


**UNIVERSIDAD TÉCNICA DE AMBATO**

**FACULTAD DE INGENIERÍA CIVIL Y MECÁNICA**

**CARRERA DE MECÁNICA**

**PROYECTO TÉCNICO PREVIO A LA OBTENCIÓN DEL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO**

**TEMA:**

---

# "Diseño de un sistema de pistolas Dumming para un sistema Jig de la línea de producción Shineray X30, para la empresa Ciudad Del Auto Ciauto Cia.Ltda basado en un análisis de factibilidad"

---

**AUTORES:** Mayorga Ortiz Esteban Alejandro

Vargas Tello José Ignacio

**TUTOR:** Ing. Carlos Mauricio Carrillo Rosero, Mg.

**AMBATO- ECUADOR**

**Junio - 2026**

## APROBACIÓN DEL TUTOR

En mi calidad de tutor del Proyecto Técnico, previo a la obtención del título de Ingeniero Mecánico, con el tema: **"DISEÑO DE UN SISTEMA DE PISTOLAS DUMMING PARA UN SISTEMA JIG DE LA LÍNEA DE PRODUCCIÓN SHINERAY X30, PARA LA EMPRESA CIUDAD DEL AUTO CIAUTO CIA.LTDA BASADO EN UN ANÁLISIS DE FACTIBILIDAD",** elaborado por los señores Mayorga Ortiz Esteban Alejandro, portador de la cedula de ciudadanía C.I. 1850191196 y Vargas Tello José Ignacio, portador de la cedula de ciudadanía C.I. 1850157338 estudiantes de la carrera de Mecánica de la Facultad de Ingeniería Civil y Mecánica

Certifico:

- Que el presente Proyecto Técnico es original de sus autores
- Ha sido revisado cada uno de sus partes y capítulos componentes
- Esta concluido en su totalidad y puede continuar con los trámites correspondientes

Ambato, Junio 2026



**Ing. Carlos Mauricio Carrillo Rosero, Mg.**

**Docente Tutor**

## AUTORÍA DEL TRABAJO DE TITULACIÓN

Nosotros, Mayorga Ortiz Esteban Alejandro, con C.I. 185081196, y Vargas Tell0 José Ignacio, con C.I. 1850157338, declaramos que todas las actividades y contenidos expuestos en el desarrollo del presente Proyecto Técnico con el tema: **"DISEÑO DE UN SISTEMA DE PISTOLAS DUMMING PARA UN SISTEMA JIG DE LA LÍNEA DE PRODUCCIÓN SHINERAY X30, PARA LA EMPRESA CIUDAD DEL AUTO CIAUTO CIA.LTDABASADO EN UN ANÁLISIS DE FACTIBILIDAD"**, así como también los análisis estadísticos, ideas, tablas, conclusiones y recomendaciones son de nuestra exclusiva responsabilidad como coautores del trabajo, a excepción de las referencias bibliográficas citadas en el mismo.

Ambato, Junio 2026



**Mayorga Ortiz Esteban Alejandro**

**1850191196**

**AUTOR**



**Vargas Tell0 José Ignacio**

**1850157338**

**AUTOR**

## DERECHOS DE AUTOR

Autorizo a la Universidad Técnica de Ambato, para que haga de este Proyecto Técnico o parte de él, un documento disponible para su lectura consulta y proceso de investigación, según las normas de la Institución

Cedo los Derechos en línea patrimoniales de mi Proyecto Técnico, con fines de difusión pública, además apruebo la reproducción de este documento dentro de las regulaciones de la Universidad, siempre y cuando esta reproducción no suponga una ganancia económica y se realice respetando mis derechos de autor.

Ambato, Junio 2026



**Mayorga Ortiz Esteban Alejandro**

**1850191196**

**AUTOR**



**Vargas Tello José Ignacio**

**1850157338**

**AUTOR**

## APROBACIÓN DEL TRIBUNAL DE GRADO

Los miembros del tribunal de grado aprueban el informe del Proyecto Técnico realizado por los señores **Mayorga Ortiz Esteban Alejandro** y **Vargas Tello José Ignacio** estudiantes de la carrera de Mecánica bajo el tema: **"DISEÑO DE UN SISTEMA DE PISTOLAS DUMMING PARA UN SISTEMA JIG DE LA LÍNEA DE PRODUCCIÓN SHINERAY X30, PARA LA EMPRESA CIUDAD DEL AUTO CIAUTO CIA.LTDA BASADO EN UN ANÁLISIS DE FACTIBILIDAD"**

Ambato, Junio 2026

Para constancia firman.

**Ing. Vaca Ortega Wilson Henry, Mg**
**MIEMBRO CALIFICADOR**

**Ing. López Velástegui Jorge Enrique, Mg.**
**MIEMBRO CALIFICADOR**

# DEDICATORIA

Este trabajo está dedicado principalmente a mi padre, quien supo apoyarme y guiarme siempre por un camino de bien, enseñándome con su ejemplo el valor del esfuerzo, la responsabilidad, la humildad y la perseverancia. Gracias por compartir conmigo sus conocimientos y enseñanzas, por motivarme constantemente a seguir adelante y por demostrarme que con dedicación y sacrificio todo es posible. Su apoyo incondicional y confianza en mí fueron fundamentales para poder culminar esta importante etapa de mi vida. También se lo dedico a mi madre, que, aunque ya no se encuentre físicamente conmigo, vive siempre en mi corazón y en cada enseñanza que dejó en mi vida. Gracias por inculcarme valores y principios que hasta el día de hoy me ayudan a seguir adelante con mucho esmero, dedicación y fortaleza, incluso en los momentos más difíciles. Todo lo aprendido de usted ha sido una guía importante para luchar por mis metas y nunca rendirme. De igual manera, dedico este logro a mi hermana, por su paciencia, apoyo, comprensión y consejos durante todo este proceso, por acompañarme en cada etapa y por ser una parte fundamental para culminar esta importante meta profesional y personal. Gracias por creer siempre en mí, por motivarme a seguir adelante y por ayudarme a encontrar el mejor camino incluso en los momentos de dificultad. Este logro también representa el apoyo y cariño de todas las personas que estuvieron presentes durante este trayecto y que de una u otra manera aportaron para hacer posible este sueño.

***José Vargas***

Dedico el presente trabajo de titulación, con profundo orgullo y gratitud, a mis padres, Jeannette y Patricio. Ustedes han sido la brújula que ha guiado mis pasos; su esfuerzo incansable, sus desvelos y la fe inquebrantable que siempre depositaron en mí fueron el cimiento sobre el cual pude edificar mis sueños, gracias por enseñarme que con perseverancia no hay meta inalcanzable. A mi hermana, Samantha, por ser mi compañera de vida y una fuente constante de alegría y fortaleza. Gracias por estar presente en cada etapa, por los consejos compartidos y por recordarme siempre la importancia de mantener la humildad y la determinación ante los retos de la vida académica. A mi pareja, Estefania, por ser mi refugio y el apoyo que me dio la fuerza necesaria para superar cada obstáculo en este camino. Gracias por creer en mí y por acompañarme con paciencia en la culminación de esta meta.

Finalmente, dedico este éxito a quienes creyeron en mí desde el primer día, transformando mis dudas en certezas y acompañándome en este proceso de crecimiento personal y profesional.

***Alejandro Mayorga***

## AGRADECIMIENTO

Expreso mi profundo agradecimiento a mi padre, por su esfuerzo, dedicación y guía incondicional; gracias por enseñarme con su ejemplo que, con disciplina y constancia, cualquier objetivo es posible, y por acompañarme siempre, incluso en los momentos más difíciles. A mi hermana, por ser un pilar fundamental durante este proceso, brindándome siempre la paciencia y los consejos necesarios para mantenerme firme en el camino hacia esta meta. A mi madre, quien aunque no esté físicamente conmigo, permanece en cada uno de mis pasos; gracias por haberme inculcado los valores y la humildad que me definen y que han sido el motor para luchar por mis sueños. A Morita, por su valiosa ayuda y constante compañía a lo largo de este tiempo. A mi novia, Estefanía, por su apoyo incondicional, comprensión y motivación diaria; gracias por ser mi refugio y brindarme la tranquilidad necesaria para alcanzar este logro académico y personal. A mi amigo Alejandro, por su compañerismo, esfuerzo y dedicación compartida al desarrollar este proyecto, haciendo que esta etapa universitaria sea una experiencia de aprendizaje inolvidable. Finalmente, agradezco a mis ingenieros, amigos y familiares por su respaldo y buenos deseos, los cuales fueron vitales para culminar esta importante etapa de mi vida profesional.

***José Vargas***

Expreso mi profundo agradecimiento a la Universidad Técnica de Ambato, mi segunda casa, por acogerme y proporcionarme los conocimientos y valores fundamentales para mi formación profesional. Un reconocimiento especial a mi ingeniero tutor, el Ing. Mg. Mauricio Carrillo, por su guía técnica, su tiempo compartido y sus valiosas orientaciones que fueron decisivas para la culminación de este proyecto. Mi gratitud se extiende de manera especial a la empresa CIAUTO por abrirme sus puertas y brindarme la oportunidad de desarrollar este estudio en un entorno real. De igual forma, agradezco a los ingenieros de CIAUTO, en particular a los Ingenieros Paulo y Edison, por su disposición, apoyo técnico y por compartir conmigo su experiencia en la línea de producción, la cual enriqueció significativamente este trabajo. A mis padres, Jeannette y Patricio, y a mi hermana, Samantha, gracias por ser el pilar inquebrantable de mi vida y por celebrar cada uno de mis logros como propios. Finalmente, a mi amigo, Jose, por su incondicional compañía, por los ánimos compartidos y por haber sido un apoyo clave a lo largo de toda esta etapa universitaria.

***Alejandro Mayorga***

# ÍNDICE DE CONTENIDO

APROBACIÓN DEL TUTOR ..... ii
AUTORÍA DEL TRABAJO DE TITULACIÓN ..... iii
DERECHOS DE AUTOR ..... iv
APROBACIÓN DEL TRIBUNAL DE GRADO ..... v
DEDICATORIA ..... vi
AGRADECIMIENTO ..... vii
ÍNDICE DE CONTENIDO ..... viii
ÍNDICE DE FIGURAS ..... ix
ÍNDICE DE TABLAS ..... x
RESUMEN EJECUTIVO ..... xi
ABSTRACT ..... xii
CAPÍTULO I ..... 1
1.1 Antecedentes Investigativos ..... 1
1.2 Objetivos ..... 3
CAPÍTULO II ..... 4
2.1 Equipos, materiales e insumos. ..... 4
2.2 Métodos ..... 5
2.2.1 Método de campo ..... 6
2.2.2 Método bibliográfico ..... 6
2.2.3 Método experimental ..... 7
2.3 Metodología ..... 8
CAPÍTULO III ..... 12
3.1 Análisis y discusión de los resultados ..... 12
3.2 Análisis de factibilidad ..... 12
3.2.1 Proceso de soldadura de punto manual en la empresa CIAUTO. ..... 14
3.2.2 JIG de soldadura ..... 16
3.2.3 Jigs semiautomáticos automotrices ..... 17
3.2.4 Sistema de control ..... 18
3.2.5 Diseño del sistema. ..... 21
3.2.5.1 Diseño estructural ..... 21

3.2.5.2 Diseño del sistema electroneumático ..... 52
3.2.5.3 Diseño eléctrico y térmico de ducto barras. ..... 59
3.3 Implementación del sistema ..... 69
3.4 Pruebas de soldadura ..... 74
3.5 Ahorro en horas-hombre ..... 78
3.6 Costos ..... 82
CAPÍTULO IV ..... 86
4.1 Conclusiones ..... 86
4.2 Recomendaciones ..... 87
ANEXOS ..... 93
PLANOS ..... 93

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 Diagrama de flujo del proceso. ..... 8
Figura 2.2 Cronómetro ..... 9
Figura 2.3 Modelo matemático del JIG. ..... 9
Figura 2.4 Estructura tipo torre. ..... 10
Figura 2.5 Flexómetro ..... 10
Figura 2. 6 Multímetro ..... 11
Figura 3.1 Shineray X30-Cargo ..... 12
Figura 3.2 Cálculo de espacio mediante software ..... 13
Figura 3.3 Zona de laterales inferiores en LH/RH ..... 14
Figura 3.4 Componentes principales de un JIG de soldadura ..... 16
Figura 3.5 Sistema de lazo abierto descrito en el sistema ..... 19
Figura 3.6 Estructura tipo torre con los diferentes elementos numerados ..... 22
Figura 3.7 Placa de identificación de pistolas auto accionadas RIJI ..... 22
Figura 3.8 Espacio de los pernos al eje neutro de la placa ..... 50
Figura 3.9 Pistola dummy auto accionada RIJI tipo C ..... 52
Figura 3.10 Pistola dummy auto accionada RIJI tipo C ..... 59
Figura 3.11 Posicionamiento del operario antes de iniciar el proceso de unión ..... 69
Figura 3.12 Medidas de distancia entre torres consideradas en el JIG ..... 70
Figura 3.13 Estructura tipo torre de soporte a las pistolas auto accionadas ..... 71

Figura 3.14 Sujeción de la torre al JIG mediante pernos ..... 71
Figura 3.15 Diagrama neumático ..... 72
Figura 3.16 Pistolas auto accionadas armadas previo a pruebas ..... 73
Figura 3.17 Probetas de acero utilizadas durante el ensayo destructivo de soldadura ... 74
Figura 3.18 Máquina de precalentamiento por inducción VEC 20 kW ..... 75
Figura 3.19 Calibrador Vernier de 0.02 mm de apreciación calibrado ..... 77
Figura 3.20 Gráfico de análisis porcentuales de costos ..... 85

## ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 3.1 Línea productiva de Shineray X30 dentro de la empresa CIAUTO ..... 15
Tabla 3.2 Propiedades mecánicas del Acero ASTM A36 ..... 23
Tabla 3.3 Resultados de la prueba de soldadura ..... 76
Tabla 3.4 Medida de tiempos previo a la implementación ..... 79
Tabla 3.5 Medida de tiempos posterior a la implementación ..... 80
Tabla 3.6 Detalle de la compra del material de soldadura de punto ..... 83
Tabla 3.7 Detalle de la compra local de materiales estructurales e insumos ..... 84

# RESUMEN EJECUTIVO

El presente proyecto se desarrolló en la empresa Ciudad del Auto CIAUTO CÍA. LTDA., específicamente en la línea de producción de la carrocería Shineray X30, donde se identificó que el proceso de soldadura por puntos en la estación de unión de laterales y piso se realizaba manualmente, generando limitaciones operativas relacionadas con tiempos improductivos, accesibilidad reducida al área de trabajo, sobreesfuerzo del operario y elevados tiempos de ciclo dentro de la estación. Con la finalidad de optimizar este proceso, se diseñó e implementó un sistema semiautomático de pistolas auto accionadas Dummy integrado al JIG de producción existente, considerando criterios geométricos, estructurales, neumáticos, eléctricos y de calidad exigidos por la industria automotriz. La metodología aplicada combinó métodos de campo, bibliográficos y experimentales, permitiendo analizar el comportamiento real de la estación, desarrollar estructuras tipo torre para el posicionamiento preciso de las pistolas y validar técnicamente el sistema bajo condiciones reales de operación. La implementación permitió reducir significativamente la intervención directa del operario en zonas de difícil acceso, particularmente en la parte inferior de la carrocería, además de disminuir el tiempo de ciclo del proceso de 16 minutos con 23 segundos a 2 minutos con 26 segundos, manteniendo el cumplimiento del 100 % de aceptación en los puntos de soldadura conforme a los criterios establecidos en la norma AWS D8.1M/D8.1 y los estándares internos de la empresa. Asimismo, los resultados evidenciaron un ahorro operativo aproximado de 111,96 horas-hombre mensuales, permitiendo redistribuir el recurso humano hacia líneas de mayor demanda sin incrementar la carga operativa. Desde el punto de vista productivo, la capacidad mensual de fabricación tiene un potencial de incrementar de 12 a 14 unidades diarias en promedio, representando un incremento aproximado del 16.67 % en productividad utilizando la misma cantidad de operarios. Finalmente, el análisis técnico-económico determinó que la propuesta presenta viabilidad operativa y factibilidad financiera, ya que la mejora en productividad, reducción de tiempos muertos y optimización del recurso humano favorecen una recuperación progresiva de la inversión durante la vida útil estimada del sistema implementado.

**Palabras clave:** SOLDADURA, PISTOLAS DE SOLDADURA AUTO ACCIONADAS, PRODUCTIVIDAD, OPERATIVIDAD, DISEÑO MECÁNICO.

## ABSTRACT

This project was carried out at Ciudad del Auto CIAUTO CÍA. LTDA., specifically on the Shineray X30 body production line, where it was identified that the spot welding process at the side panel and floor assembly station was performed manually, resulting in operational limitations related to non-productive time, restricted accessibility to the work area, operator overexertion, and elevated cycle times within the station. In order to optimize this process, a semi-automated system of self-actuated Dummy welding guns was designed and implemented, integrated into the existing production JIG while considering the geometric, structural, pneumatic, electrical, and quality requirements demanded by the automotive industry. The applied methodology combined field, bibliographic, and experimental methods, allowing the analysis of the station's real operational behavior, the development of tower-type support structures for the precise positioning of the welding guns, and the technical validation of the system under actual operating conditions. The implementation significantly reduced direct operator intervention in hard-to-access areas, particularly on the underside of the vehicle body, while also reducing the process cycle time from 16 minutes and 23 seconds to 2 minutes and 26 seconds, maintaining a 100% acceptance rate of the weld spots according to the criteria established by the AWS D8.1M/D8.1 standard and the company's internal quality requirements. Furthermore, the results demonstrated operational savings of approximately 111.96 man-hours per month, enabling the redistribution of human resources to higher-demand production lines without increasing operational workload. From a production perspective, the daily manufacturing capacity increased from an average of 12 to 14 units, representing an approximate 16.67% increase in productivity while maintaining the same number of operators. Finally, the technical-economic analysis determined that the proposed system is both operationally viable and financially feasible, since the improvements in productivity, reduction of non-productive times, and optimization of human resources contribute to a progressive return on investment throughout the estimated service life of the implemented system.

**Keywords:** WELDING, SELF-ACTUATED DUMMY WELDING GUNS, PRODUCTIVITY, OPERATIVITY, MECHANICAL DESIGN.

# CAPÍTULO I
# MARCO TEÓRICO

## 1.1 Antecedentes Investigativos

En el sector de la fabricación de carrocerías automotrices, la soldadura constituye un proceso esencial que atraviesa todas las etapas de la producción destaca particularmente la técnica de soldadura por resistencia eléctrica en puntos, ampliamente adoptada por su capacidad para fusionar eficientemente láminas metálicas apiladas, este procedimiento aprovecha la generación de calor mediante el paso controlado de corriente eléctrica entre dos electrodos que ejercen presión simultánea sobre las piezas. La excelencia del nódulo de soldadura se ve determinada por parámetros fundamentales como la intensidad de la corriente, la duración del pulso eléctrico, la fuerza de compresión aplicada y la rigidez en el posicionamiento de los componentes, conocida también como soldadura por resistencia, esta operación presenta un ciclo termo mecánico donde las propiedades superficiales de los materiales, tales como la presencia de capas de óxido o residuos contaminantes, impactan directamente la calidad final del ensamble. Sin embargo, el autor **[1]** menciona que a pesar de estas sensibilidades, su implementación bajo monitoreo riguroso garantiza resultados superiores en velocidad y confiabilidad comparados con métodos alternativos.

En zonas de difícil acceso para robots industriales o en áreas dedicadas a correcciones y acabados finales, las de soldadura por puntos auto accionadas emergen como una solución estratégica. Estos equipos integran un diseño sofisticado que equilibra robustez mecánica, protección térmica y precisión eléctrica, incorporando actuadores neumáticos o hidráulicos para regular la fuerza de contacto junto con sistemas de enfriamiento acuoso que preservan la integridad de los electrodos. Según el estudio **[2]** menciona como resultado de la investigación que la practicidad operativa se ve influida por aspectos como la masa distribuida, el baricentro y la estabilidad torsional del conjunto, los cuales determinan tanto la exactitud del proceso como la carga física sobre el operario. Los avances en modelos servo controlados permiten la modulación electrónica de la cinemática de los electrodos, asegurando consistencia en las dimensiones del núcleo fundido y elevando la eficiencia productiva.

La implementación de pistolas Dumming preserva la adaptabilidad inherente a procesos soldadores donde la automatización robótica resulta impracticable. La integridad estructural del chasis resulta crucial para mantener la alineación de los electrodos y consecuentemente la homogeneidad de las uniones, se han incorporado además salvaguardas contra interferencias electromagnéticas y oscilaciones dinámicas generadas durante la operación. Los sistemas de suspensión neumática con contrabalanceo optimizan la experiencia ergonómica al aliviar significativamente el esfuerzo muscular del técnico. Algunos equipos contemporáneos, fusionan mecanismos de suspensión rotatoria libre, gestión digital del ciclo soldador y estructuras de aleación ultraligera. En la investigación **[3]** menciona como resultado que esta sinergia potencia la precisión operativa, extiende la durabilidad de los consumibles y habilita el registro sistemático de variables críticas, conformando así arquitecturas híbridas de control manual asistido por inteligencia electrónica.

La precisión en el posicionamiento de los elementos a soldar representa un pilar crítico para alcanzar los exigentes estándares cualitativos de la industria automotriz, particularmente en el ensamble de carrocerías donde se demandan tolerancias micrométricas. El autor **[4]** menciona en su artículo como la parametrización óptima del proceso de soldadura por punto se erige como medida preventiva contra fallas recurrentes denominadas bloqueo de soldadura [Stop Welding], las cuales son interrupciones que comprometen la continuidad operativa, cabe destacar que fluctuaciones mínimas en la repetibilidad procesal pueden escalar a tasas de rechazo significativas. Para contrarrestar esta inestabilidad, se despliegan dispositivos de fijación de precisión extrema conocidos como JIGs, los cuales normalizan la geometría espacial y el soporte mecánico de las piezas. Estos utillajes controlan exhaustivamente las variables posicionales brindando estabilidad excepcional en operaciones manuales, semiautomáticas o totalmente robotizadas, con impacto directo en la reducción de reprocesos, desviaciones dimensionales y errores de alineación.

Dentro del ecosistema manufacturero, los JIGs asumen una función estratégica con influencia directa sobre la fiabilidad de la soldadura puntual. Su diseño meticuloso potencia la reproducibilidad del proceso y actúa como barrera contra intervenciones correctivas, demostrando mayor valor en configuraciones de automatización incompleta donde preservan desviaciones mínimas durante el acoplamiento de componentes. Sin

embargo, el autor **[5]** menciona que contrariamente, deficiencias en su conceptualización engendran fallas acumulativas que deterioran la integridad estructural del producto final.

En el artículo **[6]** menciona como los esquemas híbridos de soldadura por punto, combinando elementos manuales y automatizados, configuran una vía eficiente para mitigar incidencias de rearme del bloqueo [Re-Stop] sin incurrir en inversiones prohibitivas de robotización total. Investigaciones recientes validan que las celdas semiautomáticas incrementan la versatilidad de la cadena productiva manteniendo competitividad económica. La superioridad cualitativa de las uniones depende primordialmente de la solidez del soporte mecánico y la consistencia posicional, premisas que se consolidan mediante la integración de dispositivos auxiliares como los JIGs.

## 1.2 Objetivos

### 1.1.1. Objetivo general.

Diseñar un sistema de pistolas Dumming para un sistema JIG de la línea de producción Shineray X30, para la empresa Ciudad del Auto CIAUTO Cia.Ltda basado en un análisis de factibilidad.

### 1.1.2. Objetivos específicos.

Analizar la factibilidad económica de la implementación de un sistema automático de pistolas Dumming para determinar la rentabilidad de su aplicación en el JIG de producción Shineray X30, mediante costos de inversión y tiempo de recuperación de la inversión.

Diseñar un sistema de pistolas Dumming con las medidas adecuadas en distancia y altura para cumplir las coordenadas de posicionamiento de cada uno de los puntos de soldadura en la carrocería.

Comparar los tiempos de producción con el sistema de pistolas Dumming para evaluar el impacto en el ahorro en cantidad de horas de trabajo por cada hombre.

# CAPÍTULO II
# METODOLOGÍA

## 2.1 Equipos, materiales e insumos.

| Nombre | Descripción | Figura |
|---|---|---|
| Tubo cuadrado (A36) | Tubos estructurales de acero al carbono laminado en caliente. |  |
| Placa acero (A36) | Placas de acero estructural al carbono. |  |
| Pernos y tuercas | Pernos hexagonales, pernos allen y tuercas de acero de acero galvanizado para la fijación mecánica de pistolas neumáticas, torres estructurales y conexiones estructurales |  |
| Aislantes | Aislantes que proporcionan aislamiento eléctrico en conexiones de pistolas y torres. |  |
| Componentes neumáticos | Unidad FRL, pulsadores, manguera SMC, válvulas y finales de carrea. |  |
| Pistolas Dummies | Pistolas neumáticas dummy de impacto para pruebas y aplicaciones especiales. Potencia y velocidad controlables mediante presión de aire. |  |
| Barras de cobre | Barras de cobre, conductores eléctricos de alta conductividad. Aplicadas en circuitos de distribución de potencia. |  |

| | | |
|---|---|---|
| Cable refrigerado | Cable refrigerado de alta capacidad. Utilizado en sistemas de distribución de potencia con capacidad de refrigeración. Aplicaciones en circuitos de alta demanda. |  |
| Soldadora | Equipo utilizado para unir piezas de metal de forma permanente |  |
| Compresor | Máquina que suministra aire con fuerza para alimentar otros mecanismos. |  |
| Herramientas de medición | Instrumentos de alta precisión fundamentales para determinar dimensiones exactas, asegurar el ajuste perfecto de piezas. |  |
| Taladro | Herramienta rotativa empleada para realizar perforaciones en superficies y facilitar el ensamblaje de componentes mediante tornillería. |  |

## 2.2 Métodos

El método, según **[7][8],** se define como un procedimiento sistemático y estructurado orientado al cumplimiento de un objetivo específico, lo que en el ámbito de la ingeniería se traduce en la formulación de un esquema de trabajo organizado que permite abordar de manera lógica y controlada una problemática técnica. En términos prácticos, esto implica la definición de un conjunto de procedimientos, criterios y herramientas que guían el desarrollo del estudio, asegurando coherencia entre las etapas de análisis, diseño e implementación. Bajo este enfoque, el método no solo establece la secuencia de acciones

a seguir, sino que también constituye un instrumento técnico que permite optimizar la toma de decisiones, reducir la incertidumbre y garantizar la reproducibilidad de los resultados. En el presente proyecto, se adoptan diversos métodos que responden a la naturaleza aplicada de la investigación, los cuales se describen a continuación y que permiten estructurar de manera integral el desarrollo de la solución propuesta.

### 2.2.1 Método de campo

El proyecto se basa en el método de campo, debido a que el estudio se desarrolla directamente dentro del entorno industrial donde se ejecutan las operaciones de soldadura de carrocerías automotrices. Este enfoque permite analizar el proceso bajo condiciones reales de operación, lo cual resulta fundamental para comprender el comportamiento del sistema productivo y evaluar de manera objetiva las limitaciones asociadas al procedimiento manual actualmente utilizado. A través de la observación directa del proceso se analizan las condiciones operativas de la estación de trabajo, la interacción entre el operario y las herramientas de soldadura, así como los tiempos de ejecución y la secuencia de actividades que intervienen en la realización de los puntos de soldadura. Este análisis permite identificar posibles ineficiencias operativas, riesgos asociados a la manipulación manual de las pistolas de soldadura y oportunidades de mejora orientadas a optimizar el desempeño del proceso y garantizar una mayor uniformidad en las uniones estructurales que conforman las carrocerías. En este contexto, las alternativas de mejora propuestas deben asegurar que los puntos de soldadura cumplan con los criterios de calidad establecidos en la literatura técnica, los cuales, según **[9]**, se evalúan mediante cinco parámetros fundamentales: tamaño del núcleo de soldadura, aspecto superficial, penetración, resistencia mecánica y presencia de discontinuidades internas. De esta manera, el enfoque de campo permite abordar la problemática específica del sector automotriz mediante el análisis directo del proceso productivo, facilitando la evaluación del comportamiento del sistema dentro de las condiciones reales de producción y permitiendo verificar la factibilidad técnica de la solución tecnológica planteada.

### 2.2.2 Método bibliográfico

La investigación incorpora un método bibliográfico, orientado al análisis teórico del proceso de soldadura y al estudio de la información técnica existente relacionada con la operación del sistema. Este enfoque se basa en la revisión de documentos técnicos,

registros operativos, normas industriales y literatura especializada, los cuales permiten realizar una caracterización del proceso de soldadura y comprender los principios técnicos que intervienen en la formación de los puntos de unión. A través de este análisis se examina la secuencia de actividades que intervienen en la ejecución del proceso, así como los factores operativos que pueden influir en la calidad y repetibilidad de las uniones obtenidas. La revisión bibliográfica proporciona además un marco conceptual que permite interpretar el funcionamiento del sistema analizado y sustentar técnicamente las decisiones de diseño planteadas en la investigación. En este sentido, el proceso estudiado puede describirse dentro de la etapa conocida como "pre-automatización", la cual, según se indica en **[8]**, corresponde a la fase en la que se identifican y analizan detalladamente cada uno de los procedimientos que conforman un proceso productivo con el objetivo de comprender su funcionamiento antes de la incorporación de soluciones tecnológicas orientadas a mejorar su eficiencia, control y nivel de automatización.

Adicionalmente, se incorpora un enfoque exploratorio dentro del marco de la investigación aplicada, con la finalidad de identificar innovaciones tecnológicas y buenas prácticas en la automatización de procesos de soldadura en la industria automotriz, ya que según **[9]** parte del porcentaje de éxito que ha tenido la industria Latinoamericana automotriz ha sido por implementar ideas o teorías ya puestas en práctica en países desarrollados. La combinación de estas metodologías asegura que el estudio no solo proporcione un panorama detallado de la situación actual, sino que también entregue criterios sólidos para la implementación de un sistema de pistolas Dumming, evaluando su capacidad para incrementar la eficiencia, la seguridad del personal y la productividad general del proceso de soldadura.

### 2.2.3 Método experimental

Asimismo, se contempla un método experimental orientado a la validación práctica de la propuesta tecnológica. Esta etapa se desarrolla sobre una estructura ya construida dentro de las instalaciones de la empresa, donde se realizaron pruebas controladas del sistema de pistolas Dumming en condiciones reales de operación. Durante estas pruebas se registraron parámetros como la precisión de las uniones, la estabilidad del proceso, la repetitividad de los resultados y el comportamiento práctico de los operarios al interactuar con el sistema automatizado. Los datos obtenidos permitieron comparar de manera objetiva el desempeño del nuevo sistema frente al proceso manual actual, generando

evidencia empírica que respalde las conclusiones del estudio y su aplicabilidad en entornos industriales.

Para realizar pruebas que avalen el resultado final del sistema automático de pistolas Dumming, con el propósito de garantizar una mejora en la operatividad de la estación, el aprovechamiento eficiente de los tiempos de operación, así como el cumplimiento de los parámetros de calidad final de los puntos de soldadura, se llevó a cabo una evaluación integral del desempeño actual de la estación. Dicha evaluación permitió analizar tanto el funcionamiento del proceso productivo como el esfuerzo de trabajo requerido por los operarios, considerando aspectos en la práctica del trabajo, operativos y de productividad.

En la Figura 2.1 se muestra el diagrama de flujo del proceso metodológico desarrollado.




*Figura 2.1 Diagrama de flujo del proceso.*

## 2.3 Metodología

Al inicio del análisis se consideró cada uno de los procesos que deben llevarse a cabo dentro de la estación para la correcta ejecución del trabajo. Se realizó el desglose sistemático de las actividades, enlistando cada proceso elemental, tales como el despeje del área de trabajo, la colocación y preparación de herramientas y equipos, el

posicionamiento del operario en los puntos de soldadura, y finalmente la aplicación de los puntos de soldadura correspondientes. Este análisis permitió establecer un criterio inicial del tiempo requerido para cada actividad, así como identificar operaciones que no agregan valor y posibles cuellos de botella dentro del proceso.

Se tomó registro del tiempo de cada proceso mediante el uso de un cronómetro [ver Figura 2.2 ]con el fin de obtener datos reales y repetibles del desempeño de la estación. Estos registros permitieron identificar los factores que influyen directamente en los tiempos muertos, tales como desplazamientos innecesarios, tiempos de preparación y ajustes manuales. A partir de esta información se evaluó la posibilidad de mitigar dichos tiempos improductivos mediante la automatización del proceso de soldadura, específicamente a través del uso de pistolas autoaccionadas, buscando una mejora en la eficiencia operativa.




*Figura 2.2 Cronómetro*

También se realizó el cálculo del área disponible dentro del JIG con las medidas dentro del modelo matemático [ver Figura 2.3], con el objetivo de determinar el espacio físico con el que se cuenta para la implementación de la mejora interna y la integración de los nuevos sistemas automatizados. Este análisis espacial es fundamental para asegurar que la solución propuesta sea viable desde el punto de vista geométrico y funcional, evitando interferencias con otros componentes o restricciones operativas.

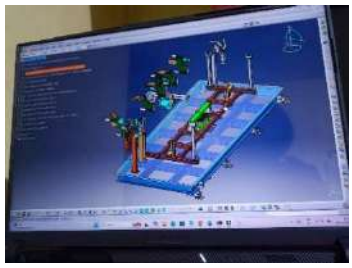


*Figura 2.3 Modelo matemático del JIG.*

Se diseñaron estructuras tipo torres [ver Figura 2.4], ancladas mediante soportes mecánicos, destinadas a soportar tanto las pistolas auto accionadas como los sistemas auxiliares asociados a su funcionamiento. Dichas estructuras se componen de placas y tubos soldados para su conformado, considerando el espacio disponible previamente calculado, así como los criterios de rigidez estructural necesarios para evitar desplazamientos excesivos, vibraciones o deformaciones que pudieran afectar la precisión y repetibilidad del proceso de soldadura, cabe mencionar que esta fase a pedido de la empresa se tercializó a una empresa externa proveedora de material de la empresa, la cual se encargo de fabricar estos componentes a medida.

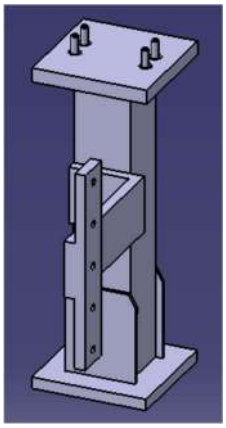


*Figura 2.4 Estructura tipo torre.*

Posteriormente, se realizó el montaje de las estructuras dentro del JIG mediante el uso de pernos estándar, asegurando el correcto posicionamiento de estas. Este posicionamiento se efectuó considerando la ubicación exacta de los puntos de soldadura, con la ayuda de un flexómetro [ver Figura 2.5] garantizando que las pistolas auto accionadas coincidan con las posiciones definidas. Para ello, se tomó como referencia la posición especificada por el modelo matemático proporcionado por el fabricante, lo que asegura la correcta geometría y alineación del sistema.




*Figura 2.5 Flexómetro*

Para el armado del sistema de funcionamiento, se elaboró inicialmente un diagrama neumático, en el cual se realizaron los cálculos necesarios de presión de trabajo (P) y caudal de aire requerido (Q) para el correcto accionamiento de las pistolas. Asimismo, se definió la ubicación de los finales de carrera y otros dispositivos de control, así como el diseño del sistema eléctrico correspondiente. En este último se verificaron los valores de corriente (A) y voltaje (V) mediante el uso de multímetros [ver Figura 2.6], asegurando el cumplimiento de los requerimientos establecidos por el fabricante de las pistolas de accionamiento. Adicionalmente, se consideró la conductividad eléctrica de las ductobarras, verificando que estas no sufran deformaciones durante la operación, lo cual es esencial para garantizar un funcionamiento seguro y confiable antes de proceder al montaje final del sistema.



*Figura 2. 6 Multímetro*

# CAPÍTULO III
# RESULTADOS Y DISCUSIONES

## 3.1 Análisis y discusión de los resultados

El presente análisis y posterior diseño se lo va a realizar dentro de la empresa de ensamblaje automotriz CIAUTO CIA. LTDA, específicamente dentro de la línea de soldadura de chasis del modelo X30 el cual es un vehículo utilitario tipo Minivan producido por la marca Shineray, la cual mantiene su enfoque de vehículo de carga o de transporte de pasajeros, disponible en dos configuraciones siendo la "Cargo" [ver Figura 3.1] destinada al transporte de mercancías **[10]** y la "Pasajeros" orientada al transporte de pasajeros **[11]**, ambas comparten el mismo chasis estructural. Para esto se toma en consideración estos tres enfoques.



*Figura 3.1 Shineray X30-Cargo **[10]***

## 3.2 Análisis de factibilidad

En la evaluación de factibilidad del proyecto se consideró principalmente la disponibilidad de espacio dentro de la estación de soldadura, así como la accesibilidad de los materiales y componentes requeridos para la implementación del sistema automático. La verificación del espacio útil dentro del JIG de soldadura se desarrolló inicialmente mediante el modelo matemático y geométrico existente del sistema, en el cual se encuentran definidos tanto los elementos estructurales del útil como las piezas que conforman la carrocería. A partir de este modelo se efectuó el análisis dimensional y el trazado de áreas disponibles, obteniéndose un espacio libre aproximado de $7{,}889\ m^2$, tal como se muestra en la Figura 3.2, permitiendo determinar la viabilidad de integración de las estructuras soporte y de los sistemas complementarios sin generar interferencias

mecánicas con los puntos de referencia, fijación o posicionamiento del proceso. De manera complementaria, esta evaluación fue corroborada físicamente dentro de la estación, verificando las condiciones reales de operación, accesibilidad y maniobrabilidad necesarias para la instalación y funcionamiento del sistema propuesto.

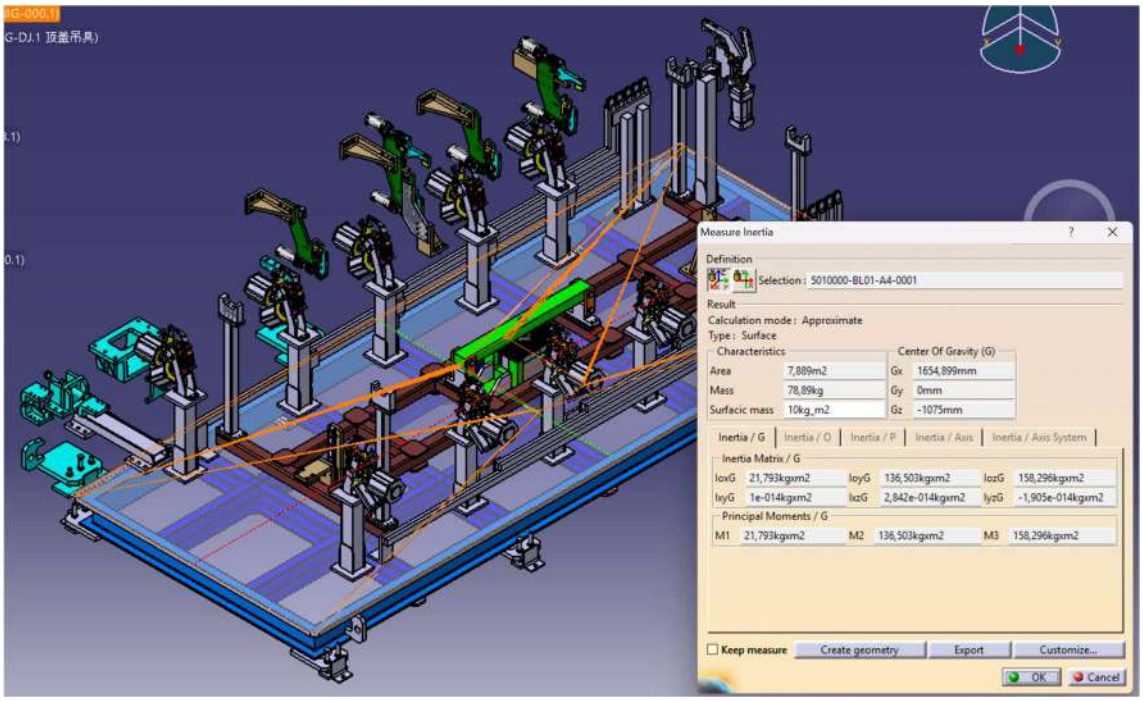



*Figura 3.2 Cálculo de espacio mediante software*

Asimismo, se verificó la disponibilidad de los insumos y materiales requeridos para el desarrollo del proyecto, considerando tanto los elementos estructurales como los componentes auxiliares necesarios para la automatización del sistema. Se constató la disponibilidad local de perfiles estructurales, placas de acero ASTM A36, pernería y consumibles de fabricación, mediante proveedores nacionales especializados como DIPAC y otros distribuidores industriales, lo que garantizó la factibilidad de fabricación de las estructuras metálicas dentro de los tiempos previstos. Paralelamente, se gestionó de manera anticipada la adquisición de los componentes específicos del sistema automático, incluyendo pistolas auto accionadas, actuadores neumáticos y elementos de integración eléctrica y neumática. Se determinó que estos componentes únicamente se encontraban disponibles mediante importación directa desde China, particularmente a través del fabricante RIJI, condición que fue considerada dentro de la planificación logística del proyecto. La coordinación temprana de la adquisición permitió asegurar la

disponibilidad de los componentes críticos y minimizar posibles retrasos asociados a tiempos de importación y abastecimiento internacional.

### 3.2.1 Proceso de soldadura de punto manual en la empresa CIAUTO.

El proceso que se lleva a cabo dentro de la empresa CIAUTO para la unión estructural de los chasis correspondientes a las diferentes marcas que se ensamblan en la planta —entre ellas GWM, KYC, SWM y, para el presente caso de estudio, SHINERAY— corresponde a un proceso de soldadura, específicamente soldadura por puntos de resistencia. Este método es ampliamente utilizado en la industria automotriz debido a su rapidez, repetibilidad y adecuada resistencia mecánica cuando se ejecuta bajo parámetros controlados.

Actualmente, la empresa cuenta con certificación en soldadura CWI (Certified Welding Inspector), lo que garantiza que los procedimientos y controles aplicados cumplen con estándares internacionales de calidad **[9]**. Dentro de estas estaciones, se identifica la estación JIG 3-MB10 como el punto específico donde se ejecutan los puntos de soldadura en la parte inferior de la carrocería, los cuales se aprecian con mayor detalle en la Figura 3.3.

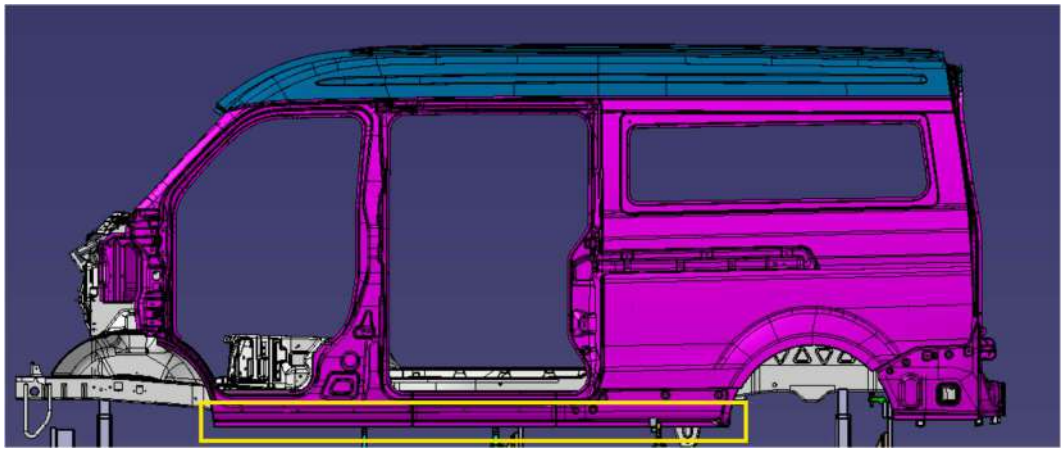


*Figura 3.3 Zona de laterales inferiores en LH/RH*

El proceso de soldadura de los componentes de la carrocería inicia cuando el operador retira las piezas iniciales desde los contenedores de suministro, las cuales son posteriormente colocadas de manera precisa dentro del JIG de ensamble siguiendo las referencias geométricas establecidas. Una vez posicionadas y aseguradas mediante las

mordazas, se procede a la aplicación de los puntos de soldadura correspondientes, asegurando la correcta unión de los componentes estructurales.

Posterior a la soldadura inicial, se realizan los puntos de remate, los cuales refuerzan la rigidez del conjunto y aseguran la integridad estructural del ensamble. Una vez completada esta etapa, se procede al armado del techo dentro de la misma estación, repitiendo el mismo procedimiento de posicionamiento, sujeción y soldadura por parte del operario. Finalmente, al concluir todas las operaciones de soldadura, la cabina es liberada del JIG y transportada a la siguiente estación del proceso productivo, donde se continúan las operaciones subsecuentes.

En la Tabla 3.1 se presenta el flujo del proceso por el cual pasan las diferentes partes dentro de la estación, detallando las operaciones de posicionamiento, sujeción y soldadura, necesarias para el correcto ensamble de la carrocería.

*Tabla 3.1 Línea productiva de Shineray X30 dentro de la empresa CIAUTO*

**LÍNEA PRODUCTIVA DE SHINERAY X30**

| Estación | Proceso | Descripción |
|---|---|---|
| JIG 1-UB10 | Conformado de Pisos | Conformación y estructuración de pisos |
| JIG 2-UB20 | Soldadura de Pisos+Grabado | Puntos de soldadura extras de soldadura y grabado de números de serie |
| JIG 3-MB10 | Unión de Laterales+Techo | JIG principal donde se unen laterales y posterior techo conformando la estructura principal de la carrocería |
| JIG4-MB20 | Remate de Soldadura | Se rematan los puntos faltantes de todas las estaciones anteriores o que no se lograron por diversos aspectos técnicos |
| SMIG-1 | Soldadura de Refuerzo | Mediante soldadura MIG se refuerza puntos clave de la estructura |
| ADJ-2 | Montaje de Puertas+Cajuela | Se colocan las puertas delanteras, traseras y de la cajuela de forma manual mediante pernos |
| ADJ-4 | Montaje de Capó+Guardafangos | Se coloca de manera manual el capó y guardafangos asegurando su alineación |
| ADJ-5 | Instalación de Brackets y Soportes | Se colocan brackets de soporte al tablero y soportes del radiador |
| MF-3 | Inspección de Calidad | Limpieza y posterior inspección visual de calidad en los puntos |

### 3.2.2 JIG de soldadura

Se conoce como JIG al dispositivo, utillaje o matriz de posicionamiento utilizado dentro de la industria automotriz, diseñado específicamente para recibir, posicionar, fijar y unir las partes y componentes que conforman un chasis o carrocería. Estos dispositivos permiten garantizar la repetibilidad geométrica, la precisión dimensional y la rigidez estructural del ensamble, el cual es unido principalmente mediante soldadura por resistencia para conformar la estructura primaria del vehículo, que constituye la base sobre la cual se ensamblan los demás componentes internos y externos.

El JIG se compone principalmente de guías, topes y referencias geométricas [ver Figura 3.4], los cuales permiten ubicar las autopartes en la posición exacta definida por el diseño del producto. Una vez posicionadas, las piezas son aseguradas mediante mordazas (clamps) o pisadores, los cuales aplican la fuerza necesaria para inmovilizar los componentes durante el proceso de soldadura, evitando desplazamientos, distorsiones o pérdidas de alineación. Dichas mordazas se encuentran montadas sobre torres estructurales, estratégicamente ubicadas en puntos críticos del ensamble, con el objetivo de garantizar una sujeción uniforme y estable **[12]**.

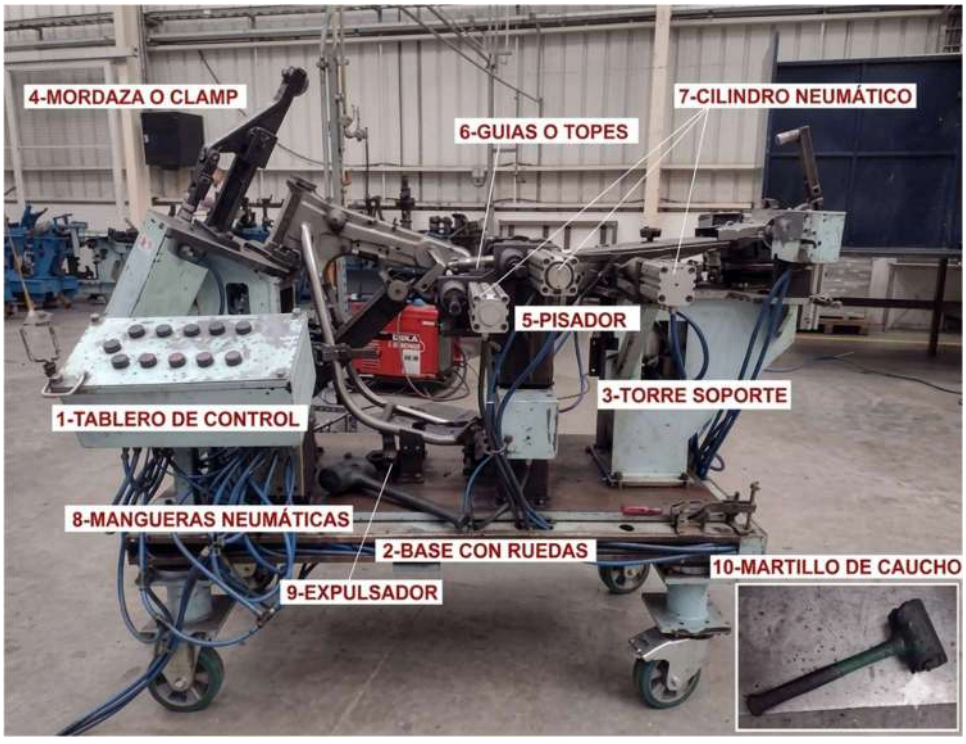



*Figura 3.4 Componentes principales de un JIG de soldadura [12]*

El accionamiento de las mordazas se realiza comúnmente mediante sistemas neumáticos, debido a su rapidez, confiabilidad y facilidad de integración en ambientes industriales. Estos sistemas son controlados desde un tablero de control central, el cual aloja las electroválvulas responsables de regular el suministro de aire comprimido hacia los actuadores neumáticos a través de líneas y mangueras neumáticas. Una vez completado el proceso de soldadura de todos los componentes, se acciona un dispositivo expulsor, el cual libera el conjunto ensamblado y permite la extracción del chasis ya conformado, asegurando la continuidad del flujo productivo hacia la siguiente estación **[13]**.

### 3.2.3 Jigs semiautomáticos automotrices

Los Jigs semiautomáticos incorporan actuadores neumáticos, eléctricos o electroneumáticos para realizar la sujeción del componente de forma automática y controlada, manteniendo los elementos de localización geométrica pasivos. La fuerza aplicada se regula mediante parámetros definidos ($F = P \cdot A$ en sistemas neumáticos), lo que mejora la repetibilidad y reduce la variabilidad asociada al operador. Estos dispositivos incorporan alguna implementación como lo son actuadores neumáticos o servoaccionados

Desde el punto de vista funcional, los Jigs semiautomáticos permiten:

- Sujeción y desujeción automática
- Sincronización con robots o pistolas de soldadura automáticas.

Por lo cual de manera consecuente se mejora los siguientes aspectos

- Tiempo de ciclo
- Reducción de retrabajos

Estos sistemas disminuyen el tiempo de preparación y garantizan una fuerza de sujeción uniforme; sin embargo, la operación principal (soldadura, perforado u otro proceso) continúa siendo ejecutada manualmente. Por tanto, aunque se mejora el control en la etapa de fijación, la variabilidad del proceso no se elimina completamente **[14]**.

Desde un punto de vista técnico, representan una solución intermedia entre sistemas manuales y totalmente automatizados, adecuados para líneas de producción de volumen medio donde se busca equilibrio entre inversión, repetibilidad y eficiencia operativa **[15]**.

### 3.2.4 Sistema de control

Para el mecanismo de control del sistema de soldadura considerado en este proyecto se adopta un modelo de control en lazo abierto, el cual puede describirse como una configuración de control en la que la acción aplicada al proceso depende directamente de una señal de entrada previamente definida, sin que exista un mecanismo automático de retroalimentación que permita corregir desviaciones durante la ejecución del proceso. En este tipo de sistemas, la variable de entrada determina el comportamiento del proceso, mientras que la verificación del resultado se realiza posteriormente mediante procedimientos de inspección o control de calidad, este sistema se presenta en la Figura 3.5 y se describe de la siguiente manera:

En el caso específico del proceso de soldadura por resistencia empleado en la estación analizada, la señal de entrada del sistema corresponde al amperaje de soldadura, expresado generalmente en kiloamperios (kA), el cual representa la magnitud de corriente eléctrica suministrada al circuito de soldadura. Esta corriente constituye el parámetro energético fundamental del proceso, ya que determina la cantidad de calor generado en la zona de contacto entre las láminas metálicas mediante el efecto Joule, fenómeno físico responsable de la formación del núcleo fundido de la soldadura.

A partir de esta señal de entrada, el sistema incorpora como referencia operativa o set point el monitor de soldadura por puntos, también denominado monitor o cajetín de supervisión del proceso. Este dispositivo cumple una función esencial dentro de la estación de trabajo, ya que permite visualizar en tiempo real el estado del proceso de soldadura y verificar que los parámetros operativos se encuentren dentro de los rangos establecidos por las especificaciones de fabricación. Desde una perspectiva funcional, este monitor actúa como una interfaz de comunicación entre el operario y el sistema de soldadura, proporcionando información relevante sobre variables tales como la corriente aplicada, el estado del ciclo de soldadura y la ejecución correcta de los puntos. De esta manera, el monitor constituye el elemento que establece la referencia de operación que debe ser interpretada y ejecutada por el operario durante la realización del proceso.

En cuanto al controlador del sistema, este se encuentra representado por el propio operario que manipula la pistola de soldadura. A diferencia de los sistemas automatizados de control cerrado, en este caso la regulación del proceso depende directamente de la intervención humana. El operario interpreta la información proporcionada por el monitor de soldadura y, en función de dicha referencia, determina el momento preciso de activación de la pistola, así como la duración del accionamiento del gatillo que inicia el ciclo de soldadura. Por lo tanto, el operario actúa como un controlador humano, encargado de ejecutar la acción de control necesaria para que el proceso se desarrolle conforme a las condiciones operativas previamente definidas.




*Figura 3.5 Sistema de lazo abierto descrito en el sistema*

Posteriormente, el actuador del sistema corresponde a la pistola de soldadura por resistencia, la cual constituye el elemento encargado de materializar físicamente la acción de control definida por el operario. Cuando el gatillo de la pistola es accionado, los electrodos aplican presión sobre las láminas metálicas que se desean unir y simultáneamente se establece el paso de corriente eléctrica entre dichos electrodos. Este flujo de corriente atraviesa las piezas metálicas generando calor localizado debido a la resistencia eléctrica del material, lo que provoca la fusión parcial del metal y la posterior formación del punto de soldadura.

La planta del sistema está representada por el propio proceso físico de soldadura por puntos, el cual comprende la interacción entre los electrodos, las láminas metálicas a unir, el circuito eléctrico de potencia y el transformador de soldadura que suministra la corriente necesaria para el proceso. Durante esta etapa, la energía eléctrica suministrada

se transforma en energía térmica concentrada en la interfaz de las piezas, produciendo la fusión del material y la generación del núcleo de soldadura que garantiza la unión estructural entre los componentes.

Finalmente, la señal de salida del sistema corresponde a la corriente efectiva aplicada durante el proceso de soldadura, la cual representa la magnitud real de corriente que circula entre los electrodos durante el ciclo de soldadura. Esta variable es de particular importancia, ya que está directamente relacionada con la cantidad de energía térmica generada en el punto de unión y, por ende, con la calidad final del punto de soldadura obtenido. Debe considerarse que, conforme a la normativa interna de control de producción de la empresa, la liberación de la carrocería desde la estación de trabajo se encuentra condicionada al cumplimiento de un criterio mínimo de ejecución de puntos de soldadura dentro de la zona correspondiente del proceso. En este sentido, para que la carrocería pueda salir de la estación y continuar con el flujo de producción, es necesario que se haya realizado al menos el 90 % del total de puntos de soldadura requeridos en la zona de trabajo, por requerimiento de la empresa. Este requisito busca asegurar un nivel adecuado de unión estructural preliminar antes de que el conjunto avance a la siguiente etapa del proceso. Una vez alcanzado este porcentaje, la carrocería puede ser liberada de la estación, mientras que el porcentaje restante de puntos puede completarse posteriormente durante la fase de remate, etapa destinada a finalizar aquellas uniones que no se ejecutaron en la estación principal debido a limitaciones operativas o de accesibilidad.

Desde un punto de vista analítico, la estructura descrita confirma que el sistema puede ser modelado como un sistema de control en lazo abierto, debido a que la acción de control ejecutada por el operario no se encuentra regulada por un mecanismo automático de retroalimentación proveniente de la salida del proceso. En consecuencia, cualquier variación o desviación en las condiciones reales de operación no es corregida automáticamente durante el ciclo de soldadura, sino que debe ser detectada posteriormente mediante procedimientos de inspección y evaluación de calidad aplicados al producto final. Este enfoque resulta característico de muchos procesos semiautomáticos de soldadura dentro de líneas de producción automotriz, donde la precisión del proceso depende en gran medida de la correcta ejecución de la operación

por parte del operario y del cumplimiento de los parámetros establecidos por el sistema de monitoreo del proceso **[14]**.

### 3.2.5 Diseño del sistema.

#### 3.2.5.1 Diseño estructural

Para el diseño estructural se parte de las configuraciones propuestas por la empresa, las cuales corresponden a estructuras tipo torre con uniones soldadas, conformadas principalmente por un tubo estructural y dos placas perforadas destinadas a permitir su fijación tanto al JIG de soldadura como a las pistolas que serán soportadas por el sistema. Estas placas se disponen en la parte inferior y superior de la estructura, respectivamente, tal como se muestra en la Figura 3.6, permitiendo establecer los puntos de anclaje necesarios para garantizar la estabilidad del conjunto dentro de la estación de trabajo. Adicionalmente, la estructura incorpora brazos de soporte destinados a sostener las ducto barras de alimentación eléctrica, los cuales se encuentran unidos a las torres mediante uniones soldadas con el fin de mantener la rigidez estructural requerida durante la operación del sistema. En esta etapa del análisis se evalúa si el diseño estructural propuesto cumple con los requerimientos mecánicos necesarios para soportar adecuadamente el peso de los equipos y las cargas operativas generadas durante el funcionamiento de las pistolas de soldadura. Asimismo, se establece que el material seleccionado para la fabricación de estas estructuras corresponde a acero ASTM A36, elección que responde principalmente a la disponibilidad del material dentro de la empresa y a sus propiedades mecánicas adecuadas para aplicaciones estructurales de carga moderada. Con fines de organización y para facilitar el desarrollo del análisis estructural correspondiente, cada uno de los elementos que conforma el prototipo será identificado y numerado según se presenta en la Figura 3.6.

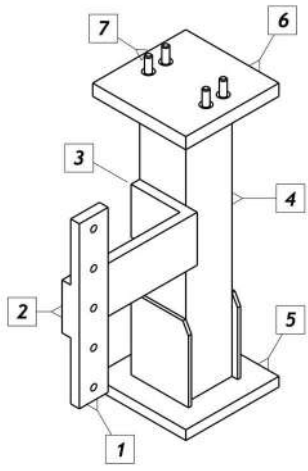



*Figura 3.6 Estructura tipo torre con los diferentes elementos numerados. 1) Placa base de sujeción de barras 2) Placa lateral de fijación ajustable 3) Brazo estructural de soporte 4) Columna tubular principal 5) Placa inferior de rigidización 6) Placa superior de montaje 7) Pernos de fijación*

El desarrollo del análisis estructural se fundamenta en los parámetros técnicos proporcionados por las pistolas de soldadura auto accionadas, cuyos datos operativos y características mecánicas se detallan en la Figura 3.7, considerando que estos equipos se encuentran montados en la parte superior de las torres y, por tanto, constituyen la principal fuente de carga aplicada sobre la estructura.




*Figura 3.7 Placa de identificación de pistolas auto accionadas RIJI*

De manera complementaria, se incorporan las propiedades mecánicas del material seleccionado para la fabricación del sistema de soporte, correspondiente al acero ASTM A36, cuyas especificaciones se presentan en la Tabla 3.2. La integración de estos datos permite establecer un marco de referencia adecuado para la evaluación del comportamiento estructural, asegurando que los cálculos realizados se basen en

condiciones reales de operación y en propiedades de material verificables, lo cual resulta fundamental para garantizar la validez técnica y la confiabilidad del diseño propuesto.

*Tabla 3.2 Propiedades mecánicas del Acero ASTM A36*

| PROPIEDADES MECÁNICAS | | NOTAS |
|---|---|---|
| Resistencia a la tracción, MPa (ksi) | 400-550 (58-80) | Placas de acero, formas y barras |
| Límite elástico (Esfuerzo de fluencia), MPa (ksi), ≥ | 250 (36) | Espesor ≤ 200mm (8 pulg.) |
| | 220 (32) | Espesor de placas de acero > 200mm (8 pulg.) |
| Elongación, %, ≥ | 20 | Placas y barras en 200 mm (8 pulg.) |
| | 23 | Placas y barras en 50 mm (2 pulg.) |
| Dureza Brinell, HBW | 119-162 | Basado en la conversión de resistencia a la tracción |
| Módulo de elasticidad, GPa (ksi) | 200 (29×103) | - |
| Prueba de impacto Charpy con muesca en V, J (ft·lbf), ≥ | 27 (20) | Formas estructurales, ubicación alternativa del núcleo |
| Módulo de corte, GPa (ksi) | 79.3 (11.5×103) | - |
| Fy del acero A36 (Límite de fluencia), MPa (ksi), ≥ | 250 (36) | - |

### A. Elemento 1 (placa base de sujeción de barras)

Para el análisis estructural del elemento 1, se parte de la determinación rigurosa de la carga total generada por las ductobarras de cobre, ya que esta constituye la solicitación primaria que actúa sobre la placa y condiciona su comportamiento mecánico. Este procedimiento se fundamenta en los principios clásicos de la mecánica de materiales, donde la relación entre densidad y volumen permite obtener la masa del sistema, tal como se establece en **[16]**. En este sentido, la masa total se determina mediante la expresión:

Donde:

$m_b$: masa del sistema de barras [kg] [Ver Figura 3.7]

$\rho = 8950$: densidad del cobre C11000 [kg/m³]

$V = 0.0168645903$: volumen total de las barras [m³]

$$m = \rho \cdot V = 150.93\ kg \qquad \textit{Ecuación 3.1}$$

A partir de esta masa, se obtiene la carga gravitacional aplicada al sistema mediante la relación fundamental de la dinámica, considerando que toda masa sometida a un campo gravitacional genera una fuerza proporcional, como se describe en **[16]**:

Donde:

$F_p$: fuerza total [N]

$g = 9.81$: aceleración de la gravedad [m/s²]

$$F_p = m \cdot g = 1480.6\ N \qquad \textit{Ecuación 3.2}$$

Dado que el sistema estructural está conformado por cinco torres que comparten la carga de manera aproximadamente uniforme, se adopta un modelo de distribución estática, ampliamente utilizado en análisis preliminares de estructuras modulares, donde cada elemento soporta una fracción equivalente de la carga total. Este criterio, aunque simplificado, resulta conservador y adecuado para este tipo de aplicaciones industriales:

Donde:

$F_t$: carga por torre [N]

$$F_t = \frac{F_p}{5} = 296.12\ N \qquad \textit{Ecuación 3.3}$$

Una vez determinada la carga actuante, se procede a evaluar los modos de falla más críticos en elementos perforados, iniciando por el esfuerzo de aplastamiento, el cual representa una condición local altamente relevante debido a la concentración de esfuerzos en la interfaz entre la barra y la placa. Según los criterios de diseño mecánico establecidos en **[17]**, este esfuerzo se determina como:

$$\sigma_b = \frac{F_t}{d \cdot t} = 1.97\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.4}$$

Donde:

$\sigma_b$: esfuerzo de aplastamiento [MPa]

$d = 0.01$: diámetro del orificio [m]

$t = 0.015$: espesor de la placa [m]

Posteriormente, se evalúa la sección neta resistente, considerando la reducción de área debido a la presencia del orificio, ya que esta condición puede generar incrementos significativos en los esfuerzos internos, especialmente en elementos sometidos a carga axial. De acuerdo con la teoría de resistencia de materiales descrita en **[16]**, el área neta se calcula como:

$$A_n = (b - d) \cdot t = 0.0006\, m^2 \qquad \textit{Ecuación 3.5}$$

Donde:

$A_n$: área neta resistente [m²]

$b = 0.05$: ancho de la placa [m]

El esfuerzo normal asociado a esta sección se obtiene mediante:

$$\sigma_n = \frac{F_t}{A_n} = 0.49\, MPa \qquad \textit{Ecuación 3.6}$$

Donde:

$\sigma_n$: esfuerzo normal en sección neta [MPa]

De manera complementaria, se analiza el modo de falla por desgarro, el cual es crítico en placas con perforaciones cercanas al borde, ya que la transmisión de carga puede inducir una falla progresiva del material en esa zona. Este criterio, ampliamente abordado en el diseño estructural según **[18]**, se evalúa mediante:

$$\sigma_{tear} = \frac{F_t}{2 \cdot e \cdot t} = 0.49\, MPa \qquad \textit{Ecuación 3.7}$$

Donde:

$\sigma_{tear}$: esfuerzo por desgarro [MPa]

$e = 0.02$: distancia al borde [m]

Finalmente, se considera la flexión local de la placa, la cual se origina debido a la excentricidad en la aplicación de la carga, generando un momento flector que induce tensiones adicionales en el elemento. Este fenómeno es relevante en elementos de geometría delgada y con cargas puntuales, como se describe en **[16]**. El momento flector se calcula como:

$$M = F_t \cdot e = 5.92\ N \cdot m \qquad \textit{Ecuación 3.8}$$

Donde:

$M$: momento flector [N·m]

El momento de inercia de la sección rectangular se determina mediante:

$$I = \frac{b \cdot h^3}{12} = I = 1.41 \times 10^{-8}\ m^4 \qquad \textit{Ecuación 3.9}$$

Donde:

$I$: momento de inercia [m⁴]

$h = 0.015$: espesor [m]

Asimismo, se obtiene la distancia al eje neutro c mediante:

$$\mathrm{c} = \frac{h}{2} = 0.0075\ m \qquad \textit{Ecuación 3.10}$$

Finalmente, el esfuerzo de flexión se calcula como:

$$\sigma_f = \frac{M \cdot c}{I} = 3.15\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.11}$$

Donde:

$\sigma_f$ =esfuerzo de flexión [MPa]

Los resultados obtenidos evidencian que los esfuerzos generados en todos los modos de falla evaluados se mantienen significativamente por debajo del límite de fluencia del acero ASTM A36 (≈250 MPa), lo cual indica que el elemento trabaja en un régimen completamente elástico con un margen de seguridad considerable. Es importante destacar que, aunque los esfuerzos globales son bajos, el comportamiento estructural está dominado por fenómenos locales en las zonas de contacto y discontinuidades geométricas, lo cual coincide con lo reportado en la literatura sobre concentración de esfuerzos en elementos perforados **[17]**. Sin embargo, la combinación de un espesor relativamente alto (15 mm), una adecuada distancia al borde (20 mm) y una baja magnitud de carga aplicada reduce significativamente la probabilidad de falla por aplastamiento, desgarro o flexión. En consecuencia, se puede afirmar que el diseño del elemento 1 es estructuralmente adecuado para las condiciones de operación previstas, garantizando estabilidad, resistencia y confiabilidad dentro del sistema de soporte de ductobarras.

### B. Elemento 2 (placa lateral de fijación ajustable)

Para el análisis estructural del elemento 2, correspondiente a una placa de dimensiones $220 \times 80 \times 15\, mm$, se mantiene como solicitación actuante la carga previamente definida $F_t = 296.12\, N$, transmitida desde el elemento 1. Es importante precisar que esta placa se encuentra soldada en uno de sus extremos a la torre estructural, lo cual genera una condición de empotramiento (apoyo fijo), mientras que el extremo opuesto recibe la carga, configurándose así un comportamiento equivalente a una viga en voladizo, tal como se describe en la teoría clásica de vigas **[16]**. Esta condición es crítica, ya que implica la generación de momentos máximos en la zona de la soldadura, convirtiéndola en la región más solicitada del sistema y, por tanto, en el punto de verificación principal dentro del diseño.

Bajo esta condición, el momento flector máximo se presenta en el empotramiento y se calcula como:

$$M_2 = F_t \cdot L = 65.15\, N \cdot m \qquad \textit{Ecuación 3.12}$$

Donde:

$M_2$: momento flector máximo en el empotramiento [N·m]

$L = 0.22$: longitud total de la placa [m]

El momento de inercia de la sección rectangular se mantiene como:

$$I_2 = \frac{b_2 \cdot {h_2}^3}{12} = 2.25 \times 10^{-8}\, m^4 \qquad \textit{Ecuación 3.13}$$

Donde:

$I_2$: momento de inercia [m⁴]

$b_2 = 0.08$: ancho de la placa [m]

$h_2 = 0.015$: espesor [m]

El esfuerzo de flexión máximo en la fibra extrema, ubicado en la zona del empotramiento, se determina mediante:

$$\sigma_{f2} = \frac{M_2 \cdot c_2}{I_2} = 21.72\, MPa \qquad \textit{Ecuación 3.14}$$

Donde:

$\sigma_{f2}$: esfuerzo de flexión [MPa]

$c = 0.0075$: distancia al eje neutro [m]

Adicionalmente, se evalúa el esfuerzo cortante máximo en la sección, considerando que en vigas rectangulares el esfuerzo cortante máximo se presenta en el eje neutro, y se calcula un área transversal de la placa que serían los 80 mm por los 15 mm de espesor, que da como resultado un total de $A_6 = 0.0012\, m^2$, obteniendo el esfuerzo cortante máximo según **[16]**:

$$\tau_{max2} = \frac{3}{2} \cdot \frac{F_t}{A_2} = 0.37\, MPa \qquad \textit{Ecuación 3.15}$$

Donde:

$\tau_{max2}$: esfuerzo cortante máximo [MPa]

$A_2$: área transversal [m²]

Debido a la naturaleza en voladizo del elemento, resulta fundamental evaluar también la deflexión máxima, ya que esta puede afectar la precisión del posicionamiento de las pistolas de soldadura. Para una viga en voladizo con carga puntual en el extremo, la deflexión se calcula como **[16]**:

$$\delta_{max2} = \frac{F_t \cdot {L_2}^3}{3 \cdot E \cdot I_2} = 0.00023\ m \qquad \textit{Ecuación 3.16}$$

Donde:

$\delta_{max6}$: deflexión máxima [m]

$E = 200 \times 10^9$: módulo de elasticidad del acero [Pa]

Los resultados evidencian que el elemento 2 presenta un comportamiento dominado por la flexión debido a su configuración en voladizo, siendo la zona del empotramiento el punto más crítico. A pesar de ello, el esfuerzo máximo de flexión ($21.72\ MPa$) representa menos del 10% del límite de fluencia del acero ASTM A36. Asimismo, la deflexión calculada ($0.23\ mm$) es mínima y no compromete la funcionalidad del sistema. En consecuencia, se concluye que el diseño es estructuralmente satisfactorio, presentando un amplio margen de seguridad; no obstante, se identifica un sobredimensionamiento que podría optimizarse en futuras iteraciones sin comprometer la integridad del sistema.

### C. Elemento 3 (brazo estructural de soporte)

Para el análisis estructural del elemento 3, correspondiente a una placa de dimensiones $85 \times 80 \times 15\ mm$, se considera la carga previamente definida como $F_t = 296.12\ N$, la cual proviene del elemento 1 y es transmitida a través del elemento 2, garantizando así la continuidad del modelo estructural sin redefinir variables ya establecidas. Este elemento se encuentra unido mediante soldadura tanto al elemento 6 como al elemento 7, lo cual genera una condición estructural más compleja, donde actúa como un elemento de transición sometido principalmente a flexión y cortante, debido a la excentricidad de la carga y a la geometría del sistema. Esta configuración implica que el elemento no solo

transmite carga, sino que también redistribuye esfuerzos entre componentes, lo cual es consistente con el comportamiento de placas estructurales intermedias descrito en la mecánica de materiales **[16]**, siendo necesario evaluar tanto su resistencia como la de sus uniones soldadas.

El momento flector máximo en el elemento 3 se determina considerando que la carga actúa con un brazo de palanca equivalente a la mitad de su longitud, lo cual representa una aproximación conservadora para este tipo de configuración estructural, donde no se tiene un empotramiento puro sino una transferencia de cargas entre elementos. De acuerdo con la teoría de vigas **[16]**, el momento se calcula como:

$$M_3 = F_t \cdot L_3 = 12.58\, N \cdot m \qquad \textit{Ecuación 3.17}$$

Donde:

$M_3$: momento flector en el elemento 3 [N·m]

$F_t = 296.12$: carga transmitida desde el elemento 1 [N]

$L_3 = 0.0425$: brazo de palanca (mitad de la longitud del elemento 3) [m]

El momento de inercia de la sección se calcula como un parámetro geométrico fundamental que define la rigidez del elemento frente a la flexión, dependiendo exclusivamente de su sección transversal. Según la formulación clásica para secciones rectangulares **[16]**:

$$I_3 = \frac{b_3 \cdot h_3^3}{12} = 2.25 \times 10^{-8}\, m^4 \qquad \textit{Ecuación 3.18}$$

Donde:

$I_3$: momento de inercia del elemento 3 [m⁴]

$b_3 = 0.08$: ancho de la placa [m]

$h_3 = 0.015$: espesor de la placa [m]

El esfuerzo de flexión máximo se evalúa en la fibra extrema de la sección, donde se concentran las tensiones más elevadas debido al momento aplicado, siguiendo la ecuación fundamental de flexión [16]:

$$\sigma_{f3} = \frac{M_3 \cdot c_3}{I_3} = 4.19\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.18}$$

Donde:

$\sigma_{f3}$: esfuerzo de flexión en el elemento 3 [MPa]

$c_3 = 0.0075$: distancia al eje neutro [m]

El esfuerzo cortante máximo se determina considerando la distribución parabólica del esfuerzo cortante en secciones rectangulares, donde el valor máximo se presenta en el eje neutro, de acuerdo con la teoría de esfuerzos **[16]**:

$$A_3 = b_3 \cdot h_3 = 0.0012\ m^2 \qquad \textit{Ecuación 3.19}$$

$$\tau_{max3} = \frac{3}{2} \cdot \frac{F_{t1}}{A_3} = 0.37\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.20}$$

Donde:

$\tau_{max3}$: esfuerzo cortante máximo [MPa]

$A_3$: área transversal del elemento 3 [m²]

Debido a que el elemento 3 forma parte de un sistema estructural donde la rigidez es importante para garantizar la correcta alineación de los componentes, se evalúa la deflexión máxima como criterio de desempeño, considerando un comportamiento aproximado de viga corta:

$$\delta_{max3} = \frac{F_t \cdot L_3^3}{3 \cdot E \cdot I_3} = 0.02\ mm \qquad \textit{Ecuación 3.21}$$

Donde:

$\delta_{max3}$: deflexión máxima [m]

$E = 200 \times 10^9$: módulo de elasticidad [Pa]

En cuanto a las soldaduras del elemento 3, estas deben evaluarse en ambas uniones (con elemento 2 y elemento 1), ya que constituyen los puntos de transferencia de carga. Para el esfuerzo cortante en la soldadura, se emplea la fórmulación basada en la garganta efectiva del cordón **[19]**:

$$\tau_{w3} = \frac{F_t}{0.707 \cdot a_3 \cdot L_{w3}} = 8.73\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.22}$$

Donde:

$\tau_{w3}$: esfuerzo en la soldadura [MPa]

$a_3 = 0.006$: tamaño del filete [m]

$L_{w3} = 0.08$: longitud efectiva de soldadura [m]

Los resultados obtenidos evidencian que los esfuerzos generados en todos los modos de falla evaluados se mantienen significativamente por debajo del límite de fluencia del acero ASTM A36 (≈250 MPa), lo cual indica que el elemento trabaja en un régimen completamente elástico con un margen de seguridad considerable.

### D. Elemento 4 (columna tubular principal)

Para el análisis estructural del elemento 4, correspondiente a un tubo estructural cuadrangular de sección $80 \times 80 \times 3\ mm$, se considera la carga previamente definida como $F_{t7} = 296.12\ N$, proveniente del sistema de barras soportadas por el elemento 1 y transmitida a través de los elementos 3 y 2, garantizando así la continuidad del modelo estructural sin redefinir variables ya establecidas. Adicionalmente, se incorpora la carga generada por la pistola de soldadura montada sobre la torre, considerando tanto su peso propio como la fuerza ejercida durante el proceso de soldadura. En este caso, se tiene una única pistola con una masa de $m_p = 17\ kg$, así como una fuerza de electrodos de $F_e = 250\ kN$. La geometría del sistema, específicamente la apertura de brazos de $190\ mm$, genera una excentricidad en la aplicación de la carga, debido a que la línea de acción de la fuerza no coincide con el eje neutro del tubo. Esta excentricidad se modela como la

mitad de la apertura de los brazos ($e_2 = 0.095\ m$) [Ver Figura 3.7], lo cual es consistente con la configuración mecánica de la pistola tipo pinza y el principio de transmisión de fuerzas en sistemas excéntricos, tal como se describe en la mecánica de materiales **[16]**.

El momento flector máximo real se determina considerando la combinación de cargas estructurales, el peso de la pistola y el efecto de la fuerza de los electrodos aplicada de forma excéntrica. Este enfoque resulta fundamental, ya que la fuerza de soldadura representa la solicitación predominante en el sistema, superando ampliamente al peso propio de los componentes. De acuerdo con el análisis de vigas sometidas a cargas combinadas **[16]**, se obtiene:

$$F_{p2} = m_p \cdot g = 166.77\ N \qquad \textit{Ecuación 3.23}$$

$$M_{2,real} = \left(F_t + F_{p2}\right) \cdot L_2 + F_e \cdot e_2 = 23887.64\ N \cdot m \qquad \textit{Ecuación 3.24}$$

Donde:

$M_{2,real}$: momento flector total [N·m]

$F_{p2}$: peso de la pistola [N]

$e_2 = 0.095$: excentricidad geométrica [m]

$L_2$= 0.29734: longitud del elemento [m]

El momento de inercia de la sección tubular se mantiene como un parámetro geométrico fundamental en la evaluación de la resistencia a la flexión, ya que define la capacidad del elemento para oponerse a la deformación bajo carga. Este valor depende exclusivamente de la geometría del perfil y es independiente de las condiciones de carga, lo cual lo convierte en un parámetro clave dentro del diseño estructural. Para una sección cuadrada hueca, se emplea la fórmulación clásica **[16]**:

$$I_2 = \frac{B_2^4 - b_2^4}{12} = 1.87 \times 10^{-6}\ m^4 \qquad \textit{Ecuación 3.25}$$

Donde:

$I_2$: momento de inercia [m⁴]

$B_2 = 0.08$: lado exterior [m]

$b_2 = 0.074$: lado interior [m]

El esfuerzo de flexión máximo se determina a partir del momento flector total, siendo este el modo de falla más crítico en el elemento debido a la magnitud de la fuerza de los electrodos y su aplicación excéntrica. Este análisis permite evaluar si el material es capaz de resistir las tensiones generadas sin alcanzar su límite de fluencia. Aplicando la ecuación de flexión **[16]**:

$$\sigma_{f2} = \frac{M_{2,real} \cdot c_2}{I_2} = 0.04\ m \qquad \textit{Ecuación 3.26}$$

Donde:

$\sigma_{f2}$: esfuerzo de flexión [MPa]

$c_2$: distancia al eje neutro [m]

El esfuerzo cortante máximo se evalúa con el objetivo de verificar su influencia relativa dentro del comportamiento estructural del elemento. A pesar de que la magnitud de la fuerza de los electrodos es elevada, su contribución al cortante directo en la sección del tubo es menor en comparación con su efecto en flexión, debido a la forma en que se transmite la carga a través del sistema. No obstante, su cálculo permite validar que no existe un modo de falla por cortante relevante **[16]**:

$$A_4 = (B_2)^2 - (b_2)^2 = 0.000924\ m^2 \qquad \textit{Ecuación 3.27}$$

$$\tau_{max4} = \frac{F_t + F_{p4}}{A_4} = 0.50\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.28}$$

Donde:

$\tau_{max4}$: esfuerzo cortante máximo [MPa]

La deflexión máxima se evalúa como un criterio de rigidez del sistema, siendo especialmente relevante en este caso debido a la elevada magnitud de las cargas aplicadas.

Una deflexión excesiva podría comprometer la precisión del posicionamiento de las pistolas, afectando directamente la calidad del proceso de soldadura. Para una viga en voladizo **[16]**:

$$\delta_{max4} = \frac{(F_t + F_{p4}) \cdot L_4^3}{3 \cdot E \cdot I_4} = 1.08 \times 10^{-5}\ mm \qquad \textit{Ecuación 3.29}$$

Donde:

$\delta_{max}$ : deflexión máxima [m]

$E = 200 \times 10^9$: módulo de elasticidad Acero ASTM A36 [Pa]

En cuanto a las uniones soldadas con los elementos 5 y 6, estas deben resistir tanto las cargas verticales como los efectos inducidos por la flexión, lo cual incrementa significativamente su nivel de solicitación, se evalúa el esfuerzo en la garganta efectiva del cordón considerando electrodo E6011 el cual tiene una resistencia aproximada de $F_{EXX} = 410\ MPa$, El esfuerzo admisible para el electrodo E6011 se determina como se ve en la Ecuación 3.31 **[19]**: el cual es comúnmente utilizado en aplicaciones industriales por su versatilidad y capacidad de penetración **[19]**:

$$\tau_{w4} = \frac{F_t + F_{p4}}{0.707 \cdot a_4 \cdot L_{w4}} = 0.682\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.30}$$

$$\tau_{adm4} = 0.30 \cdot F_{EXX} = 123\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.31}$$

Si se considera una longitud efectiva de soldadura de $L_{w2} = 0.16\ m$:

Donde:

$\tau_{w4}$: esfuerzo en la soldadura [MPa]

$a_4 = 0.006$: tamaño del filete [m]

$L_{w4} = 0.16$: longitud efectiva de soldadura [m]

$\tau_{adm4}$: esfuerzo admisible [MPa]

La verificación de la tolerancia longitudinal del elemento 2 se incorpora como un criterio dimensional crítico, debido a que este componente define la geometría global del sistema y la correcta alineación de las pistolas de soldadura. Se parte de una longitud nominal de $L_{2nom} = 297.34\,mm$, y de acuerdo con **[20]**, para este rango dimensional se adopta una tolerancia media:

$$L_4 = 297.34 \pm 0.5\,mm$$

Donde:

$L_4$: longitud real [mm]

$T_4 = \pm 0.5\,mm$: tolerancia

Los resultados evidencian que el esfuerzo de flexión calculado ($511\,MPa$) supera el límite de fluencia del acero ASTM A36 (≈250 MPa), lo cual indica que, bajo la hipótesis de transmisión total de la fuerza de los electrodos, el diseño no sería estructuralmente viable. Este resultado no implica necesariamente una falla real del sistema, sino que pone en evidencia que la carga de 250 kN no se transmite íntegramente al tubo, siendo absorbida en gran medida por el mecanismo de la pistola. En consecuencia, se identifica la necesidad de ajustar el modelo mediante un coeficiente de transmisión de carga que represente de manera más realista el comportamiento del sistema, lo cual constituye un criterio clave en la validación del diseño.

Dado que el esfuerzo de flexión inicial del elemento 4 supera el límite de fluencia del material, se plantea la incorporación de placas de refuerzo con dimensiones $100 \times 120 \times 5\,mm$, ubicadas lateralmente respecto al tubo, de tal manera que el lado de $100\,mm$ se encuentra en la dirección de la flexión. Esta configuración implica que las placas sobresalen aproximadamente $10\,mm$ a cada lado del perfil tubular de $80\,mm$, generando un incremento efectivo en la altura resistente de la sección. Desde un punto de vista mecánico, esta disposición es altamente eficiente, ya que el material adicional se ubica a mayor distancia del eje neutro, incrementando significativamente el momento de inercia y, por ende, la rigidez a la flexión, tal como se establece en el análisis de secciones compuestas **[16]**. A diferencia del caso anterior, donde el aporte era limitado, en esta configuración el refuerzo actúa de manera más eficiente frente al momento flector dominante.

El nuevo momento de inercia equivalente se calcula considerando la nueva geometría total de la sección, donde la altura efectiva pasa de $80\ mm$ a $100\ mm$:

$$I_{4,ref} = \frac{B_{ref}^4 - b_2^4}{12} = 5.84 \times 10^{-6}\ m^4 \qquad \textit{Ecuación 3.32}$$

Donde:

$I_{4,ref}$: momento de inercia reforzado [m⁴]

$B_{ref} = 0.10$: altura efectiva con refuerzo [m]

El nuevo esfuerzo de flexión se determina con el momento previamente calculado:

$$\sigma_{f4,ref} = \frac{M_{4,real} \cdot c_{4r}}{I_{4,ref}} = 204\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.33}$$

Donde:

$\sigma_{f4,ref}$: esfuerzo de flexión reforzado [MPa]

Desde un enfoque analítico, este resultado evidencia una reducción significativa del esfuerzo, pasando de $511\ MPa$a $204\ MPa$, lo cual sitúa el comportamiento del material dentro del rango elástico permitido para el acero ASTM A36 (≈250 MPa), validando así la efectividad del refuerzo propuesto.

Los resultados evidencian que la reconfiguración del refuerzo, al aumentar la altura efectiva de la sección, resulta altamente eficiente en la reducción de esfuerzos de flexión, logrando que el material base opere dentro del rango elástico. Sin embargo, el análisis simultáneo de las uniones soldadas revela que estas se convierten en el nuevo punto crítico del sistema, lo cual es coherente con el comportamiento típico de estructuras reforzadas, donde al incrementar la rigidez del elemento base, las solicitaciones se transfieren hacia las uniones. En consecuencia, se concluye que el diseño estructural del elemento es ahora adecuado desde el punto de vista del material, pero requiere un redimensionamiento de la soldadura para garantizar la integridad global del sistema.

Dado que la soldadura entre el tubo y las placas de refuerzo debe resistir la fuerza transmitida por la pistola de soldadura, se procede a determinar el tamaño mínimo del filete requerido utilizando un electrodo E7018, con un $F_{EXX} = 490\,MPa$ el cual es ampliamente empleado en aplicaciones estructurales debido a su alta resistencia mecánica y buen comportamiento frente a cargas estáticas **[16]**. En este caso, la solicitación dominante corresponde a la fuerza de los electrodos ($F_{e4} = 250000\,N$), la cual se transmite a través de la unión soldada. Asimismo, se considera una longitud efectiva de soldadura de $L_{w4r} = 0.24\,m$, correspondiente a la disposición del cordón en ambos lados de la placa de refuerzo. A partir de estos parámetros, el dimensionamiento del filete se realiza mediante el equilibrio de esfuerzos en la garganta efectiva de la soldadura, asegurando que el esfuerzo aplicado no supere el valor admisible del material de aporte.

$$\tau_{adm4.1} = 0.30 \cdot F_{EXX} = 147\,MPa \qquad \textit{Ecuación 3.34}$$

$$\tau_{w4.1,ref} = \frac{F_{e4}}{0.707 \cdot a_{4r} \cdot L_{w4r}} \qquad \textit{Ecuación 3.35}$$

Despejando $a_{4r}$:

$$a_{4r} = \frac{F_{e4}}{0.707 \cdot \tau_{adm4.1} \cdot L_{w4r}} = 10.02\,mm \qquad \textit{Ecuación 3.36}$$

Donde:

$a_{4r}$: tamaño requerido del filete [m]

$\tau_{adm4.1}$: esfuerzo admisible del electrodo [Pa]

$F_{e4}$: fuerza aplicada [N]

$L_{w4r}$: longitud efectiva de soldadura [m]

Para la verificación del diseño, se reemplaza el valor obtenido en la Ecuación 3.35:

$$\tau_{w4.1,ref} = \frac{250000}{0.707 \cdot 0.010 \cdot 024} = 147.3\,MPa$$

Este valor se sigue manteniendo por debajo del límite de resistencia del electrodo E7018 $F_{EXX} = 490\ MPa$

### E. Elemento 5 (placa inferior de anclaje)

Para el análisis estructural del elemento 5, correspondiente a una placa cuadrangular de $160 \times 160 \times 15\ mm$, se considera que este elemento actúa como el punto de anclaje principal de toda la torre hacia el sistema JIG, concentrando la totalidad de las cargas transmitidas por los elementos superiores. En este sentido, se adopta la carga previamente definida como $F_{tot5} = 250462.89\ N$, la cual incluye el efecto combinado de las cargas estructurales y la fuerza generada por la pistola de soldadura. Asimismo, se considera una configuración de 8 tornillos M12 clase 12.9, lo cual permite una adecuada distribución de esfuerzos. Desde un punto de vista estructural, este elemento se comporta como una placa sometida a carga distribuida en los puntos de anclaje, por lo que es necesario evaluar tanto el comportamiento de los tornillos como de la propia placa frente a distintos modos de falla, incluyendo flexión, cortante, aplastamiento y desgarre, conforme a los principios de la mecánica de materiales **[16]**.

La fuerza total transmitida al sistema de anclaje se define como la suma de cargas previamente establecidas:

$$F_{tot5} = F_t + F_{p2} + F_{e2} = 250\ 462.89\ N \qquad \textit{Ecuación 3.37}$$

Donde:

$F_{tot}$ : fuerza total transmitida al elemento 5 [N]

La fuerza por tornillo se determina como:

$$F_{b5} = \frac{F_{tot5}}{n_5} = 31\ 307.86\ N \qquad \textit{Ecuación 3.38}$$

Donde:

$F_{b5}$: fuerza que actúa sobre cada tornillo [N]

$n_5$: número de tornillos [-]

El esfuerzo cortante en los tornillos se calcula como:

$$A_{b5} = \frac{\pi(d_5)^2}{4} = 1.13 \times 10^{-4}\, m^2 \qquad \textit{Ecuación 3.38}$$

$$\tau_{b5} = \frac{F_{b5}}{A_{b5}} = 277\, MPa \qquad \textit{Ecuación 3.39}$$

Donde:

$A_{b5}$: área resistente del tornillo [m²]

$d_5$: diámetro del tornillo [m]

$\tau_{b5}$: esfuerzo cortante en el tornillo [MPa]

El esfuerzo admisible se define como:

$$\tau_{adm,b5} = 0.6 \cdot \sigma_y = 648\, MPa \qquad \textit{Ecuación 3.40}$$

Donde:

$\sigma_y$: límite de fluencia del material del tornillo para M12 de clase 12.9 [1080 MPa]

Dado que $277 < 648\, MPa$, indica que los tornillos cumplen frente a cortante.

El esfuerzo de tracción en los tornillos, debido al momento generado por la excentricidad, se evalúa como:

$$M_5 = F_{e2} \cdot e_2 = 23750\, N \cdot m \qquad \textit{Ecuación 3.41}$$

$$r_5 = \frac{L_5}{2} = 0.08\, m \qquad \textit{Ecuación 3.42}$$

$$F_{t5} = \frac{M_5}{r_5 \cdot n_{eff}} = 74\,218.75\ N \qquad \textit{Ecuación 3.43}$$

$$\sigma_{t5} = \frac{F_{t5}}{A_{b5}} = 657\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.44}$$

Donde:

$M_5$: momento aplicado por excentricidad [N·m]

$e_2$: distancia de excentricidad de la carga [m]

$L_5 = 0.16\ m$: longitud característica de la placa inicial de 160x160mm

$r_5 = 0.08\ m$: distancia desde el eje neutro al tornillo más solicitado

$n_{eff} = 4$: número de tornillos que resisten tracción

$F_{t5}$: fuerza de tracción en el tornillo [N]

$\sigma_{t5}$: esfuerzo normal en el tornillo [MPa]

Dado que $657 < 1080\ MPa$ confirma que los tornillos cumplen frente a tracción.

El esfuerzo de flexión en la placa se evalúa considerando la placa como un elemento sometido a carga distribuida entre los puntos de anclaje. Para una aproximación conservadora, se modela como una viga simplemente apoyada entre tornillos **[16]**:

$$M_{max5} = \frac{F_{tot5} \cdot L_5}{4} = 10018.52\ N \cdot m \qquad \textit{Ecuación 3.45}$$

$$I_5 = \frac{b_5 \cdot h_5^3}{12} = 4.50 \times 10^{-8}\ m^4 \qquad \textit{Ecuación 3.46}$$

$$c_5 = \frac{h_5}{2} = 0.0075\ m \qquad \textit{Ecuación 3.47}$$

$$\sigma_{f5} = \frac{M_{max5} \cdot c_5}{I_5} = 1670\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.48}$$

Donde:

$M_{max}$ : momento máximo en la placa [N·m]

$I_5$: momento de inercia [m⁴]

$c_5$: distancia al eje neutro [m]

$\sigma_{f5}$: esfuerzo de flexión [MPa]

Este valor supera ampliamente el límite del material, lo cual indica que la placa no trabaja como viga libre, sino como placa apoyada en múltiples puntos, redistribuyendo esfuerzos.

El esfuerzo cortante en la placa se evalúa como:

$$A_5 = b_5 \cdot t_5 = 0.0024\, m^2 \qquad \textit{Ecuación 3.49}$$

$$\tau_{pl5} = \frac{F_{tot5}}{A_5} = 104\, MPa \qquad \textit{Ecuación 3.50}$$

Donde:

$A_5$: área transversal de la placa [m²]

$t_5$: espesor de la placa [m]

$\tau_{pl}$ : esfuerzo cortante en la placa [MPa]

Se tiene que $104 < 145\, MPa$, lo cual indica que la placa cumple frente a cortante.

El esfuerzo de aplastamiento en la placa se evalúa como:

$$\sigma_{br5} = \frac{F_{b5}}{d_5 \cdot t_5} = 174\, MPa \qquad \textit{Ecuación 3.51}$$

Donde:

$\sigma_{br}$ : esfuerzo de aplastamiento [MPa]

Se obtiene que:

$$\sigma_{br} = 174\, MPa < 250\, MPa$$

El esfuerzo por desgarre en la placa se determina como:

$$\tau_{tear5} = \frac{F_{b5}}{t_5 \cdot e_5} = 261\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.52}$$

Donde:

$e_5 = 0.008\ m$: distancia del orificio al borde de la placa

$\tau_{tear}$ : esfuerzo de desgarre [MPa]

Valores que se encuentran dentro de un rango aceptable bajo condiciones conservadoras.

Los resultados evidencian que el sistema de fijación mediante tornillos M12 clase 12.9 permite una adecuada transferencia de cargas, cumpliendo satisfactoriamente frente a esfuerzos de cortante y tracción. En cuanto a la placa, si bien el análisis simplificado de flexión arroja valores elevados, este resultado corresponde a una idealización conservadora que no representa el comportamiento real del sistema, donde la presencia de múltiples puntos de anclaje genera una redistribución de esfuerzos y un comportamiento tipo placa apoyada. Por otra parte, los esfuerzos de cortante, aplastamiento y desgarre se mantienen dentro de los límites admisibles del material, lo cual valida la integridad estructural del elemento. En consecuencia, se concluye que el diseño del elemento 5 cumple con los requerimientos estructurales bajo las condiciones de carga consideradas.

### F. Elemento 6 (placa superior de montaje)

Para el desarrollo del presente análisis estructural, es necesario definir previamente los parámetros de entrada asociados tanto a la pistola de soldadura como al elemento de soporte (placa), los cuales constituyen la base para la aplicación de los modelos matemáticos y la validación del diseño propuesto. Estos parámetros incluyen propiedades geométricas, mecánicas y operativas que influyen directamente en la magnitud de las cargas transmitidas y en la respuesta estructural del sistema. Con el fin de organizar y sistematizar dicha información, los valores considerados se presentan de manera resumida en la Figura 3.7 correspondiente, la cual ha sido elaborada a partir de las especificaciones técnicas proporcionadas por el fabricante de las pistolas de soldadura, garantizando así la trazabilidad y confiabilidad de los datos empleados en el análisis.

En primera instancia se determina la carga estática transmitida por la pistola de soldadura hacia la placa superior de soporte, la cual es una placa de 160x160x30 mm. Para ello se

realiza la conversión de la masa del equipo en una fuerza equivalente mediante la relación entre masa y aceleración gravitacional mediante la fórmula tomada de **[16]**.

Donde:

$F$: fuerza por peso de la pistola [N]

$m$: masa de la pistola [kg]

$g$: aceleración de la gravedad [m/s²]

$$F = m \cdot g = 166.77\ N \qquad \textit{Ecuación 3.53}$$

Este procedimiento permite representar de manera adecuada el efecto mecánico que genera el peso propio del equipo sobre la estructura, constituyendo el punto de partida para el análisis de los esfuerzos que se desarrollan en el sistema de soporte.

Debido a que el sistema no se encuentra sometido únicamente a cargas estáticas, resulta necesario considerar los efectos dinámicos asociados a la operación de la pistola de soldadura, tales como vibraciones, aceleraciones y cambios transitorios de carga durante el accionamiento del mecanismo neumático. Según **[17]** para un uso en prolongado en la industria y que considere todos estos efectos sin mucha incertidumbre es un factor de diseño de $S_n = 1.5$.

Donde:

$F_d$: fuerza de diseño [N]

$$F_d = S_n \cdot F = 250.16\ N \qquad \textit{Ecuación 3.54}$$

Al considerar el factor dinámico que incrementa la carga estática previamente calculada, permite obtener una carga de diseño más representativa de las condiciones reales de operación y evitando una subestimación de los esfuerzos que actúan sobre el elemento estructural.

El momento de inercia de la sección transversal de la placa se determina con el propósito de caracterizar su capacidad para resistir deformaciones asociadas a esfuerzos de flexión.

Este parámetro geométrico depende directamente de las dimensiones de la sección y constituye una propiedad fundamental en el análisis estructural, ya que permite establecer la relación entre el momento aplicado y el nivel de tensiones que se generan en el material.

Para sección rectangular según **[16]** se obtiene la siguiente fórmula reemplazada con los datos de la placa:

$b$: ancho de la sección [m]

$h$: espesor de la sección [m]

$$I = \frac{bh^3}{12} = 3.6 \times 10^{-7}\ m^4 \qquad \textit{Ecuación 3.55}$$

El momento flector se determina considerando la carga de diseño aplicada y la distancia entre el punto de aplicación de dicha carga y el eje de referencia de la sección estructural, se considera que la carga actúa aproximadamente a la mitad de la placa. Este momento representa el efecto rotacional inducido por la fuerza aplicada sobre la placa de soporte y constituye una de las principales solicitaciones mecánicas que deben ser evaluadas para garantizar la estabilidad estructural del sistema, para esto se utiliza la Ecuacion 3.4. del autor **[16]**.

Donde:

$e$: distancia de aplicación de carga [m]

$M$: momento flector [N·m]

$$M = F_d \cdot e = 20.01\ N \cdot m \qquad \textit{Ecuación 3.56}$$

La distancia al eje neutro representa la separación entre el eje central de la sección y la fibra más externa del elemento estructural. Este parámetro es esencial en el análisis de flexión debido a que las tensiones máximas se desarrollan precisamente en las fibras más alejadas del eje neutro, para este caso se encuentra al centro del espesor de la placa, y se calcula mediante la Ecuación 3.57.

$$c = \frac{h}{2} = 0.015\ m \qquad \textit{Ecuación 3.57}$$

A partir del momento flector y de las propiedades geométricas de la sección se calcula el esfuerzo normal por flexión desarrollado en la placa superior. Este esfuerzo representa la intensidad de las tensiones internas generadas en el material como consecuencia de la carga aplicada y permite evaluar si el elemento estructural opera dentro de un régimen elástico seguro o si existe riesgo de alcanzar condiciones cercanas al límite de fluencia del material, esto se obtiene mediante la Ecuación 3.58 **[16]**.

Donde

$\sigma$: esfuerzo de flexión [MPa]

$$\sigma = \frac{M \cdot c}{I} = 0.83\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.58}$$

El esfuerzo obtenido en el análisis de flexión se compara con el esfuerzo admisible del acero estructural utilizado, en este caso acero ASTM A36. Para esta verificación se considera el límite de fluencia del material y se aplica un factor de seguridad apropiado que permite incorporar un margen de protección frente a posibles incertidumbres asociadas a las condiciones reales de operación, tales como variaciones en la carga, imperfecciones geométricas o concentraciones de esfuerzo, esta se obtiene mediante la Ecuación 3.7 **[17]**.

Donde:

$\sigma_y$: límite de fluencia del material [MPa]

$\sigma_{adm}$: esfuerzo admisible [MPa]

$FS$: factor de seguridad

Según el autor **[17]** recomienda adoptar un factor de seguridad estructural de 2 ya que el sistema estructural posee una incertidumbre bastante baja.

$$\sigma_{adm} = \frac{\sigma_y}{FS} = 125\ MPa \qquad \textit{Ecuación 3.59}$$

De esta manera se obtiene que:

$$0.83\ MPa < 125\ MPa$$

Esto indica que la placa cumple ampliamente con el criterio de resistencia estructural.

### G. Elemento 7 (tornillos de sujeción de pistolas)

Para el análisis estructural del elemento 7, correspondiente a un sistema de fijación compuesto por 4 tornillos M12 clase 12.9 con tuerca, se considera que estos elementos trabajan como una unión preapretada, en la cual la transmisión de carga se realiza principalmente mediante la fricción generada entre las superficies en contacto. Este enfoque es consistente con aplicaciones industriales donde se requiere minimizar el movimiento relativo entre componentes sometidos a cargas dinámicas, como es el caso de las pistolas de soldadura por resistencia. La selección de tornillos M12 clase 12.9 responde a la necesidad de contar con elementos de alta resistencia mecánica, cuyo límite de fluencia aproximado es de $\sigma_y = 1080\ MPa$, permitiendo soportar elevadas solicitaciones. Asimismo, la presencia de tuercas permite generar una precarga controlada en el sistema, lo cual incrementa la capacidad de transmisión de carga por fricción. Bajo este contexto, el análisis considera tanto la condición ideal de no deslizamiento como el escenario más crítico en el que la fricción es superada, evaluando los esfuerzos de cortante, tracción y estados combinados en los tornillos, conforme a los principios de la mecánica de materiales aplicados a uniones atornilladas **[16]**.

La fuerza total aplicada al sistema se define como la suma de las cargas previamente determinadas en el sistema estructural, las cuales incluyen la fuerza generada por los electrodos durante el proceso de soldadura y el peso propio de la pistola. En este sentido, la fuerza de los electrodos se considera como $F_{e2} = 250000\ N$, valor característico del

proceso de soldadura por resistencia, mientras que el peso de la pistola se obtiene a partir de su masa de $17\ kg$, resultando $F_{p2} = 17 \cdot 9.81 = 166.77\ N$. Por tanto, la fuerza total se expresa como:

$$F_{tot4} = F_{e2} + F_{p2} = 250166.77\ N \qquad \textit{Ecuación 3.60}$$

Donde:

$F_{tot4}$: fuerza total aplicada al sistema de fijación [N]

Este valor representa la solicitación máxima que debe ser resistida por la unión atornillada bajo condiciones de operación.

La precarga en cada tornillo se estima como un porcentaje del límite de fluencia del material, criterio comúnmente adoptado en el diseño de uniones atornilladas preapretadas, en particular, **[17]** establece que un valor típico de diseño corresponde aproximadamente al 70% del límite de fluencia, ya que proporciona un balance adecuado entre seguridad estructural y eficiencia en la unión. El área resistente del tornillo se obtiene a partir de su diámetro nominal $d_4 = 0.012\ m$, por lo que:

$$A_{b4} = \frac{\pi d_4^2}{4} = 1.13 \times 10^{-4}\ m^2 \qquad \textit{Ecuación 3.61}$$

$$F_{pre4} = 0.7 \cdot \sigma_y \cdot A_{b4} = 85428\ N \qquad \textit{Ecuación 3.62}$$

La precarga total del sistema es:

$$F_{preT4} = n_4 \cdot F_{pre4} = 341\ 712\ N \qquad \textit{Ecuación 3.63}$$

Donde:

$A_{b4}$: área resistente del tornillo [m²]

$F_{pre4}$: precarga por tornillo [N]

$F_{preT4}$: precarga total [N]

Este valor define la fuerza normal disponible para generar fricción entre las superficies.

La capacidad de carga por fricción se calcula a partir del producto entre la precarga total y el coeficiente de fricción entre las superficies en contacto. Para uniones acero-acero sin tratamiento superficial especial, se adopta un valor típico de $\mu = 0.3$ **[16]**(Ver Anexo A1), el cual representa una condición intermedia de fricción. Por tanto:

$$F_{fr4} = \mu \cdot F_{preT4} = 102\,513.6\,N \qquad \textit{Ecuación 3.64}$$

Donde:

$F_{fr4}$: capacidad de transmisión por fricción [N]

Este valor representa la carga máxima que puede ser resistida sin que ocurra deslizamiento entre las superficies.

Al comparar la capacidad de fricción con la carga aplicada:

$$F_{fr} < F_{tot4}$$
$$102513.6 < 250166.77$$

Se evidencia que la fricción generada por la precarga no es suficiente para equilibrar la carga total, lo cual implica que el sistema no puede garantizar una condición de unión completamente rígida. Este resultado indica que, bajo las condiciones de operación, se producirá deslizamiento relativo, trasladando la carga directamente a los tornillos, los cuales pasarán a trabajar bajo solicitaciones directas de cortante y tracción. Este comportamiento es crítico en aplicaciones dinámicas, ya que incrementa la probabilidad de fatiga y fallo prematuro del sistema **[17]**.

En condición de deslizamiento, se evalúa el esfuerzo cortante en los tornillos, considerando una distribución uniforme de la carga:

$$F_{b4} = \frac{F_{tot4}}{n_4} = 62541.69\,N \qquad \textit{Ecuación 3.65}$$

$$\tau_{b4} = \frac{F_{b4}}{A_{b4}} = 553\,MPa \qquad \textit{Ecuación 3.66}$$

$$\tau_{adm,b4} = 0.6 \cdot \sigma_y = 648\,MPa \qquad \textit{Ecuación 3.67}$$

Donde:

$F_{b4}$: fuerza por tornillo [N]

$\tau_{b4}$: esfuerzo cortante [MPa]

Dado que $553 < 648$, los tornillos cumplen frente a cortante.

El esfuerzo de tracción debido al momento se evalúa considerando la excentricidad de la carga. La distancia $e_4 = 0.095\,m$ corresponde a la apertura de los brazos de la pistola (190 mm), por lo que se toma la mitad como brazo de palanca. Asimismo, la distancia $r_4 = 0.05\,m$ [Ver Figura 3.8] se obtiene de la geometría del patrón de pernos, representando la distancia desde el centroide al tornillo más alejado. Por tanto:

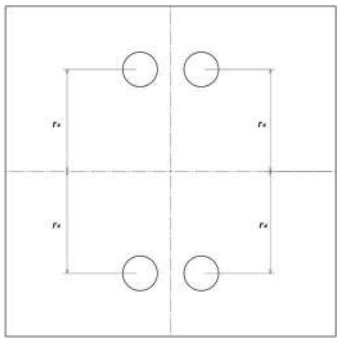


*Figura 3.8 Espacio de los pernos al eje neutro de la placa*

$$M_4 = F_{e2} \cdot e_4 = 23\,750\,N \cdot m \qquad \textit{Ecuación 3.68}$$

$$F_{t4} = \frac{M_4}{r_4 \cdot n_{eff4}} = 237\,500\,N \qquad \textit{Ecuación 3.69}$$

$$\sigma_{t4} = \frac{F_{t4}}{A_{b4}} = 2\,101\,MPa \qquad \textit{Ecuación 3.70}$$

Donde:

$e_4$: excentricidad [m]

$r_4$: distancia al tornillo crítico [m]

$n_{eff4}$: tornillos efectivos [-]

Dado que $2101 > 1080$, no cumple en tracción.

El esfuerzo equivalente se determina como:

$$\sigma_{eq4} = \sqrt{(\sigma_{t4})^2 + 3(\tau_{b4})^2} = 2320\,MPa \qquad \textit{Ecuación 3.71}$$

Este criterio, basado en la teoría de Von Mises, permite evaluar el estado combinado de esfuerzos en materiales dúctiles, proporcionando una medida más realista del comportamiento del sistema bajo cargas complejas **[17]**.

Los resultados obtenidos evidencian que, aunque la configuración adoptada permite que los tornillos trabajen adecuadamente frente a esfuerzos de cortante, la capacidad de transmisión de carga por fricción resulta insuficiente para evitar el deslizamiento del sistema. Como consecuencia, los tornillos se ven sometidos a esfuerzos combinados donde la tracción inducida por el momento alcanza valores superiores al límite de fluencia del material, comprometiendo la integridad estructural del sistema. Este comportamiento pone en evidencia la importancia de considerar no solo la resistencia individual de los elementos de fijación, sino también la configuración geométrica del sistema y la correcta distribución de cargas, sin embargo, cabe mencionar que mediante la colocación de arandelas planas y arandelas de presión se logró corregir este inconveniente logrando aliviar este esfuerzo excedente. En consecuencia, se concluye que, bajo las condiciones de diseño establecidas, el elemento 4 presento limitaciones estructurales frente a solicitaciones de tracción, sin embargo, se pudo subsanar en el análisis global del sistema.

### 3.2.5.2 Diseño del sistema electroneumático

Para el desarrollo del sistema neumático se plantea como objetivo fundamental la correcta justificación de la alimentación del mecanismo de generación de fuerza de la pistola de soldadura que se ve en la Figura 3.9, dado que este es el encargado de garantizar el adecuado contacto entre las láminas y los electrodos, condición crítica para la estabilidad del proceso de soldadura por resistencia. En este contexto, el análisis considera de manera prioritaria la presión de trabajo disponible en el sistema, así como el dimensionamiento del actuador neumático en función de la fuerza requerida para el cierre de electrodos, asegurando que se mantenga dentro de los rangos operativos recomendados. De igual forma, se evalúa el comportamiento dinámico del sistema, incluyendo los tiempos de respuesta, velocidad de actuación y repetibilidad del ciclo, parámetros que inciden directamente en la consistencia del proceso. Adicionalmente, se analizan variables operativas como el consumo de aire comprimido, las pérdidas de presión a lo largo del circuito y la eficiencia del suministro neumático, con el fin de garantizar un funcionamiento estable, eficiente y acorde a las exigencias del entorno industrial.



*Figura 3.9 Pistola dummy auto accionada RIJI tipo C*

Para el dimensionamiento del sistema neumático es necesario establecer los parámetros principales de la pistola tipo Dummy, ya que estos determinan su comportamiento durante el ciclo de trabajo. A partir de estos criterios, y considerando valores previamente definidos como el diámetro del cilindro obtenido de anexos técnicos, se puede seleccionar adecuadamente el actuador garantizando que cumpla con los requerimientos de fuerza, estabilidad y repetibilidad exigidos en el proceso de soldadura

$$A = \frac{\pi \cdot D^2}{4} = 0.007854\, m^2 \qquad \textit{Ecuación 3.72}$$

Donde:

A: área del pistón [m²]

D: diámetro interno del cilindro [0.1 m] (Ver Anexo B1)

Para el dimensionamiento del sistema es necesario establecer el área efectiva del actuador, ya que este parámetro determina la capacidad de generación de fuerza. Según lo establecido en los manuales de neumática industrial de **[21]**, el área del pistón permite definir la relación entre la presión de suministro y el trabajo mecánico resultante. En este contexto, el valor obtenido asegura que el cilindro seleccionado posee la geometría necesaria para cumplir con los requerimientos de cierre de la pistola tipo dummy, garantizando la estabilidad del proceso de soldadura

La determinación de la fuerza generada por el cilindro neumático es fundamental para garantizar un adecuado contacto entre los electrodos. Este cálculo se basa directamente en el área del pistón obtenida previamente y en la presión efectiva del sistema, permitiendo evaluar si el actuador cumple con los requerimientos mecánicos del proceso de sujeción de las láminas metálicas.

$$F = P \cdot A = 3927\, N \qquad \textit{Ecuación 3.73}$$

Donde:

F: fuerza entregada por el cilindro para el cierre de electrodos [N]

P = 0.5: presión efectiva promedio del sistema neumático [MPa] (Ver Anexo B1)

La fuerza calculada de 3927 N garantiza un contacto firme entre los electrodos y la lámina, lo cual es fundamental para estabilizar la resistencia eléctrica durante la formación del punto de soldadura. Desde el punto de vista físico, una fuerza de esta magnitud asegura que se venza la resistencia mecánica de las chapas, evitando proyecciones de material o soldaduras frías. Este resultado es positivo para el proyecto, ya que confirma que el actuador, operando a una presión de 0.5 MPa, tiene la capacidad de mantener la presión de contacto necesaria para las exigencias industriales de CIAUTO.

La velocidad del vástago es un parámetro clave dentro del ciclo neumático, ya que define el tiempo de respuesta del sistema **[22]**. Este cálculo se basa en la carrera del cilindro y el tiempo requerido previamente establecidos **[23]**, permitiendo verificar que el actuador cumple con los tiempos necesarios para completar el desplazamiento antes de iniciar el paso de corriente.

$$v_c = \frac{L}{t} = 0.25\ m/s \qquad \textit{Ecuación 3.74}$$

Donde:

$v_c$: velocidad del vástago [m/s]

$L = 0.05\ m$: carrera del cilindro limitada por el proveedor de las pistolas. (Ver Anexo B1)

$t = 0.2\ s$: tiempo requerido para completar el desplazamiento

La velocidad obtenida de 0.25 m/s permite que el desplazamiento del actuador se complete en un tiempo de 0.2 s, lo cual es plenamente compatible con el ciclo de trabajo requerido. Basado en los criterios de diseño para sistemas de manufactura automatizada descritos por **[24]**, una respuesta dinámica ágil es vital para mantener la productividad de la línea. En consecuencia, el vástago puede integrarse a la secuencia operativa sin introducir retrasos, asegurando que el contacto entre electrodos ocurra siempre antes de la activación del pulso de corriente.

El cálculo del caudal volumétrico es necesario para determinar la cantidad de aire que requiere el sistema neumático durante su operación. Para ello se utilizan valores previamente calculados como el área del pistón y la velocidad del vástago, lo que permite establecer la demanda real del sistema y asegurar que el suministro de aire sea constante y suficiente.

$$Q = A \cdot v = 0.0019635\, m^3/s \qquad \textit{Ecuación 3.75}$$

Donde:

Q: caudal volumétrico necesario [m³/s]

El caudal de 0.0019635 m³/s representa la demanda real de aire comprimido que el sistema debe suministrar para mantener la velocidad de operación establecida. Este valor es fundamental para la selección de las electroválvulas y el diámetro de las mangueras de alimentación, asegurando que no existan restricciones de flujo. Al cuantificar este requerimiento, se garantiza que la red neumática podrá abastecer al actuador de manera constante, evitando pérdidas de velocidad que podrían afectar la repetibilidad de la fuerza de cierre.

La potencia neumática permite cuantificar la energía suministrada por el sistema de aire comprimido durante el funcionamiento del actuador. Este cálculo se basa en parámetros previamente obtenidos como la presión efectiva y el caudal volumétrico, permitiendo evaluar la capacidad del sistema para realizar el trabajo mecánico requerido en el cierre de la pistola.

$$W = P \cdot Q = 981.75\, W \qquad \textit{Ecuación 3.76}$$

Donde:

W: potencia neumática asociada al flujo [W]

La potencia de 981.75 W refleja la tasa de transferencia de energía desde la red de aire comprimido hacia el actuador. Según los principios de conversión de energía en fluidos

descritos por **[22]**, la potencia suministrada debe ser suficiente para mantener un flujo constante sin presentar caídas de presión significativas. El resultado obtenido confirma que el diseño dispone de un margen energético adecuado, lo que asegura que la potencia suministrada sea superior a la demanda mecánica, garantizando la eficiencia del sistema.

El cálculo de la energía consumida por ciclo permite estimar el consumo real del sistema neumático durante su operación continua. Este análisis se basa en el volumen de aire previamente determinado a partir del área y la carrera del cilindro, junto con la presión de trabajo, ofreciendo una métrica clara para el cálculo de costos operativos y eficiencia del equipo.

$$E = P \cdot V = 196.35\,J \qquad \textit{Ecuación 3.77}$$

Donde:

E: energía consumida por ciclo [J]

$V = 0.0003927\ m^3$: volumen de aire

El cálculo de la energía de 196.35 J permite proyectar el consumo de aire comprimido y la eficiencia del equipo en operación continua. Desde una perspectiva de gestión de recursos, el valor obtenido es adecuado para el sistema, ya que permite estimar el consumo sin representar una demanda energética excesiva para la planta. Este dato es positivo para el proyecto, ya que facilita la selección del compresor y asegura un funcionamiento eficiente, minimizando el desperdicio de aire durante la jornada laboral.

El cálculo de la pérdida de presión mediante la ecuación de Darcy-Weisbach permite evaluar si existen caídas de presión significativas en la conducción del aire comprimido desde la fuente hasta el actuador. Para este análisis se consideran parámetros previamente definidos como la longitud de la tubería, el diámetro interno, la velocidad del flujo se estableció en $5\frac{m}{s}$ según **[23]** sugiere que una velocidad igual o inferior a esta evita que la humedad y la suciedad pasen por los ramales de purga y entren en los controles

y la densidad del aire bajo condiciones estándar.

$$\Delta P = f \cdot \left(\frac{L}{D_t}\right) \cdot \frac{\rho \cdot v^2}{2} = 0.00032\ MPa$$ *Ecuación 3.78*

Donde:

$\Delta P$: pérdida de presión en la línea [MPa]

$f = 0.02$: factor de fricción (Ver Anexo B2)

$L = 4\ m$: longitud estimada de la tubería

$D_t = 0.008\ m$: diámetro interno (Ver Anexo B3)

$\rho = 1.2\ \frac{kg}{m^3}$: densidad del aire (Ver Anexo B4)

$v = 5\frac{m}{s}$: velocidad del flujo

La caída de presión de 0.000320 MPa es técnicamente despreciable en comparación con la presión nominal de trabajo de 0.5 MPa. Tal como se indica en las guías de diseño de **[21]**, pérdidas de presión mínimas garantizan que la fuerza de cierre y la velocidad del actuador no se vean afectadas. Este resultado valida la selección del diámetro interno de 8 mm y la longitud de 4 m de la tubería, asegurando que la presión efectiva que llega al cilindro se mantiene prácticamente constante para una soldadura de calidad.

El número de Reynolds se calcula para determinar el régimen de flujo del aire dentro de la tubería de alimentación. Este análisis es fundamental para validar los coeficientes de fricción utilizados en cálculos previos y se basa en parámetros definidos como la velocidad del flujo, el diámetro de la tubería y la viscosidad dinámica del aire.

$$Re = \frac{\rho \cdot v \cdot D}{\mu} = 2727.27$$ *Ecuación 3.79*

Donde:

Re: número de Reynolds

$\mu = 1.72 \times 10^{-5}\ Pa \cdot s$ : viscosidad dinámica del aire (Ver Anexo B4)

El valor de 2727.27 sitúa el flujo de aire en un régimen que apenas supera el límite laminar, lo cual es favorable para minimizar turbulencias. Según lo expuesto por [22], la identificación del número de Reynolds es indispensable para validar el factor de fricción utilizado en el cálculo de pérdidas. Este resultado confirma que el comportamiento del flujo dentro de la conducción es estable y no genera pérdidas de energía imprevistas, validando técnicamente el uso del factor de fricción adoptado.

El cálculo de la potencia mecánica útil permite determinar la energía que realmente es aprovechada por el actuador para realizar el trabajo de cierre. Este análisis se basa en valores previamente calculados como la fuerza de contacto y la velocidad del vástago, permitiendo realizar una comparación directa con la potencia neumática suministrada al sistema.

$$P_{mec} = F \cdot v_c = 981.75\ W \qquad \textit{Ecuación 3.80}$$

Donde:

$P_{mec}$: potencia mecánica útil entregada por el actuador [W]

La potencia mecánica de 981.75 W representa la energía que realmente es aprovechada por el actuador para realizar el trabajo de cierre. Al ser este valor igual a la potencia neumática calculada, se demuestra una eficiencia de transferencia de energía óptima para la aplicación. Este resultado es un indicador técnico excelente, ya que confirma que las pérdidas internas del sistema son mínimas y que el sistema neumático está correctamente balanceado para aprovechar al máximo el aire comprimido.

### 3.2.5.3 Diseño eléctrico y térmico de ducto barras.

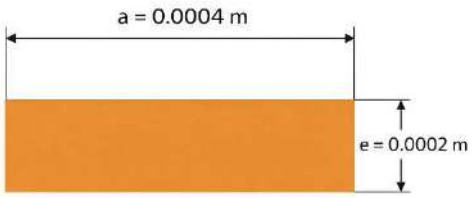



*Figura 3.10 Pistola dummy auto accionada RIJI tipo C*

El cálculo de la resistencia eléctrica del conductor es fundamental para evaluar el comportamiento de las ductobarras dentro del sistema de potencia, ya que permite determinar la oposición al paso de la corriente. Este análisis se basa en parámetros previamente definidos como la resistividad del cobre, la longitud del conductor y el área transversal calculada [Ver Figura 3.10], los cuales fueron establecidos en función de los requerimientos de alta corriente del proyecto.

$$R = \rho_r \cdot \left(\frac{L_r}{At}\right) = 6.465 \times 10^{-5}\,\Omega \qquad \textit{Ecuación 3.81}$$

Donde:

R: resistencia eléctrica del conductor [Ω]

$\rho_r = 1.7241 \times 10^{-8}\,\Omega \cdot m$: resistividad eléctrica del cobre C11000 (Ver Anexo C1)

$L_r = 3\,m$: longitud del conductor

$At = 0.0008\,m^2$: área transversal

La resistencia de 6.465 x $10^{-5}$ Ω es extremadamente baja, condición obligatoria para manejar corrientes de 10000 A. Basado en las propiedades del cobre electrolítico definidas en **[24]**, una resistencia reducida asegura que la mayor parte de la energía se concentre efectivamente en el punto de soldadura **[25]**. Este resultado valida el uso de una sección transversal de 800 mm² y una longitud de 3 m, confirmando que el dimensionamiento es el adecuado para soportar la alta corriente sin comprometer la eficiencia **[26]**.

El cálculo de la conductividad eléctrica permite validar la capacidad intrínseca del material seleccionado para transportar la carga eléctrica requerida. Este parámetro, que representa el inverso de la resistividad previamente utilizada, es una métrica estándar para corroborar que el material cumple con los niveles de pureza y desempeño exigidos en aplicaciones industriales de alta potencia.

$$\sigma = \frac{1}{\rho} = 5.798 \times 10^{-8}\ s/m \qquad \textit{Ecuación 3.82}$$

Donde:

σ: conductividad eléctrica [s/m]

El valor de conductividad de $5.798 \times 10^{-8}\ s/m$ ratifica que el material seleccionado cumple con los niveles de pureza exigidos para aplicaciones industriales de alta potencia. Según **[27]**, la conductividad del cobre es el referente para evaluar la eficiencia de materiales conductores. En el contexto del proyecto, este resultado garantiza que el transporte de corriente se realiza con la menor resistencia posible, reduciendo drásticamente la generación de calor innecesario en la estructura del JIG.

El cálculo de la potencia disipada por efecto Joule permite determinar la cantidad de calor que se genera instantáneamente en el conductor debido al paso de la corriente eléctrica de soldadura. Este análisis se basa en la resistencia eléctrica previamente calculada y en la corriente de operación de 10 000 amperios, permitiendo prever el comportamiento térmico del componente durante el pulso.

$$P = I^2 \cdot R = 6465\ W \qquad \textit{Ecuación 3.84}$$

Donde:

P: potencia térmica generada [W]

I: 10 000: corriente de operación [A] (Parámetro con el que opera la empresa).

La potencia disipada instantánea de 6465 W es elevada, lo cual es un comportamiento esperado dada la magnitud de la corriente necesaria para fundir el metal. Tal como explica **[25]**, en sistemas que operan bajo un régimen de pulsos cortos, la masa del conductor gestiona la energía térmica de manera segura. Este resultado es positivo, ya que confirma que el sistema genera el calor necesario para la soldadura sin permitir una acumulación continua que pudiera dañar los componentes.

La densidad de corriente es un parámetro de diseño fundamental que permite evaluar la intensidad del flujo eléctrico en relación con la sección transversal del conductor. Este cálculo se basa en la corriente de operación y el área transversal de 800 mm² previamente definida, sirviendo como un indicador directo del estrés eléctrico al que se somete el material durante el proceso.

$$J = \frac{I}{At} = 12\,500\,000\ A/m^2 \qquad \textit{Ecuación 3.85}$$

Donde:

J: densidad de corriente [A/m²]

El valor de 12 500 000 A/m² se encuentra dentro de los rangos permitidos para sistemas de soldadura por puntos, donde el servicio es intermitente. Según las recomendaciones para conductores de potencia de **[24]**, el régimen de operación por pulsos limita el tiempo de exposición térmica, evitando la degradación del material. Este resultado confirma que el área transversal de 800 mm² es óptima para garantizar un funcionamiento seguro y confiable a largo plazo.

El cálculo de la generación volumétrica de calor es un parámetro de diseño crítico que permite determinar la densidad de energía térmica producida por unidad de volumen en el conductor. Este análisis es fundamental para identificar si existen concentraciones energéticas que puedan derivar en puntos calientes localizados, los cuales comprometerían la integridad estructural del cobre. Para este procedimiento, se utiliza la potencia disipada previamente calculada y el volumen total de la ductobarra, permitiendo

establecer un perfil térmico inicial del componente bajo condiciones de operación de alta corriente.

$$\dot{q} = \frac{I^2 \cdot R}{V} = 2\,693\,750\ \mathrm{W/m^3} \qquad \textit{Ecuación 3.86}$$

Donde:

q̇: generación volumétrica de calor [W/m³]

$V = 0.0024\ m^3$: volumen del conductor.

Este parámetro de 2 693 750 W/m³ permite identificar la densidad de energía térmica producida en el volumen del conductor. Desde el punto de vista físico, la alta conductividad térmica del cobre asegura que este calor no se acumule de forma peligrosa en secciones reducidas, sino que se reparta uniformemente. El valor obtenido garantiza que la ducto barra no alcanzará temperaturas de ablandamiento en los puntos de contacto, asegurando una vida útil prolongada del sistema de potencia.

El análisis mediante la Ley de Fourier permite cuantificar el flujo de calor por conducción a través de la estructura de las ducto barras durante el proceso de soldadura. Este cálculo es esencial para verificar la eficiencia con la que el material evacúa la energía térmica desde las zonas de mayor temperatura hacia el resto del sistema. Para su ejecución, se consideran la conductividad térmica del cobre, el área transversal de la barra y el gradiente de temperatura definido previamente, factores que en conjunto determinan la capacidad del diseño para mantener un equilibrio térmico estable durante ciclos de trabajo repetitivos.

$$q = k \cdot A \cdot \left(\frac{\Delta T}{L}\right) = 5.28\,W \qquad \textit{Ecuación 3.87}$$

Donde:

q: flujo de calor por conducción [W]

$k = 398 \frac{W}{m \cdot k}$: conductividad térmica del material (Ver Anexo C1.)

$\Delta T$: elevación de temperatura [K]

El flujo de calor de 5.28 W demuestra la eficiencia con la que el cobre evacúa la energía térmica desde las zonas de mayor temperatura. Según los fundamentos de transferencia de calor de Incropera **[26]**, una conducción eficiente evita que el estrés térmico se concentre en los electrodos, previniendo deformaciones mecánicas. Este resultado valida que la geometría de la barra es óptima para gestionar las cargas térmicas derivadas de los 10 000 A de operación en CIAUTO.

La determinación de la resistencia térmica es un paso vital para comprender la oposición que presenta el sistema al flujo de calor, funcionando como una analogía directa de la resistencia eléctrica en un circuito. Este parámetro permite predecir la elevación de temperatura que sufrirá el conductor ante una potencia térmica dada, influyendo directamente en la selección de los soportes y aislantes mecánicos. El cálculo depende de la relación entre la longitud del camino térmico, el área de transferencia y la conductividad del material, proporcionando una base sólida para el diseño de la gestión de calor del equipo.

$$R_t = \frac{L}{k \cdot A} = 9.42 \frac{K}{W} \qquad \textit{Ecuación 3.88}$$

Donde:

$R_t$: resistencia térmica [K/W]

La resistencia térmica de 9.42 K/W es baja para las dimensiones del conductor, lo que indica un diseño térmicamente eficiente. De acuerdo con los modelos térmicos de Incropera **[26]**, una resistencia reducida facilita una disipación de calor más ágil hacia el medio ambiente. Para el proyecto, esto asegura que los componentes adyacentes a las ducto barras no estarán expuestos a niveles de radiación térmica que puedan degradar sus propiedades mecánicas o eléctricas.

El cálculo del incremento de temperatura en régimen estacionario permite estimar el aumento térmico máximo que alcanzaría el sistema si la carga eléctrica fuera constante y prolongada. Este modelo equivalente térmico relaciona la potencia de conducción con la

resistencia térmica calculada anteriormente, ofreciendo una visión clara de los límites operativos del diseño. Es un ejercicio de seguridad fundamental en el proyecto para justificar que, bajo condiciones normales de operación, el sistema se mantiene dentro de rangos de temperatura que no representan un riesgo para el operario ni para la estructura circundante.

$$\Delta T = q \cdot R_t = 49.73\,K \approx 50\,K \qquad \textit{Ecuación 3.89}$$

El incremento de temperatura de 50 K se sitúa en un rango manejable que no compromete la integridad del cobre ni de sus aislantes. Este valor es positivo y valida el dimensionamiento, confirmando que el sistema alcanza un equilibrio térmico seguro sin necesidad de enfriamiento forzado. Al mantenerse por debajo de los límites críticos, se garantiza que el JIG podrá operar de manera continua sin presentar fallas por fatiga térmica

La expansión térmica lineal es un fenómeno físico inevitable en conductores sometidos a variaciones de temperatura, y su cálculo es indispensable para el diseño mecánico de los soportes del JIG. Al estar las ducto barras integradas en una estructura rígida, cualquier cambio en su longitud podría generar esfuerzos de compresión o flexión no deseados si no se prevén las holguras necesarias. Este análisis utiliza el coeficiente de expansión térmica del cobre y el incremento de temperatura previamente determinado para cuantificar el desplazamiento físico que experimentará la barra durante su calentamiento operativo.

$$\Delta L = \alpha \cdot L \cdot \Delta T = 0.00255\,m \qquad \textit{Ecuación 3.90}$$

Donde:

ΔL: variación de longitud [m]

$\propto = 17 \times 10^{-6}\,\frac{1}{K}$: coeficiente de expansión térmica lineal (Basado en el Anexo C1)

El desplazamiento calculado de 0.00255 m es un dato técnico esencial que debe ser integrado en los requisitos técnicos. Según lo descrito por **[27]**, esta dilatación es proporcional al incremento de temperatura y debe ser prevista para evitar fallas por restricción mecánica. Este resultado permite anticipar el comportamiento real del material, asegurando que los aisladores y pernos de sujeción no sufran cizallamiento durante el calentamiento operativo

El cálculo de la energía térmica generada durante el pulso de soldadura permite evaluar el impacto energético instantáneo que recibe el sistema en cada ciclo de operación. Dado que la soldadura por puntos se caracteriza por tiempos de contacto extremadamente breves, pero con corrientes muy elevadas, es crucial cuantificar cuántos Joules de calor se depositan en el material en cada disparo. Este valor se obtiene a partir de la potencia disipada y la duración del pulso de 0.05 segundos, proporcionando una métrica exacta del estrés térmico puntual al que se somete la ducto barra.

$$Q = I^2 \cdot R \cdot t = 323.25\,J \qquad \textit{Ecuación 3.91}$$

Donde:

$Q$: energía térmica generada en un pulso [J]

$t = 0.005\,s$: duración del pulso

La energía de 323.25 J por pulso es relativamente baja en comparación con la gran masa térmica de las barras de cobre. Desde una perspectiva física, esto confirma que el calor inyectado en cada disparo es absorbido rápidamente por el volumen del conductor sin generar picos de temperatura peligrosos. Este resultado favorece la repetibilidad del proceso, permitiendo realizar múltiples soldaduras consecutivas manteniendo la calidad del contacto eléctrico.

La determinación de la resistencia total del lazo es un paso crítico para el análisis del circuito completo, ya que considera tanto el conductor de ida como el de retorno en el sistema de potencia. En aplicaciones de alta corriente como la soldadura por resistencia, cualquier incremento mínimo en la resistencia total puede derivar en caídas de tensión significativas y pérdidas de energía inaceptables. Este cálculo integra la resistencia

individual de las barras previamente obtenida, permitiendo visualizar la carga total que la fuente de energía deberá alimentar para garantizar un flujo de corriente estable y eficiente.

$$R_{total} = n \cdot \rho \cdot \frac{L}{A} = 1.293 \times 10^{-4} \Omega \qquad \textit{Ecuación 3.92}$$

Donde:

$R_{total}$: resistencia total del lazo (ida y retorno) [Ω].

$n = 2$: número de conductores en el lazo.

La resistencia total de 1.293 x $10^{-4}$ Ω es sumamente baja, requisito indispensable para el funcionamiento de una máquina de 10 000 A. Según **[24]**, una resistencia de lazo reducida asegura que la impedancia del circuito no limitará la entrega de corriente en el punto de unión. Este resultado es positivo porque minimiza el desperdicio de energía en los conductores de ida y retorno, maximizando la eficiencia eléctrica global del JIG.

El cálculo de la caída de tensión permite cuantificar la pérdida de potencial eléctrico que ocurre a lo largo del sistema de ducto barras debido a su resistencia interna. Este parámetro es vital para asegurar que el voltaje disponible en los electrodos sea suficiente para romper la resistencia de contacto de las piezas a soldar y formar el núcleo de soldadura adecuadamente. Utilizando la corriente de operación y la resistencia total del lazo calculada en el paso anterior, se determina cuántos voltios se consumen únicamente en el transporte de la energía desde el transformador hasta la carga.

$$V = I \cdot R_{total} = 1.293\, V \qquad \textit{Ecuación 3.93}$$

Donde:

V: caída de tensión [V].

La caída de tensión de 1.293 V representa una pérdida mínima respecto al voltaje del transformador. Este resultado es altamente favorable, ya que, según los principios de

diseño eléctrico, garantiza que la mayor parte de la potencia se entregue de forma efectiva en la zona de trabajo. En conclusión, este cálculo confirma que el diseño es robusto y que las pérdidas por transporte de energía se pueden considerar bajas.

El cálculo de la potencia disipada en el lazo completo ofrece una visión integral del calor total generado por el conjunto de conductores de ida y retorno durante el proceso. Este análisis es fundamental para dimensionar la capacidad de disipación térmica del entorno donde se ubicará el JIG, ya que representa la carga térmica total que el sistema inyecta al ambiente. Al basarse en la corriente de 10 000 A y la resistencia total del circuito, este valor permite evaluar el comportamiento energético global del equipo bajo las condiciones de operación más severas definidas en el proyecto.

$$P = I^2 \cdot R_{total} = 12.9\ kW \qquad \textit{Ecuación 3.94}$$

Donde:

P: potencia térmica disipada por Joule en el lazo [W].

La potencia total de 12.9 kW en el lazo completo cuantifica la carga térmica total que el sistema inyecta al ambiente. Aunque el valor instantáneo es considerable, su impacto real está mitigado por el régimen intermitente de la soldadura por puntos. Este resultado confirma que la selección del cobre y su geometría de 20x40 mm son las adecuadas para mantener la estabilidad del proceso incluso en condiciones de alta demanda productiva en la línea de ensamblaje.

La cuantificación de la energía térmica generada en el lazo completo permite determinar el calor total depositado en el sistema de conductores por cada pulso de soldadura realizado. Este parámetro es esencial para realizar balances de energía a largo plazo y para predecir el comportamiento térmico del equipo tras varias horas de funcionamiento continuo. Al integrar la potencia total del lazo con el tiempo de duración del pulso, se obtiene una medida precisa del "paquete" de energía térmica que el sistema debe ser capaz de absorber y disipar en cada ciclo de trabajo.

$$E = I^2 \cdot R_{total} \cdot t = 646.5\,J \qquad \textit{Ecuación 3.95}$$

Donde:

E: energía térmica por pulso en el lazo completo [J].

La energía de 646.5 J depositada en el lazo por cada pulso asegura una inercia térmica favorable que previene cambios bruscos de temperatura. Este resultado es positivo para el proyecto, ya que garantiza que el calor se distribuya de manera eficiente en los seis metros totales de conductor. Gracias a este equilibrio energético, el JIG mantiene una operación estable, protegiendo los componentes de posibles daños por sobrecalentamiento acumulado.

El cálculo de la potencia promedio disipada constituye uno de los principales indicadores para evaluar el comportamiento térmico global del sistema durante condiciones reales de operación. A diferencia de la potencia instantánea generada durante la ejecución del punto de soldadura, la potencia promedio incorpora los intervalos de reposo existentes entre ciclos de trabajo, permitiendo representar de manera más precisa la carga térmica efectiva a la cual se encuentra sometido el sistema durante una jornada productiva. Este análisis resulta relevante dentro de la evaluación de factibilidad térmica, debido a que permite estimar la capacidad de disipación natural del conjunto sin recurrir a sistemas de enfriamiento adicionales de mayor complejidad.

$$\text{FD} = \frac{t}{t_c} = 0.05 \qquad \textit{Ecuación 3.96}$$

$$P_{prom} = I^2 \cdot R_{total} \cdot FD = 558\,W \qquad \textit{Ecuación 3.97}$$

Donde:

$FD$: factor de trabajo

$t_c$: tiempo total de ciclo [s] (Medición tomada de campo)

El valor obtenido de potencia promedio de $P_{prom} = 558\,W$ evidencia que, pese a las elevadas corrientes instantáneas presentes durante la soldadura por resistencia, la naturaleza intermitente del proceso reduce significativamente la carga térmica sostenida sobre el sistema. En consecuencia, se determina que la disipación natural de calor presente en las ductobarras y elementos conductores resulta suficiente para mantener condiciones térmicas operativas aceptables, validando técnicamente la viabilidad del diseño propuesto y evitando la incorporación de sistemas de enfriamiento adicionales que incrementarían la complejidad y el costo de implementación.

## 3.3 Implementación del sistema

La implementación del sistema automático de pistolas Dumming en la estación de soldadura del chasis del modelo Shineray X30 dentro de CIAUTO CIA. LTDA. se desarrolló siguiendo la secuencia metodológica establecida en el numeral 2.2. Métodos, la cual contempló las etapas de verificación geométrica, diseño estructural, integración neumática, incorporación del sistema de control y validación funcional, permitiendo mantener coherencia entre el diseño conceptual y la ejecución física, así como la trazabilidad técnica en cada fase del proceso. Como se observa en la Figura 3.11, la estación original operaba bajo un esquema manual directo, donde el operario realizaba el posicionamiento y cierre de la pistola apoyándose en referencias físicas del JIG, por lo que cualquier intervención debía preservar estrictamente las referencias primarias, secundarias y terciarias conforme al principio de localización 3-2-1 descrito en la literatura clásica de diseño de dispositivos **[28]** y en estudios sobre evolución de tooling hacia configuraciones automatizadas **[28]**.



*Figura 3.11 Posicionamiento del operario antes de iniciar el proceso de unión.*

La fase inicial de implementación consistió en la verificación dimensional integral del JIG con respecto al modelo geométrico nominal del chasis, como se muestra en la Figura 3.12, identificando apoyos base y puntos estructurales de referencia, lo que permitió confirmar la correspondencia entre las coordenadas de soldadura definidas por ingeniería y las referencias físicas reales del utilaje, evitando desviaciones acumulativas que comprometan la alineación de electrodos; de acuerdo con **[29]**, esta validación constituye una etapa crítica en la integración de sistemas automatizados sobre estructuras existentes, ya que previene sobre restricciones o desplazamientos inducidos por nuevas cargas estructurales. Una vez validado el posicionamiento, se determinó el volumen disponible dentro del JIG mediante análisis espacial, asegurando que las estructuras adicionales no interfieran con puntos de apoyo ni zonas operativas.

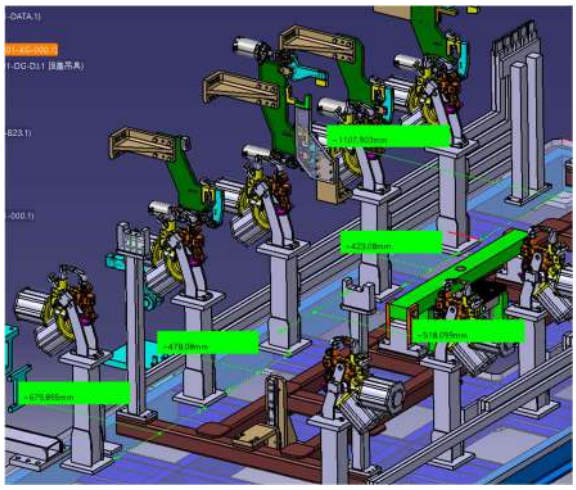


*Figura 3.12 Medidas de distancia entre torres consideradas en el JIG*

Con base en esta información se procedió al diseño de estructuras portantes tipo torre destinadas a soportar las pistolas auto accionadas, cuyo modelo se presenta en la Figura 3.13, considerando las cargas transmitidas por los cilindros neumáticos durante el cierre de electrodos y los esfuerzos cíclicos del proceso; según **[28]**, la rigidez estructural en sistemas de manufactura cíclicos influye directamente en la estabilidad dimensional, siendo además crítica en soldadura por resistencia para garantizar la correcta alineación del electrodo y la formación adecuada del núcleo fundido **[30]**.



*Figura 3.13 Estructura tipo torre de soporte a las pistolas auto accionadas*

Por esta razón, se seleccionaron perfiles tubulares cerrados y placas de anclaje con continuidad estructural, minimizando deflexiones bajo carga. Previo al anclaje definitivo, las estructuras fueron presentadas en seco dentro del JIG para verificar interferencias, accesibilidad y paralelismo respecto al plano base, práctica recomendada en la implementación progresiva de tooling automatizado **[31]**, procediendo posteriormente al anclaje final mediante pernos de alta resistencia, como se muestra en la Figura 3.14, garantizando rigidez estructural y desmontaje controlado para mantenimiento, en concordancia con estrategias de modernización tecnológica progresiva en el sector automotriz **[32]**.

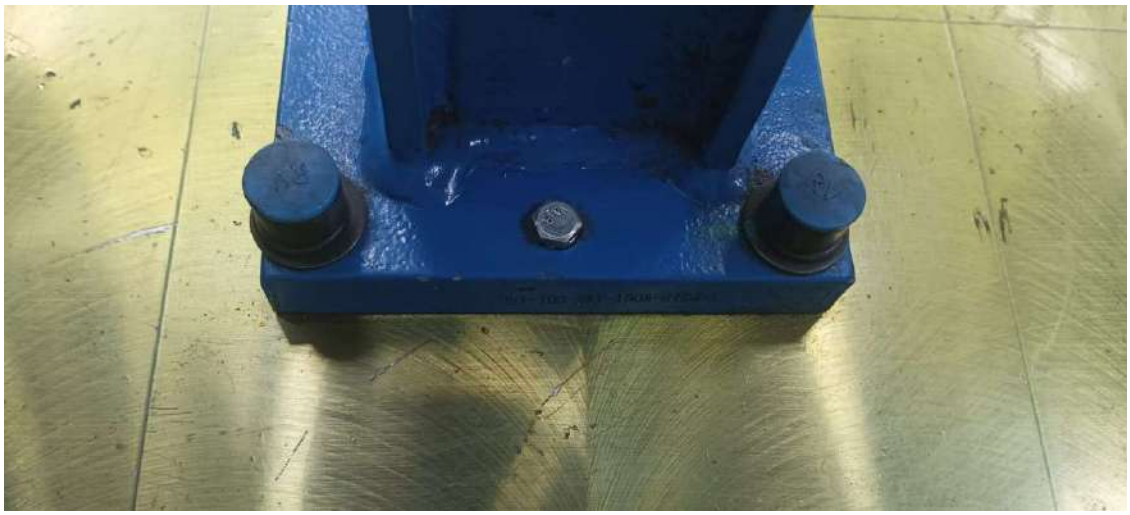


*Figura 3.14 Sujeción de la torre al JIG mediante pernos*

En paralelo, se desarrolló el sistema neumático de accionamiento automático [Ver Figura 3.15], dimensionado mediante la relación $F = P \cdot A$, considerando la presión efectiva y el área del pistón, conforme a fundamentos de neumática industrial **[33]**, asegurando que la fuerza de cierre se mantenga dentro de rangos adecuados para soldadura por resistencia, donde la American Welding Society establece la consistencia de la fuerza de apriete como un parámetro crítico para el control de la resistencia de contacto y la generación de calor **[34]**. La instalación del circuito neumático, mostrada en el Figura 3.15., se realizó priorizando el ruteo ordenado, la fijación de mangueras y la incorporación de reguladores de caudal para controlar la velocidad de aproximación del electrodo; **[35]** indican que variaciones dinámicas en el cierre pueden afectar la estabilidad del punto de soldadura, especialmente en láminas delgadas. Simultáneamente, se integró el sistema eléctrico de control mediante conexiones independiente del circuito neumático de potencia, garantizando el aislamiento conforme a lineamientos del **[36]**. Finalmente, previo a la operación, se realizaron pruebas en vacío para validar la secuencia de accionamiento, la alineación dinámica y la respuesta del sistema, tal como se muestra en la Figura 3.16, completando la integración mecánica, neumática y eléctrica del sistema.

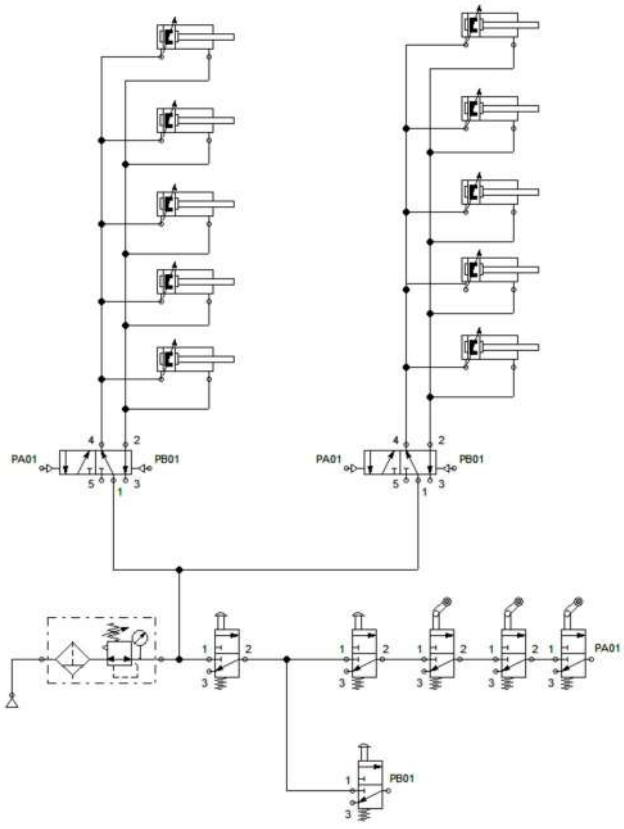



*Figura 3.15 Diagrama neumático*

Posterior al montaje, y con el fin de comprobar el correcto funcionamiento del sistema, se realizaron pruebas funcionales mediante las cuales se verificó la correcta posición de las pistolas, su accionamiento adecuado y la sincronización de los sistemas neumáticos y eléctricos, así como el correcto aislamiento de las ducto barras para evitar conducciones no deseadas de corriente a través de las estructuras metálicas. De manera complementaria, se efectuaron pruebas preliminares de soldadura orientadas a identificar y mitigar posibles problemas relacionados con el armado, la alineación o los parámetros de operación del sistema. Una vez comprobado el correcto funcionamiento, se realizaron pruebas de soldadura formales mediante probetas, evaluando la calidad de los puntos a través del ensayo destructivo de separación por cincel conforme a la normativa en la empresa con criterio AWS **[37]**, considerando el grado de deformación del metal base adyacente y el esfuerzo requerido para producir la fractura. Finalmente, con el objetivo de evaluar la factibilidad económica de la implementación, se registraron nuevamente los tiempos de operación posteriores a la mejora, permitiendo cuantificar la reducción en tiempos de producción y en horas-hombre (HH) según lo establecido por la Organización Internacional del Trabajo **[38]**, y realizar un análisis económico considerando los costos de implementación y el tiempo de recuperación de la inversión, determinando la viabilidad financiera de la solución propuesta.



*Figura 3.16 Pistolas auto accionadas armadas previo a pruebas*

## 3.4 Pruebas de soldadura

Para la ejecución de las pruebas de soldadura se consideraron diversos parámetros técnicos asociados tanto a las características geométricas como metalúrgicas de los elementos a unir, especialmente el espesor y la configuración de las láminas utilizadas en el proceso. En este caso, el análisis contempló configuraciones de soldadura de tres láminas superpuestas en simultáneo para 8 de los 10 puntos evaluados, mientras que los 2 puntos restantes correspondieron a uniones entre únicamente dos láminas, reproduciendo las condiciones reales presentes en la carrocería del vehículo. Para garantizar la representatividad del ensayo, se emplearon probetas fabricadas con los mismos espesores y materiales utilizados en producción, tal como se muestra en la Figura 3.17.



*Figura 3.17 Probetas de acero utilizadas durante el ensayo destructivo de soldadura*

Durante la evaluación se controlaron variables críticas del proceso como la fuerza aplicada por los electrodos de $800\ N$, el tiempo de actuación de dicha fuerza en $0.05\ s$ parámetros eléctricos establecidos en las pistolas de soldadura. Asimismo, se consideró una etapa de precalentamiento mediante corriente de $9\,000\ A$ y tiempo de precalentamiento controlado de $0.04\ s$ mediante una máquina de calentamiento por inducción [Ver Figura 3.18] con la finalidad de minimizar la presencia de humedad o condensación superficial, debido a que la existencia de agua sobre la superficie puede ocultar defectos o alterar el comportamiento metalúrgico del punto de soldadura **[39]**. De igual manera, se estableció un tiempo de enfriamiento de $0.02\ s$ controlado de manera manual posterior a la ejecución de la soldadura antes de realizar el ensayo destructivo de cincel, permitiendo que el material complete sus transformaciones metalúrgicas y alcance estabilidad microestructural. Este criterio resulta fundamental, ya que una evaluación

realizada sobre un punto aún caliente puede generar resultados no representativos debido al incremento temporal de ductilidad y suavidad del material **[40]**, produciendo deformaciones aparentes que podrían ocultar discontinuidades o fragilidad presentes únicamente a temperatura ambiente **[41]**,**[42]**.




*Figura 3.18 Máquina de precalentamiento por inducción VEC 20 kW*

Adicionalmente, se controlaron los parámetros de corriente en $10\,000\,A$ y tiempo de soldadura de $0.4\,s$, considerando que una corriente adecuada debe generar suficiente calor para superar la conductividad térmica del material y permitir la formación efectiva del núcleo fundido **[39]**. En caso contrario, una corriente insuficiente produciría únicamente calentamiento superficial, originando puntos de soldadura débiles o adheridos superficialmente, los cuales se separan sin evidencia de fusión durante el ensayo de cincel **[43]**. Del mismo modo, el tiempo de aplicación de corriente influye directamente sobre el crecimiento del diámetro efectivo del punto de soldadura hasta alcanzar el tamaño mínimo requerido por norma **[43]**. Todos los parámetros operativos considerados durante la evaluación se resumen en el Anexo D1.

En la etapa final de validación del proceso, la Unidad de Control de Calidad del Departamento de Soldadura elaboró la Tabla 3.3, documento técnico en el cual se establecieron previamente los parámetros iniciales requeridos para la evaluación de los puntos de soldadura obtenidos mediante el sistema automatizado. Dentro de estos parámetros se consideraron los espesores nominales de las láminas involucradas en cada configuración de unión, identificados como Thickness N°1, Thickness N°2 y Thickness N°3 valores previamente identificados, correspondientes al espesor individual de cada material participante en la soldadura simultánea, se realizaron las mediciones mediante calibrador Vernier certificado con apreciación de $0.02\,mm$ [Ver Figura 3.19] del diámetro efectivo del punto de soldadura [Measure 1, Measure 2] obtenido posterior a la rotura

manual por cincel en el ensayo destructivo, parámetro considerado como uno de los principales indicadores de calidad del núcleo fundido.

*Tabla 3.3 Resultados de la prueba de soldadura*

| Nº of welding Point. | *Thickness Nº1 (mm) | *Thickness Nº2 (mm) | *Thickness Nº3 (mm) | *Measure 1 (mm) | *Measure 2 (mm) | Average | Quality_Standard | PASS / NO PAS |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 0, 8 | 1 | 0, 8 | 7,73 | 8 | 7,87 | 3,58 | 1 |
| 2 | 0, 8 | 1 | 0, 8 | 7,3 | 7,91 | 7,61 | 3,58 | 1 |
| 3 | 0, 8 | 1 | 0, 8 | 7,91 | 7,49 | 7,70 | 3,58 | 1 |
| 4 | 0, 8 | 1 | 0, 8 | 7,79 | 8,12 | 7,96 | 3,58 | 1 |
| 5 | 2 | 1 | 0, 8 | 9,09 | 9,93 | 9,51 | 4,00 | 1 |
| 6 | 2 | 1 | 0, 8 | 8,05 | 8,17 | 8,11 | 4,00 | 1 |
| 7 | 2 | 1 | 0, 8 | 7,19 | 8,63 | 7,91 | 4,00 | 1 |
| 8 | 2 | 1 | 0, 8 | 7,23 | 6,79 | 7,01 | 4,00 | 1 |
| 9 | 0, 8 | 0, 8 | | 6,75 | 6,41 | 6,58 | 4,00 | 1 |
| 10 | 0, 8 | 0, 8 | | 6,94 | 6,29 | 6,62 | 3,58 | 1 |

**RESULT - DESTRUCTIVE TEST X30-L**

| 2 ● | 10 |
|---|---|
| TOTAL WELDING SPOTS | 10 |
| QUALIFIED WELDING SPOTS | 10 |
| NO QUALIFIED WELDING SPOTS | 0 |
| MISSING WELDING SPOTS | 0 |
| PASS PERCENTAGE | 100,00% |

- **Thickness Nº1, Nº2 y Nº3:** Espesores nominales correspondientes a las lámines que conforman cada configuración de unión soldada evaluada durante el ensayo destructivo, expresados en milimetros [mm].
- **Measure 1 y Measure 2:** Mediciones del diámetro final del núcleo de soldadura obtenides posterior al ensayo de separación por cincel, realizadas en dos direcciones distintas con la finalidad de reducir arrores asociados a deformaciones irregulares del punto soldado [mm].
- **Average:** Valor promedio calculado a partir de las dos mediciones registrades del diámetro del punto de soldadura, utilizado como parametro comparativo para la evaluación de aceptación del punto [mm].
- **Quality Standard:** Diámetro minimo permisible del núcleo de soldadura calculado conforme a los oriterios de acaptación establecidos en la normativa AWS D8.1M/D8.1 para soldadura por resistencia aplicado al sector automotriz [mm].
- **2●** : Número de pontos de soldadura de la estación de trabajo

Este diámetro fue comparado con el valor mínimo requerido calculado mediante la Ecuación 3.98. **[43]** a través de software, ingresando esta fórmula la cual relaciona el espesor de la lámina con el diámetro mínimo aceptable del punto de soldadura. Para mejorar la precisión de la medición, en cada punto evaluado se realizaron dos mediciones independientes, considerando posteriormente el valor promedio como diámetro final de evaluación [Average].

$$\emptyset_s = 4 * \sqrt{t_m} \qquad \textit{Ecuación 3.98}$$

Donde:

$\emptyset_s$: diámetro mínimo permisible para aprobación [m²]
$t_m$: espesor mínimo de las placas a soldar [m]

El criterio de aceptación establece que el diámetro promedio obtenido debe superar el valor mínimo calculado para garantizar la integridad mecánica y metalúrgica de la unión soldada **[43]**. Finalmente, se realizó la evaluación global del total de puntos ensayados

con el propósito de determinar el porcentaje de uniones que cumplen con el criterio de aceptación establecido, comparando este resultado con el porcentaje mínimo de conformidad exigido por la empresa, correspondiente al 90% de aceptación total, se especifican los puntos conformes y no conformes identificados durante el proceso de validación [PASS/NO PASS]. Como resultado de la evaluación realizada, se obtuvo un cumplimiento del 100% de puntos de soldadura satisfactorios entregados dentro de la estación de trabajo, de acuerdo con los criterios de aceptación establecidos para la inspección y validación del proceso de soldadura por resistencia. Este resultado evidencia que el sistema implementado logró mantener condiciones adecuadas de operación en términos de alineación, aplicación de fuerza, estabilidad eléctrica y repetibilidad del proceso, permitiendo generar uniones soldadas conformes bajo las condiciones reales de producción evaluadas **[43]**, este comportamiento valida la capacidad funcional del diseño propuesto y garantiza una correcta ejecución de los puntos de soldadura requeridos dentro del proceso automotriz, demostrando además estabilidad operativa y consistencia en la calidad de las uniones obtenidas.




*Figura 3.19 Calibrador Vernier de 0.02 mm de apreciación calibrado*

Cabe mencionar que no se consideró la aplicación de métodos de ensayo no destructivos adicionales debido a que la evaluación de la calidad de los puntos de soldadura se desarrolló conforme a los criterios establecidos dentro de la normativa **[43]** para soldadura

por resistencia aplicada al sector automotriz, donde inicialmente se contempla la inspección visual como método no destructivo primario para la identificación de discontinuidades superficiales evidentes, tales como expulsión excesiva de material, fisuras, deformaciones irregulares o desalineaciones del punto de soldadura. En este caso, previo a la validación formal, las pistolas auto accionadas fueron sometidas a un proceso de calibración y ajuste mediante pruebas preliminares, permitiendo estabilizar parámetros críticos como fuerza de apriete, corriente, tiempo de soldadura y alineación de electrodos, reduciendo significativamente la probabilidad de aparición de defectos visibles asociados al proceso. Adicionalmente, no se consideró necesaria la incorporación de ensayos no destructivos complementarios debido a que las probetas empleadas fueron destinadas específicamente a evaluación destructiva mediante ensayo de separación por cincel, método normativamente aceptado para validar la integridad mecánica y el diámetro efectivo del núcleo fundido en soldadura automotriz por puntos. Asimismo, los materiales utilizados corresponden a láminas previamente tratadas mediante procesos industriales de protección superficial y acondicionamiento anticorrosivo, condición que minimiza la presencia de discontinuidades superficiales asociadas a oxidación o degradación prematura. Bajo este criterio técnico, la combinación entre calibración previa del sistema, inspección visual inicial y validación destructiva normalizada permitió obtener una evaluación suficiente y representativa del desempeño real del proceso de soldadura implementado. En consecuencia, los resultados alcanzados permiten validar satisfactoriamente la factibilidad técnica y el desempeño del sistema desarrollado dentro de las condiciones de operación consideradas para el proyecto.

## 3.5 Ahorro en horas-hombre

Para el presente análisis se consideró como indicador principal de desempeño el criterio de productividad expresado en horas-hombre, definido como la relación entre la cantidad de operarios involucrados, el tiempo efectivo de trabajo y el número de jornadas requeridas para ejecutar una actividad determinada, conforme al criterio establecido en **[38]**. Este parámetro constituye una herramienta ampliamente utilizada en entornos industriales para evaluar el impacto operativo de mejoras implementadas sobre procesos de manufactura, debido a que permite cuantificar de manera objetiva la reducción del esfuerzo humano asociado a una tarea específica. Para el caso de estudio, correspondiente a la unión de pisos y laterales de carrocería efectuando 10 puntos de soldadura entre

ambos casos, se tomaron como referencia los registros operativos suministrados por la Unidad de Producción del Departamento de Soldadura [Tabla 3.4], empleando como variable principal el tiempo de ejecución por actividad.

*Tabla 3.4 Medida de tiempos previo a la implementación*

| MEDIDA DE TIEMPOS PREVIO A LA IMPLEMENTACION | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| Proceso | Medida 1 | Medida 2 | Promedio | Cantidad en Horas por Actividad | Cantidad de Horas Diarias |
| Soldadura piso-lateral RH/LH | 0:10:36 | 0:10:44 | 0:10:40 | 0,178 | 1,424 |
| Soladuro conjunto piso | 0:05:54 | 0:05:32 | 0:05:43 | 0,0953 | 0,762266664 |
| TOTAL LABORADO | | | 0:16:23 | 0,273 | 2,186 |

Dichos tiempos fueron obtenidos mediante cronometraje directo en planta y posteriormente procesados mediante el promedio de dos mediciones independientes para reducir desviaciones asociadas a variabilidad operativa. A partir de este procedimiento se determinó que, previo a la implementación del sistema propuesto, la primera operación de soldadura de pisos y laterales presentaba un tiempo promedio de ejecución de 10 minutos con 40 segundos, mientras que la segunda operación correspondiente a la soldadura del conjunto de piso requería 5 minutos con 32 segundos dando un total de 16 minutos con 23 segundos. Posteriormente, estos tiempos fueron transformados a unidades horarias para su incorporación en el análisis comparativo de productividad conforme a la Ecuación 3.99.

$$T_{ph-h} = N_t * t_{dp} * D_t = 131.16\ H - H \qquad \textit{Ecuación 3.99}$$

Donde:

$T_{ph-h}$: total de horas-hombre calculadas previo a la implementación [H-H]

$N_t$= 2 trabajadores: número de trabajadores en la estación.

$t_{dp}$: total de tiempo diario laborado previo a la implementación [horas] [ver Tabla 3.4]

$D_t$= 30 Días: tiempo mensual trabajado

De manera complementaria, se realizó una reevaluación integral del proceso una vez implementado el sistema de pistolas auto accionadas Dummy y los mecanismos auxiliares desarrollados para el JIG de soldadura, evidenciándose una reducción significativa en los tiempos operativos de ambas actividades. Los nuevos registros experimentales se detallan en la Tabla 3.5. estos mostraron que el tiempo promedio en la primera operación soldadura

de pisos y laterales disminuyó hasta 1 minuto con 1 segundo, mientras que la segunda operación es decir la soldadura del conjunto de piso disminuyo a 1 minuto con 25 segundos, dando como total la reducción a 2 minutos con 26 segundos.

*Tabla 3.5 Medida de tiempos posterior a la implementación*

| MEDIDA DE TIEMPOS POSTERIOR A LA IMPLEMENTACION | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| Proceso | Medida 1 | Medida 2 | Promedio | Cantidad en Horas por Actividad | Cantidad de Horas Diarias |
| Soldadura piso-lateral RH/LH | 0:01:05 | 0:00:57 | 0:01:01 | 0,01694 | 0,13552 |
| Soladuro conjunto piso | 0:01:32 | 0:01:18 | 0:01:25 | 0,0236 | 0,1888 |
| TOTAL LABORADO | | | 0:02:26 | 0,04054 | 0,32432 |

De manera complementaria, se realizó una reevaluación del tiempo operativo expresado en horas-hombre considerando la implementación del sistema automático desarrollado. Para ello, se emplearon los nuevos tiempos de ciclo obtenidos experimentalmente durante la operación real de la estación, permitiendo cuantificar la reducción efectiva del esfuerzo operativo requerido para la ejecución de la actividad. Este análisis posibilita establecer comparativamente el impacto de la mejora sobre la productividad del proceso y el aprovechamiento de recursos humanos dentro de la línea de soldadura.

$$T_{ah-h} = N_t * t_{da} * D_t = 19.2\ H - H$$

Donde:

$T_{ah-h}$: total de horas-hombre calculadas posterior a la implementación [H-H]

$t_{da}$: total de tiempo diario laborado posterior a la implementación [Horas] [Ver Tabla 3.5]

Es importante mencionar que estas mediciones incluyen no únicamente el tiempo efectivo de soldadura, sino también las operaciones asociadas al posicionamiento de la carrocería, estabilización de componentes y ejecución completa del ciclo actual de trabajo, lo que permite obtener una representación más realista del comportamiento operativo del sistema dentro del entorno productivo. La comparativa obtenida evidencia una reducción significativa de 111.96 en las horas-hombre requeridas antes y después de la implementación del sistema automático, reflejando una mejora directa en la eficiencia operativa del proceso. Esta disminución permitió optimizar el tiempo efectivo de ejecución de la actividad, reduciendo tiempos muertos dentro de la línea de producción y disminuyendo el tiempo total necesario para la fabricación de cada unidad.

Adicionalmente demuestran que la implementación desarrollada genera un impacto considerable sobre la eficiencia del proceso, reduciendo tiempos improductivos, mejorando la repetibilidad operativa y optimizando el aprovechamiento de recursos humanos y productivos dentro de la línea de ensamblaje.

La reducción del tiempo operativo del proceso, pasando de 16 minutos con 23 segundos a 2 minutos con 26 segundos mediante la implementación del sistema de pistolas Dummy, representa una mejora significativa en la eficiencia productiva de la estación de soldadura y en el aprovechamiento general de recursos dentro de la línea de ensamblaje. Esta disminución en el tiempo de ciclo permitió reducir considerablemente la permanencia de cada carrocería dentro de la estación de trabajo, optimizando el flujo de producción y permitiendo reinvertir el tiempo recuperado en el incremento de capacidad operativa de la línea Shineray X30. Antes de la implementación, la línea presentaba una capacidad promedio de fabricación de 12 unidades diarias empleando cuatro operarios en las actividades analizadas; posteriormente, con la incorporación del sistema semi-automatizado, fue posible evidenciar una tendencia de aumento a la producción de hasta 14 unidades diarias manteniendo la misma cantidad de personal operativo y reduciendo simultáneamente el esfuerzo y tiempo requeridos para la ejecución del proceso. Este incremento representa aproximadamente un aumento del 10 % en la capacidad productiva mensual, evidenciando que la automatización parcial implementada contribuye directamente a la optimización de tiempos de operación, reducción de tiempos improductivos y mejor utilización del recurso humano disponible, permitiendo además la redistribución temprana de operarios hacia otras líneas de producción con mayor demanda dentro de la planta. Desde el punto de vista económico, estos resultados permiten proyectar una recuperación favorable de la inversión inicial debido al incremento sostenido de producción sin necesidad de aumentar personal operativo. Adicionalmente, considerando que la depreciación industrial de equipos suele estimarse alrededor del 10 % anual según criterios de evaluación de activos industriales **[44]**, y determinando que la vida útil aproximada de 10 años para las pistolas auto accionadas y sus sistemas auxiliares, puede establecerse que el sistema implementado presenta condiciones favorables de amortización técnica y económica, garantizando una eventual recuperación de inversión y un aprovechamiento prolongado del capital invertido lo que conlleva a una mejora sostenida en la productividad operativa de la empresa.

## 3.6 Costos

Para el análisis económico del proyecto se consideraron prioritariamente aquellos componentes y sistemas cuya disponibilidad no existía dentro del mercado local, con la finalidad de garantizar la viabilidad técnica de la implementación y asegurar la compatibilidad operativa de todos los elementos integrados al sistema automático de soldadura. En este sentido, se gestionó la adquisición internacional de las pistolas auto accionadas tipo Dummy y sus periféricos asociados mediante importación directa desde la República de China a través del proveedor RIJI, incluyendo ducto barras de cobre, cableado refrigerado de potencia y elementos conductores auxiliares, constituyendo este apartado el mayor costo del proyecto debido a las elevadas exigencias eléctricas, térmicas y mecánicas propias del proceso de soldadura por resistencia automotriz **[45]**. De manera complementaria, dentro de la misma importación se incorporaron los componentes correspondientes al sistema neumático suministrados por SMC, considerando manguera neumática M10 anti-chispa para líneas de potencia y manguera M6 para distribución y control, además de válvulas y accesorios requeridos para el accionamiento automático del sistema. Asimismo, se incluyó material aislante de baquelita destinado al aislamiento eléctrico entre ducto barras, dimensionado específicamente conforme a las dimensiones de los elementos conductores, con la finalidad de evitar contactos eléctricos no deseados y garantizar condiciones seguras de operación **[46]**. Como resultado, el costo total correspondiente a estos implementos ascendió a USD 18 846.08, sin considerar costos asociados a importación, impuestos, IVA o logística internacional, el detalle completo se presenta en la Tabla 3.6, este comportamiento económico resulta coherente con la naturaleza del sistema implementado, debido a que los componentes adquiridos corresponden a elementos críticos de operación sometidos a altos niveles de corriente, esfuerzos repetitivos y condiciones térmicas severas, requiriendo materiales especializados capaces de garantizar estabilidad eléctrica, continuidad operativa y confiabilidad del proceso. Particularmente, la utilización de cobre como material conductor responde a la necesidad de minimizar pérdidas resistivas y asegurar una adecuada transmisión de energía hacia los puntos de soldadura **[47]**, justificando así la inversión realizada por la empresa como un requerimiento indispensable para garantizar el desempeño técnico y funcional del sistema automatizado.

Por otro lado, se realizó la adquisición de los implementos disponibles a nivel nacional, orientada principalmente a los materiales estructurales y consumibles necesarios para la fabricación y montaje del sistema propuesto. Esta compra contempló perfiles tubulares, placas de acero, elementos de fijación mecánica y pernería de distintas especificaciones, materiales que fueron gestionados mediante el proveedor nacional DIPAC, debido a su disponibilidad y capacidad de suministro para aplicaciones industriales. De manera complementaria, se gestionó la adquisición de insumos y materiales consumibles requeridos durante los procesos de manufactura y ensamblaje, incluyendo electrodos de soldadura tipo E7018, discos de corte y desbaste para amoladora angular, brocas para perforación de acero y demás herramientas auxiliares necesarias para la construcción de las estructuras metálicas.

*Tabla 3.6 Detalle de la compra del material de soldadura de punto*

| Cantidad | | Especificación | Función | | Observación | Observación | Costo Unitario (USD) | Costo Total (USD) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Equipo de Soladura | Neumatica | Manguera SMC | 1 | 100m | Conectar el Sistema | Antichispa Distribucion M6 | $ 7,73 | $ 7,73 |
| | | | 1 | 100m | | Antichispa Potencia M10 | $ 140,00 | $ 140,00 |
| | | Pistolas Dumming | 10 | ASX40-0906 | Soldadura | | $ 893,20 | $ 8,932,00 |
| | | Barras de Cobre (40x20) | 4 | 2,46m | Conduccion de electricidad | | $ 426,60 | $ 1,705,20 |
| | | | 8 | 1,76m | | | $ 302,01 | $ 2,416,08 |
| | | | 4 | 1,02m | | | $ 174,00 | $ 696,00 |
| | | | 4 | 0,34m | | | $ 60,20 | $ 240,80 |
| | | | 4 | 0,9m | | | $ 156,80 | $ 627,20 |
| | | | 4 | 0,55m | | | $ 95,60 | $ 382,40 |
| | | | 4 | 0,49m | | | $ 86,60 | $ 344,40 |
| | | | 4 | 0,49m | | | $ 75,50 | $ 302,00 |
| | | | 4 | 0,38m | | | $ 66,90 | $ 267,60 |
| | | | 4 | 0,31m | | | $ 54,50 | $ 218,80 |
| | | | 4 | 2,41m | | | $ 53,50 | $ 107,00 |
| | | Aislantes entre placa (Baquelita) | 4 | 2,46m | Separar las barras de cobre | | $ 53,50 | $ 145,20 |
| | | | 2 | 1,02m | | | $ 38,30 | $ *48,20 |
| | | | 2 | 0,34m | | | $ 26,30 | $ 47,80 |
| | | | 2 | 0,9m | | | $ 7,60 | $ 15,20 |
| | | | 2 | 0,55m | | | $ 20,110 | $ 40,20 |
| | | | 2 | 0,49m | | | $ 13,40 | $ 23,80 |
| | | | 2 | 0,43m | | | $ 10,50 | $ 21,00 |
| | | | 2 | 0,38m | | | $ 8,00 | $ 16,00 |
| | | | 2 | 0,31m | | | $ 6,70 | $ 13,40 |
| | | Cable Refrigerado 0.65M | 16 | 375mm^2 | Entrada de energía a la pistolas | | $ 105,70 | $ 1.691,20 |
| | | Cable Refrigerado 0.55M | 4 | 375mm^2 | | | $ 89,50 | $ 358,00 |
| TOTAL | | | | | | | | $ 18.846,08 |

Previo a la compra, se efectuó una constatación física y documental del inventario disponible dentro de la empresa con la finalidad de optimizar los recursos de la empresa, los elementos correspondientes a pernería, específicamente pernos, tuercas y arandelas tanto planas como de presión, se disponía de existencias suficientes dentro de su inventario interno; sin embargo, se verificó que dichos implementos no se encontraban disponibles en stock. Por consiguiente, fue necesario ejecutar el proceso de adquisición inmediata para garantizar la continuidad y cumplimiento del cronograma de ejecución del proyecto. El costo total en esta compra asciende a USD 1 674.71, incluyendo impuestos y gastos asociados, mientras que el detalle completo de los materiales e insumos adquiridos se presenta en la Tabla 3.7. Esta adquisición permitió asegurar la disponibilidad oportuna de materiales estructurales y consumibles compatibles con las

exigencias mecánicas y operativas del sistema, contribuyendo directamente a la correcta ejecución.

*Tabla 3.7 Detalle de la compra local de materiales estructurales e insumos*

| Nº | Cantidad | Especificación | Observación | Costo Unitario (USD) | Costo Total (USD) |
|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 4 | Tubo Quadrado 50x3 | Longitud 6 m | $ 30,52 | $ 122,08 |
| 2 | 8 | Placa 160x160x15 | PLACA 1 | $ 16,90 | $ 135,20 |
| 3 | 16 | Placa 125x160x5 | PLACA 2 | $ 2,45 | $ 39,20 |
| 4 | 4 | Placa 160x100x5 | PLACA 3 | $ 3,10 | $ 12,40 |
| 5 | 2 | Placa 130x80x15 | PLACA 4 | $ 9,00 | $ 19,60 |
| 6 | 2 | Placa 280x80x15 | PLACA 5 | $ 11,90 | $ 23,80 |
| 7 | 2 | Placa 160x80x15 | PLACA 6 | $ 6,80 | $ 13,00 |
| 8 | 4 | Placa 100x80x15 | PLACA 7 | $ 4,20 | $ 16,60 |
| 9 | 2 | Placa 200x80x15 | PLACA 8 | $ 7,50 | $ 18,60 |
| 10 | 2 | Placa 220x80x15 | PLACA 9 | $ 9,30 | $ 18,60 |
| 11 | 6 | Placa 85x80x15 | PLACA 10 | $ 3,70 | $ 22,20 |
| 12 | 2 | Placa 220x80x15 | PLACA 11 | $ 5,90 | $ 11,80 |
| 13 | 4 | Placa 210x80x15 | PLACA 12 | $ 5,90 | $ 35,60 |
| 14 | 2 | Placa 160x50x15 | PLACA 13 | $ 4,50 | $ 9,00 |
| 15 | 2 | Placa 100x50x15 | PLACA 14 | $ 2,80 | $ 5,60 |
| 16 | 2 | Placa 195x80x15 | PLACA 15 | $ 8,20 | $ 16,40 |
| 17 | 2 | Placa 160x108x15 | PLACA 16 | $ 7,40 | $ 14,40 |
| | | | INSUMOS Y CONSUMIBLES | | |
| 18 | 5 | Kilos de Electrodos 7018 | | $ 5,13 | $ 25,65 |
| 19 | 4 | Machuelo M12 | | $ 56,00 | $ 224,00 |
| 20 | 4 | Machuelo M10 | | $ 38,00 | $ 152,00 |
| 21 | 4 | Machuelo M6 | | $ 18,00 | $ 72,00 |
| 22 | 6 | Disco flap 6 plgs. | | $ 3,35 | $ 16,75 |
| 23 | 3 | Disco de corte 6 plgs. | | $ 1,65 | $ 4,95 |
| 24 | 3 | Broca de acero #12 | | $ 7,00 | $ 21,00 |
| 25 | 3 | Broca de acero #10 | | $ 3,20 | $ 16,60 |
| 26 | 3 | Broca de acero #6 | | $ 3,20 | $ 9,60 |
| 27 | 3 | Broca de acero #9 | | $ 4,00 | $ 14,40 |
| 28 | 2 | Litros de Pintura Azul | | $ 19,00 | $ 38,00 |
| 29 | 4 | Litros de Thinner | | $ 3,50 | $ 14,00 |
| 30 | 1 | Libra Waype | | $ 2,50 | $ 2,50 |
| | | SUBTOTAL PLACAS Y TUBOS $ 531,68 | SUBTOTAL INSUMOS Y CONSUMIBLES | $ 1.143,03 | TOTAL GENERAL $ 1.674,71 |

A partir del análisis gráfico realizado que se puede observar en la Figura 3.20, se evidencia que la mayor concentración de costos del proyecto corresponde a la adquisición de los componentes asociados al sistema de pistolas auto accionadas para soldadura por resistencia, representando el 94,28 % del costo total de implementación. Este comportamiento económico responde principalmente al elevado valor tecnológico y operativo de los equipos adquiridos, así como a la necesidad de importación internacional de componentes especializados tales como pistolas Dumming, barras de cobre, cables refrigerados, aislantes eléctricos y elementos neumáticos de precisión, los cuales no se encuentran disponibles en el mercado nacional. Estos componentes constituyen el núcleo funcional del sistema automatizado y están diseñados para operar bajo condiciones propias del proceso de soldadura por puntos automotriz. Por otro lado, el porcentaje restante del costo total se distribuye entre el material estructural y los insumos complementarios requeridos para fabricación, mecanizado y montaje, los cuales representan una fracción considerablemente menor del presupuesto global. Este comportamiento permite concluir que la viabilidad económica del proyecto depende principalmente de la integración del sistema de soldadura especializado, mientras que los elementos estructurales y consumibles mantienen una incidencia reducida dentro del costo total de implementación.




*Figura 3.20 Gráfico de análisis porcentuales de costos*

# CAPÍTULO IV
# CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

## 4.1 Conclusiones

- El análisis de factibilidad realizado permitió determinar la viabilidad técnica, operativa y económica de la implementación del sistema automático de pistolas Dummy en la línea Shineray X30 de CIAUTO CÍA. LTDA. La inversión principal, correspondiente a componentes críticos del sistema de soldadura por resistencia, alcanzó USD 18 846.08 y fue técnicamente justificada por los requerimientos de conductividad eléctrica, resistencia térmica y continuidad operativa exigidos por el proceso automotriz. Asimismo, la reducción del tiempo de ciclo de 16 minutos con 23 segundos a 2 minutos con 26 segundos, junto con el ahorro de 111.96 horas-hombre mensuales y el incremento potencial de la capacidad productiva de 12 a 14 unidades diarias utilizando la misma cantidad de operarios, evidencian la factibilidad económica de la propuesta y permiten proyectar una recuperación progresiva de la inversión durante la vida útil estimada del sistema.
- El diseño del sistema de pistolas Dummy cumplió satisfactoriamente los requerimientos geométricos, estructurales y funcionales de la estación de soldadura, permitiendo posicionar las pistolas conforme a las coordenadas definidas por el fabricante. La aplicación de metodologías de campo, bibliográficas y experimentales permitió desarrollar estructuras con la rigidez y estabilidad necesarias para garantizar la repetibilidad del proceso, mientras que la integración de sistemas neumáticos y eléctricos posibilitó el accionamiento semiautomático de las pistolas. La validación mediante ensayos destructivos conforme a AWS D8.1M/D8.1 obtuvo un 100 % de aceptación, verificando el cumplimiento de los estándares de calidad exigidos para aplicaciones de soldadura automotriz tipo BIW.
- La comparación de tiempos operativos antes y después de la implementación demostró una mejora significativa en la eficiencia productiva de la estación. La reducción de desplazamientos, manipulaciones manuales y tiempos improductivos permitió disminuir considerablemente el tiempo total de ejecución del proceso, obteniéndose un ahorro aproximado de 111.96 horas-hombre mensuales. Estos resultados confirman que la incorporación del sistema

automático contribuye directamente a la optimización de los tiempos de producción, la reducción de tiempos muertos, el incremento de la continuidad operativa y el mejor aprovechamiento de los recursos humanos dentro del entorno industrial.

## 4.2 Recomendaciones

- Se sugiere incorporar sistemas de monitoreo en tiempo real para variables críticas del proceso de soldadura por resistencia, como corriente, presión de apriete, temperatura y tiempo efectivo de soldadura. La adquisición de estos datos permitiría implementar estrategias de mantenimiento predictivo y control estadístico del proceso (SPC), mejorando la detección temprana de desviaciones operativas, la trazabilidad de producción y la estabilidad de las uniones soldadas.
- Se propone ampliar el alcance del sistema mediante la incorporación de actuadores servoasistidos, sistemas de posicionamiento automatizado o tecnologías robotizadas que incrementen el nivel de automatización de la estación. Esta mejora permitiría reducir aún más la intervención manual, optimizar la precisión y repetibilidad del proceso, y proporcionar mayor flexibilidad frente a futuras modificaciones productivas o incrementos en la demanda de fabricación.
- Se considera conveniente desarrollar estudios complementarios de análisis estructural y comportamiento térmico mediante herramientas de simulación por elementos finitos (FEA). Estos análisis permitirían optimizar el dimensionamiento de las estructuras, evaluar deformaciones inducidas por cargas cíclicas y analizar la distribución térmica en ductobarras y componentes conductores, contribuyendo a incrementar la confiabilidad, vida útil y desempeño operativo del sistema implementado.

**Referencias Bibliográficas**

[1] A. S. Bharaja et al., "Study of resistant spot welding and its effect on the metallurgical and mechanical properties: a review," *Materials Today: Proceedings*, 2023, doi: 10.1016/j.matpr.2022.04.650.

[2] J. Wan, S. Tang, Z. Shu, D. Li, S. Wang, M. Imran y A. Vasilakos, “Software-Defined Industrial Internet of Things in the Context of Industry 4.0,” *IEEE Sensors Journal*, vol. 16, no. 20, pp. 7373–7380, Oct. 2016, doi: 10.1109/JSEN.2016.2565621.

[3] C. Ji, J. K. Na, Y.-S. Lee, Y. D. Park, y M. Kimchi, “Robot-assisted non-destructive testing of automotive resistance spot welds,” *Welding in the World*, vol. 65, no. 1, pp. 119–126, 2021, doi: 10.1007/s40194-020-01002-1.

[4] J.-H. Bae, Y.-D. Park y M. Lee, “Optimization of welding parameters for resistance spot welding of AA3003 to galvanized DP780 steel using response surface methodology,” *International Journal of Automotive Technology*, vol. 22, pp. 585–593, 2021, doi: 10.1007/s12239-021-0055-x.

[5] J. Fiedler, M. F. Zäh y M. Lanza, “Jigs and fixtures in production: A systematic literature review,” *Procedia CIRP*, vol. 121, pp. 727–732, 2024, doi: 10.1016/j.procir.2022.10.116.

[6] Y. Zhang, H. Liu y X. Chen, “Hybrid resistance spot welding systems for automotive body assembly,” *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 73, art. no. 102234, Feb. 2022, doi: 10.1016/j.rcim.2021.102234.

[7] C. de Pelekais, «Métodos cuantitativos y cualitativos: diferencias y tendencias», *Telos*, vol. 2, n.º 2, pp. 347-352, mayo-ago. 2000. [En línea]. Disponible en: https://dialnet.unirioja.es/servlet/articulo?codigo=6436313

[8] C. Sánchez, “Automatización en la industria automotriz: conceptos y procesos,” Desarrollo Tecnológico e Innovación Empresarial, Ed. 3, Vol. 2, pp. 11, dic. 2014, ISSN 2322-8725. [En línea]. Disponible: https://colinnovacion.com/wp-content/uploads/2014/12/AUTOMATIZACION-INDUSTRIA-AUTOMOTRIZ-

REVISTA-EDICION-3-VOLUMEN-2-Diciembre-2014.pdf. [Accedido: 20 ene. 2026]. :contentReference[oaicite:0]{index=0}

[9] G. D. Corzo and E. L. Alvarez-Aros, “Technological competitiveness strategies in mobile connectivity and industry 4.0 communications in Latin America,” Información Tecnológica, vol. 31, no. 6, pp. 183–192, Dec. 2020, doi: 10.4067/S0718-07642020000600182. :contentReference[oaicite:0]{index=0}

[10] Ambacar Ecuador, "Ficha técnica Shineray X30 Cargo", Ambacar Ecuador. [En línea]. Disponible: https://ambacar.ec/autos/shineray/x30-cargo/. [Accedido: 20 ene. 2026]. :contentReference[oaicite:2]{index=2}

[11] Ambacar Ecuador, "Ficha técnica Shineray X30 (Pasajeros)", Ambacar Ecuador. [En línea]. Disponible: https://ambacar.ec/autos/shineray/x30-pasajeros/. [Accedido: 20 ene. 2026]. :contentReference[oaicite:0]{index=0}

[12] J. M. Rodriguez Torres, C. Reta, and F. J. Ibarra Villegas, "Review of non-destructive methods for the evaluation of resistance spot welding in the automotive industry," RECIT – Revista de Ciencias Tecnológicas, vol. 7, no. 3, Art. no. e353, 2025. DOI: 10.37636/recit.v7n3e352.

[13] C. E. Gómez Tascón, *Rediseño del proceso de soldadura en láminas de aluminio de bajo grosor en la empresa metalmecánica E=MC4i INC (usa)*, Trabajo de grado (Pregrado), Universidad Autónoma de Occidente, Cali, Colombia, 29-May-2020. [Online]. Available: https://red.uao.edu.co/handle/10614/12452. :contentReference[oaicite:1]{index=1}

[14] C. Donaldson, G. H. LeCain, and V. C. Goold, Tool Design, 4th ed. New York, NY, USA: McGraw-Hill, 1986.

[15] F. Fiedler, J. Ehrenstein, C. Höltgen, A. Blondrath, L. Schäper, A. Goppert, and R. Schmitt, “Jigs and fixtures in production: A systematic literature review,” *J. Manuf. Syst.*, vol. 72, pp. 373–405, Feb. 2024. Available: https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0278612523002078. [Accessed: 26-Feb-2026].

[16] F. P. Beer, E. R. Johnston, J. T. DeWolf y D. F. Mazurek, *Mechanics of Materials*, 7th ed. New York, NY, USA: McGraw-Hill, 2015.

[17] R. G. Budynas y J. K. Nisbett, *Shigley's Mechanical Engineering Design*, 10th ed. New York, NY, USA: McGraw-Hill, 2015.

[18] American Institute of Steel Construction, *AISC Steel Construction Manual*, 15th ed. Chicago, IL, USA: AISC, 2017.

[19] O. H. Blodgett, *Design of Welded Structures*. Cleveland, OH, USA: Lincoln Electric, 1998.

[20] *General tolerances — Part 1: Tolerances for linear and angular dimensions without individual tolerance indications*, ISO Standard 2768-1, 1989.

[21] Festo, Manual de Neumática Industrial, 2da ed. Esslingen, Alemania: Festo Didactic, 2016.

[22] Y. A. Çengel y J. M. Cimbala, Mecánica de Fluidos: Fundamentos y Aplicaciones, 3ra ed. México: McGraw-Hill, 2014.

[23] British Compressed Air Society (BCAS), "Compressed Air Systems Installation Guide," BCAS, London, UK, Best Practice Guide 101, 2021.

[24] W. D. Stevenson, Análisis de Sistemas de Potencia, 4ta ed. México: McGraw-Hill, 1998.

[25] S. J. Chapman, Máquinas Eléctricas, 5ta ed. México: McGraw-Hill, 2012.

[26] F. P. Incropera, D. P. DeWitt, T. L. Bergman, y A. S. Lavine, Fundamentos de Transferencia de Calor y Masa, 6ta ed. Nueva Jersey: Wiley, 2011.

[27] W. D. Callister y D. G. Rethwisch, Ciencia e Ingeniería de Materiales: Una Introducción, 9na ed. Nueva Jersey: Wiley, 2012.

[28] E. K. Henriksen, *Jig and Fixture Design Manual*, 5th ed. New York, NY, USA: Industrial Press Inc., 2006.

[29] S. Kalpakjian and S. R. Schmid, *Manufacturing Engineering and Technology*, 7th ed. Boston, MA, USA: Pearson Education, 2014.

[30] American Welding Society, *Welding Handbook, Volume 2: Welding Processes*, 9th ed. Miami, FL, USA: AWS, 2004.

[31] A. Y. C. Nee, Ed., *Handbook of Manufacturing Engineering and Technology*. London, U.K.: Springer-Verlag, 2015.

[32] Comisión Económica para América Latina y el Caribe (CEPAL), *La industria automotriz en América Latina: integración productiva y modernización tecnológica*. Santiago, Chile: Naciones Unidas, 2022.

[33] FESTO Didactic, *Neumática industrial: fundamentos y aplicaciones técnicas*. Esslingen, Alemania: Festo Didactic GmbH & Co. KG, 2013.

[34] American Welding Society, *Resistance Welding Manual*, 4th ed. Miami, FL, USA: AWS, 2012.

[35] A. Scotti and V. Ponomarev, *Soldagem por resistência elétrica*. São Paulo, Brasil: Associação Brasileira de Soldagem (ABS), 2014.

[36] Instituto Ecuatoriano de Normalización (INEN), *Instalaciones eléctricas de baja tensión – Requisitos de seguridad*. Quito, Ecuador: INEN, última edición vigente.

[37] American Welding Society, AWS D8.1/D8.1M: Specification for Automotive Weld Quality—Resistance Spot Welding, Miami, FL, USA: American Welding Society, 2016.

[38] Organización Internacional del Trabajo, Introducción al estudio del trabajo, 4.ª ed. Ginebra, Suiza: OIT, 1996.

[39] American Welding Society (AWS), Welding Processes: Part 1, vol. 2 de Welding Handbook, 9na ed. Miami, FL, USA: AWS, 2004.

[40] S. Kou, Welding Metallurgy, 3ra ed. Hoboken, NJ, USA: John Wiley & Sons, 2020.

[41] J. Zhou, H. L. Zhang, y J. L. Guan, "Influence of welding parameters on nutrient nugget growth in resistance spot welding," Journal of Materials Processing Technology, vol. 175, no. 1-3, pp. 446-451, 2006.

[42] M. Pouranvari y S. P. H. Marashi, "Critical review of automotive resistance spot welding: Metallurgy, microstructure and failure mode," Materials Science and Technology, vol. 29, no. 4, pp. 367-377, 2013.

[43] American Welding Society (AWS) Committee on Automotive Welding, Test Methods for Evaluating the Resistance Spot Welding Behavior of Automotive Sheet Steel Materials, AWS D8.1M:2021, 2021.

[44] Presidencia de la República del Ecuador, “Reglamento para la Aplicación de la Ley de Régimen Tributario Interno,” Registro Oficial Suplemento 209, Decreto Ejecutivo 374, Art. 28, Num. 6, Lit. a, Sublit. II, Jun. 2010. [Actualizado a May. 2026].

[45] D. Sun, B. Lang, and D. Q. Sun, “Resistance Spot Welding: A Review of Welding Parameters and Quality Assessment,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 164–165, pp. 1288–1295, 2005.

[46] A. J. K. Wright et al., “Evolution of Electrothermal Heating and Dielectric Properties of Phenolic Resins During Pyrolysis,” *Macromolecular Materials and Engineering*, vol. 310, no. 3, 2024.

[47] J. Gould et al., “Resistance Mash Welding for Joining of Copper Conductors for Electric Motors,” *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 15, no. 4, pp. 549–557, 2013.

# ANEXOS

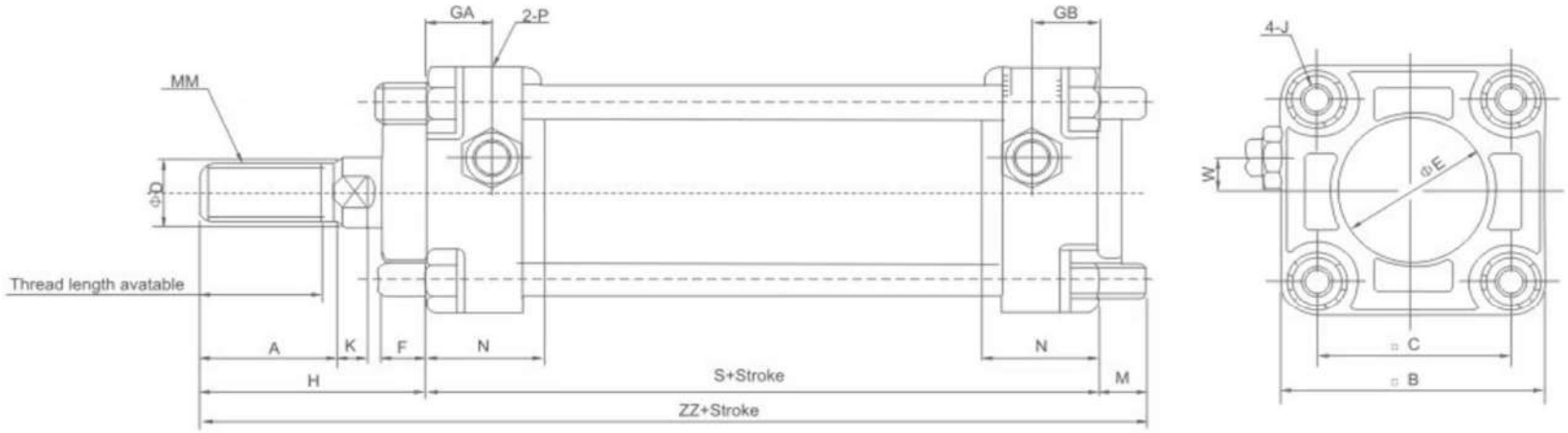
**ANEXO A1**

**Tabla 8.1. Valores aproximados de los coeficientes de fricción estática para superficies secas**

| | |
|---|---|
| Metal sobre metal | 0.15-0.60 |
| Metal sobre madera | 0.20-0.60 |
| Metal sobre piedra | 0.30-0.70 |
| Metal sobre cuero | 0.30-0.60 |
| Madera sobre madera | 0.25-0.50 |
| Madera sobre cuero | 0.25-0.50 |
| Piedra sobre piedra | 0.40-0.70 |
| Tierra sobre tierra | 0.20-1.00 |
| Hule sobre concreto | 0.60-0.90 |

# ANEXO B1

| Bore(mm) | 40 | 50 | 63 | 80 | 100 |
|---|---|---|---|---|---|
| Working Medium | Air | | | | |
| Motion Pattern | Double action Type | | | | |
| Ensured Pressure Resistance | 15.3kgf/cm2(1.5Mpa) | | | | |
| Max.pressure | 10.2kgf/cm2(1.0Mpa) | | | | |
| Min.pressure | 0.5kgf/cm2(0.05Mpa) | | | | |
| Operating Temperature Range | 5-+60℃ | | | | |
| Operating Speed Range | 50-500mm/s | | | | |
| Buffering | Air buffering | | | | |
| Margin of Stroke Error(mm) | -0-250+1.0 251-1000+1.4 1001-1500+1.8 | | | | |
| Port size | G1/4" | G3/8" | G3/8" | G1/2" | G1/2" |




| Diameter | Stroke range | Thread length available | A | □B | □C | φD | φE | F | GA | GB | J | K | M | MM | N | P | S | W | H | ZZ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 40 | -500 | 27 | 30 | 60 | 44 | 16 | 32 | 10 | 15 | 15 | M8×1.25 | 6 | 11 | M14×1.5 | 27 | 1/4 | 84 | 8 | 51 | 146 |
| 50 | -600 | 32 | 35 | 70 | 52 | 20 | 40 | 10 | 17 | 17 | M8×1.25 | 7 | 11 | M18×1.5 | 30 | 3/8 | 90 | 0 | 58 | 159 |
| 63 | -600 | 32 | 35 | 85 | 64 | 20 | 40 | 10 | 17 | 17 | M10×1.25 | 7 | 14 | M18×1.5 | 31 | 3/8 | 98 | 0 | 58 | 170 |
| 80 | -750 | 37 | 40 | 102 | 78 | 25 | 52 | 14 | 21 | 21 | M12×1.75 | 11 | 17 | M22×1.5 | 37 | 1/2 | 116 | 0 | 71 | 204 |
| 100 | -750 | 37 | 40 | 116 | 92 | 30 | 52 | 14 | 21 | 21 | M12×1.75 | 11 | 17 | M26×1.5 | 40 | 1/2 | 126 | 0 | 72 | 215 |

# ANEXO B2



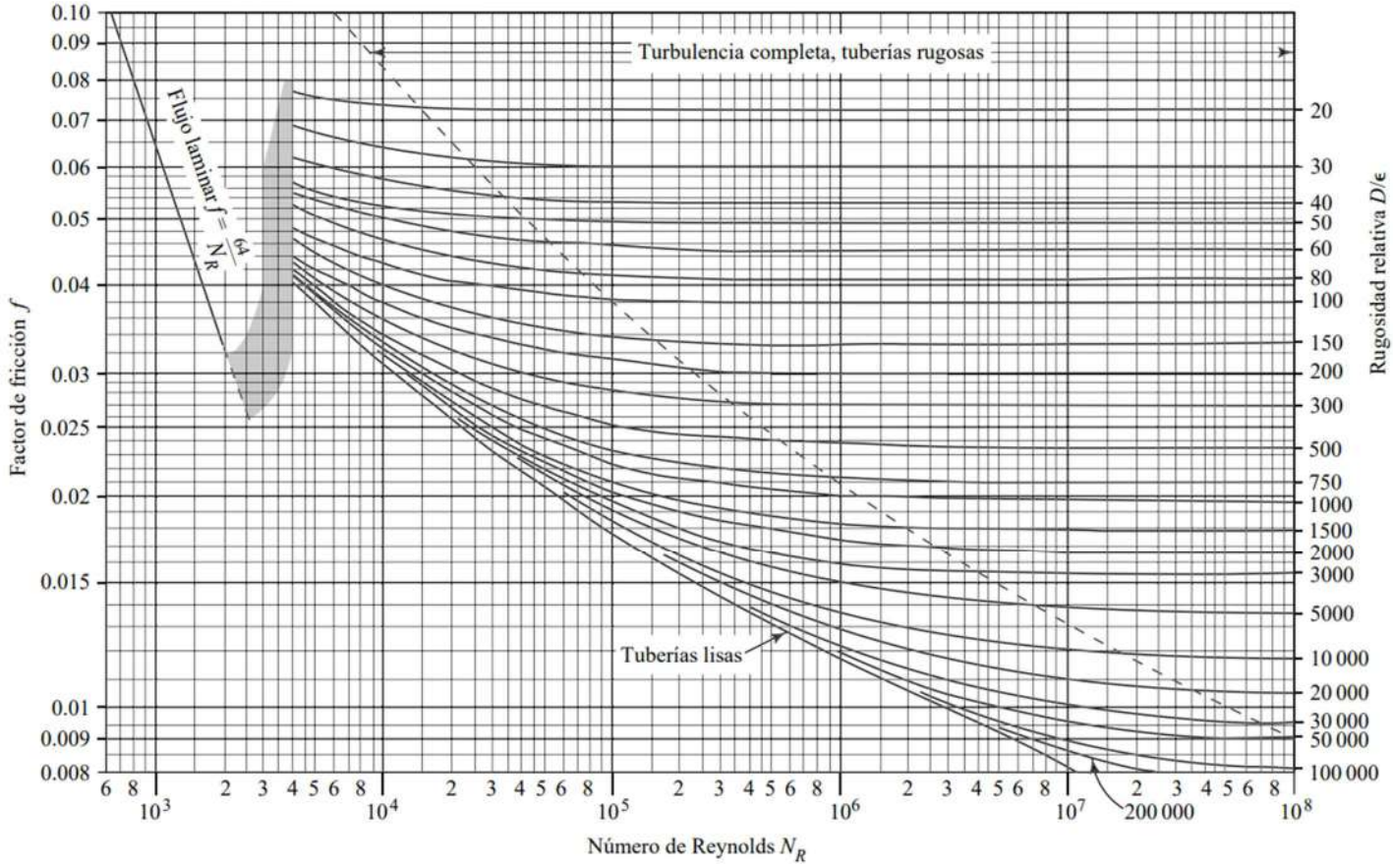



**FIGURA 8.7** Diagrama de Moody. (*Fuente*: Pao, R. H. E. *Fluid Mechanics*, p. 284. Derechos reservados 9c. 1961. Reproducido con autorización del autor).

# ANEXO B3

# MANGUERA

## TABLA DE COLORES

### Tabla de series

●: Modelo estándar, ▲: Modelo opcional, ■:Bajo demanda (Contacte con SMC para más detalles)

| | Milimetros (Serie TU) | | | | | | | Pulgadas (Serie TIUB) | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **Modelo** | **TU0212** | **TU0425** | **TU0604** | **TU0805** | **TU1065** | **TU1208** | **TU1610** | **TIUB01** | **TIUB05** | **TIUB07** | **TIUB11** | **TIUB13** |
| **Diám. ext. de la manguera** | 2 | 4 (5/32") | 6 | 8 (5/16") | 10 | 12 | 16 | 1/8" | 3/16" | 1/4" | 3/8" | 1/2" |
| **Diám. int. de la manguera** | 1.2 | 2.5 (0.098") | 4 | 5 (0.197") | 6.5 | 8 | 10 | 0.079" (5/64") | 0.125" (1/8") | 0.167" | 0.25" (1/4") | 0.333" |
| **Radio de flexión mín. (mm)** | 4 | 10 | 15 | 20 | 27 | 35 | 45 | 10 | 15 | 23 | 27 | 35 |

# ANEXO B4

# PROPIEDADES DEL AIRE

**TABLA E.1** Propiedades del aire contra la temperatura en unidades del SI a la presión atmosférica estándar

| Temperatura $T$ (°C) | Densidad $\rho$ (kg/m$^3$) | Peso específico $\gamma$ (N/m$^3$) | Viscosidad dinámica $\eta$ (Pa·s) | Viscosidad cinemática $\nu$ (m$^2$/s) |
|---|---|---|---|---|
| −40 | 1.514 | 14.85 | $1.51 \times 10^{-5}$ | $9.98 \times 10^{-6}$ |
| −30 | 1.452 | 14.24 | $1.56 \times 10^{-5}$ | $1.08 \times 10^{-5}$ |
| −20 | 1.394 | 13.67 | $1.62 \times 10^{-5}$ | $1.16 \times 10^{-5}$ |
| −10 | 1.341 | 13.15 | $1.67 \times 10^{-5}$ | $1.24 \times 10^{-5}$ |
| 0 | 1.292 | 12.67 | $1.72 \times 10^{-5}$ | $1.33 \times 10^{-5}$ |
| 10 | 1.247 | 12.23 | $1.77 \times 10^{-5}$ | $1.42 \times 10^{-5}$ |
| 20 | 1.204 | 11.81 | $1.81 \times 10^{-5}$ | $1.51 \times 10^{-5}$ |
| 30 | 1.164 | 11.42 | $1.86 \times 10^{-5}$ | $1.60 \times 10^{-5}$ |
| 40 | 1.127 | 11.05 | $1.91 \times 10^{-5}$ | $1.69 \times 10^{-5}$ |
| 50 | 1.092 | 10.71 | $1.95 \times 10^{-5}$ | $1.79 \times 10^{-5}$ |
| 60 | 1.060 | 10.39 | $1.99 \times 10^{-5}$ | $1.89 \times 10^{-5}$ |
| 70 | 1.029 | 10.09 | $2.04 \times 10^{-5}$ | $1.99 \times 10^{-5}$ |
| 80 | 0.9995 | 9.802 | $2.09 \times 10^{-5}$ | $2.09 \times 10^{-5}$ |
| 90 | 0.9720 | 9.532 | $2.13 \times 10^{-5}$ | $2.19 \times 10^{-5}$ |
| 100 | 0.9459 | 9.277 | $2.17 \times 10^{-5}$ | $2.30 \times 10^{-5}$ |
| 110 | 0.9213 | 9.034 | $2.22 \times 10^{-5}$ | $2.40 \times 10^{-5}$ |
| 120 | 0.8978 | 8.805 | $2.26 \times 10^{-5}$ | $2.51 \times 10^{-5}$ |

*Nota:* Las propiedades del aire para condiciones estándar a nivel del mar son las siguientes:

| | |
|---|---|
| Temperatura | 15 °C |
| Presión | 101.325 kPa |
| Densidad | 1.225 kg/m$^3$ |
| Peso específico | 12.01 N/m$^3$ |
| Viscosidad dinámica | $1.789 \times 10^{-5}$ Pa·s |
| Viscosidad cinemática | $1.46 \times 10^{-5}$ m$^2$/s |

# ANEXO C1

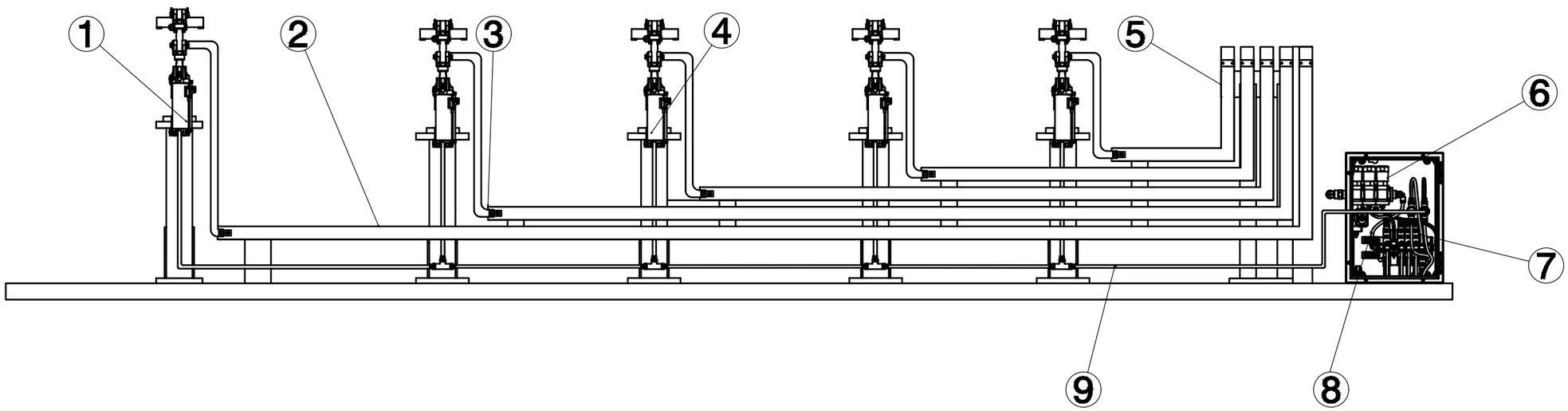
**TABLA C.2**
**Propiedades a temperatura ambiente de aleaciones no férreas seleccionadas en estado recocido.**

| *Material* | *Densidad* ($g/cm^3$) | *Módulo elástico* [$psi \times 10^6$ ($GPa$)] | *Límite elástico* [$ksi$ ($MPa$)] | *Resistencia a la tracción* [$ksi$ ($MPa$)] | *Ductilidad* (% El en 2 pulgadas) | *Relación de Poisson* | *Conductividad eléctrica* [$(\Omega\text{-}m)^{-1} \times 10^6$] | *Conductividad térmica* ($W/m\text{-}K$) | *Coeficiente de dilatación* [$(°C)^{-1} \times 10^{-6}$] | *Tramo de temperaturas de fusión* ($°C$) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Aluminio (>99,5) | 2,71 | 10 (69) | 2,5 (17) | 8 (55) | 25 | 0,33 | 36 | 231 | 23,6 | 646–657 |
| Aleación de aluminio | 2,80 | 10,5 (72) | 14 (97) | 27 (186) | 18 | 0,33 | 29 | 192 | 22,5 | 507–638 |
| 2014 | 8,94 | 16 (110) | 10 (69) | 32 (220) | 45 | 0,35 | 58 | 398 | 16,5 | 1085 |
| Cobre (99,95) | 8,53 | 16 (110) | 11 (75) | 44 (303) | 68 | 0,35 | 16 | 120 | 20,0 | 915–955 |
| Latón (70Cu-30Zn) | 8,80 | 16 (110) | 22 (152) | 55 (380) | 70 | 0,35 | 7,5 | 62 | 18,2 | 880–1020 |
| Bronce (92Cu-8Sn) | 1,74 | 6,5 (45) | 6 (41) | 24 (165) | 14 | 0,29 | 17,5 | 122 | 27,0 | 650 |
| Magnesio (>99) | 10,22 | 47 (324) | 82 (565) | 95 (655) | 35 | — | 19,2 | 142 | 4,9 | 2610 |
| Molibdeno (>99) | 8,90 | 30 (207) | 20 (138) | 70 (483) | 40 | 0,31 | 11,8 | 80 | 13,3 | 1454 |
| Níquel (>99) | 10,49 | 11 (76) | 8 (55) | 18 (125) | 48 | 0,37 | 56 | 418 | 19,0 | 961 |
| Plata (>99) | 4,51 | 15,5 (107) | 35 (240) | 48 (330) | 30 | 0,34 | 2,0 | 17 | 9,0 | 1670 |
| Titanio (>99) | | | | | | | | | | |

# ANEXO D1

| 焊点编号 Spot No. | 制件1名称 Part Name 1 | 材质1 Material 1 | 板厚1 Thickness 1 | 制件2名称 Part Name 2 | 材质2 Material 2 | 板厚2 Thickness 2 | 制件3名称 Part Name 3 | 材质3 Material 3 | 板厚3 Thickness 3 | 总板厚 | 设定压力（KN） Pressure | 加压时间（ms） Clamping Time | 预热电流（KA） Preheating current | 预热时间（ms） Preheating time | 冷却时间1（ms） Cooling 1 Time | 上坡电流（KA） Uphill current | 上坡时间（ms） Uphill time | 主焊接电流（KA） Main welding current | 主焊接时间（ms） Main welding time | 脉冲次数 Number of pulses |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 8400010XP6EXA-WS-3Spot-0007 | 左下前侧面板 Lower left front side panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 0,8 | 左下前侧加强板 Lower left front reinforcement panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 1 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | 2,6 | 0,8 | 500 | 9 | 40 | 20 | 0 | 0 | 8,6 | 400 | 1 |
| 8400010XP6EXA-WS-3Spot-0008 | 左下前侧面板 Lower left front side panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 0,8 | 左下前侧加强板 Lower left front reinforcement panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 1 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | 2,6 | | | | | | | | | | |
| 8400010XP6EXA-WS-2Spot-0012 | 左下前侧面板 Lower left rear side panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 0,8 | 左下后部加固板 Lower left rear reinforcement panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 1 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | 2,6 | | | | | | | | | | |
| 8400010XP6EXA-WS-2Spot-0013 | 左下前侧面板 Lower left rear side panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 0,8 | 左下后部加固板 Lower left rear reinforcement panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 1 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | 2,6 | | | | | | | | | | |
| 8400010XP6EXA-WS-2Spot-0014 | 右下前侧面板 Lower right front side panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 2 | 前右下加固板 front right lower reinforcement panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 1 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | 3,8 | | | | | | | | | | |
| 8400010XP6EXA-WS-2Spot-0015 | 右下前侧面板 Lower right front side panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 2 | 前右下加固板 front right lower reinforcement panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 1 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | 3,8 | | | | | | | | | | |
| 8400010XP6EXA-WS-3Spot-0009 | 右下后侧板 Lower right rear side panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 2 | 右后下部加强板 Right rear lower reinforcement panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 1 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | 3,2 | | | | | | | | | | |
| 8400010XP6EXA-WS-3Spot-0010 | 右下后侧板 Lower right rear side panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 1,4 | 右后下部加强板 Right rear lower reinforcement panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 1 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | 1,6 | | | | | | | | | | |
| 8400010XP6EXA-WS-3Spot-0011 | 左下后盖板 Lower left rear panel | DC52D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | DC56D+Z 50/50-M-FB | | | 1,6 | | | | | | | | | | |
| 8400010XP6EXA-WS-2Spot-0016 | 右下角后盖 Lower right-hand rear panel | Q/CC CL082-2013¥DC04-FB-Q/CC CL037-2014 | 0,8 | 套装 Flat Set | DC56D+Z 50/50-M-FB | 0,8 | DC56D+Z 50/50-M-FB | | | 1,6 | | | | | | | | | | |

# PLANOS




| No. de Pieza | Denominación | No. de Norma/Dibujo | Material | No. de Orden | No. de Modelo/Semiproducto | Peso g./pieza [kg] | Observaciones |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 10 | Ensamblaje de Torres Estructurales | | Acero ASTM A36 | 1 | Fabricación Propia | 160.6 | |
| 14 | Ductobarras de Cobre | | Cobre ASTM B5 | 2 | Barra Rectangular Cu 40×20 mm | 100.24 | |
| 10 | Cables de cobre refrigerados | ISO 8205-3 | Cobre ASTM B170 | 3 | TECNA 375 mm² | 38 | |
| 10 | Pistolas Autoaccionadas Dummy | ISO 12100 | Acero ASTM A36 | 4 | RIJI ASX40-0906 | 120 | |
| 2 | Ensamblaje de soportes de muescas | | Acero ASTM A36 | 5 | Accesorio de Soporte | 19.68 | |
| 1 | Unidad FRL | ISO 8573-1 | Ensamble Comercial | 6 | SMC AC40-04DG | 0.95 | |
| 2 | Valvulas 5/2 | ISO 1219-1 | Ensamble Comercial | 7 | SMC SY5120 | 0.20 | |
| 10 | Manguera Neumática/Potencia M10 | UL-94 Grado V-0 | Nylon 12 (UL94 V-0) | 8 | SMC TU1065B | 0.6 | |
| 10 | Manguera Neumática/Distribución M6 | UL-94 Grado V-0 | Nylon 12 (UL94 V-0) | 9 | SMC TU0604B | 0.4 | |

| Edi. | Modifi. | Fecha | Nom. |
|---|---|---|---|
| | | | |

Tolerancia: ±1

Peso: 440.67 kg

Materiales: VARIOS

| | Fecha | Nombre |
|---|---|---|
| Dib. | 16/09/2025 | Alejandro Mayorga- Jose Vargas |
| Rev. | 17/09/2025 | Carrillo M. |
| Apro. | 17/09/2025 | Carrillo M. |

Empresa: UTA

Denominación: Vista de Componentes

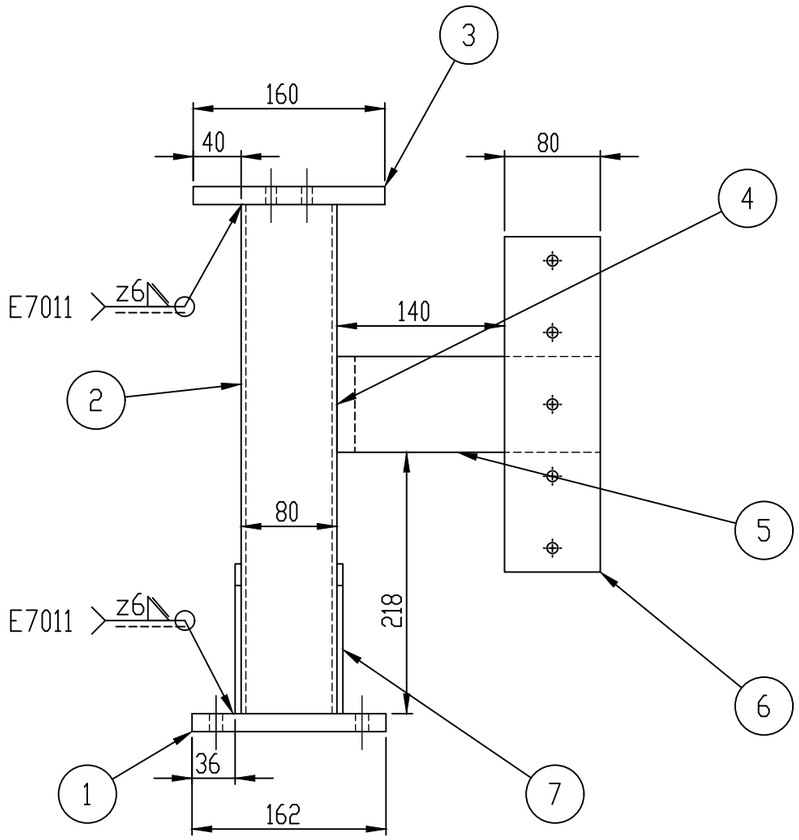
Escala: 1:20

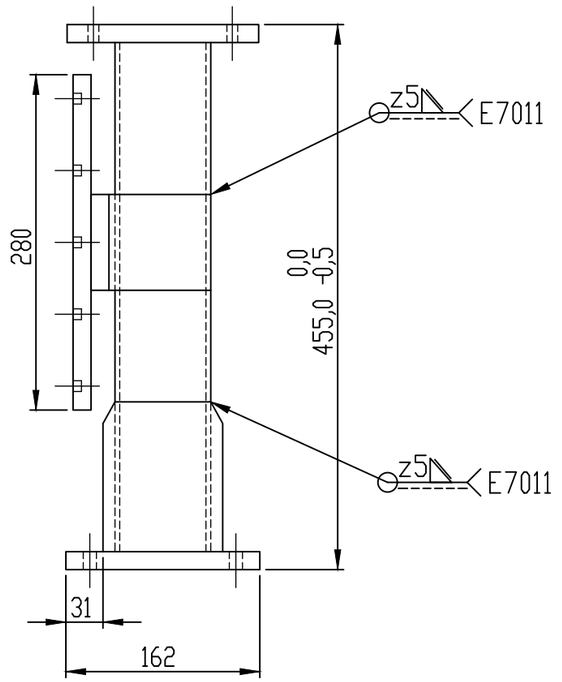
N° del dibujo: 1 de 13

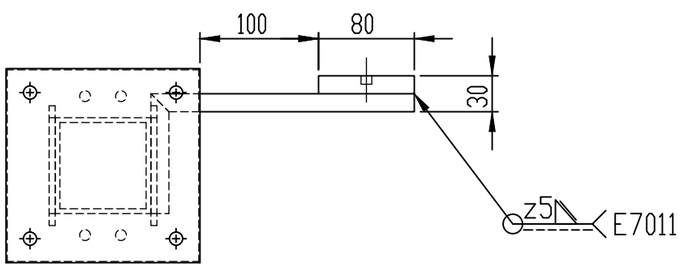
Registro

Sustitución: NA

PINTADO




| No. de Pieza | Denominación | No. de Norma/Dibujo | Material | No. de Orden | No. de Modelo/Semiproducto | Peso g./pieza [kg] | Observaciones |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | Placa 162X162X15 | | Acero ASTM A36 | 1 | | 3.05 | |
| 1 | Tubo Cuadrado 80X5 | | Acero ASTM A36 | 2 | | 4.06 | |
| 1 | Placa 160X160X15 | | Acero ASTM A36 | 3 | | 2.98 | |
| 1 | Placa 100X80X15 | | Acero ASTM A36 | 4 | | 0.87 | |
| 1 | Placa 220X220X15 | | Acero ASTM A36 | 5 | | 2.00 | |
| 1 | Placa 280X80X15 | | Acero ASTM A36 | 6 | | 2.62 | |
| 2 | Placa 125X100X5 | | Acero ASTM A36 | 7 | | 0.98 | |

| Edi. | Modifi. | Fecha | Nom. |
|---|---|---|---|
| | | | |

Tolerancia: ±1

Peso: 16.06

Materiales: Acero ASTM A36

| | Fecha | Nombre |
|---|---|---|
| Dib. | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. |
| Rev. | 18/05/2026 | Carrillo M. |
| Apro. | 18/05/2026 | Carrillo M. |

Empresa: UTA

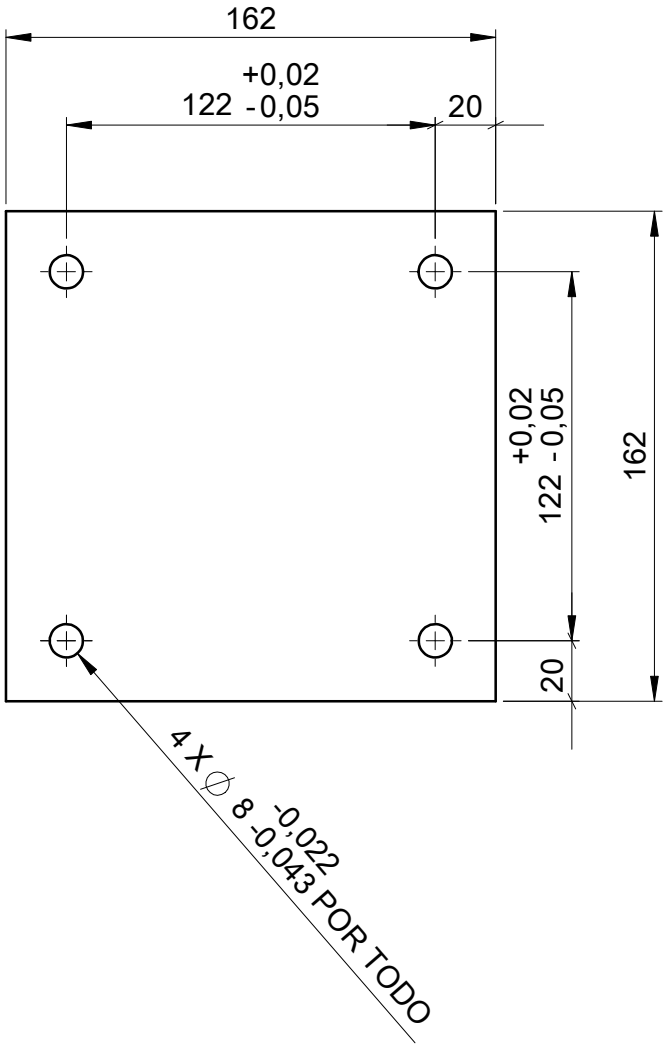
Denominación: Torre Estructural

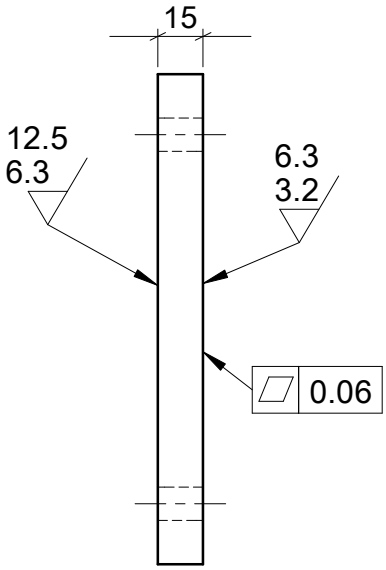
Escala: 1:5

N° del dibujo: 2 de 13

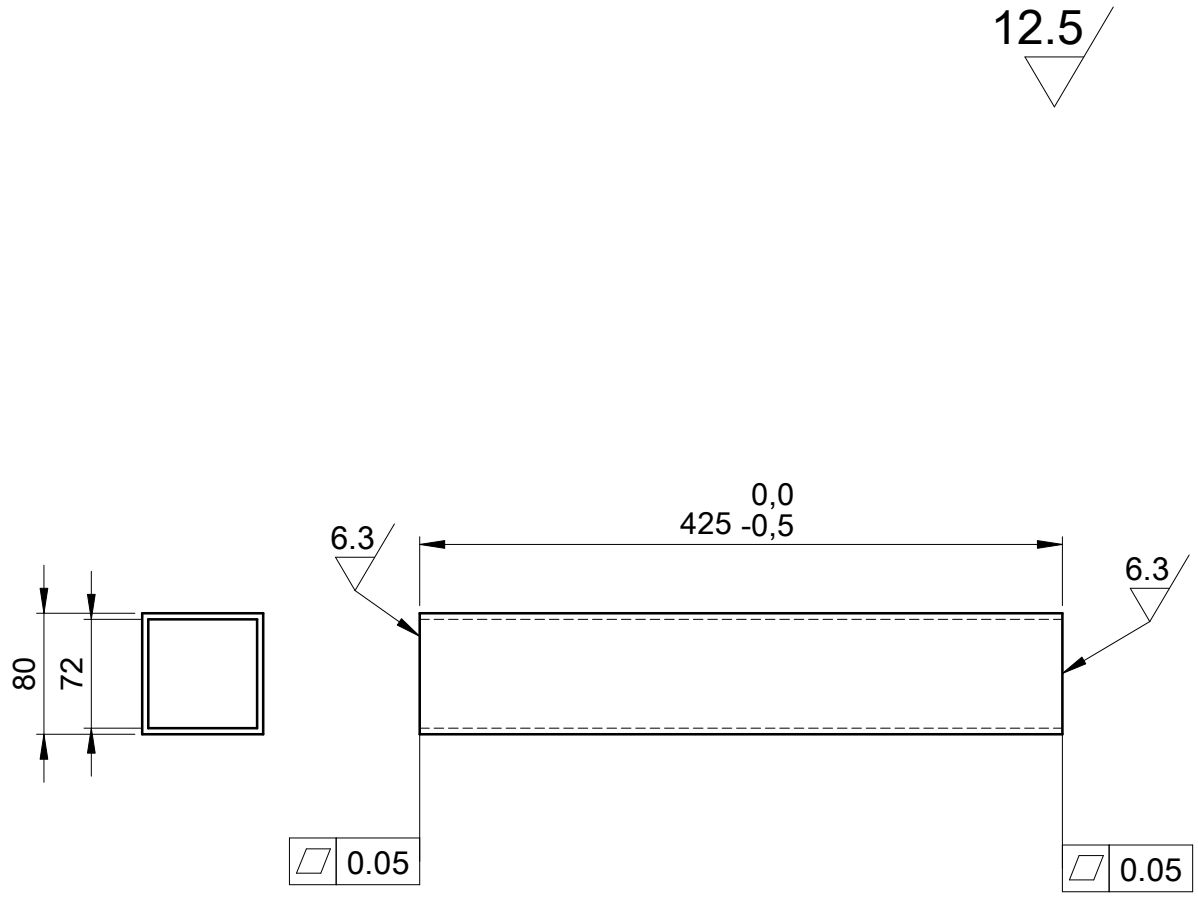
Registro

Sustitución: NA



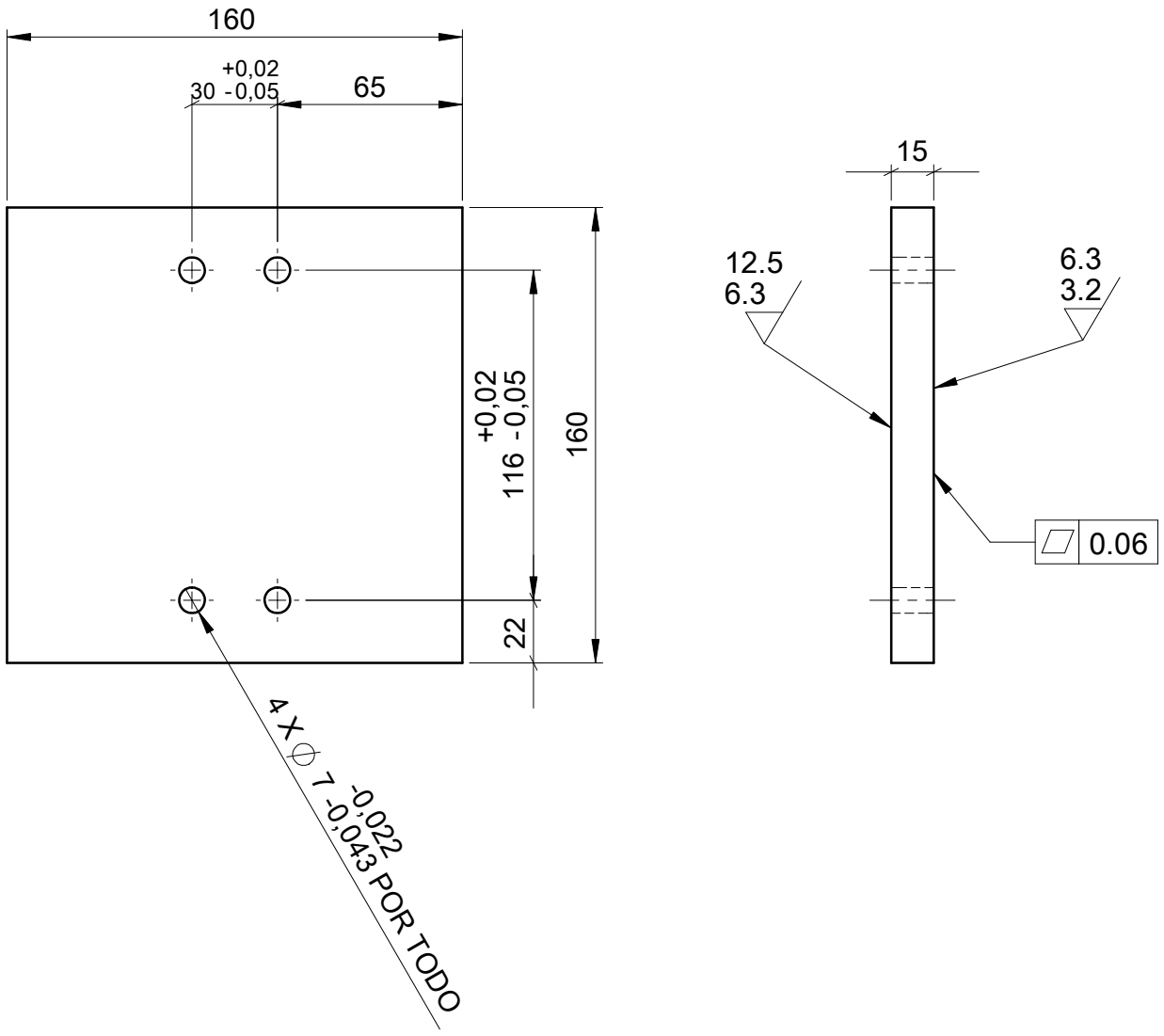

| | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | | (Peso) | Materiales: |
| | | | | ±1 | | 3.05 kg | Acero ASTM A36 |
| | | | | | Fecha | Nombre | Denominación: |
| | | | | Dibujó: | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. | PLACA 162X162X15 |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. | Escala: 1:2.5 |
| | | | | Aprobó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. | |
| | | | | UTA | | | Número del dibujo: 3 de 13 |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | | | | NA |




| | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | (Peso) | Materiales: |
| | | | | ±1 | 4.06 kg | Acero ASTM A36 |
| | | | | | Fecha | Nombre |
| | | | | Dibujó: | 18/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| | | | | Aprobó: | 15/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | UTA<br>Ingeniería Mecánica | | Número del dibujo: 4 de 13<br>NA |

Denominación: TUBO 80X4

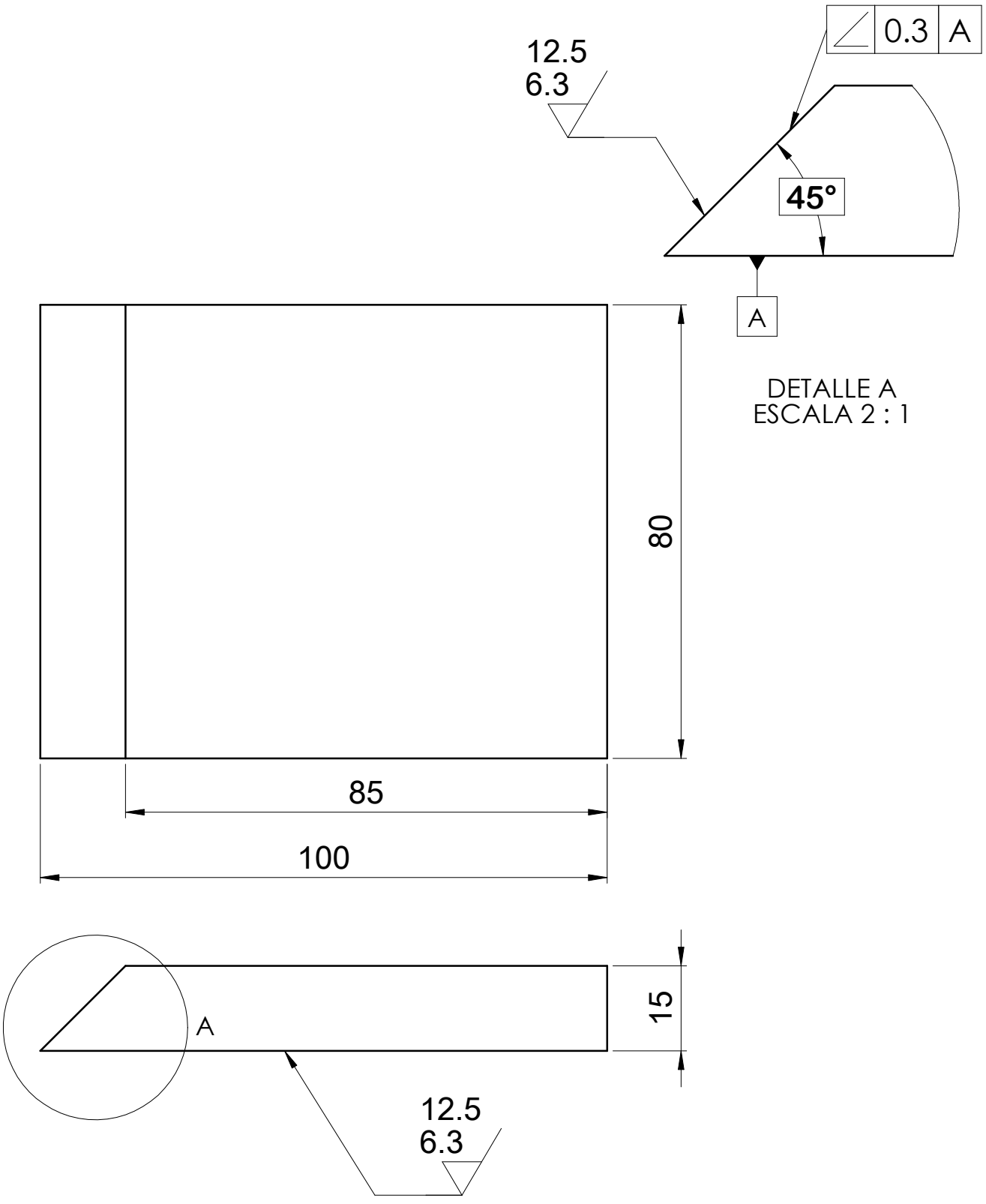
Escala: 1:5




| | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | (Peso) | Materiales: |
| | | | | ±1 | 2.98 kg | Acero ASTM A36 |
| | | | | | Fecha | Nombre |
| | | | | Dibujó: | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| | | | | Aprobó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| | | | | UTA | | Número del dibujo: 5 de 13 |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | | | NA |

Denominación: PLACA 160X160X15

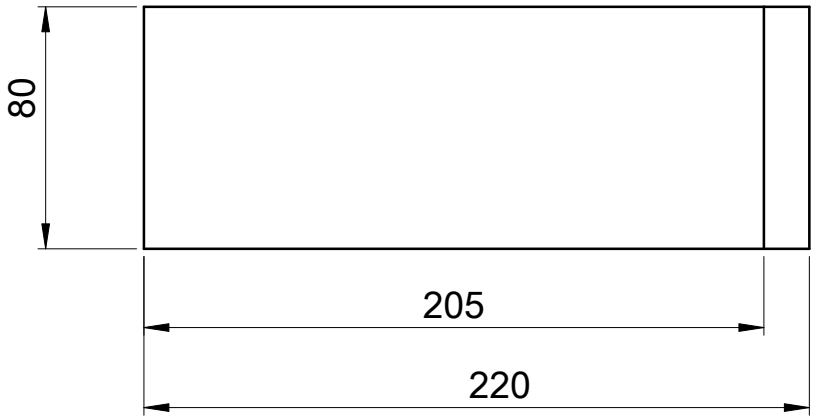
Escala: 1:2.5

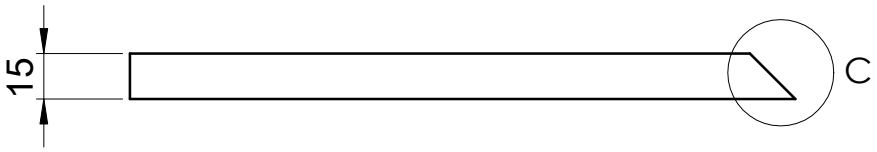



| | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | (Peso) | Materiales: |
| | | | | ±1 | 0.87 kg | Acero ASTM A36 |
| | | | | | Fecha | Nombre |
| | | | | Dibujó: | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| | | | | Aprobó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| | | | | UTA | | Número del dibujo: 6 de 13 |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | | | NA |

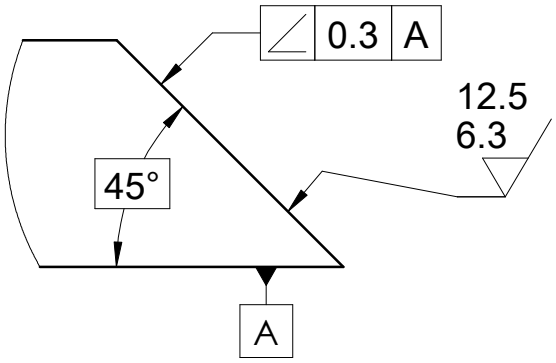
Denominación: PLACA 100X80X15

Escala: 1:1



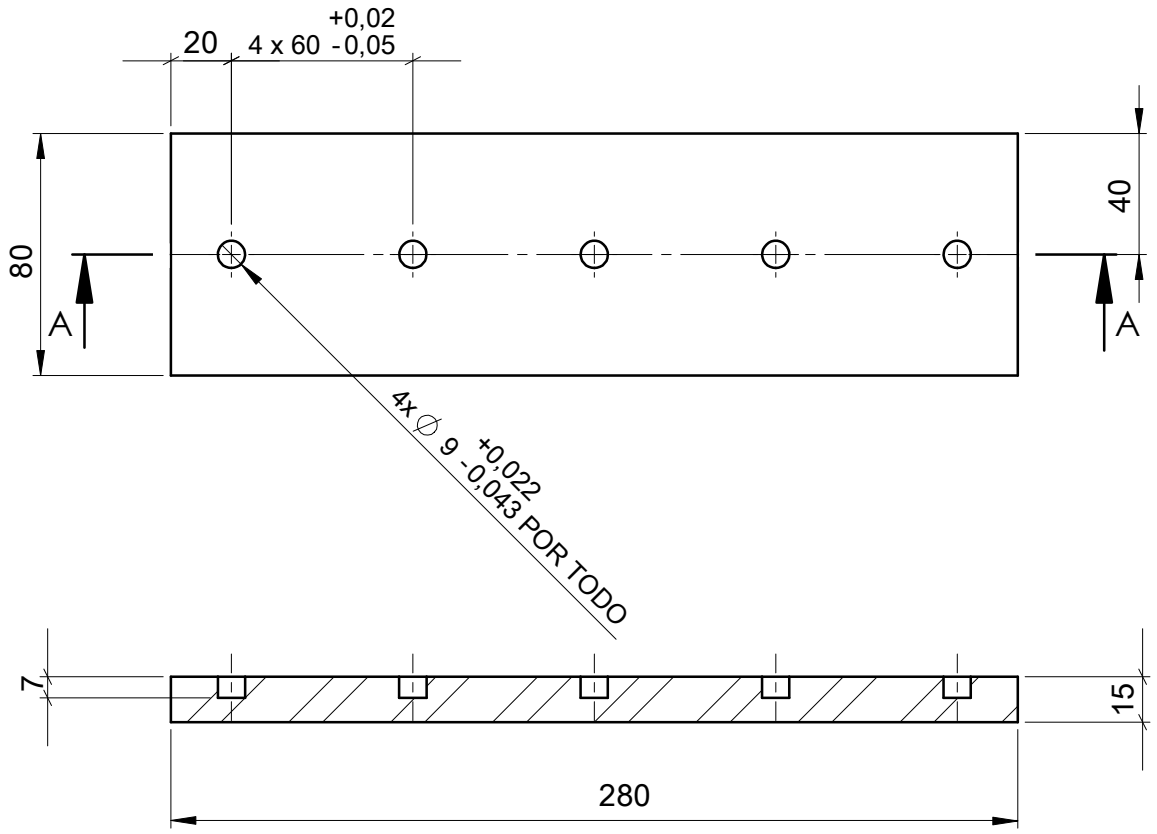

DETALLE C
ESCALA 2 : 1




| | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | (Peso) | Materiales: | |
| | | | | ±1 | 2 kg | Acero ASTM A36 | |
| | | | | | Fecha | Nombre | |
| | | | | Dibujó: | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. | |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. | |
| | | | | Aprobó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. | |
| | | | | UTA | | Número del dibujo: 7 de 13 | |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | | | NA | |

Denominación: PLACA 220X80X15

Escala: 1:2.5

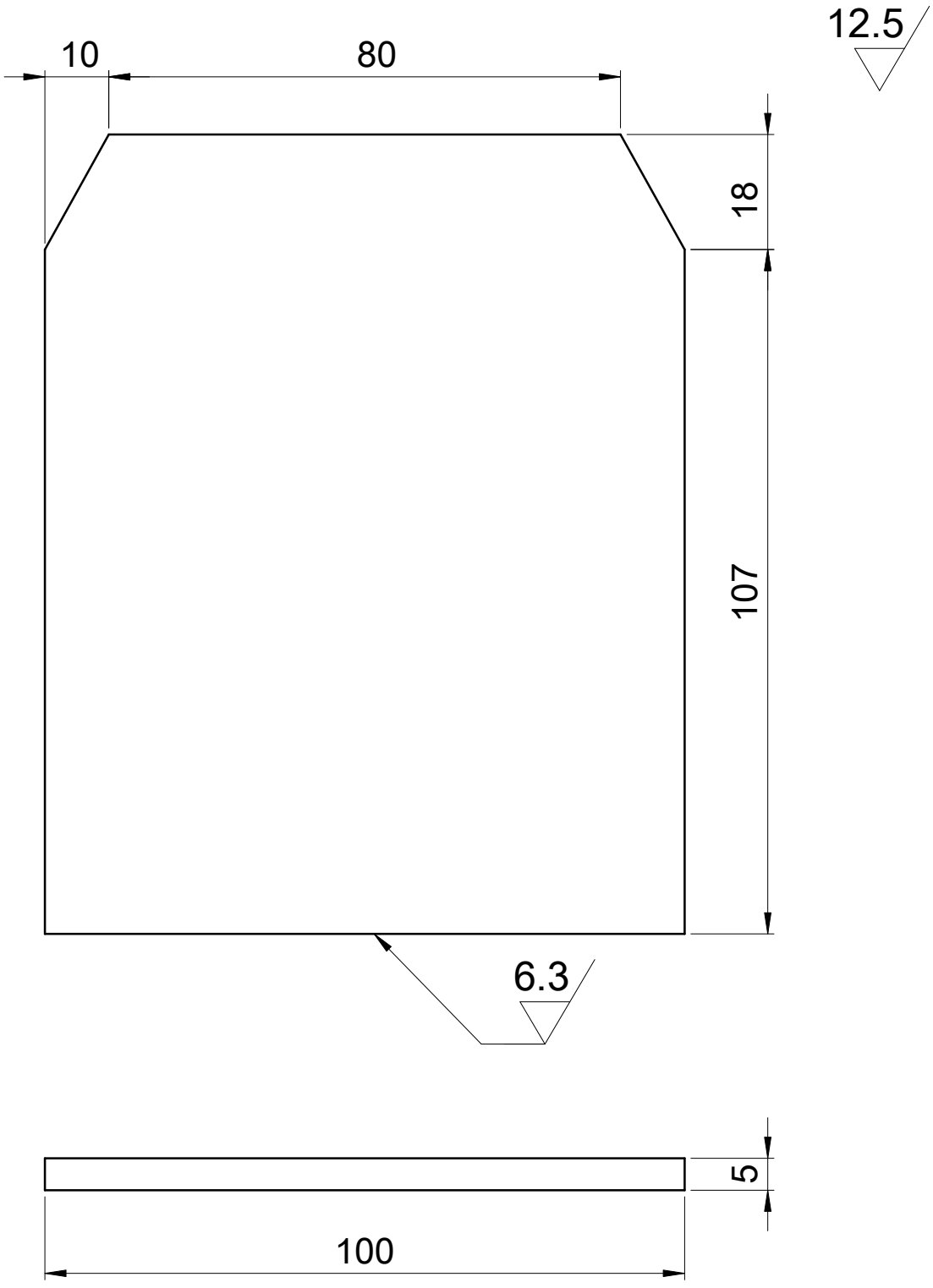



CORTE A-A
ESCALA 1 : 2.5

| | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | (Peso) | Materiales: | |
| | | | | ±1 | 2.62 kg | Acero ASTM A36 | |
| | | | | | Fecha | Nombre | |
| | | | | Dibujó: | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. | |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. | |
| | | | | Aprobó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. | |
| | | | | UTA | | Número del dibujo: 8 de 13 | |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | | | NA | |

Denominación:
# PLACA 280X80X15

Escala: 1:2.5




| | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | (Peso) | Materiales: |
| | | | | ±1 | 0.48 kg | Acero ASTM A36 |
| | | | | | Fecha | Nombre |
| | | | | Dibujó: | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| | | | | Aprobó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| | | | | UTA | | |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | | | |

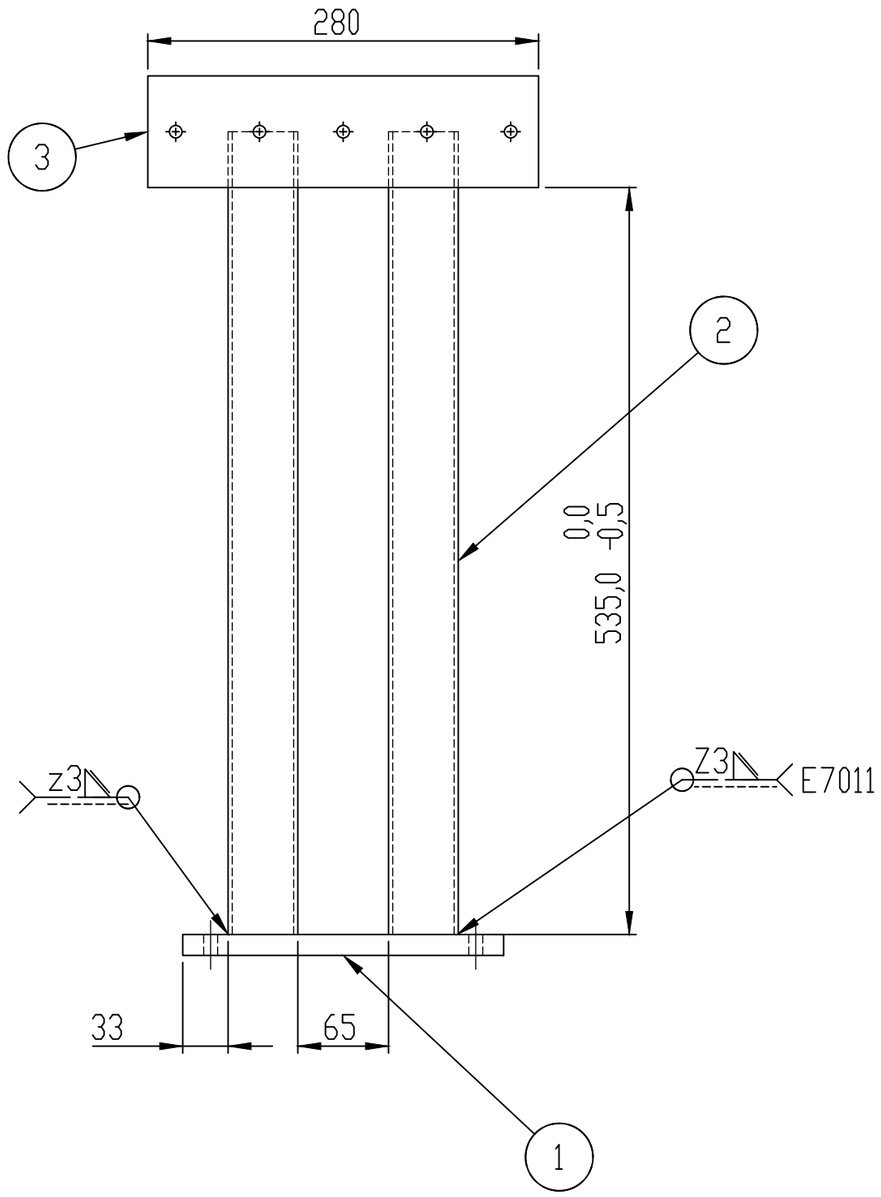
Denominación:

# PLACA 125X100X5

Escala: 1:1

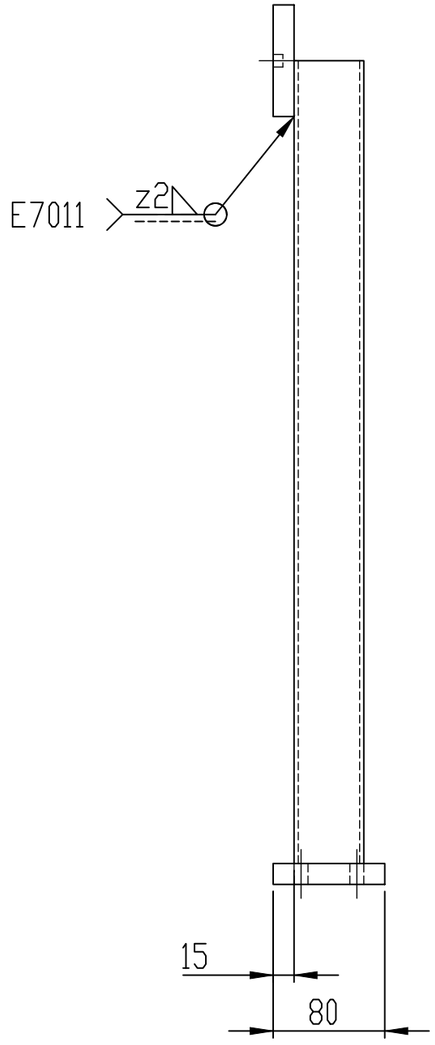
Número del dibujo: 9 de 13

NA










PINTADO

| No. de Pieza | Denominación | No. de Norma/Dibujo | Material | No. de Orden | No. de Modelo/Semiproducto | Peso g./pieza [kg] | Observaciones |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | Placa 230X80X15 | | Acero ASTM A36 | 1 | | 2.00 | |
| 2 | Tubo Cuadrado 50X3 | | Acero ASTM A36 | 2 | | 2.62 | |
| 1 | Placa 280X80X15 | | Acero ASTM A36 | 3 | | 0.98 | |

| Edi. | Modifi. | Fecha | Nom. |
|---|---|---|---|
| | | | |

Tolerancia: ±1

Peso: 9.84 kg

Materiales: Acero ASTM A36

| | Fecha | Nombre |
|---|---|---|
| Dib. | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. |
| Rev. | 18/05/2026 | Carrillo M. |
| Apro. | 18/05/2026 | Carrillo M. |

Empresa: UTA

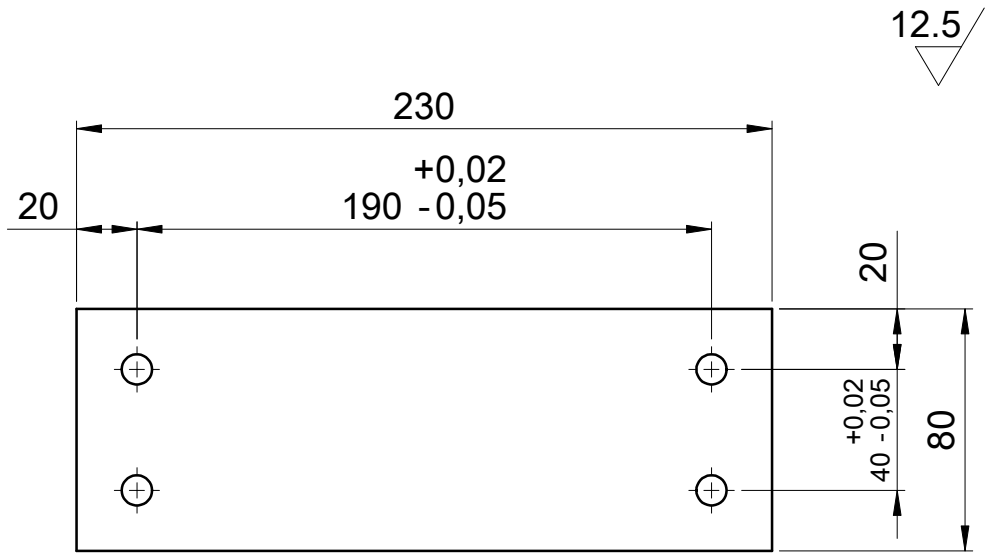
Denominación: Soporte de Muescas

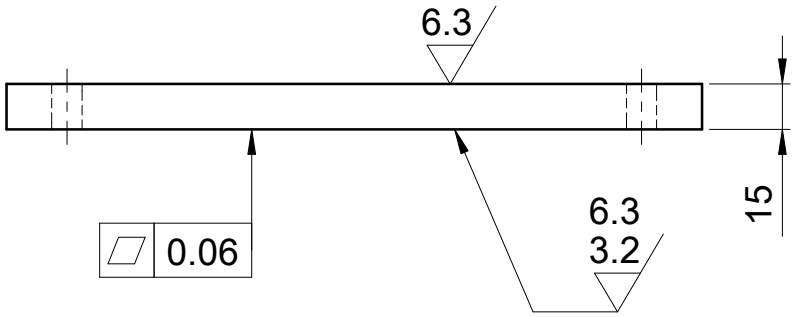
Escala: 1:5

N° del dibujo: 10 de 13

Registro

Sustitución: NA



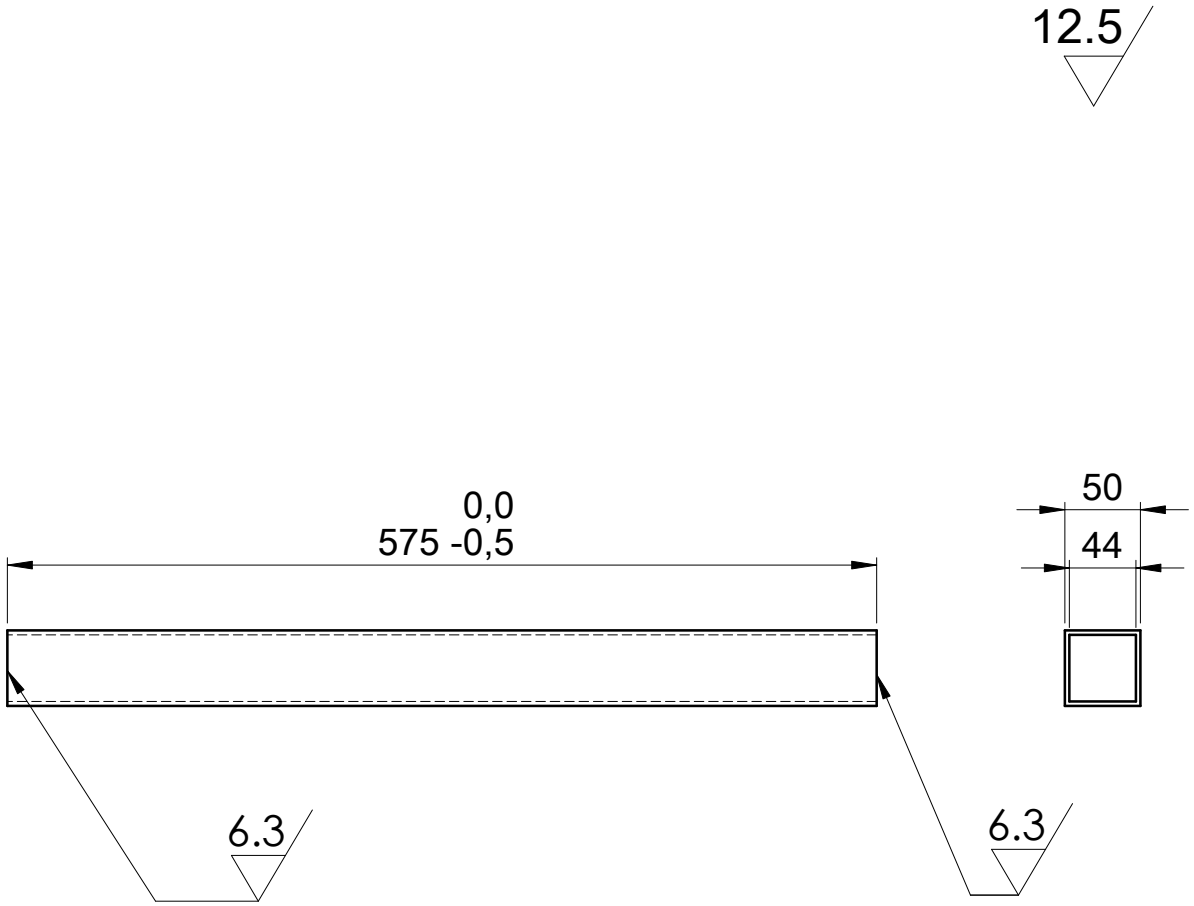

| | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | (Peso) | Materiales: |
| | | | | ±1 | 2.13 kg | Acero ASTM A36 |
| | | | | | Fecha | Nombre |
| | | | | Dibujó: | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| | | | | Aprobó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | UTA | | |

Denominación: PLACA 230X80X15

Escala: 1:2.5

Número del dibujo: 11 de 13

NA



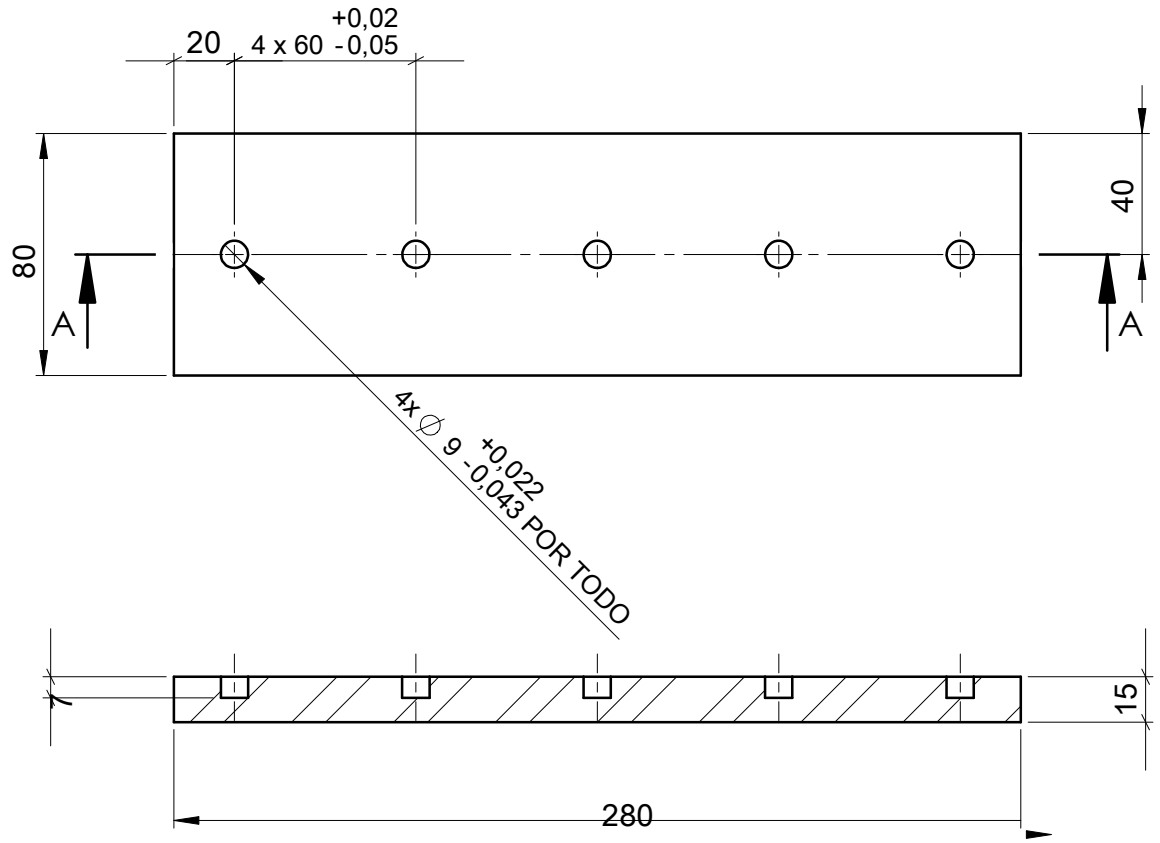

| | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | (Peso) | Materiales: |
| | | | | ±1 | 2.55 kg | Acero ASTM A36 |
| | | | | | Fecha | Nombre |
| | | | | Dibujó: | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| | | | | Aprobó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | UTA | | |

Denominación: TUBO 50X3

Escala: 1:5

Número del dibujo: 12 de 13

NA




CORTE A-A
ESCALA 1 : 2.5

| | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | Tolerancia | (Peso) | Materiales: | |
| | | | | ±1 | 2.62 kg | Acero ASTM A36 | |
| | | | | | Fecha | Nombre | |
| | | | | Dibujó: | 15/05/2026 | Mayorga A.-Vargas J. | Denominación: PLACA 280X80X15 — Escala: 1:2.5 |
| | | | | Revisó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. | |
| | | | | Aprobó: | 18/05/2026 | Ing. Carrillo M. | |
| | | | | UTA | | | Número del dibujo: 13 de 13 |
| Edición | Modificación | Fecha | Nombre | | | | NA |