada por perno: Bvu.
- Momento flexionante generado por fuerza extra: Mzz.

- Fuerza de tensión factorizada por perno: Btu.

$$\bullet \quad M_t = \frac{F_v * 2 * d_e}{8} = \frac{4966.2 * 2 * 1.775}{8} \rightarrow M_t = 2.2\ KN - m$$

$$\bullet \quad F_{c,s} = \frac{F_v}{N_p} = \frac{4966.2}{8} \rightarrow F_{c,s} = 0.62\ KN$$

$$\bullet \quad F_{c,e} = \frac{M_t * d_f}{2 * (d_f{}^2 + d_g{}^2)} = \frac{2.2 * 0.749}{2 * (0.749^2 + 0.72^2)} \rightarrow F_{c,e} = 0.76\ KN$$

$$\bullet \quad B_{vu} = \sqrt{F_{c,s}{}^2 + F_{c,e}{}^2} = \sqrt{0.62^2 + 0.76^2} \rightarrow B_{vu} = 1.0\ KN$$

$$\bullet \quad M_{zz} = F_{ex} * d_b = 1440.0 * 0.72 \rightarrow M_{zz} = 1.0\ KN - m$$

$$\bullet \quad M_{zz} = \frac{N_p}{2} * B_{tu} * d_a \rightarrow B_{tu} = \frac{M_{zz}}{d_a * \left(\frac{N_p}{2}\right)} = \frac{1.0}{0.05 * \left(\frac{8}{2}\right)}$$

$$\bullet \quad B_{tu} = \frac{M_{zz}}{d_3 * \left(\frac{N_p}{2}\right)} = \frac{1.0}{0.05 * \left(\frac{8}{2}\right)} \rightarrow B_{tu} = 5.2\ KN$$

- Esfuerzo ultimo del perno clase 4.8: Fubt = 420 Mpa.
- Área del perno: Ab = 7.85 E-5 m^2.
- Factor de resistencia a corte: Ø = 0.75.
- Numero de planos de corte: Ns = 2.
- Resistencia de diseño a cortante de un tornillo: Bdv.
- Resistencia de diseño a tensión de un tornillo: Bdt.
- Resistencia de diseño al ovalamiento del agujero de la plancha menor: Bdvo.
- Esfuerzo último de la plancha A36: Fubt = 400 Mpa.
- Espesor mínimo de la plancha: t = 3 mm = 0.003 m.

$$\bullet \quad B_{dv} = Ø * (0.4 * F_{ub}) * A_b * N_s$$

$$B_{dv} = 0.75 * (0.4 * 420) * 7.85 * 10^{-5} * 2 \rightarrow B_{dv} = 19.8\ KN$$

$$\bullet \quad B_{dt} = Ø * (0.75 * F_{ub}) * A_b$$

$$B_{dt} = 0.75 * (0.75 * 420) * 7.85 * 10^{-5} \rightarrow B_{dt} = 18.6\ KN$$

$$\bullet \quad \left(\frac{B_{tu}}{B_{dt}}\right)^2 + \left(\frac{B_{vu}}{B_{dv}}\right)^2 \leq 1$$

$$\left(\frac{5.2}{18.6}\right)^2 + \left(\frac{1.0}{19.8}\right)^2 \leq 1$$

$$0.078 + 0.002 \leq 1 \rightarrow 0.081 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

$$\bullet \quad B_{dbo} = Ø * \left(3.0 * F_{up}\right) * d * t$$

$$B_{dbo} = 0.75 * (2.4 * 400) * 0.01 * 0.003 \rightarrow B_{dbo} = 21.6\ KN$$

$$\blacksquare \quad \frac{B_{tu}}{B_{dbo}} \leq 1$$

$$\frac{1.0}{21.6} \leq 1 \rightarrow 0.05 \leq 1 \rightarrow \boldsymbol{Condicion\ satisfecha}$$

A continuación, se resumen los resultados para las uniones empernadas analizadas en la tabla J-2.

Tabla J-2: Fuerzas y porcentajes de utilización de uniones empernadas - soporte paneles.

	Bvu	**Btu**	**Bdv**	**Bdt**	**Utilización**	**Bdvo**	**Utilización**
			KN		-	KN	-
1P	1.6	-	6.3	-	0.246	34.6	0.05
2P	1.0	5.2	19.8	18.6	0.081	21.6	0.05

Fuente: Elaboración propia.

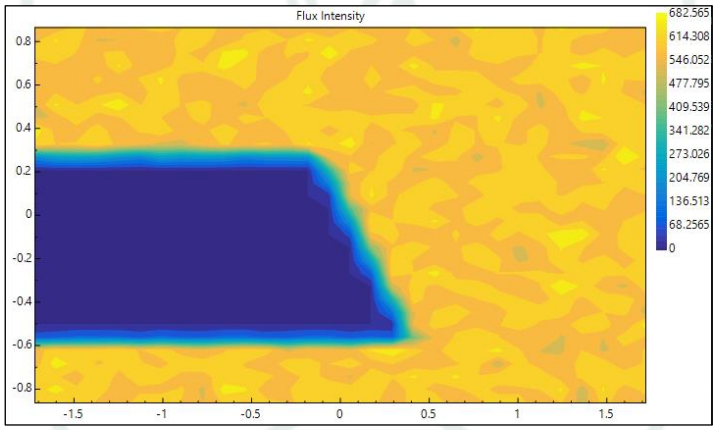
Resultado: La máxima utilización obtenida para la unión empernada 1P es del 24.6 %, por lo validamos estos diseños.

K. Simulaciones ópticas – Solsticio de invierno y verano

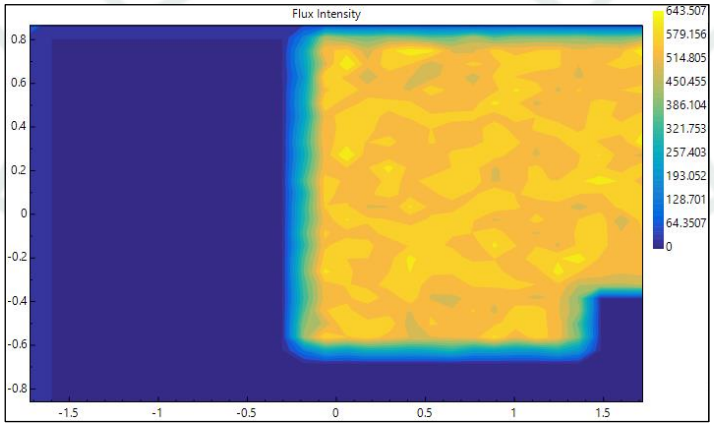
- **Solsticio de invierno**

Se analizará los mapas de flujo relativo para este día. Acotar que nos referiremos como cara frontal a cara que se orienta hacia el Este y trasera hacia el Oeste. Por lo que el comportamiento que se espera que la cara frontal reciba la radiación total durante la mañana y en la tarde la reciba la cara trasera.

Para el caso con reflectores a las 07:30, como vemos en la figura K1, la cara frontal tiene un pequeño sombreado. Para la cara trasera el sombreado es menor, pero la irradiancia que llega reflejada cae fuera del panel.



a) Cara frontal I_E = 430.9 W/m^2

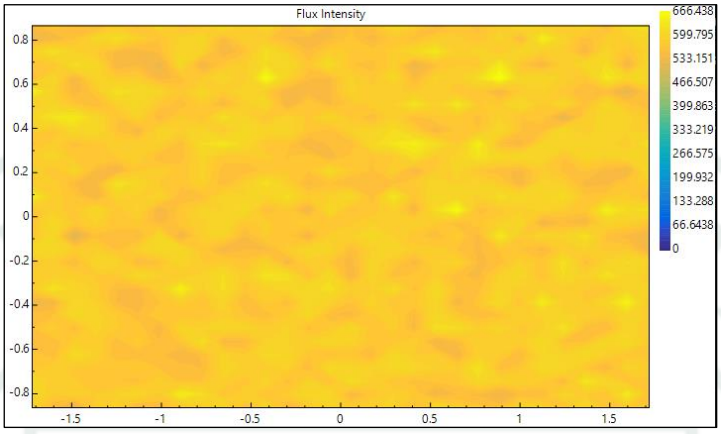


b) Cara trasera I_O = 234.5 W/m^2

Figura K-1: Mapas de flujo relativo para solsticio de invierno en Soltrace– Con reflectores - 07:30.

Fuente: Elaboración propia.

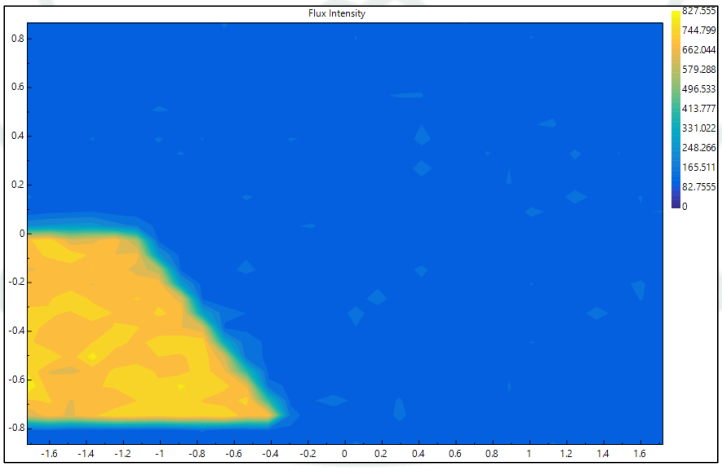
Para el caso sin reflectores a las 07:30, como vemos en la figura K2, la cara frontal recibe una la irradiancia sin algún sombreado. La cara trasera no recibe irradiancia alguna.



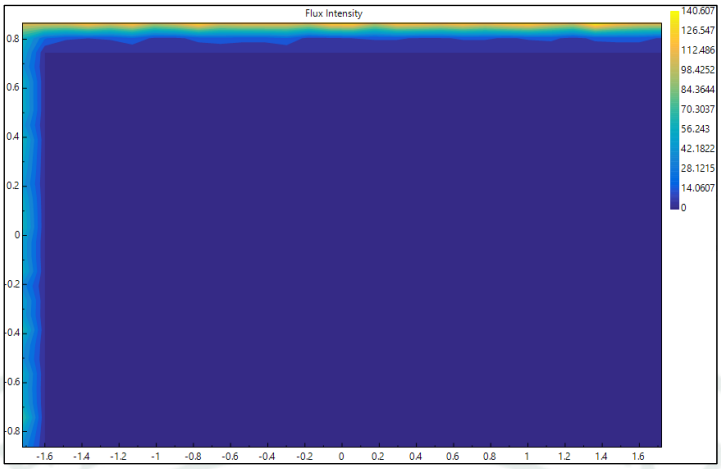
a) Cara frontal IE = 584.0 W/m^2

Figura K-2: Mapas de flujo relativo para solsticio de invierno en Soltrace– Sin reflectores - 07:30.
Fuente: Elaboración propia.

Para el caso con reflectores a las 11:30, como vemos en la figura K3, la cara frontal recibe un poco de irradiancia reflejada y una irradiancia promedio de baja intensidad por el bajo ángulo de incidencia. Para la cara trasera la irradiancia reflejada es casi nula.



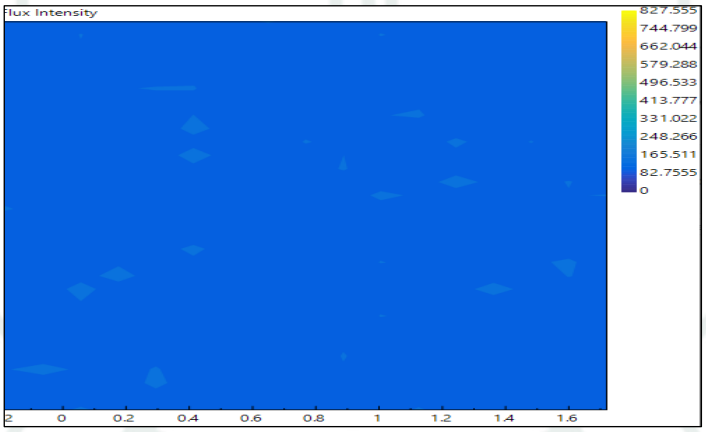
a) Cara frontal IE = 186.1 W/m^2



b) Cara trasera I_O = 5.9 W/m^2

Figura K-3: Mapas de flujo relativo para solsticio de invierno en Soltrace– Con reflectores - 11:30.
Fuente: Elaboración propia.

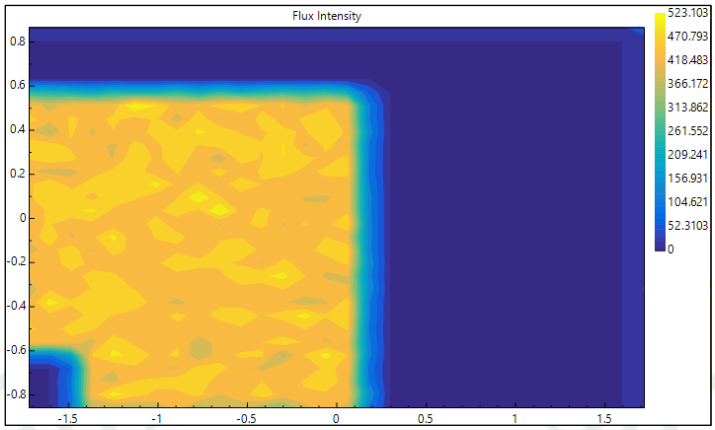
Para el caso sin reflectores a las 11:30, como vemos en la figura K4, la cara frontal recibe una la irradiancia sin sombreado, pero de baja intensidad por el bajo ángulo de incidencia.



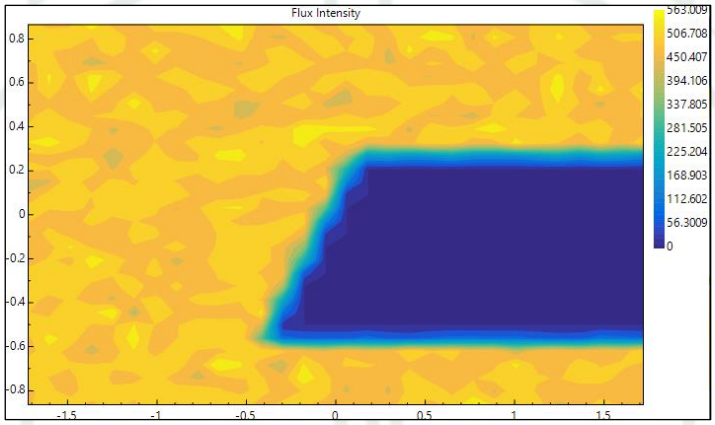
a) Cara frontal I_E = 186.1 W/m^2

Figura K-4: Mapas de flujo relativo para solsticio de invierno en Soltrace– Sin reflectores - 11:30.
Fuente: Elaboración propia.

Para el caso sin reflectores a las 16:30, como vemos en la figura K5, la cara frontal recibe un poco de irradiancia reflejada, una parte de esta cae fuera del panel. Para la cara trasera la irradiancia incidente es constante, menos una parte que es sombrada por el reflector oeste.



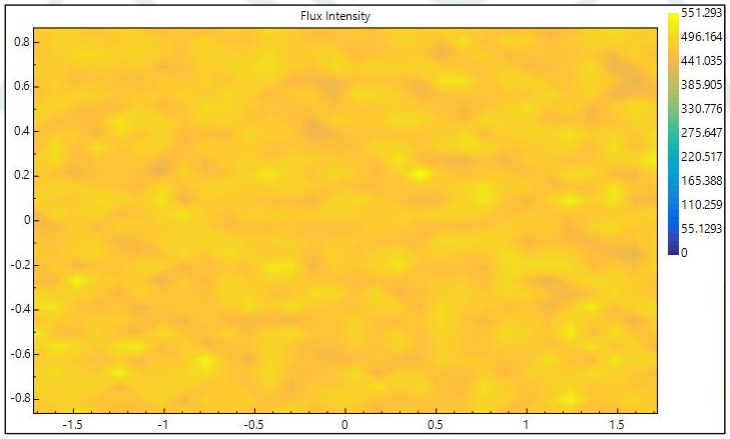
a) Cara frontal I_E = 189.1 W/m^2



b) Cara trasera I_O = 354.6 W/m^2

Figura K-5: Mapas de flujo relativo para solsticio de invierno en Soltrace– Con reflectores - 16:30.
Fuente: Elaboración propia.

Para el caso sin reflectores a las 16:30, como vemos en la figura K6, la cara trasera recibe una la irradiancia sin algún sombreado. La cara frontal no recibe irradiancia alguna.

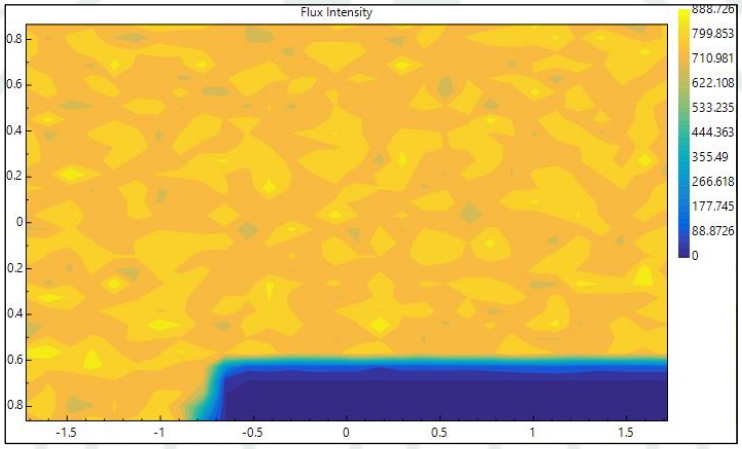


a) Cara trasera I_E = 480.8 W/m^2

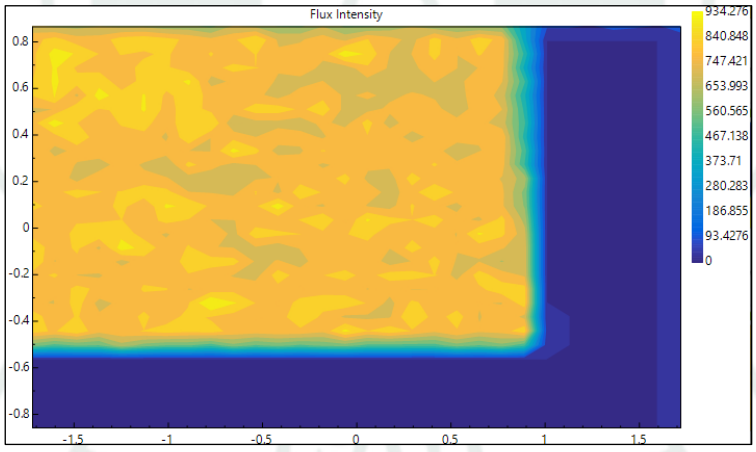
Figura K-6: Mapas de flujo relativo para solsticio de invierno en Soltrace– Sin reflectores - 16:30.
Fuente: Elaboración propia.

- **Solsticio de verano**

Para el caso con reflectores a las 07:30, como vemos en la figura K7, la cara frontal tiene un pequeño sombreado. Para la cara trasera gran parte de la irradiancia reflejada cae dentro del panel.



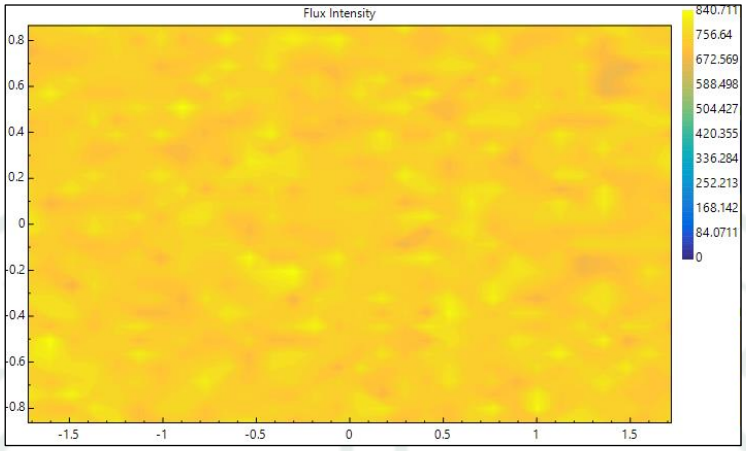
a) Cara frontal I_E = 664.0 W/m^2



b) Cara trasera I_O = 459.3 W/m^2

Figura K-7: Mapas de flujo relativo para solsticio de verano en Soltrace– Con reflectores - 07:30.
Fuente: Elaboración propia.

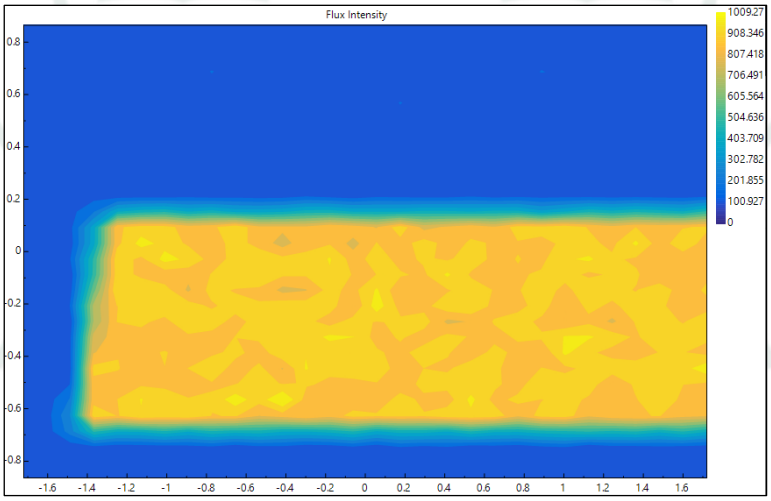
Para el caso sin reflectores a las 07:30, como vemos en la figura K8, la cara frontal recibe una la irradiancia sin algún sombreado. La cara trasera no recibe irradiancia alguna.



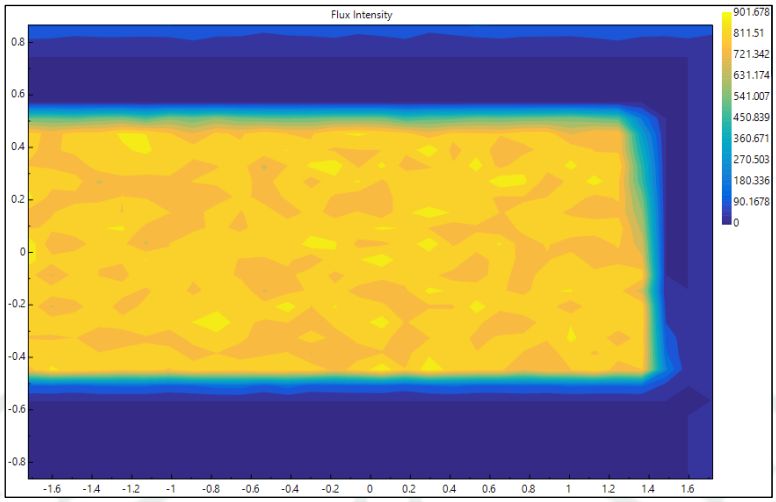
a) Cara frontal I_E = 749.1 W/m^2

Figura K-8: Mapas de flujo relativo para solsticio de verano en Soltrace– Sin reflectores - 07:30.
Fuente: Elaboración propia.

Para el caso con reflectores a las 11:30, como vemos en la figura K9, la cara frontal recibe un poco de irradiancia reflejada y una irradiancia promedio de baja intensidad por el bajo ángulo de incidencia. Para la cara trasera la irradiancia reflejada cae sobre todo el panel.



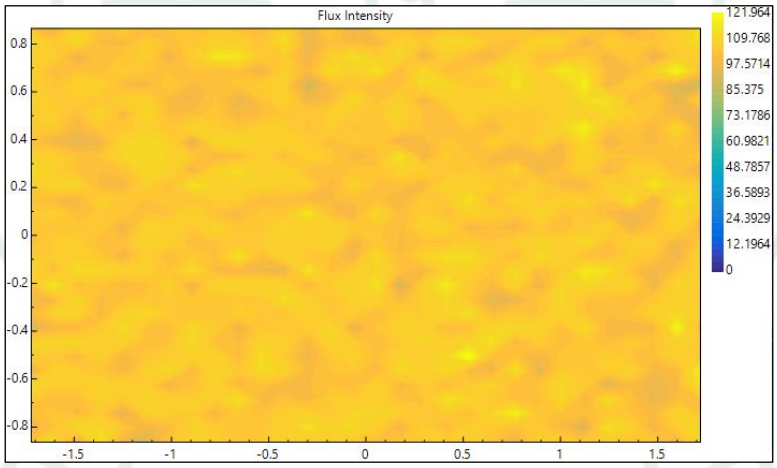
a) Cara frontal I_E = 422.3 W/m^2



b) Cara trasera I_O = 399.4 W/m^2

Figura K-9: Mapas de flujo relativo para solsticio de verano en Soltrace– Con reflectores - 11:30.
Fuente: Elaboración propia.

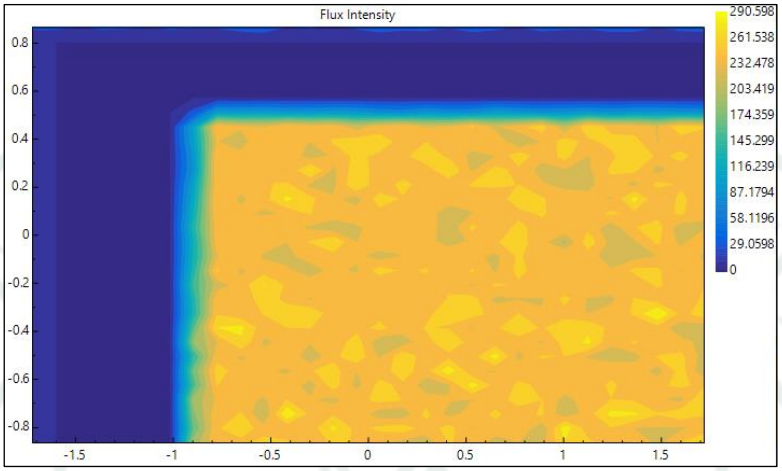
Para el caso sin reflectores a las 11:30, como vemos en la figura K10, la cara frontal recibe una la irradiancia sin sombreado, pero de baja intensidad por el bajo ángulo de incidencia.



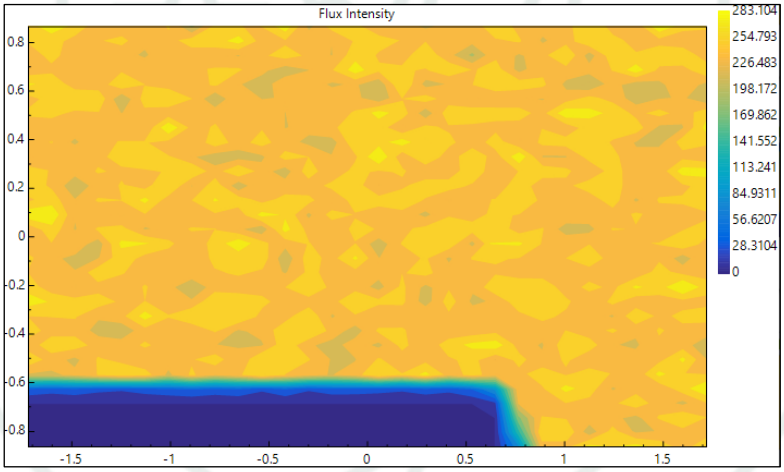
a) Cara frontal I_E = 105.4 W/m^2

Figura K-10: Mapas de flujo relativo para solsticio de verano en Soltrace– Sin reflectores - 11:30.
Fuente: Elaboración propia.

Para el caso sin reflectores a las 16:30, como vemos en la figura K11, la cara frontal recibe un poco de irradiancia reflejada, una parte de esta cae fuera del panel. Para la cara trasera la irradiancia incidente es constante, menos una parte que es sombrada por el reflector oeste.



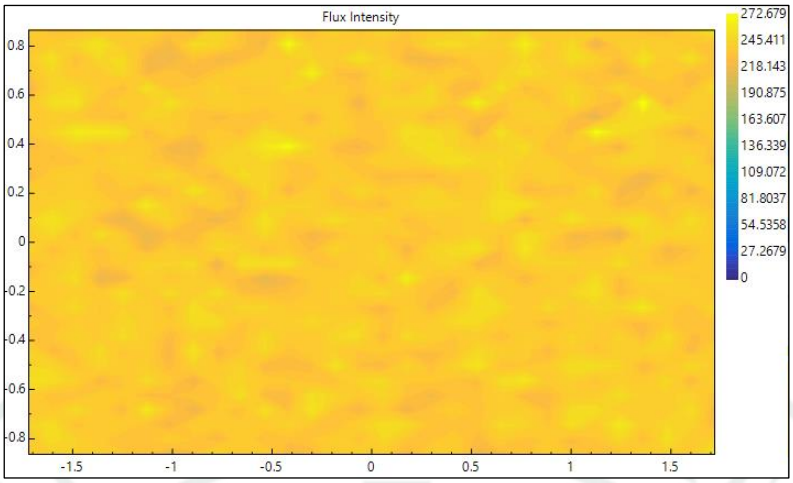
a) Cara frontal I_E = 141.2 W/m^2



b) Cara trasera I_O = 210.6 W/m^2

Figura K-11: Mapas de flujo relativo para solsticio de verano en Soltrace– Con reflectores - 16:30.
Fuente: Elaboración propia.

Para el caso sin reflectores a las 16:30, como vemos en la figura K12, la cara trasera recibe una la irradiancia sin algún sombreado. La cara frontal no recibe irradiancia alguna.



a) Cara trasera IE = 238.4 W/m^2

Figura K-12: Mapas de flujo relativo para solsticio de verano en Soltrace– Sin reflectores - 16:30.
Fuente: Elaboración propia.

En la tabla K-1, se resume la irradiancia promedio incidente sobre la cara este (IE) y oeste (IO) del panel bifacial en la configuración con reflectores.

Tabla K-1: Irradiancia promedio incidente durante el día en solsticios – Con reflectores

	Solsticio de invierno		Solsticio de verano	
Hora local	Cara este (IE)	Cara oeste (IO)	Cara este (IE)	Cara oeste (IO)
-	W/m^2		W/m^2	
07:30	430.9	234.5	664.0	459.3
08:30	596.4	231.0	714.0	528.5
09:30	504.7	158.5	539.8	516.9
10:30	312.5	47.9	371.6	503.6
11:30	186.1	5.9	422.3	399.4
12:30	5.8	185.8	416.1	462.3
13:30	28.1	308.2	469.6	364.8
14:30	106.9	462.9	360.5	391.6
15:30	182.9	547.7	282.0	396.8
16:30	189.1	354.6	141.2	210.6

Fuente: Elaboración propia mediante simulación en SolTrace 3.4 (NREL).

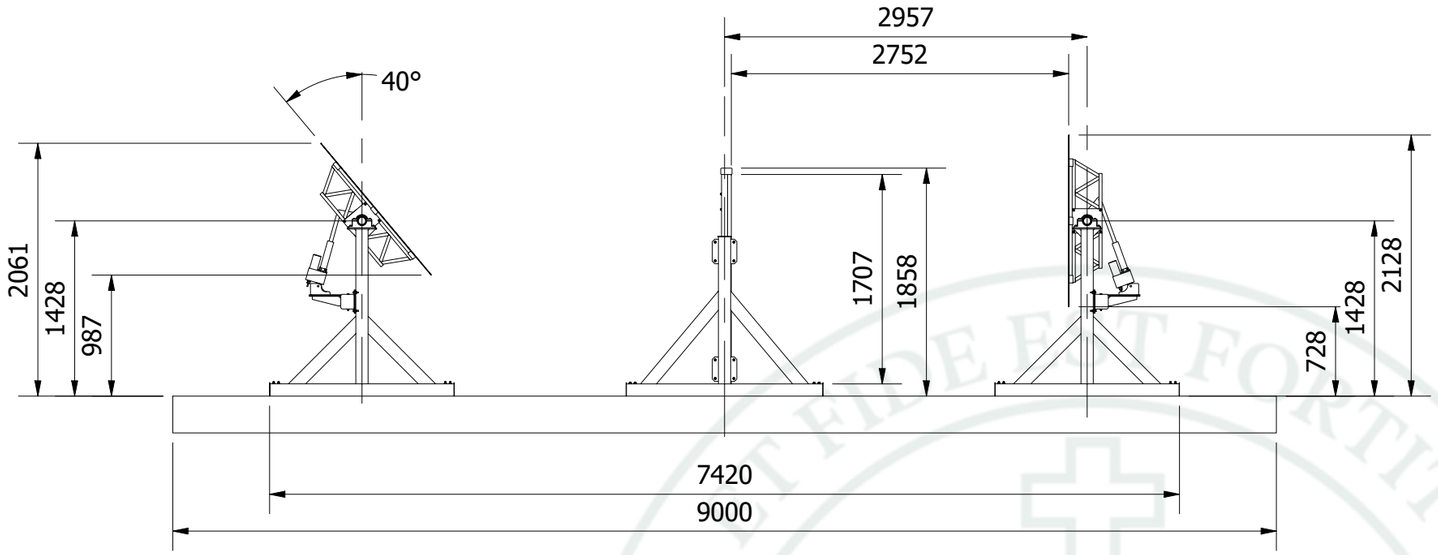
En la tabla K2, se resume la irradiancia promedio incidente sobre el panel bifacial que trabaja en la configuración sin reflectores durante el horario operativo del sistema. En este caso la cara Este trabaja en el horario de 07:30 a 11:30 y la cara Oeste durante el resto del día.

Tabla K-2: Irradiancia promedio incidente durante el día en solsticios – Sin reflectores.

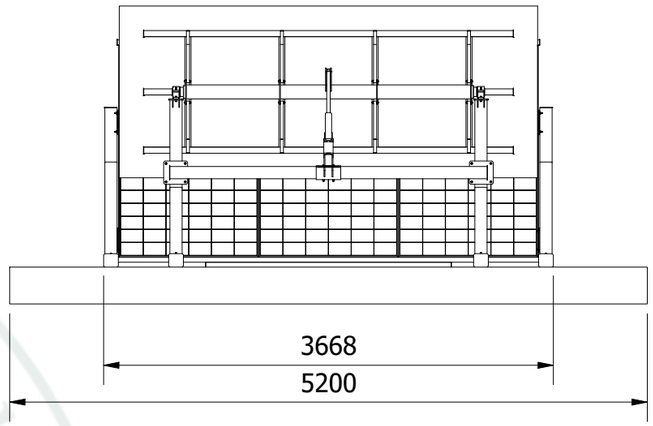
Hora local	Solsticio de invierno	Solsticio de verano
-	W/m^2	W/m^2
07:30	584.0	749.1
08:30	610.8	714.0
09:30	504.7	539.8
10:30	312.5	345.3
11:30	186.1	105.4
12:30	185.7	115.5
13:30	308.2	338.7
14:30	462.9	391.6
15:30	547.7	396.8
16:30	480.8	238.4

Fuente: Elaboración propia mediante simulación en SolTrace 3.4 (NREL).

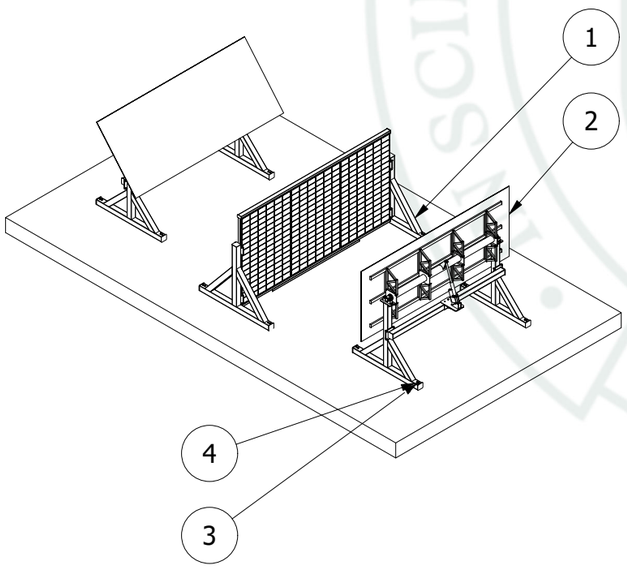
L. Planos



Vista frontal
Escala 1:50



Vista lateral
Escala 1:50



Vista isométrica
Escala 1:100

Nota:
- Dimensiones externas: 7.4 x 3.7 x 2.1 m.
- Area requerida para instalacion: 9.0 x 5.2 m.
- Peso estimado: 711.9 Kg.
- Area total de paneles: 5.72 m^2.
- Area total de superficie reflectante: 4.78 m^2.

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	DESCRIPCION	PAGINA	PESO
1	1	Soporte paneles bifaciales	3	242 kg
2	2	Modulo reflector	7	235 kg
3	24	Esparrago M10 x 250 - Acero al carbono – Clase 8.8 – galvanizado	-	-
4	24	Tuerca hexagonal con brida M10 - Acero al carbono – Clase 8.8 – galvanizado	-	-

	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

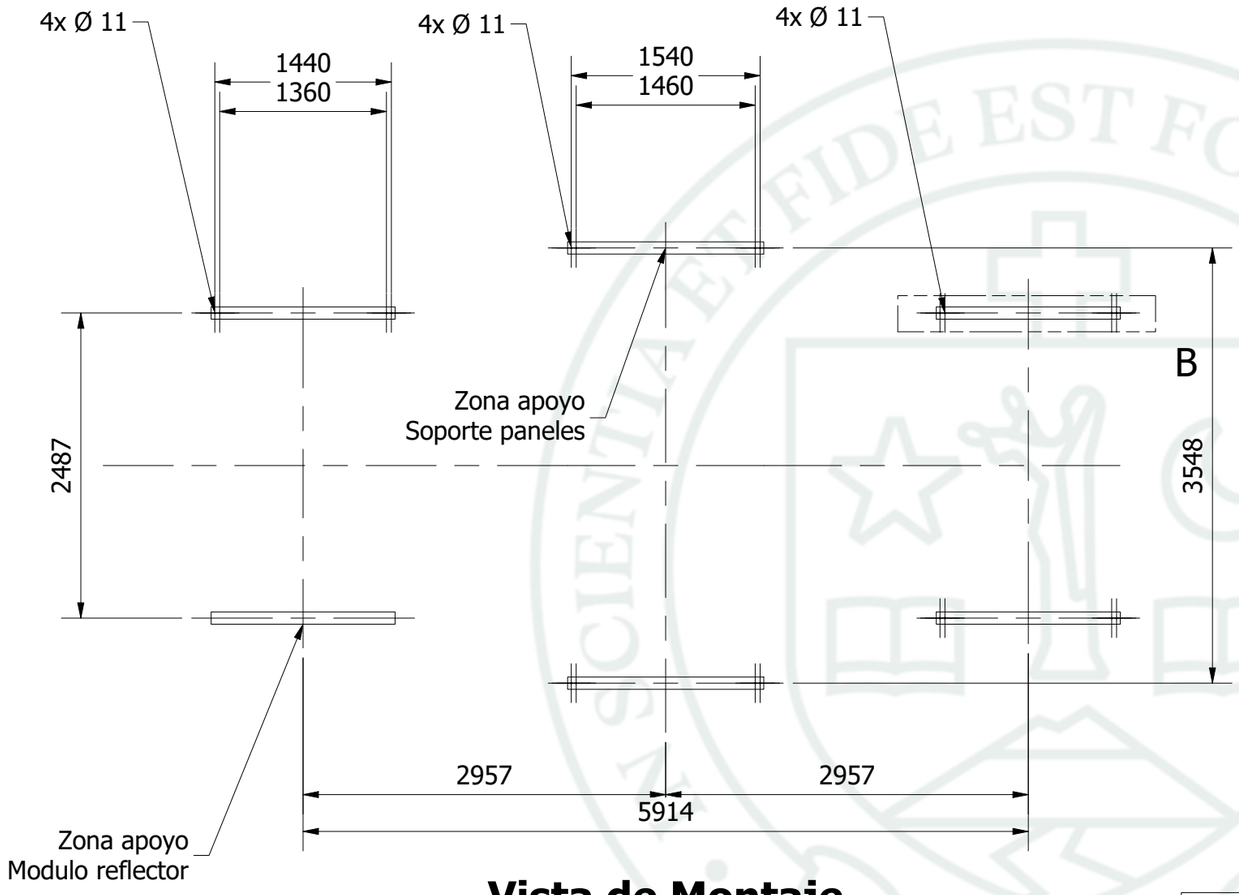
Universidad Católica de Santa María

Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano de dimensiones generales

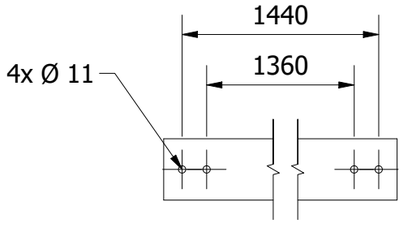
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
1 DE 18	Indicada	mm	09/06/2026	0

CARGAS TRANSMITIDAS			
Cargas	Modulo Reflector	Soporte Paneles	Total
Longitudinal	3.95 KN	4.97 KN	12.87 KN
Transversal	0.61 KN	0.36 KN	1.57 KN
Vertical	4.04 KN	2.39 KN	10.47 KN



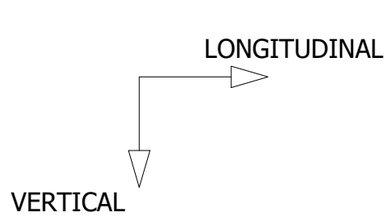
Vista de Montaje

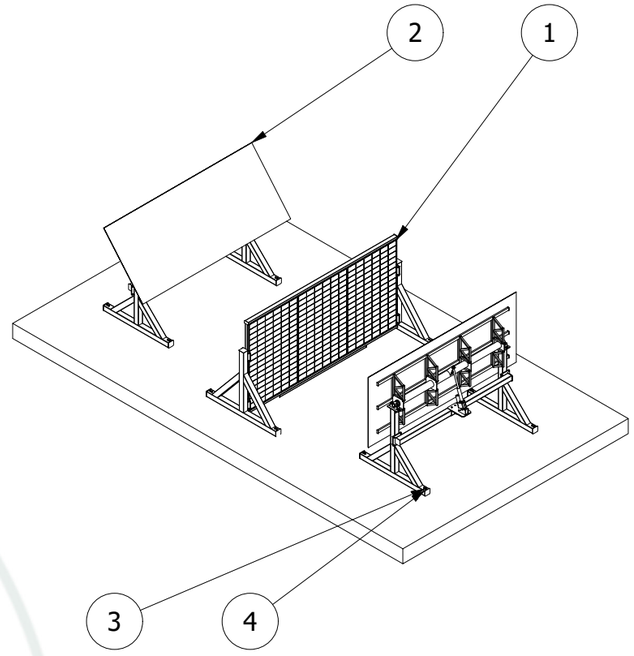
Escala 1:50



Detalle B

Escala 1:10





Vista isométrica

Escala 1:100

Nota:

- Dimensiones externas: 7.4 x 3.7 x 2.1 m.
- Area requerida para instalacion: 9.0 x 5.2 m.
- Peso estimado: 711.9 Kg.
- Se usaran 16 esparragos para el montaje, con la designacion: M10 × 250 – Grado 8.8.

LISTA DE PIEZAS				
ITEM	CTDAD	DESCRIPCION	PAGINA	PESO
1	1	Soporte paneles bifaciales	3	242 kg
2	2	Modulo reflector	7	235 kg
3	24	Esparrago M10 x 250 - Acero al carbono – Clase 8.8 – galvanizado	-	-
4	24	Tuerca hexagonal con brida M10 - Acero al carbono – Clase 8.8 – galvanizado	-	-

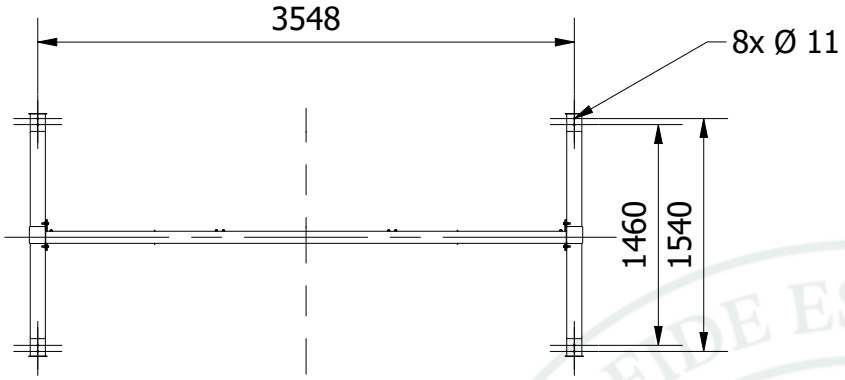
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

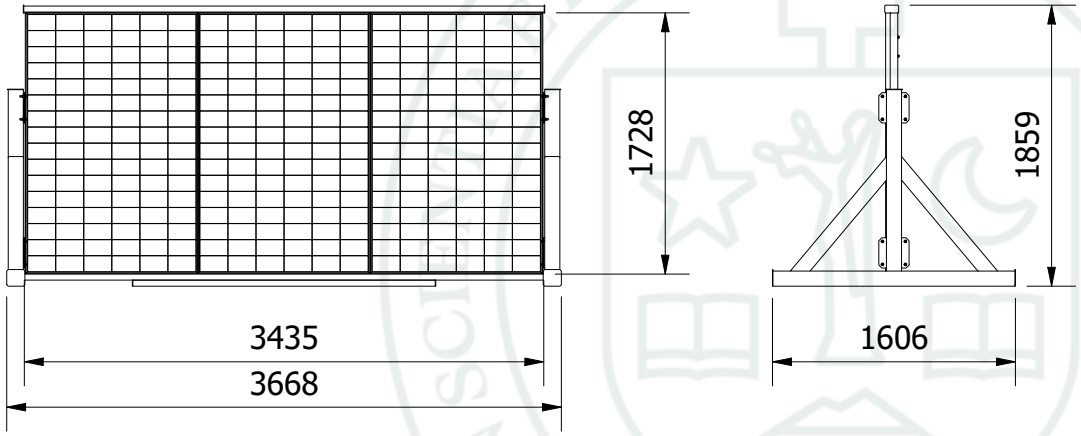
Universidad Católica de Santa María

Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano de montaje y cargas estructurales

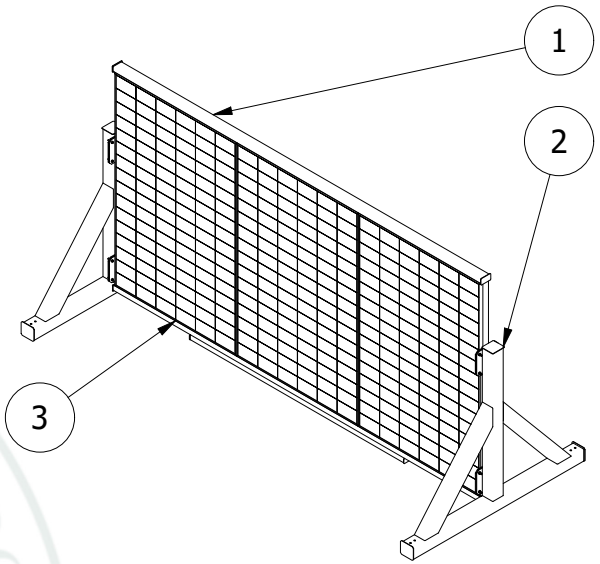
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
2 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0





Vista frontal

Escala 1:50



Soporte paneles bifaciales

Vista isométrica - Escala 1:50 - Cant. 01

Nota:

- Dimensiones externas: 3.67 x 1.61 x 1.86 m.
- Area total de paneles: 5.72 m^2.
- Peso total 241.9 kg.

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	DESCRIPCIÓN	PAGINA	PESO
1	1	Marco principal	4	89 kg
2	2	Soporte lateral	5	46 kg
3	3	Panel fotovoltaico bifacial LONGi Hi-MO X6 Explorer	-	20 kg

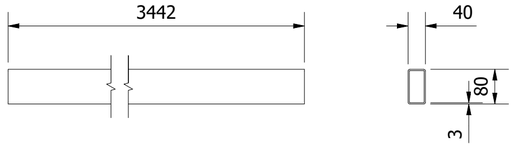
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

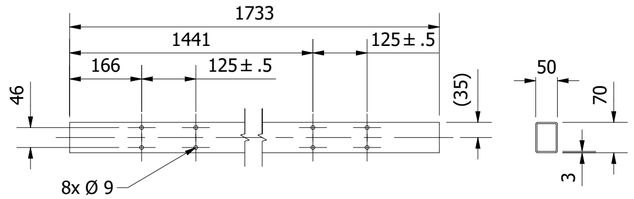
Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano dimensiones generales - Soporte Paneles bifaciales

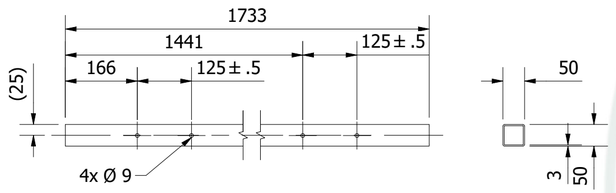
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
3 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



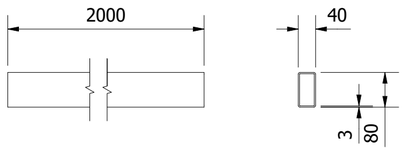
PT - 03
Item: 03 - Esc. 1:10 - Cant. 02



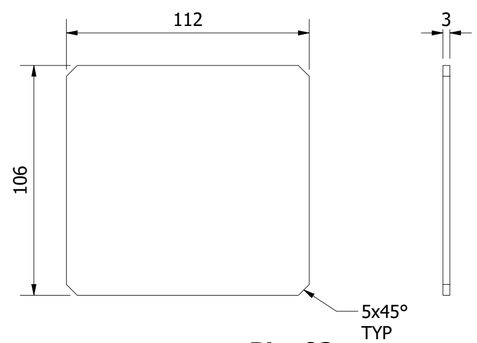
PT - 01
Item: 01 - Esc. 1:10 - Cant. 02



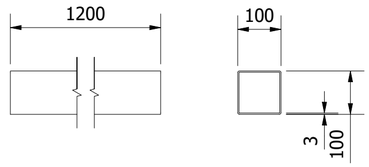
PT - 02
Item: 02 - Esc. 1:10 - Cant. 02



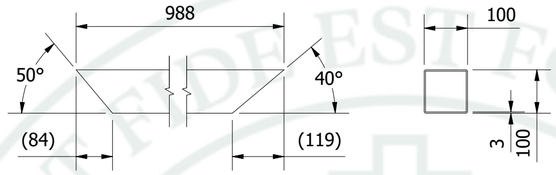
PT - 04
Item: 05 - Esc. 1:10 - Cant. 01



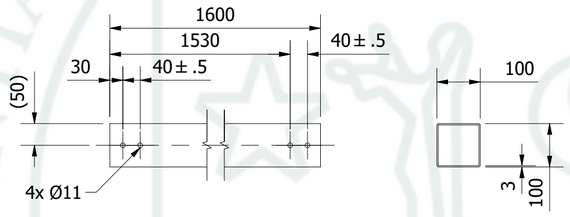
PL - 02
Item: 06 - Esc. 1:2 - Cant. 06



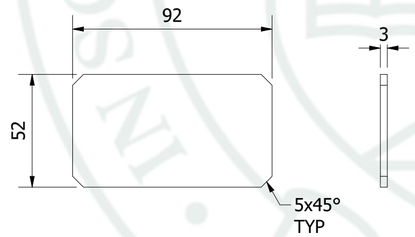
PT - 05
Item: 08 - Esc. 1:10 - Cant. 02



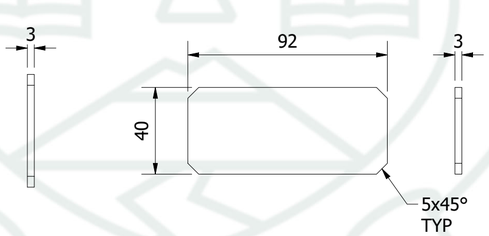
PT - 06
Item: 09 - Esc. 1:10 - Cant. 04



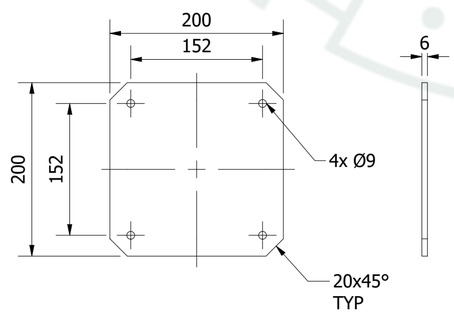
PT - 07
Item: 10 - Esc. 1:10 - Cant. 02



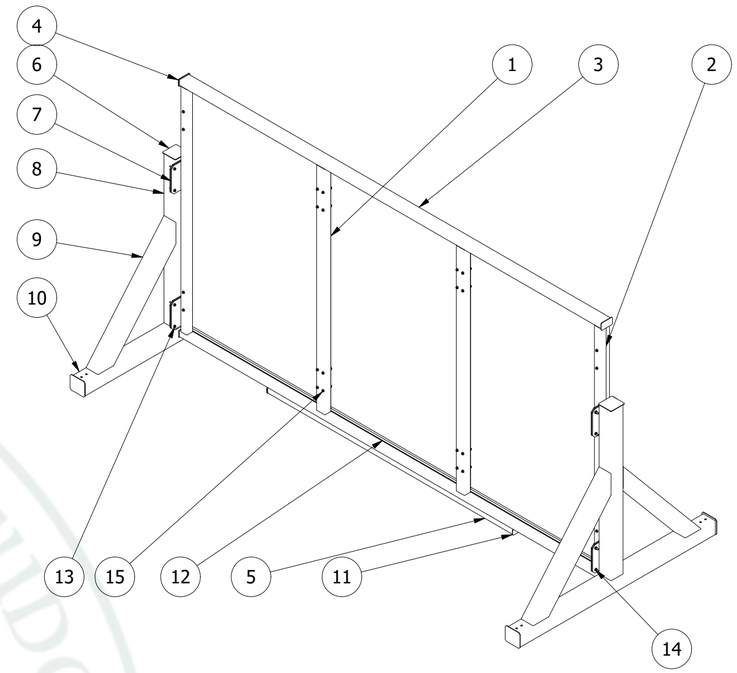
PL - 01
Item: 04 - Esc. 1:2 - Cant. 04



PL - 04
Item: 11 - Esc. 1:2 - Cant. 02



PL - 03
Item: 07 - Esc. 1:2 - Cant. 08



Soporte de paneles bifaciales

Vista isométrica - Escala 1:25

Nota:
- Todas las dimensiones están en mm.
- Peso estimado: 242 Kg.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL	NORMA
1	2	PT - 01	Perfil tubular 70x50x3mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
2	2	PT - 02	Perfil tubular 50x50x3mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
3	2	PT - 03	Perfil tubular 80x40x3mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
4	4	PL - 01	Plancha acero 92x52x3mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
5	1	PT - 04	Perfil tubular 80x40x3mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
6	6	PL - 02	Plancha acero 112x106x3mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
7	8	PL - 03	Plancha acero 200x200x3mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
8	2	PT - 05	Perfil tubular 100x100x3mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
9	4	PT - 06	Perfil tubular 100x100x3mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
10	2	PT - 07	Perfil tubular 100x100x3mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
11	2	PL - 04	Plancha acero 92x40x3mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
12	3	-	Panel FV bifacial LONGi Hi-MO X6 – 545 W	-	Comercial
13	16	-	Perno cabeza hexagonal bridado M8 x 35	Acero al carbono – Clase 8.8 – galvanizado	ISO 4017
14	40	-	Tuerca hexagonal bridada M8	Acero al carbono – Clase 8.8 – galvanizado	ISO 4032
15	24	-	Perno cabeza hexagonal bridado M8 x 65	Acero al carbono – Clase 8.8 – galvanizado	ISO 4017

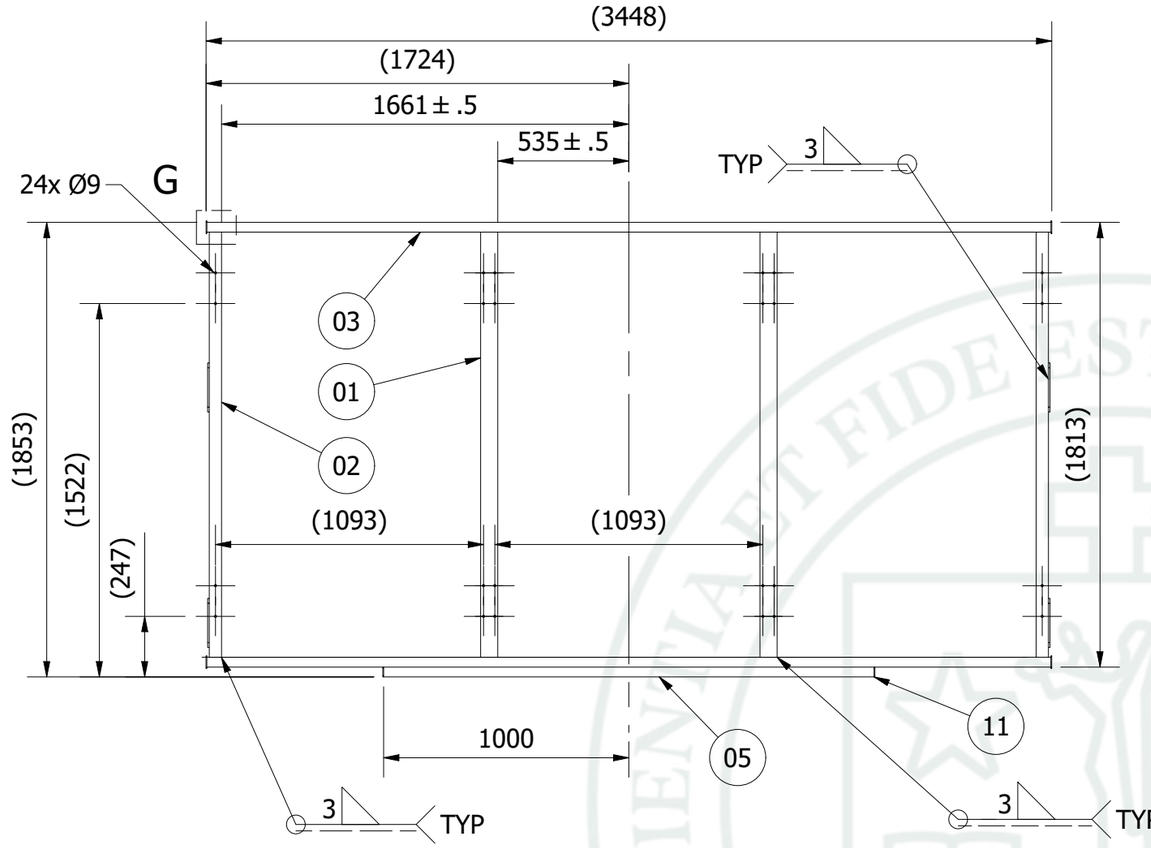
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	ALBERTO YANAC
REVISÓ	ALBERTO YANAC

Universidad Católica de Santa María

Sistema de seguimiento solar de baja concentración

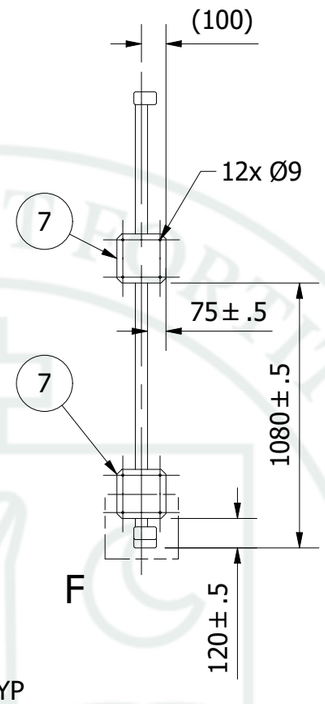
Plano fabricación - Soporte de paneles Bifaciales

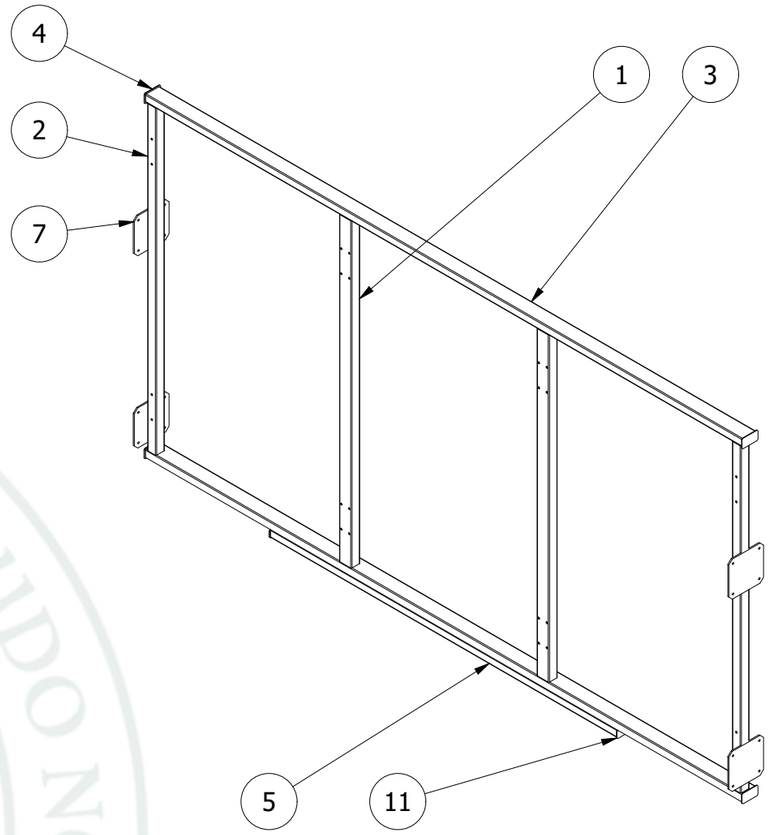
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
4 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



Vista Frontal

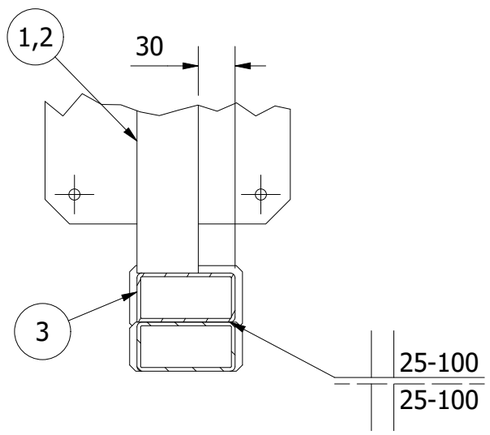
Escala 1:25





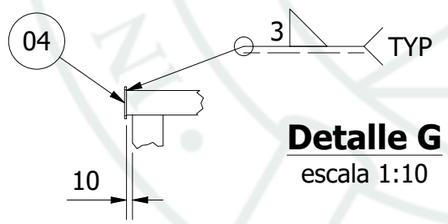
Marco principal

Cant. 01 - Escala 1:25



Detalle F

escala 1:5



Detalle G

escala 1:10

Nota:

- Simbologia de soldaduras según ISO 2553-A.
- Proceso de soldadura: GMAW.
- Material de aporte: ER70S-6.
- Peso estimado: 88.6 Kg.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- Todas las dimensiones están en mm.
- Para mas detalle ver plano de fabricación (Plano 04).
- Preparación superficial: limpieza mecánica
- Aplicación de pintura anti corrosiva.

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL
1	2	PT - 01	Perfil tubular 70x50x3mm	Acero ASTM A500 Grado B
2	2	PT - 02	Perfil tubular 50x50x3mm	Acero ASTM A500 Grado B
3	2	PT - 03	Perfil tubular 80x40x3mm	Acero ASTM A500 Grado B
4	2	PL - 01	Plancha acero 92x52x3mm	Acero ASTM A36
5	1	PT - 04	Perfil tubular 80x40x3mm	Acero ASTM A500 Grado B
7	4	PL - 03	Plancha acero 200x200x3mm	Acero ASTM A36
11	2	PL - 04	Plancha acero 92x40x3mm	Acero ASTM A36

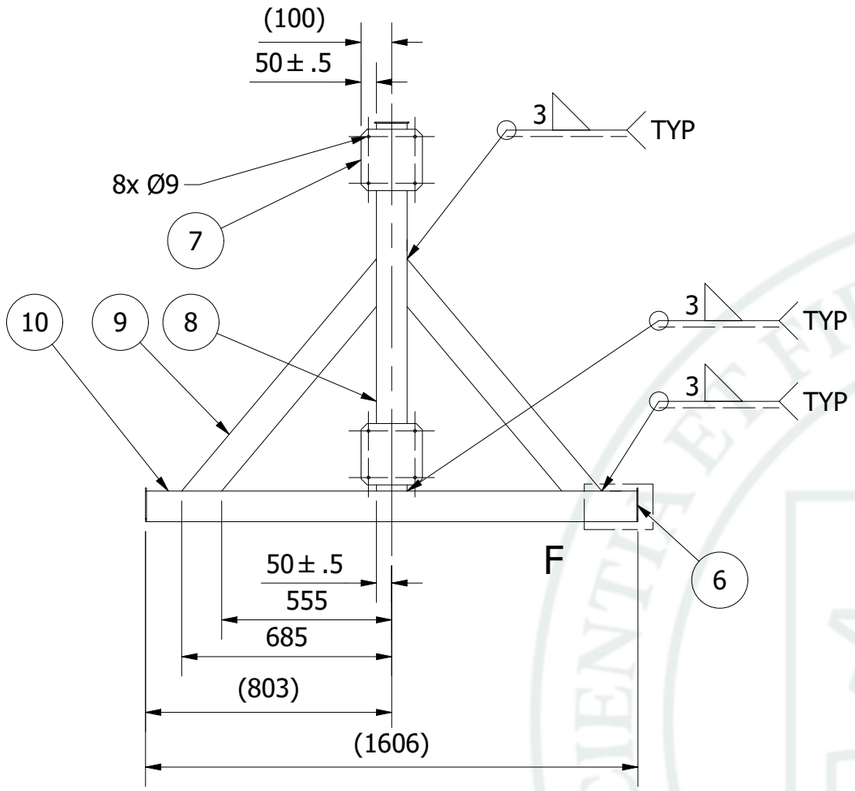
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

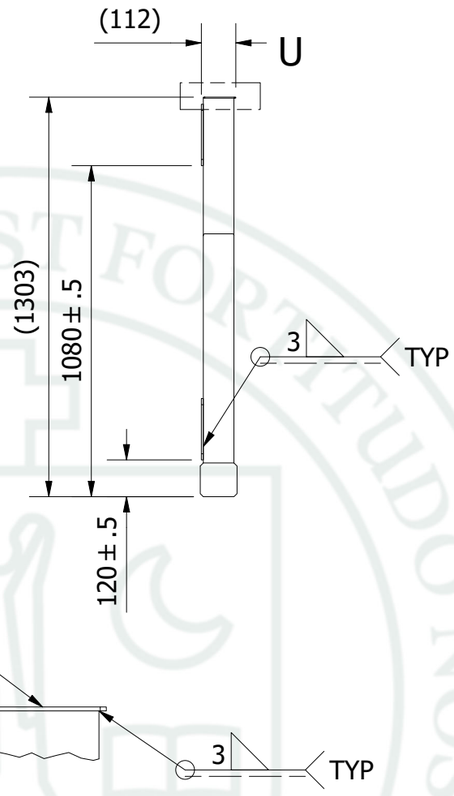
Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano soldadura - Marco principal - Soporte Paneles bifaciales

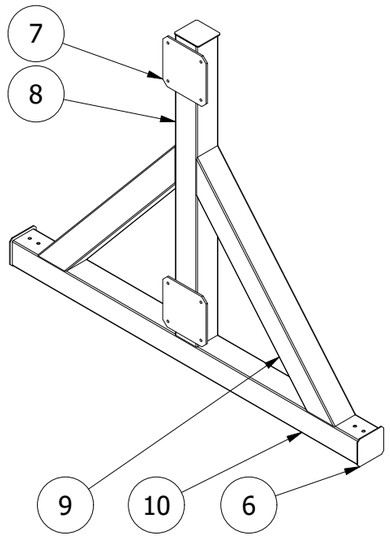
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
5 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



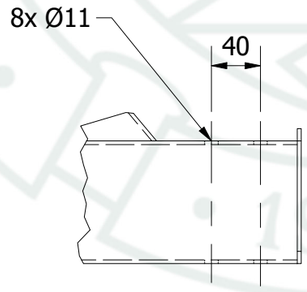
Vista Frontal
Escala 1:20



Detalle U
escala 1:5



Soporte lateral
Cant. 02 - Escala 1:20



Detalle F
escala 1:5

Nota:
- Simbologia de soldaduras según ISO 2553-A.
- Proceso de soldadura: GMAW.
- Material de aporte: ER70S-6.
- Peso estimado: 46.2 Kg.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- Todas las dimensiones están en mm.
- Para mas detalle ver plano de fabricacion (Plano 04).
- Preparación superficial: limpieza mecánica
- Aplicación de pintura anti corrosiva

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL
6	3	PL - 02	Plancha acero 112x106x3mm	Acero ASTM A36
7	2	PL - 03	Plancha acero 200x200x3mm	Acero ASTM A36
8	1	PT - 05	Perfil tubular 100x100x3mm	Acero ASTM A500 Grado B
9	2	PT - 06	Perfil tubular 100x100x3mm	Acero ASTM A500 Grado B
10	1	PT - 07	Perfil tubular 100x100x3mm	Acero ASTM A500 Grado B

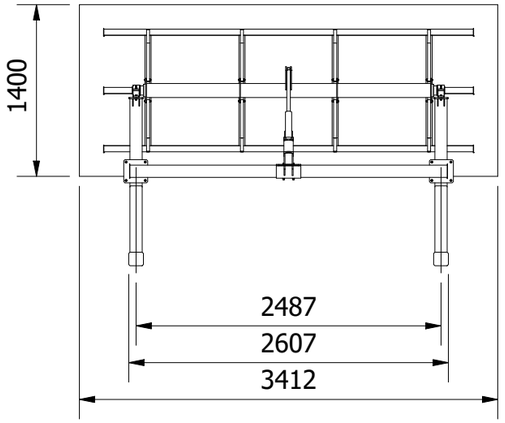
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

Sistema de seguimiento solar de baja concentración

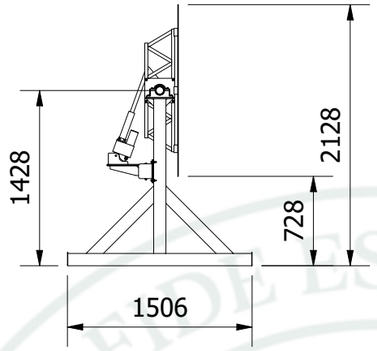
Plano soldadura - Soporte lateral - Soporte Paneles bifaciales

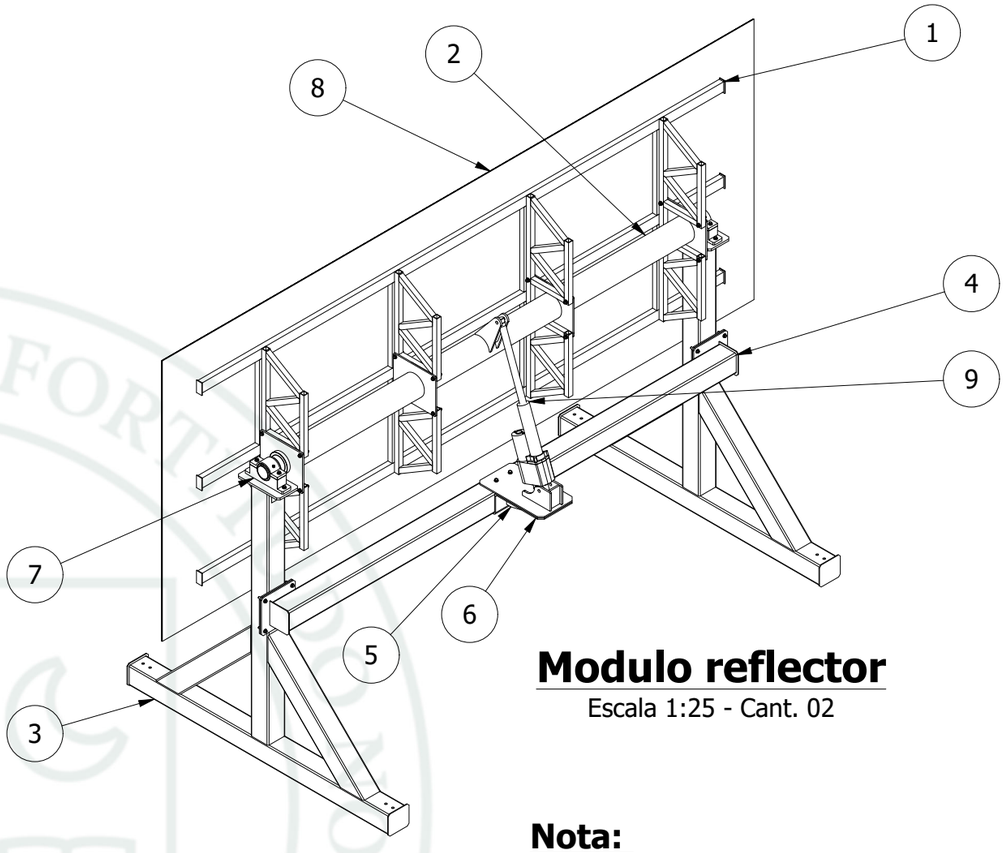
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
6 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



Vista frontal

Escala 1:50



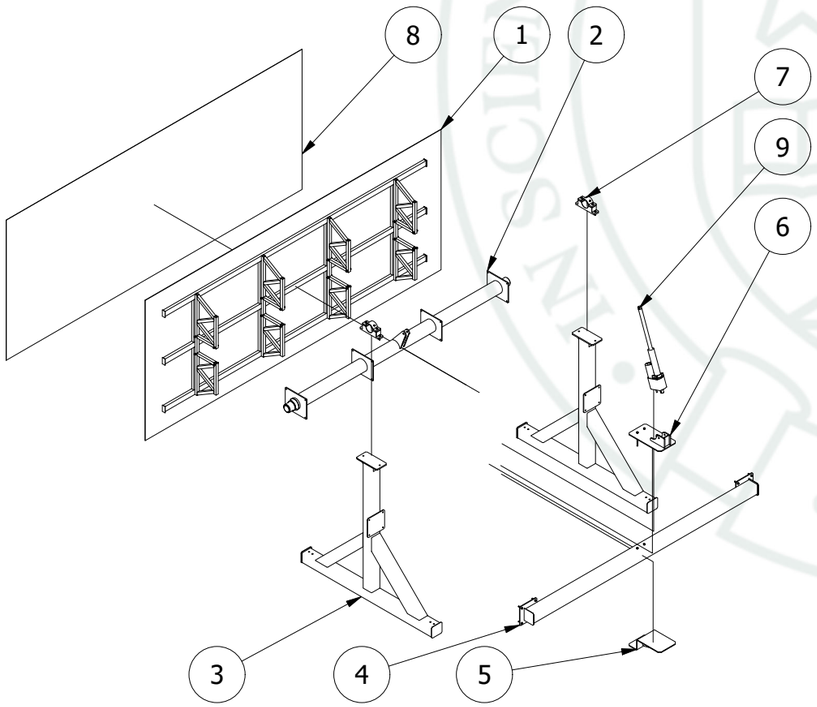


Modulo reflector

Escala 1:25 - Cant. 02

Nota:

- Dimensiones externas: 3.41 x 1.51 x 2.13 m.
- Area total de superficie reflectante: 4.78 m^2.
- Peso total 235 kg.



Modulo reflector

Vista despiece- Escala 1:50

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	DESCRIPCIÓN	PAGINA	PESO
1	1	Reflector	13	170.4 Kg
2	1	Eje torsor	14	55.8 Kg
3	2	Soporte bastidor	9	59.7 Kg
4	1	Soporte actuador 03	10	38.3 Kg
5	1	Soporte actuador 01	10	6.2 Kg
6	1	Soporte actuador 02	10	5.2 Kg
7	2	Chumacera	18	5.2 Kg
8	1	Lamina aluminio reflectante VSP 295 - 3.41 x 1.40 m	-	-
9	1	Actuador lineal - Modelo PA17 (2000 N) (carrera=10 in)	-	-

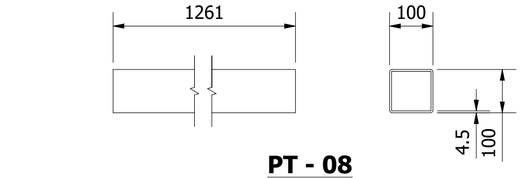
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

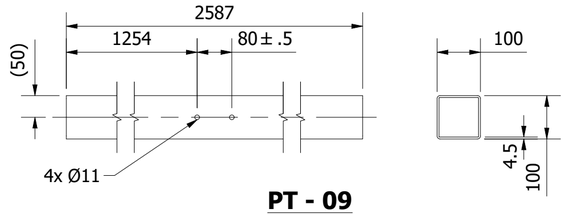
Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano dimensiones generales - Modulo reflector

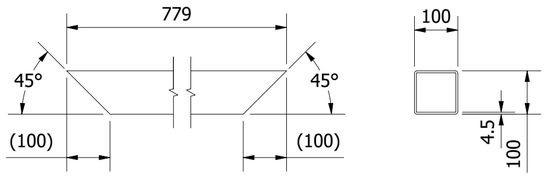
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
7 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



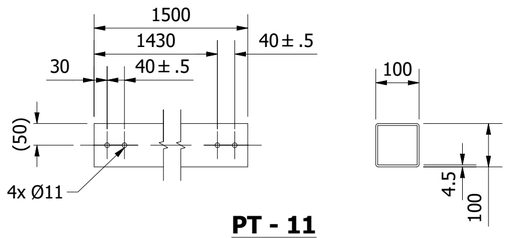
PT - 08
Item: 01 - Esc. 1:10 - Cant. 02



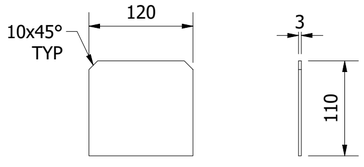
PT - 09
Item: 02 - Esc. 1:10 - Cant. 01



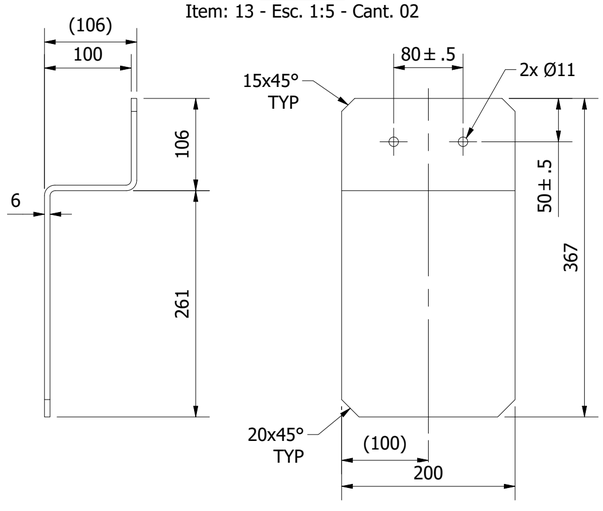
PT - 10
Item: 03 - Esc. 1:10 - Cant. 04



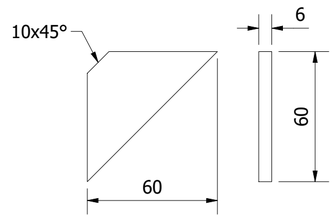
PT - 11
Item: 04 - Esc. 1:10 - Cant. 02



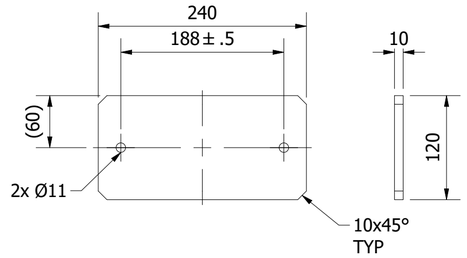
PL - 13
Item: 13 - Esc. 1:5 - Cant. 02



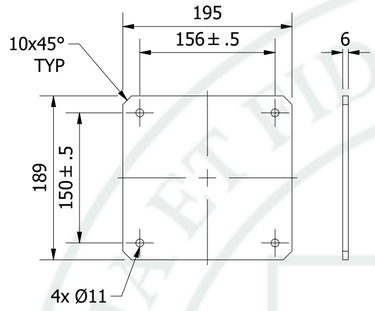
PL - 06
Item: 06 - Esc. 1:5 - Cant. 01



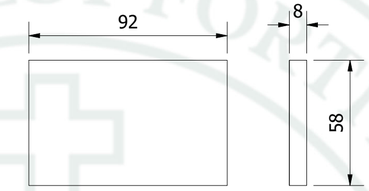
PL - 14
Item: 14 - Esc. 1:2 - Cant. 08



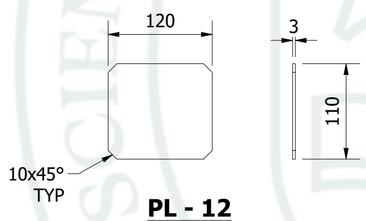
PL - 08
Item: 08 - Esc. 1:5 - Cant. 02



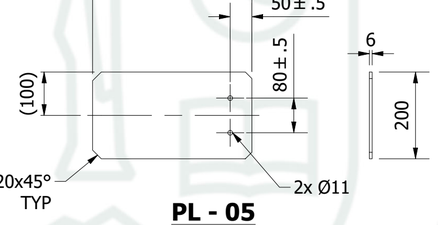
PL - 07
Item: 07 - Esc. 1:5 - Cant. 04



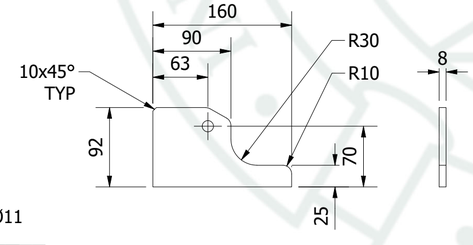
PL - 10
Item: 10 - Esc. 1:2 - Cant. 01



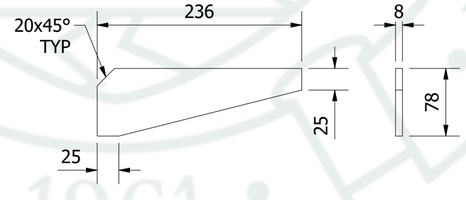
PL - 12
Item: 12 - Esc. 1:5 - Cant. 04



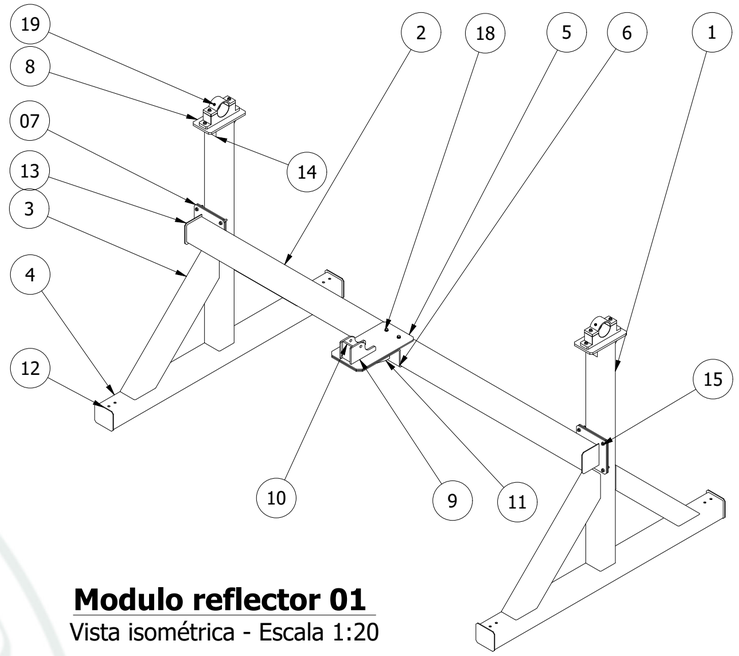
PL - 05
Item: 05 - Esc. 1:10 - Cant. 01



PL - 09
Item: 09 - Esc. 1:5 - Cant. 02



PL - 11
Item: 11 - Esc. 1:5 - Cant. 02



Modulo reflector 01
Vista isométrica - Escala 1:20

Nota:
- Todas las dimensiones están en mm.
- Peso estimado: 177 Kg.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCION	MATERIAL	NORMA
1	2	PT - 08	Perfil tubular 100x100x4.5	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
2	1	PT - 09	Perfil tubular 100x100x4.5	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
3	4	PT - 10	Perfil tubular 100x100x4.5	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
4	2	PT - 11	Perfil tubular 100x100x4.5	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
5	1	PL - 05	Plancha de acero 367x200x6mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
6	1	PL - 06	Plancha de acero 461x200x6mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
7	4	PL - 07	Plancha de acero 195x189x6mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
8	2	PL - 08	Plancha de acero 240x120x10mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
9	2	PL - 09	Plancha de acero 236x92x8mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
10	1	PL - 10	Plancha de acero 92x58x8mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
11	2	PL - 11	Plancha de acero 236x78x8mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
12	4	PL - 12	Plancha de acero 120x110x3mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
13	2	PL - 13	Plancha de acero 120x110x3mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
14	8	PL - 14	Plancha de acero 60x60x6mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
15	16	-	Perno hexagonal bridado M8 x 35	Acero al carbono – Clase 8.8 – galvanizado	ISO 4017
16	14	-	Tuerca hexagonal M8	Acero al carbono – Clase 8 – galvanizado	ISO 4032
17	2	-	Arandela M8	Acero al carbono – galvanizado	ISO 7089
18	2	-	Perno hexagonal M8 x 130	Acero al carbono – Clase 8.8 – galvanizado	ISO 4017
19	2	-	Chumacera	-	-

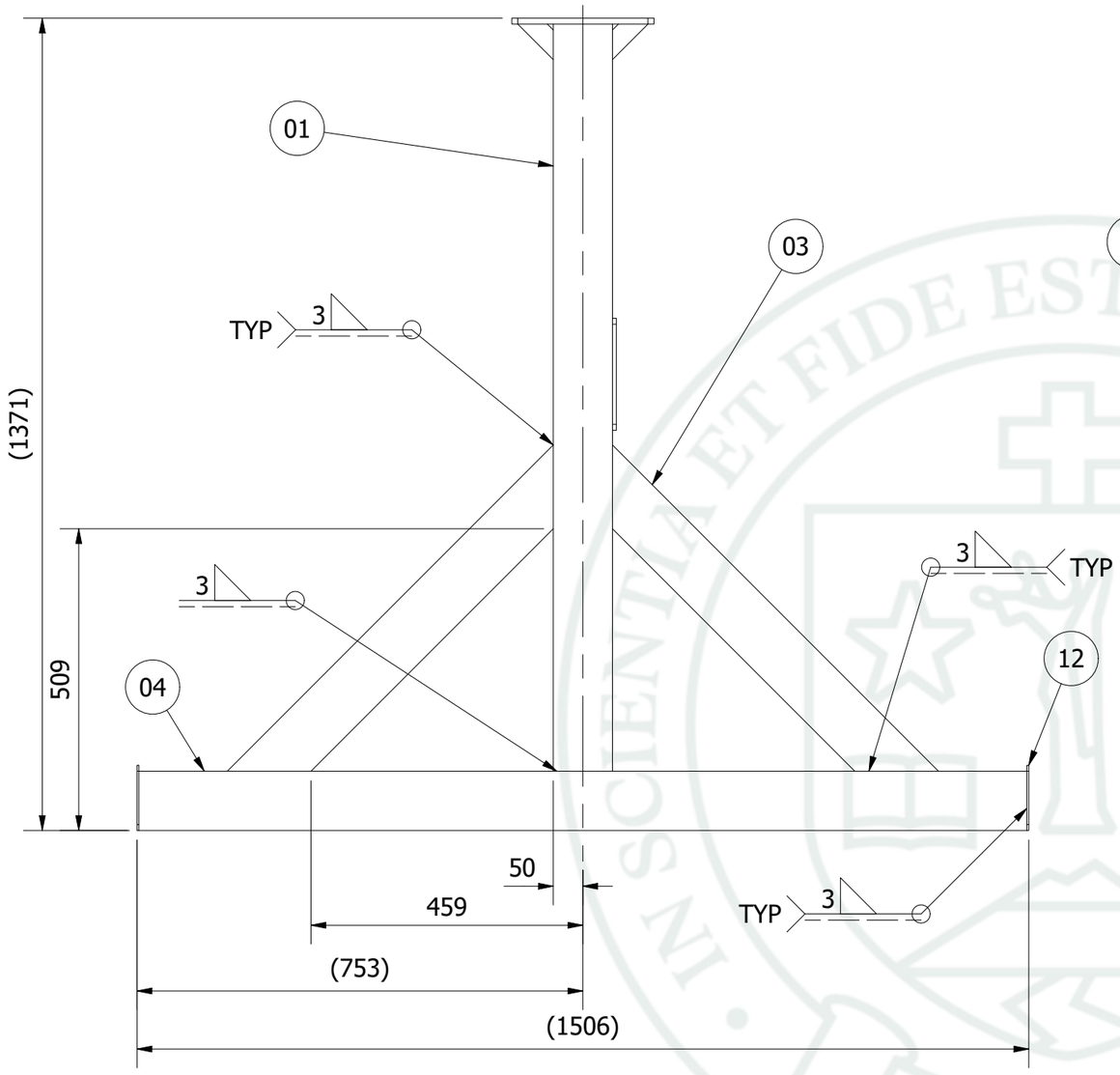
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	ALBERTO YANAC
REVISÓ	ALBERTO YANAC

Universidad Católica de Santa María

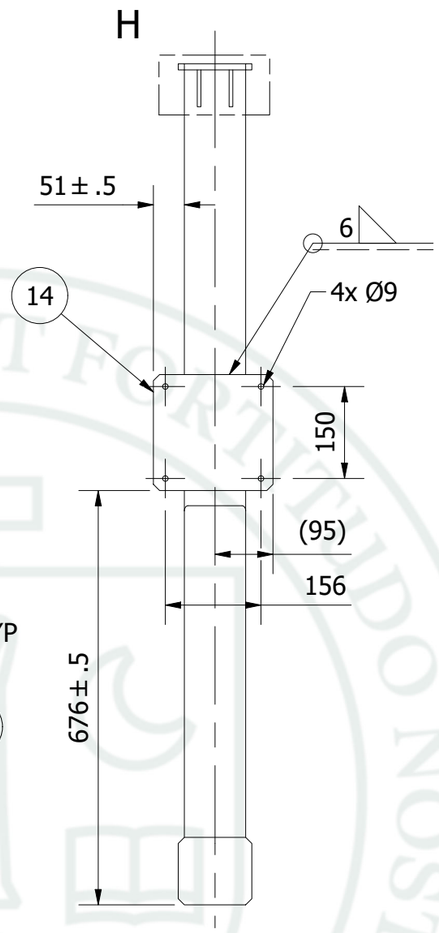
Sistema de seguimiento solar de baja concentración

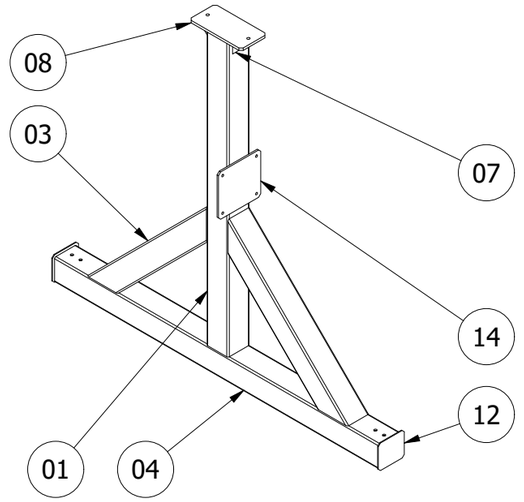
Plano de fabricación - Modulo Reflector 01

HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
8 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0

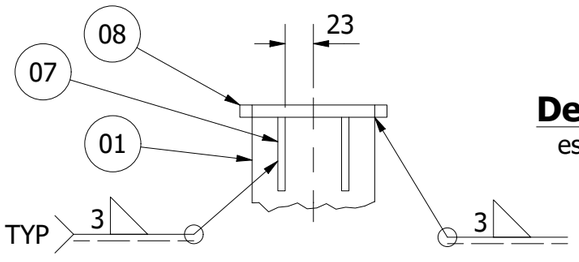


Vista frontal
escala 1:10





Soporte bastidor
Cant. 02 - Escala 1:20



Detalle H
escala 1:5

Nota:

- Simbologia de soldaduras según ISO 2553-A.
- Proceso de soldadura: GMAW.
- Material de aporte: ER70S-6.
- Peso estimado: 59.7 Kg.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- Todas las dimensiones están en mm.
- Para mas detalle ver plano de fabricación (Plano 08).
- Preparación superficial: limpieza mecánica
- Aplicación de pintura anti corrosiva

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL
1	2	PT - 08	Perfil tubular 100x100x4.5	Acero ASTM A500 Grado B
3	4	PT - 10	Perfil tubular 100x100x4.5	Acero ASTM A500 Grado B
4	2	PT - 11	Perfil tubular 100x100x4.5	Acero ASTM A500 Grado B
7	4	PL - 07	Plancha de acero 195x189x6mm	Acero ASTM A36
8	2	PL - 08	Plancha de acero 240x120x10mm	Acero ASTM A36
12	4	PL - 12	Plancha de acero 120x110x3mm	Acero ASTM A36
14	8	PL - 14	Plancha de acero 60x60x6mm	Acero ASTM A36

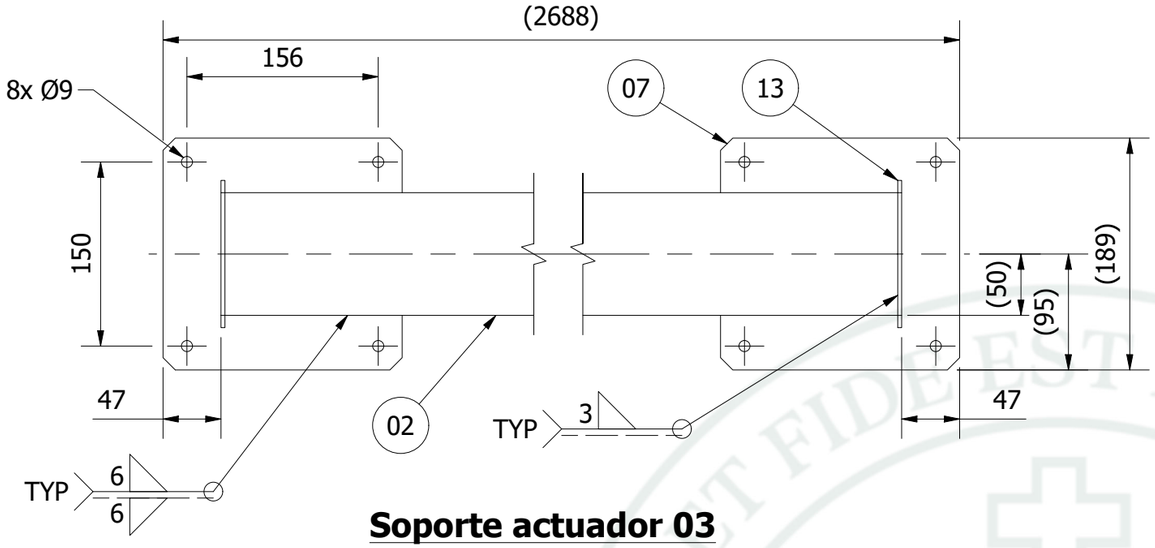
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

Sistema de seguimiento solar de baja concentración

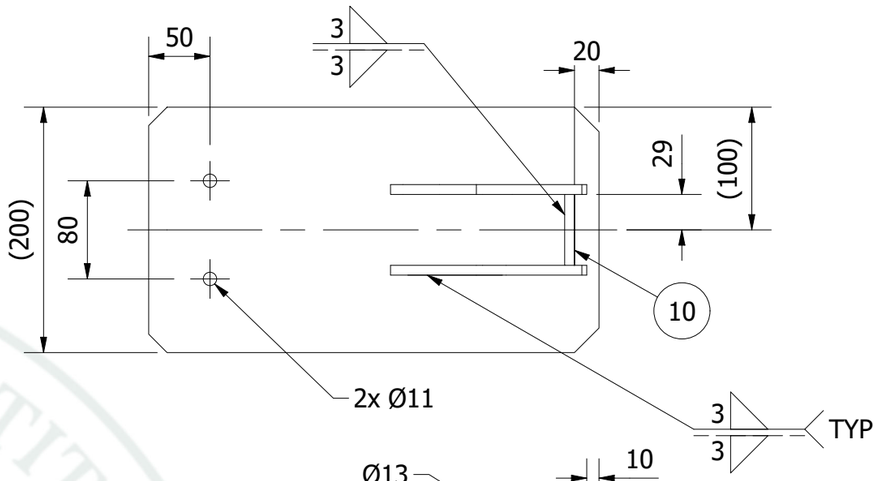
Plano soldadura - Soporte bastidor - Modulo reflector

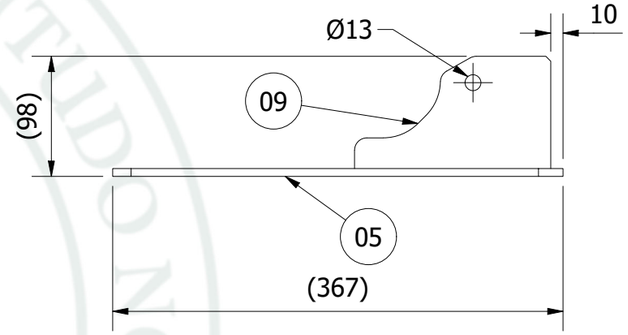
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
9 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



Soporte actuador 03

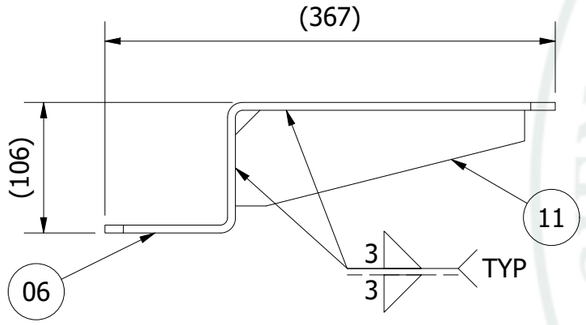
Cant. 01 - escala 1:10





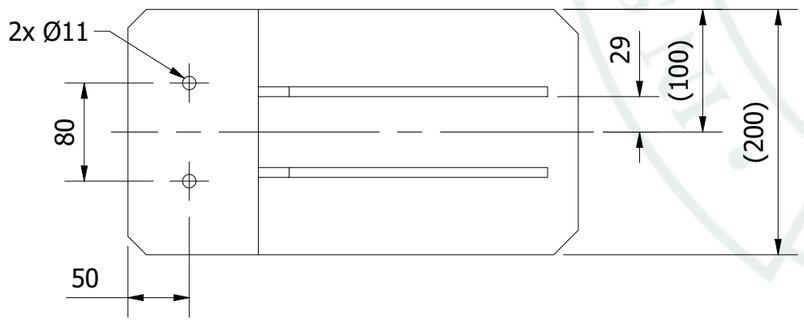
Soporte actuador 02

Cant. 01 - escala 1:5



Soporte actuador 01

Cant. 01 - escala 1:5



Nota:

- Simbologia de soldaduras según ISO 2553-A.
- Proceso de soldadura: GMAW.
- Material de aporte: ER70S-6.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- Todas las dimensiones están en mm.
- Para mas detalle ver plano de fabricación (Plano 08).
- Preparación superficial: limpieza mecánica
- Aplicación de pintura anti corrosiva

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL
2	1	PT - 09	Perfil tubular 100x100x4.5	Acero ASTM A500 Grado B
5	1	PL - 05	Plancha de acero 367x200x6mm	Acero ASTM A36
6	1	PL - 06	Plancha de acero 461x200x6mm	Acero ASTM A36
7	4	PL - 07	Plancha de acero 195x189x6mm	Acero ASTM A36
9	2	PL - 09	Plancha de acero 236x92x8mm	Acero ASTM A36
10	1	PL - 10	Plancha de acero 92x58x8mm	Acero ASTM A36
11	2	PL - 11	Plancha de acero 236x78x8mm	Acero ASTM A36
13	2	PL - 13	Plancha de acero 120x110x3mm	Acero ASTM A36

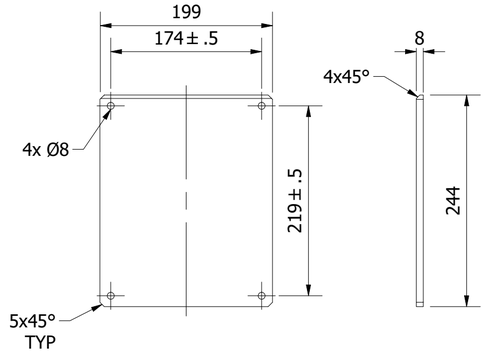
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

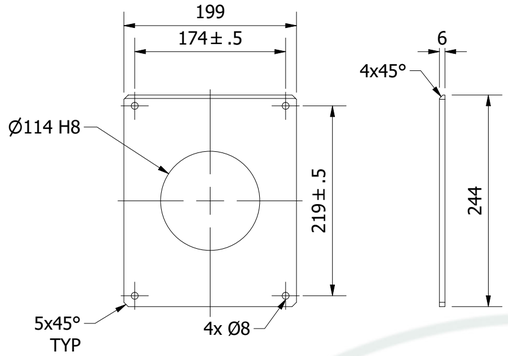
Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano sodadura - Accesorios - Modulo reflector

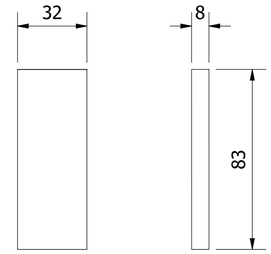
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
10 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



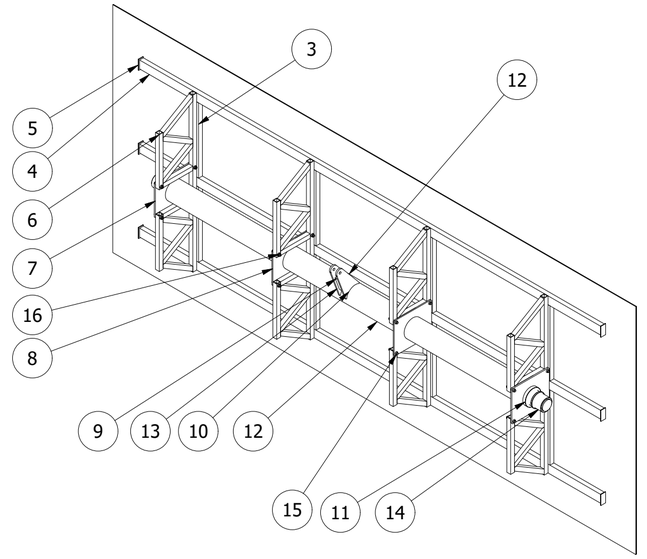
PL - 17
Item: 07 - Esc. 1:5 - Cant. 02



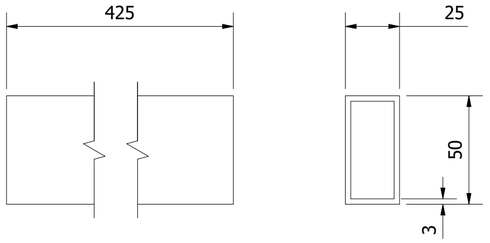
PL - 18
Item: 08 - Esc. 1:5 - Cant. 02



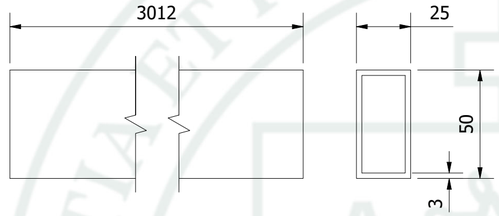
PL - 20
Item: 09 - Esc. 1:2 - Cant. 01



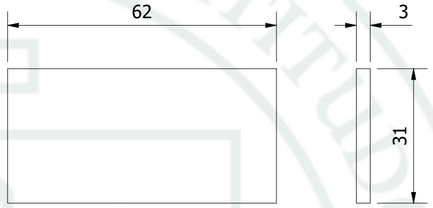
Modulo reflector 02
Vista isometrica - Escala 1:20



PT-12
Item: 03 - Esc. 1:5 - Cant. 08

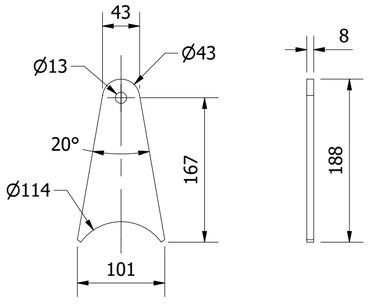


PT - 13
Item: 04 - Esc. 1:5 - Cant. 03

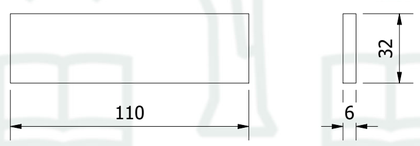


PL - 16
Item: 05 - Esc. 1:2 - Cant. 06

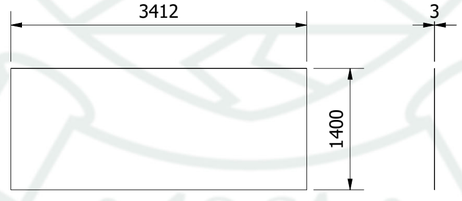
Nota:
- Todas las dimensiones están en mm.
- Peso estimado: 235 Kg.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- Elemento 16 será fabricado a partir de un tubo NPS 4 in - SCH 80.



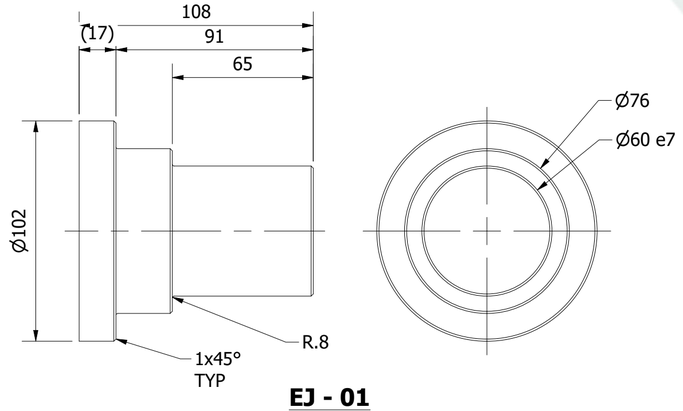
PL - 19
Item: 10 - Esc. 1:5 - Cant. 02



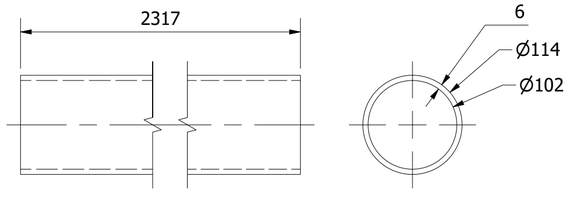
PL - 20A
Item: 13 - Esc. 1:2 - Cant. 01



PL - 15
Item: 01 - Esc. 1:50 - Cant. 01



EJ - 01
Item: 11 - Esc. 1:2 - Cant. 02



EJ - 02
Item: 12 - Esc. 1:10 - Cant. 01

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL	NORMA
1	1	PL-15	Plancha de acero 3412x1400x3mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
2	1	-	Lamina aluminio reflectante VSP 295 - 3412x1400	Aluminio óptico especular	Comercial
3	8	PT-12	Perfil tubular 50x25x3	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
4	3	PT-13	Perfil tubular 50x25x3	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
5	6	PL-16	Plancha de acero 62x31x3mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
6	4	-	Celosia (Plano 12)	-	-
7	2	PL-17	Plancha de acero 244x199x8mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
8	12	PL-18	Plancha de acero 244x199x6mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
9	2	PL-20	Plancha de acero 83x32x8mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
10	2	PL-19	Plancha de acero 188x101x8mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
11	1	EJ-01	Eje de acero Ø102x108mm	Acero AISI 1045	AISI 1045
12	2	EJ-02	Tubo de acero Ø114x2317x6mm	Acerto ASTM A53 / A53M	ASTM A53 / A53M
13	1	PL - 20A	Plancha de acero 110x32x8mm	Bronce, estaño suave	
14	1	-	Buje con brida - SKF PBMF 607560 M1G1	Bronce macizo	Comercial
15	16	-	Perno cabeza hexagonal bridado - M8 x 45	Acero al carbon - Grado 8.8 - Galvanizado	ISO 4032
16	16	-	Tuerca hexagonal M8	Acero al carbon - Grado 8.8 - Galvanizado	ISO 4017

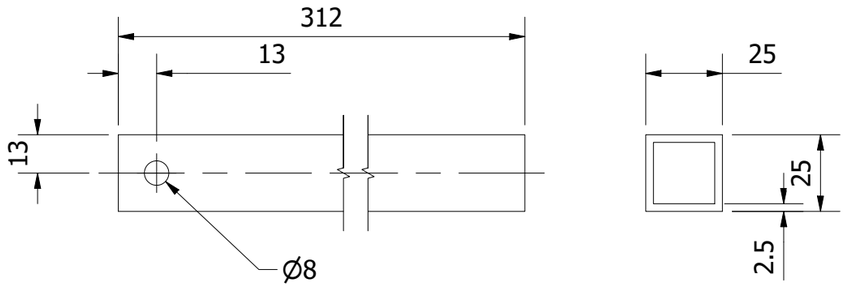
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

Sistema de seguimiento solar de baja concentración

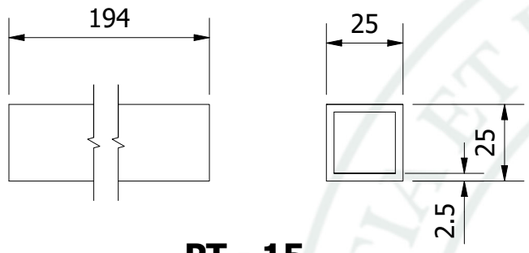
Plano fabricacion - Modulo reflector 02

HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
11 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



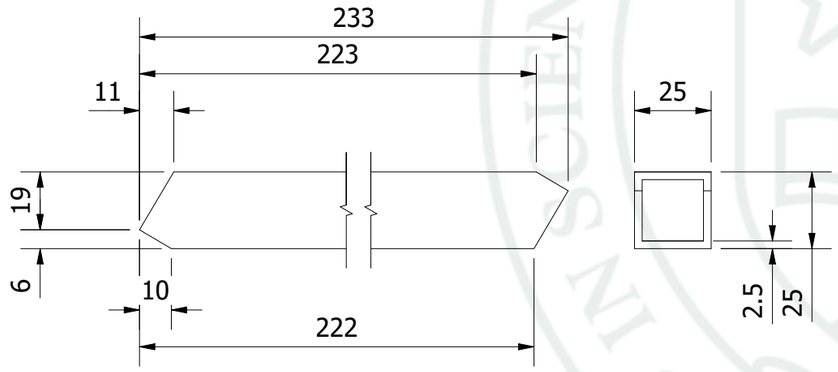
PT - 18

Item: 16 - Esc. 1:2 - Cant. 02



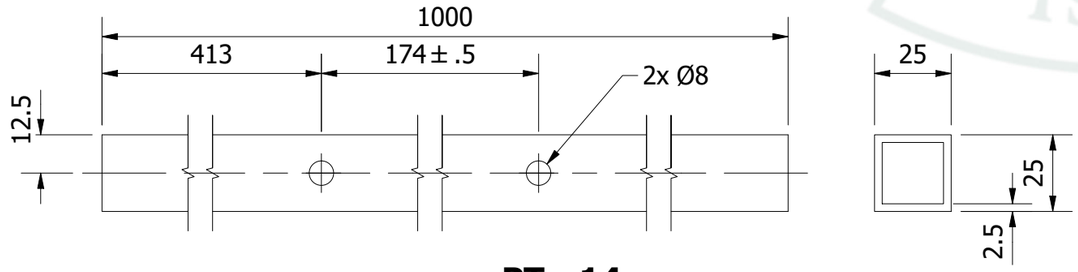
PT - 15

Item: 17 - Esc. 1:2 - Cant. 02



PT - 16

Item: 18 - Esc. 1:2 - Cant. 04

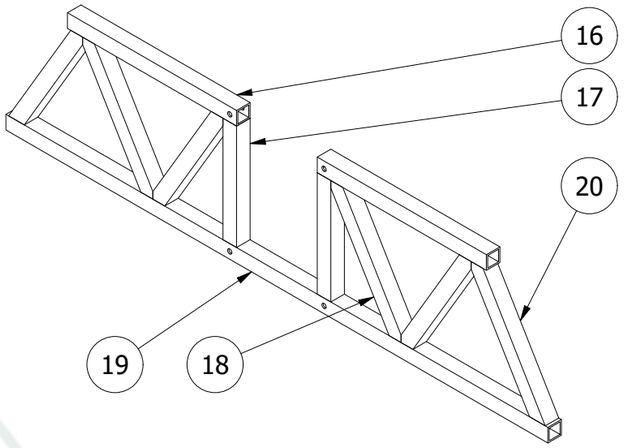


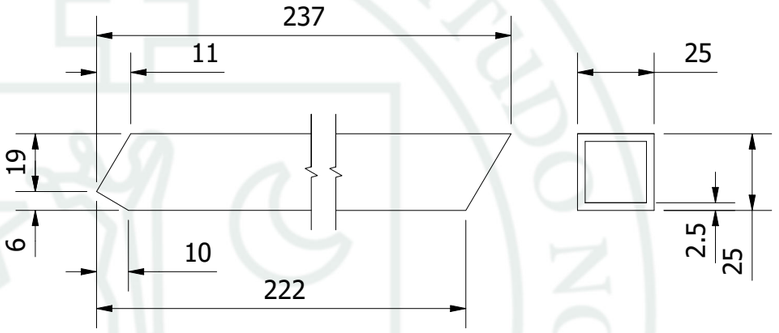
PT - 14

Item: 19 - Esc. 1:2 - Cant. 01

Celosia

Escala 1:10 - Cant. 04





PT - 17

Item: 20 - Esc. 1:2 - Cant. 02

Nota:

- Todas las dimensiones están en mm.
- Peso estimado: 5.4 Kg.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL	NORMA
16	2	PT-18	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
17	2	PT-15	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
18	4	PT-16	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
19	1	PT-14	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500
20	2	PT-17	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B	ASTM A500

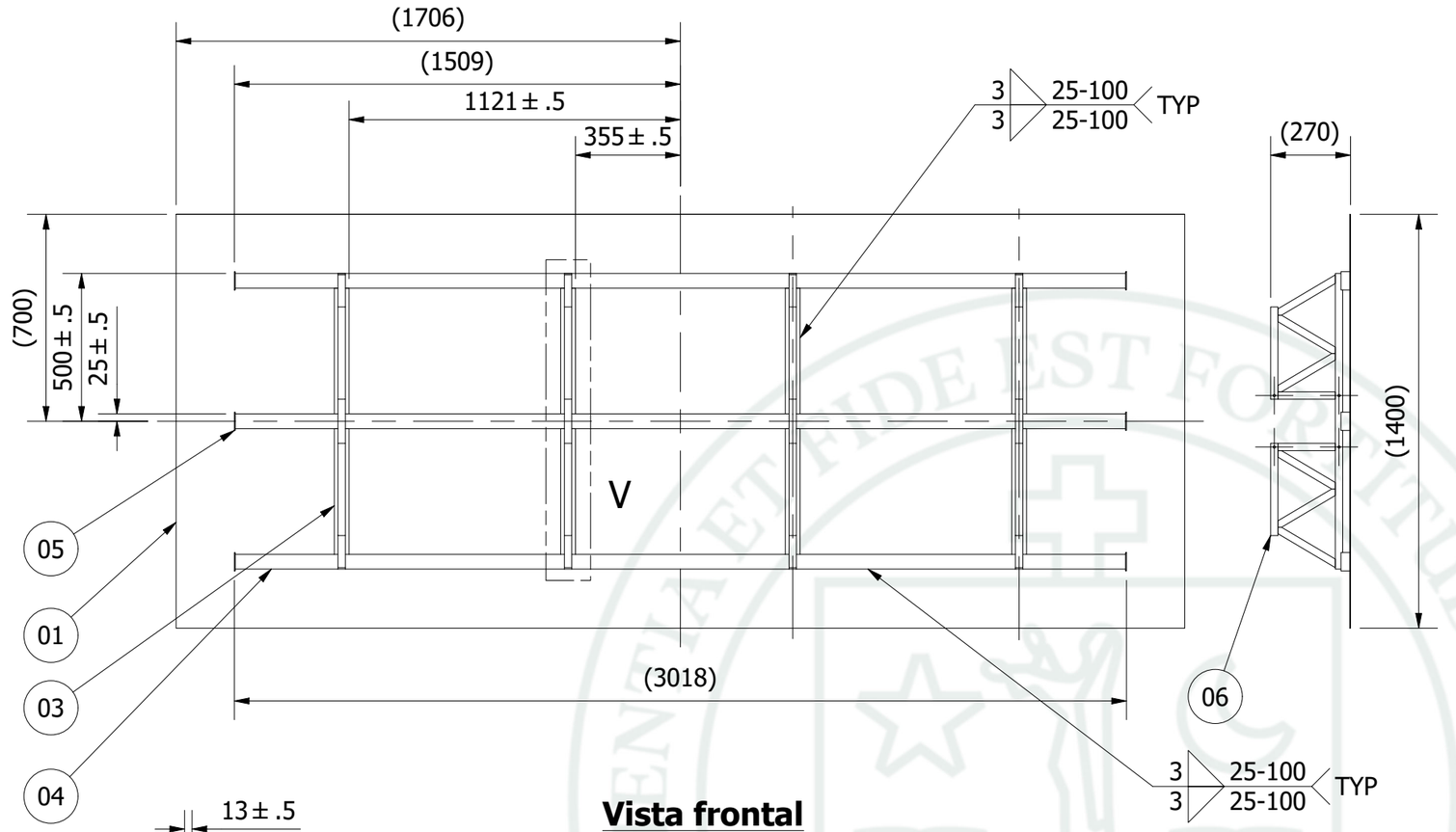
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

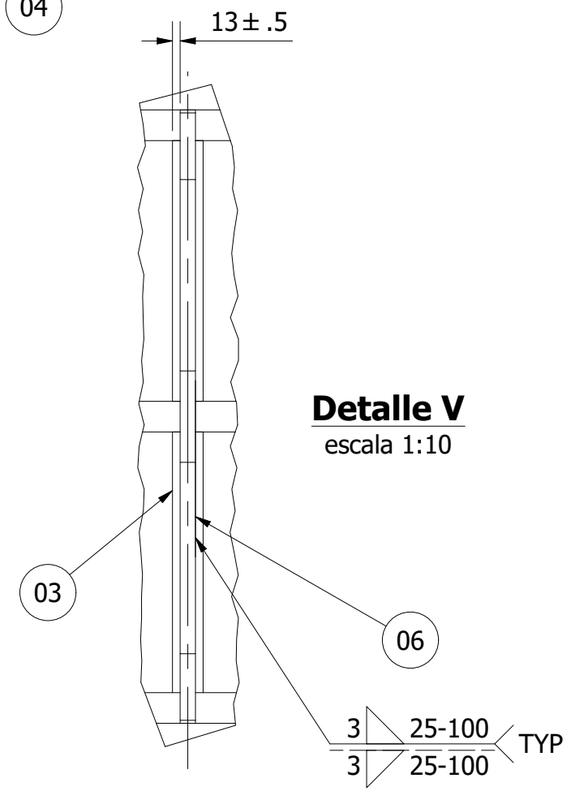
Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano fabricacion - Celosia - Modulo reflector

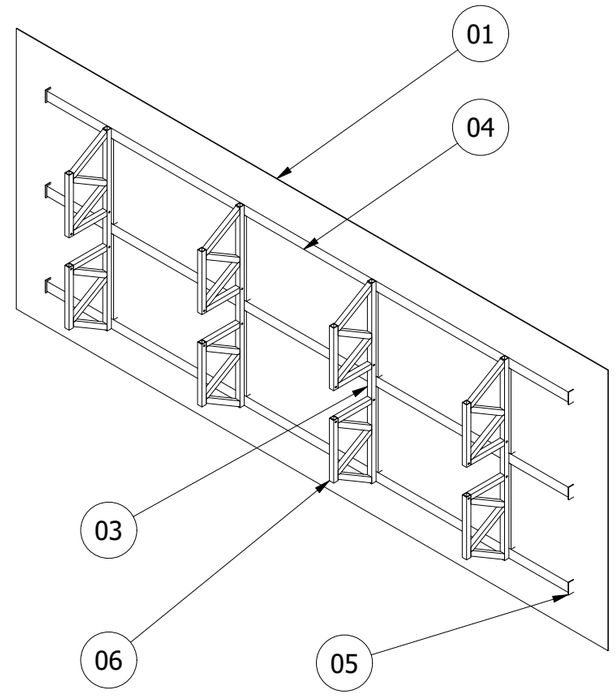
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
12 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



Vista frontal
escala 1:20



Detalle V
escala 1:10



Reflector
Cant. 02 - escala 1:25

Nota:

- Simbologia de soldaduras según ISO 2553-A.
- Proceso de soldadura: GMAW.
- Material de aporte: ER70S-6.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- Todas las dimensiones están en mm.
- Para mas detalle ver plano de fabricación (Plano 11 y 12).
- Peso estimado: 170.4 Kg.
- Preparación superficial: limpieza mecánica
- Aplicación de pintura anti corrosiva

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL
1	1	PL-15	Plancha de acero 3412x1400x3mm	Acero ASTM A36
3	8	PT-12	Perfil tubular 50x25x3	Acero ASTM A500 Grado B
4	3	PT-13	Perfil tubular 50x25x3	Acero ASTM A500 Grado B
5	6	PL-16	Plancha de acero 62x31x3mm	Acero ASTM A36
6	4	-	Celosia	Acero ASTM A500 Grado B

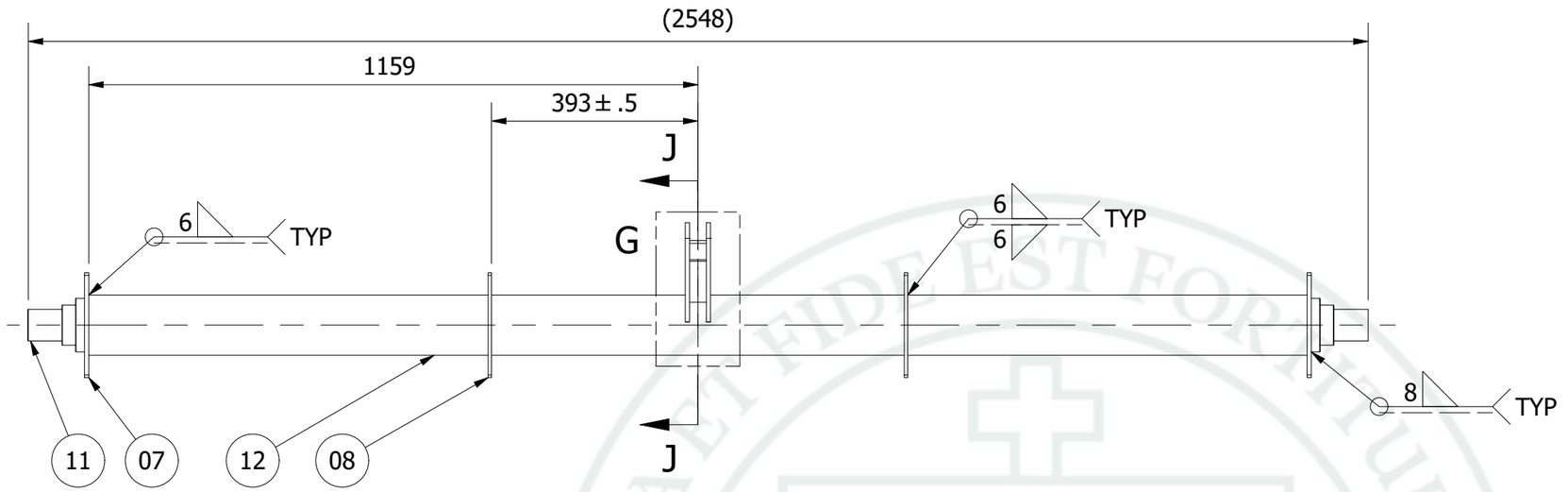
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

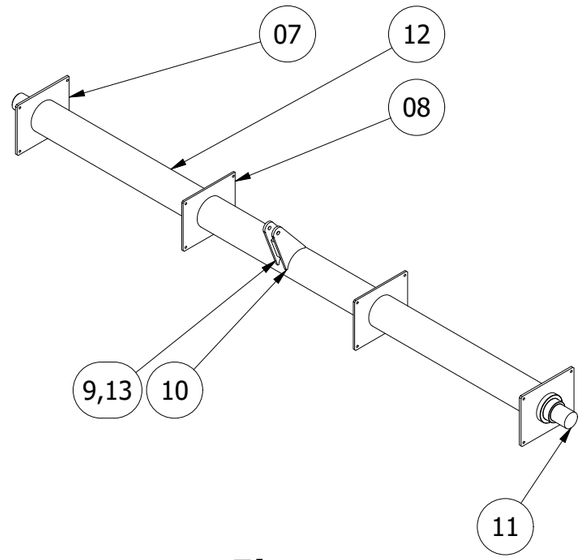
Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano soldadura - Reflector - Modulo reflector

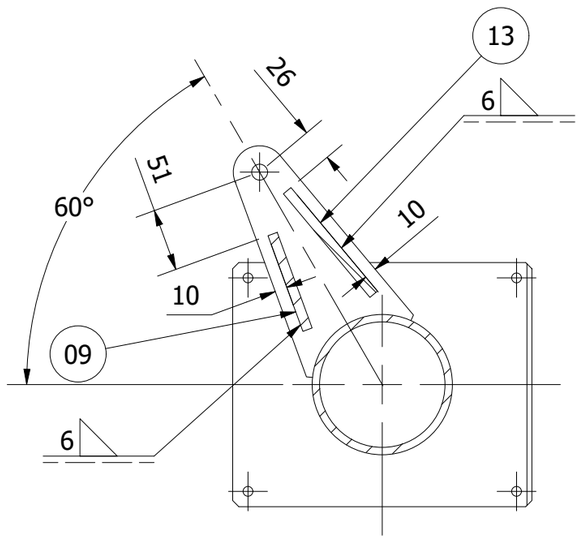
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
13 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



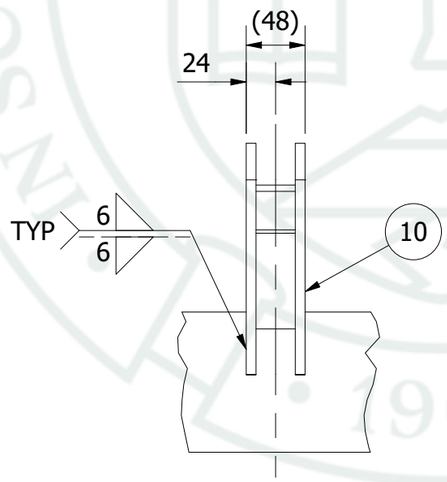
Vista frontal
escala 1:10



Eje torsor
Cant. 02 - escala 1:20



Corte J-J
escala 1:5



Detalle G
escala 1:5

Nota:

- Simbologia de soldaduras según ISO 2553-A.
- Proceso de soldadura: GMAW.
- Material de aporte: ER70S-6.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- Todas las dimensiones están en mm.
- Para mas detalle ver plano de fabricación (Plano 11).
- Peso estimado: 55.8 Kg.
- Preparación superficial: limpieza mecánica
- Aplicación de pintura anti corrosiva

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL
7	2	PL-17	Plancha de acero 244x199x8mm	Acero ASTM A36
8	12	PL-18	Plancha de acero 244x199x6mm	Acero ASTM A36
9	1	PL-20	Plancha de acero 83x32x8mm	Acero ASTM A36
10	2	PL-19	Plancha de acero 188x101x8mm	Acero ASTM A36
11	1	EJ-01	Eje de acero Ø102x108mm	Acero AISI 1045
12	2	EJ-02	Tubo de acero Ø114x2317x6mm	Acerto ASTM A53 / A53M
13	1	PL-20A	Plancha de acero 110x32x8mm	Acero ASTM A36

	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

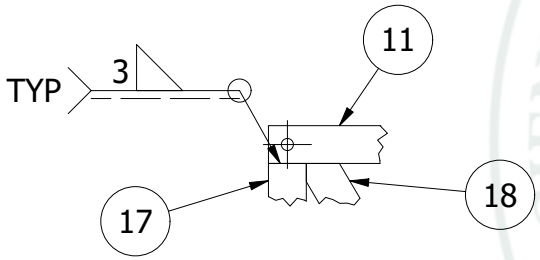
Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano soldadura - Eje torsor - Modulo reflector

HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
14 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0

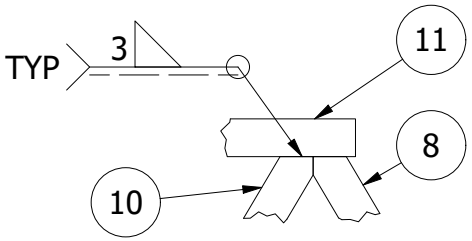
Nota:

- Simbologia de soldaduras según ISO 2553-A.
- Proceso de soldadura: GMAW.
- Material de aporte: ER70S-6.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- Todas las dimensiones están en mm.
- Para mas detalle ver plano de fabricación (Plano 12).
- Peso estimado: 5.8 Kg.
- Preparación superficial: limpieza mecánica
- Aplicación de pintura anti corrosiva



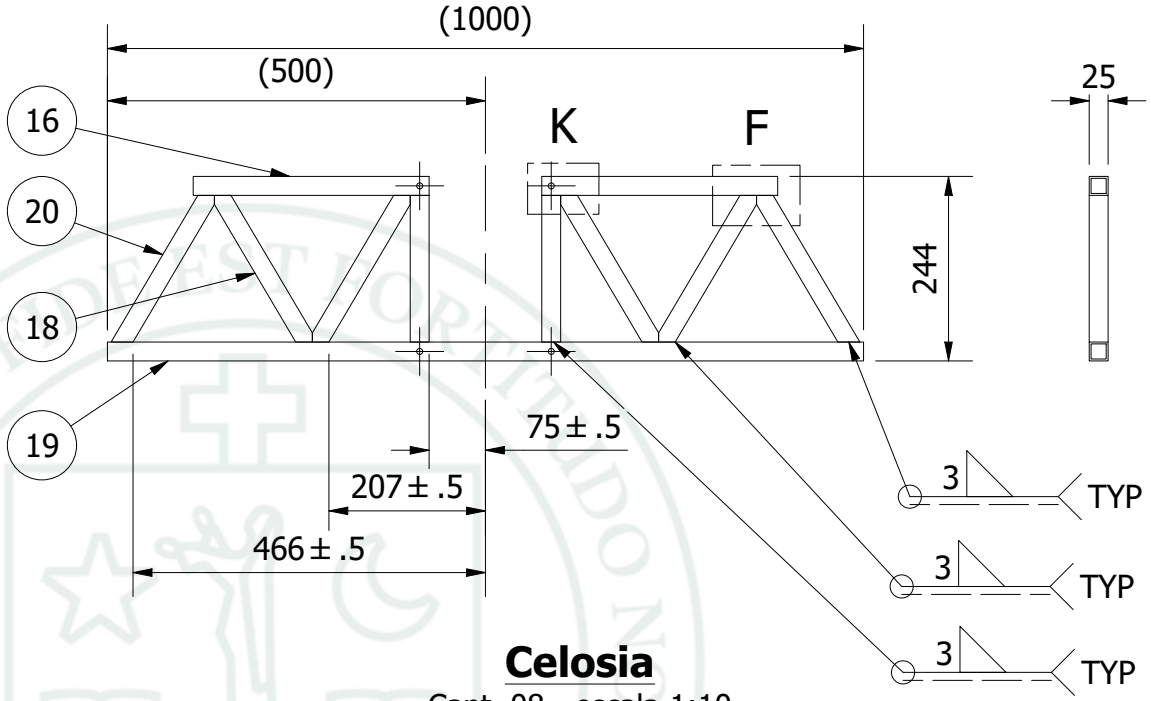
Detalle K

escala 1:5



Detalle F

escala 1:5



Celosia

Cant. 08 - escala 1:10

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL
16	2	PT-18	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B
17	2	PT-15	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B
18	4	PT-16	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B
19	1	PT-14	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B
20	2	PT-17	Perfil tubular 25x25x2.5mm	Acero ASTM A500 Grado B

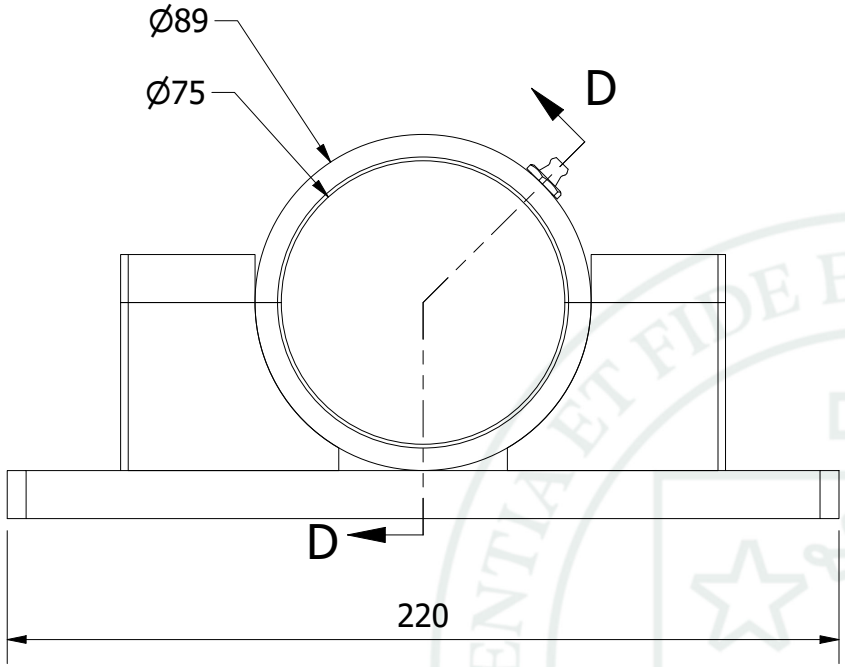
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

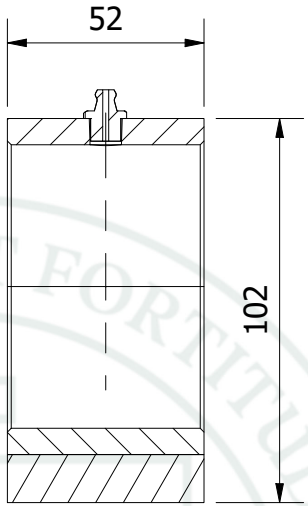
Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano soldadura - Celosia - Modulo reflector

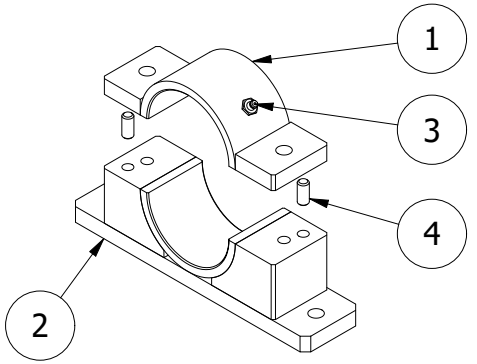
HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
15 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



Vista frontal
Escala 1:2



Sección D-D
Escala 1:2



Chumacera
Escala 1:5 - cant. 04

Nota:
- Dimensiones externas: 0.22 x 0.10 x 0.05 m.
- Peso total 5.2 kg.

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	DESCRIPCIÓN	PAGINA	PESO
1	1	Tapa chumacera	18	2.0 Kg
2	1	Base chumacera	18	3.2 Kg
3	1	Grasera recta DIN 71412 – 1/8" NPT	-	-
4	2	Pin centrador chumacera	18	.1 Kg

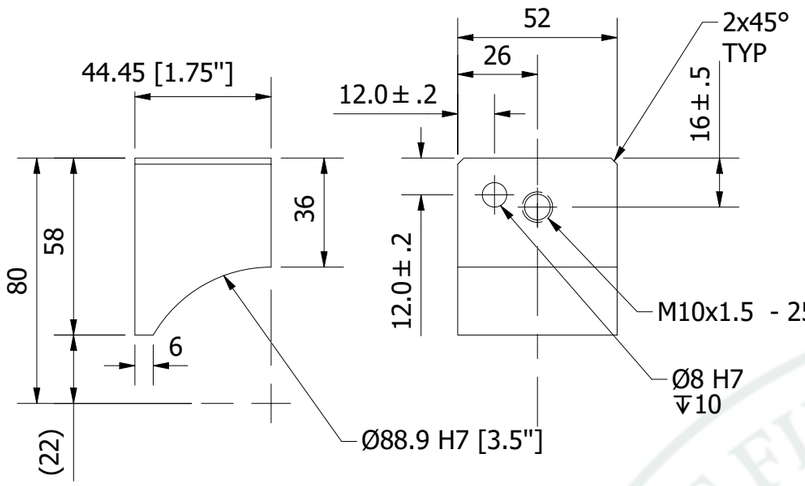
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

Sistema de seguimiento solar de baja concentración

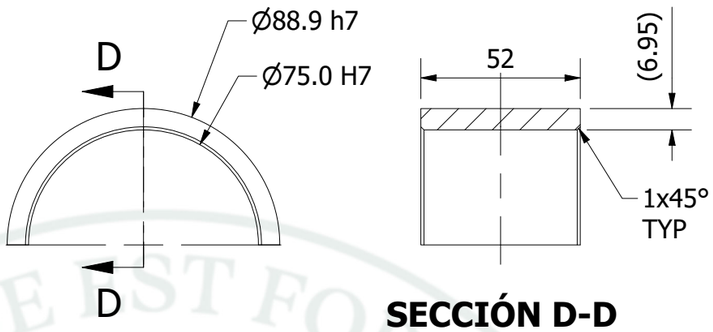
Plano dimensiones generales - Chumacera

HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
16 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



PL - 02

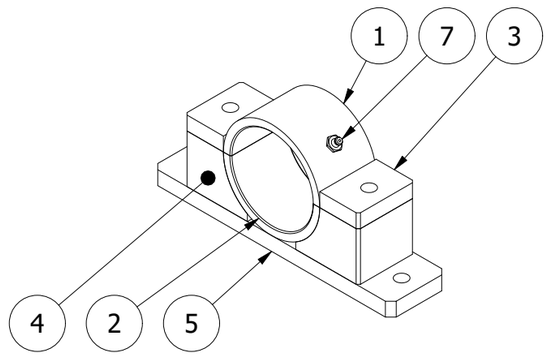
Item: 04 - Esc. 1:1 - Cant. 02



SECCIÓN D-D

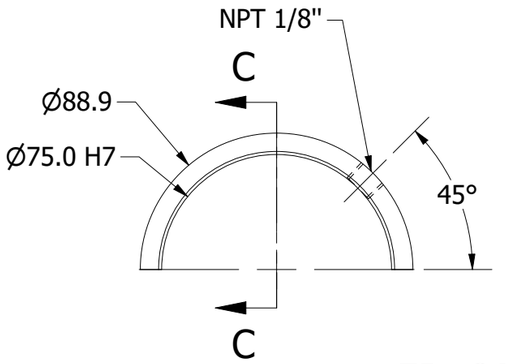
EJ - 02

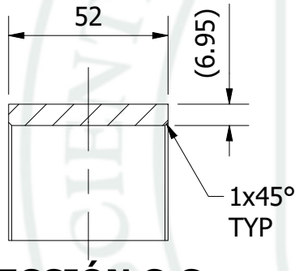
Item: 02 - Esc. 1:1 - Cant. 01



Chumacera

Vista isométrica - Escala 1:5

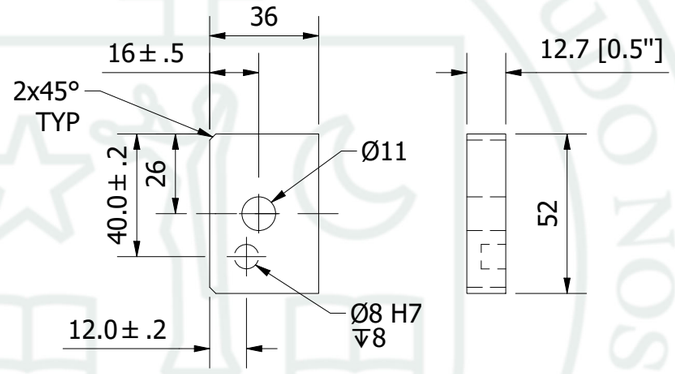




SECCIÓN C-C

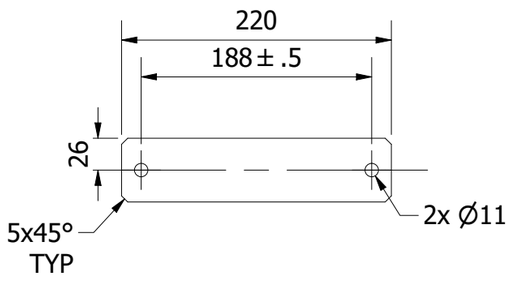
EJ - 01

Item: 01 - Esc. 1:1 - Cant. 01



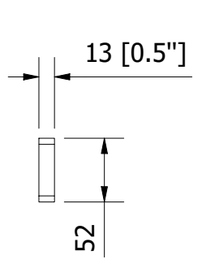
PL - 03

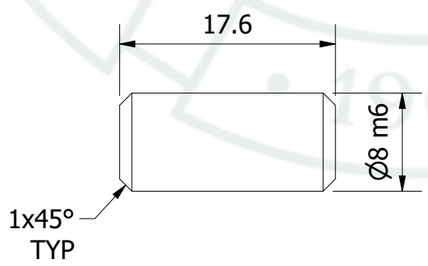
Item: 03 - Esc. 1:1 - Cant. 02



PL - 01

Item: 05 - Esc. 1:2 - Cant. 01





EJ - 03

Item: 06 - Esc. 1:2 - Cant. 02

Nota:

- Todas las dimensiones están en mm.
- Peso estimado: 5.4 Kg.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- El item 1 y 2 seran fabricados usando un tubo NPS 3" - SCH 80.
- El item 3, una de las tapas funcionara con un pin maestro y otro como esclavo. En la tapa con configuración esclavo, el agujero deberá ser Ø8.3 mm.

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL	NORMA
1	1	EJ-01	Tubo acero Ø88.9x7x52mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
2	1	EJ-02	Tubo acero Ø88.9x7x52mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
3	2	PL-03	Plancha acero 52x36x13mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
4	2	PL-02	Plancha acero 52x58x44.5mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
5	1	PL-01	Plancha acero 220x52x13mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
6	2	EJ-03	Eje acero Ø8x17.8mm	Acero ASTM A36	ASTM A36
7	1	-	Grasera recta DIN 71412 – 1/8" NPT	Acero zincado	Comercial

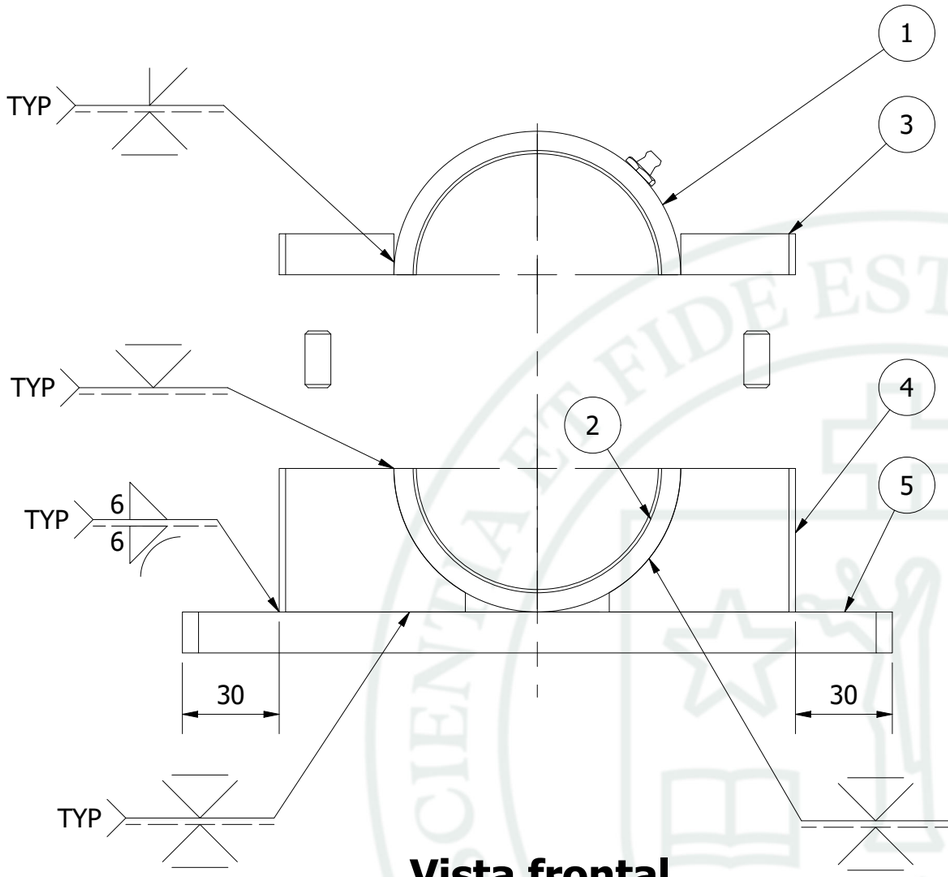
	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

Sistema de seguimiento solar de baja concentración

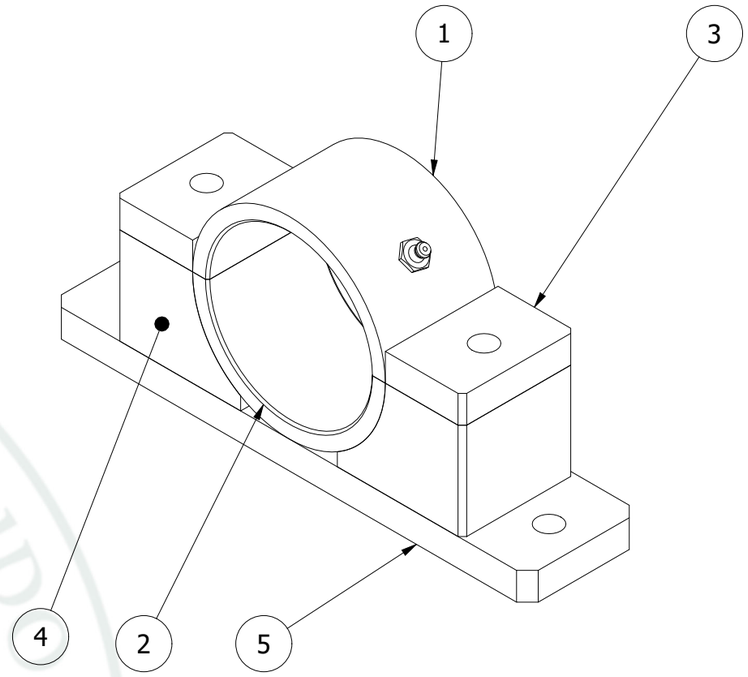
Plano fabricación - Chumacera

HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
17 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0



Vista frontal

Escala 1:2



Chumacera

Escala 1:2 - Cant. 04

Nota:

- Simbologia de soldaduras según ISO 2553-A.
- Proceso de soldadura: GMAW.
- Material de aporte: ER70S-6.
- Las tolerancias no especificadas se rigen por ISO 2768-mK.
- Todas las dimensiones están en mm.
- Para mas detalle ver plano de fabricación (Plano 17).
- Preparación superficial: limpieza mecánica
- Aplicación de pintura anti corrosiva

LISTA DE PIEZAS

ITEM	CTDAD	CÓDIGO	DESCRIPCIÓN	MATERIAL
1	1	EJ-01	Tubo acero Ø88.9x7x52mm	Acero ASTM A36
2	1	EJ-02	Tubo acero Ø88.9x7x52mm	Acero ASTM A36
3	2	PL-03	Plancha acero 52x36x13mm	Acero ASTM A36
4	2	PL-02	Plancha acero 52x58x44.5mm	Acero ASTM A36
5	1	PL-01	Plancha acero 220x52x13mm	Acero ASTM A36
6	2	EJ-03	Eje acero Ø8x17.8mm	Acero ASTM A36

	NOMBRE Y APELLIDO
DIBUJÓ	Alberto Yanac
REVISÓ	Alberto Yanac

Universidad Católica de Santa María

Sistema de seguimiento solar de baja concentración

Plano soldadura - Chumacera

HOJA:	ESCALA:	UNIDADES:	FECHA:	
18 DE 18	Indicada	mm	10/06/2026	0