



ESPE
UNIVERSIDAD DE LAS FUERZAS ARMADAS
INNOVACIÓN PARA LA EXCELENCIA

DEPARTAMENTO DE ENERGÍA Y MECÁNICA

CARRERA DE INGENIERÍA MECATRÓNICA

TRABAJO DE TITULACIÓN, PREVIO A LA OBTENCIÓN DEL TÍTULO DE
INGENIERO MECATRÓNICO

TEMA: DISEÑO E IMPLEMENTACIÓN DE UN ALGORITMO DE CONTROL
DE FORMA EN UN CATÉTER HÍPER-REDUNDANTE

AUTOR: RODRÍGUEZ NASTAR, PEDRO AGUSTÍN

DIRECTOR: ING. AYALA TACO, JAIME PAÚL
PhD ING BOYRAZ, PINAR

SANGOLQUÍ

2017



DEPARTAMENTO DE ENERGÍA Y MECÁNICA
CARRERA DE INGENIERIA MECATRÓNICA

CERTIFICACIÓN

Certifico que el trabajo de titulación, “*DISEÑO E IMPLEMENTACIÓN DE UN ALGORITMO DE CONTROL DE FORMA EN UN CATÉTER HÍPER-REDUNDANTE*” realizado por el señor **PEDRO AGUSTÍN RODRÍGUEZ NASTAR**, ha sido revisado en su totalidad y analizado por el software anti-plagio, el mismo cumple con los requisitos teóricos, científicos, técnicos, metodológicos y legales establecidos por la Universidad de Fuerzas Armadas ESPE, por lo tanto me permito acreditarlo y autorizar al señor **PEDRO AGUSTÍN RODRÍGUEZ NASTAR** para que lo sustente públicamente.

Salgolquí, 02 de febrero del 2017

Una firma manuscrita en tinta azul que parece decir "Jaime Paúl Ayala Taco". La firma está escrita sobre una línea horizontal punteada que sirve como línea de separación para el nombre y cargo del firmante.

ING JAIME PAÚL AYALA TACO
DIRECTOR



DEPARTAMENTO DE ENERGÍA Y MECÁNICA
CARRERA DE INGENIERÍA MECATRÓNICA

AUTORÍA DE RESPONSABILIDAD

Yo, **PEDRO AGUSTÍN RODRÍGUEZ NASTAR**, con cédula de identidad N° 171830056-7, declaro que este trabajo de titulación “**DISEÑO E IMPLEMENTACIÓN DE UN ALGORITMO DE CONTROL DE FORMA EN UN CATÉTER HÍPER-REDUNDANTE**” ha sido desarrollado considerando los métodos de investigación existentes, así como también se ha respetado los derechos intelectuales de terceros considerándose en las citas bibliográficas.

Consecuentemente declaro que este trabajo es de mi autoría, en virtud de ello me declaro responsable del contenido, veracidad y alcance de la investigación mencionada.

Salgolquí, 02 de febrero del 2017

Una firma manuscrita en tinta azul que parece decir 'Pedro Agustín Rodríguez Nastar'.

PEDRO AGUSTÍN RODRIGUEZ NASTAR

C.C.171830056-7



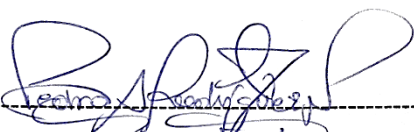
DEPARTAMENTO DE ENERGÍA Y MECÁNICA

CARRERA DE INGENIERÍA MECATRÓNICA

AUTORIZACIÓN

Yo, **PEDRO AGUSTÍN RODRÍGUEZ NASTAR**, autorizo a la Universidad de las Fuerzas Armadas ESPE publicar en la biblioteca Virtual de la institución el presente trabajo de titulación **“DISEÑO E IMPLEMENTACIÓN DE UN ALGORITMO DE CONTROL DE FORMA EN UN CATÉTER HÍPER-REDUNDANTE”** cuyo contenido, ideas y criterios son de mi autoría y responsabilidad.

Salgolquí, 02 de febrero del 2017



PEDRO AGUSTÍN RODRIGUEZ NASTAR
C.C.171830056-7

Dedicatoria

*A mis padres, sobre todo a mi madre,
que haciendo honor a su nombre, jamás me ha permitido decaer,
sus palabras son siempre mi Esperanza...*

Agradecimiento

*Siempre, primero a Dios,
y siempre también a mis padres, mis triunfos son los suyos.*

*A mis tutores, de manera especial
a la Dra Pinar Boyraz, por su guía académica
y confianza incondicional.*

*A la URCI y Sarita, que cumplieron mi sueño
de realizar esta tesis en Hannover-Alemania.*

Gracias

Índice de Contenido

CERTIFICACIÓN	ii
AUTORÍA DE RESPONSABILIDAD	iii
AUTORIZACIÓN	iv
Dedicatoria	v
Agradecimiento	vi
Índice de Contenido	vii
Índice de Tablas	x
Índice de Figuras	xi
Resumen	xiv
Abstract	xv
INTRODUCCIÓN	1
CAPÍTULO 1: ESTADO DEL ARTE Y DE LA TÉCNICA	4
1.1. Robótica De Estructura Discreta	5
1.2. Estructuras Robóticas Híper-Redundantes	6
1.3. Robótica De Estructura Continua	8
1.4. Breve Comparación De Las Estructuras Robóticas	10
1.5. Propiedades Estructurales Pertinentes	12
1.5.1 Modularidad	12
1.5.2. Maniobrabilidad	14
1.5.3. Reconfigurabilidad	15
1.6. Entorno De Simulación Multicuerpo Para Sistemas Mecánicos 3d Simscape - Simulink	17
1.7. Técnicas De Programación	17
CAPÍTULO 2: CONCEPCION, DISEÑO Y CONTROL DE LA ESTRUCTURA HÍPER REDUNDANTE	19
2.1. Ideas De Diseño: Estructura Híper-Redundante Del Catéter	20
2.1.1. Modularidad y Ensamblaje	20
2.1.2. Grados de libertad	21
2.1.3. Accionamiento del Mecanismo	21

2.2. Concepción De Los Diseños Mecánicos	22
2.2.1. Modelo T: Estructura del Cuello humano. Un enfoque simplificado	22
2.2.2. Modelo SH: Inspirado en el Caballito de Mar.	25
2.2.3. Modelo 3-SPS. Mecanismo cinemático paralelo.	27
2.3. Diseño Y Producción De Prototipos Mecánicos	28
2.3.1. Modelo T	29
2.3.1.1. Articulación universal	29
2.3.1.2. Placa Inferior	33
2.3.1.3. Placa Superior	34
2.3.1.4. Resorte de Estabilización	36
2.3.1.5. Ensamble del Módulo	37
2.3.1.6. CAE y diseño de impresión en 3D: Comparación	38
2.3.2. Modelo SH	40
2.3.2.1. Columna Central	40
2.3.2.2. Exoesqueleto	43
2.3.2.3. CAE y diseño de impresión en 3D: Comparación	45
2.3.3. Modelo 3-SPS	46
2.3.3.1. Pistones	47
2.3.3.2. Placa Inferior	48
2.3.3.3. Deslizador de la Corredera	49
2.3.3.4. Placa Superior	52
2.3.3.5. Ensamblaje del Módulo	53
2.3.3.6. CAE y diseño de impresión en 3D: Una comparación breve	54
2.4. Análisis Cinemático	57
2.4.1. Cinemática Directa	59
2.4.2. Cinemática Inversa: Ampliación Modular	63
2.4.3. Cinemática Inversa Global Y Generación Sistemas De Referencia Locales	64
2.4.3.1. Representación Vectorial de la Estructura	64
2.4.3.2. Algoritmo de Cálculo Secuencial Iterativo de Parámetros	65
2.4.3.3. Simulación del Modelo de Cinemática Inversa	69

2.5. Modelamiento Dinámico Y Control Del Sistema	70
2.5.1. Formulación Dinámica Iterativa De Newton-Euler	71
2.5.1.1. Iteraciones Salientes: Cálculo de Velocidades y Aceleraciones	72
2.5.1.2. Fuerzas y Momentos de Torsión Modulares	74
2.5.1.3. Iteraciones entrantes: Calculo de Fuerzas y Momentos Torsionales	74
2.5.1.4. Efecto de la Fuerza de Gravedad	76
2.5.1.5. Dinámica del Resorte Helicoidal de estabilización	76
2.5.1.6. Ecuaciones del Movimiento. Planteo y Análisis	82
2.5.2. Control Del Sistema	83
CAPÍTULO 3: SIMULACIONES Y EXPERIMENTOS	87
3.1. Simulación Para Un Módulo Del Modelo T	87
3.1.1. Descripción del Modelo Cinemático Codificado y Algoritmo Aplicado	87
3.1.2. Parámetros Dinámicos del Módulo	91
3.1.3. Aplicación del algoritmo en el entorno de simulación	92
3.2. Simulación Cinemática Integral Del Modelo T	93
3.2.1. Procesamiento de la Curva de Orientación	94
3.2.2. Puntos de interconexión y generación de sistemas de referencia relativos	95
3.2.3. Aplicación del Algoritmo de Simulación Integral en el entorno de Simscape	96
3.3. Implementación Del Prototipo Físico	100
3.3.1. Diseño de la Estación de Prueba	100
3.3.2. Mecanismos de Accionamiento	101
3.3.3. Implementación de hardware	103
3.4. Implementación Física De Control En Tiempo Real	104
CONCLUSIONES	108
TRABAJO FUTURO	110
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	111
Apéndice	114

Índice de Tablas

Tabla 1. Breve comparación de las estructuras robóticas. _____	11
Tabla 2. Estudio comparativo: Cruz de articulación genérica vs Cruz de articulación modificada. _____	31
Tabla 3. Comparación diseños CAE y productos finales. _____	39
Tabla 4. Vértebra central. Resultados de los análisis de carga estática de acuerdo a criterios de Tresca. _____	42
Tabla 5. Tabla comparativa entre los diseños simulados e impresos _____	45
Tabla 6. Deslizador. Resultados del análisis de carga estática de acuerdo con criterios Tresca. _____	50
Tabla 7. Tabla comparativa entre los diseños simulados e impresos. _____	54

Índice de Figuras

Figura 1 Métodos de modelización y enfoques para un manipulador robótico. _____	5
Figura 2 Robot intracraneal MiniR _____	8
Figura 3 a) Robot de tubo concéntrico. b) Robot de Tendón impulsado con columna vertebral flexible. _____	9
Figura 4 Vistas del sistema modular continuo MIS y su actuador de fluido flexible. __	14
Figura 5 a) Diagrama de una PKM de 6GDL 3PPS. b) Ejemplo de FRF de la amplitud del desplazamiento. _____	16
Figura 6 Mecanismo robótico de Cuello simplificado. _____	23
Figura 7 Esquema gráfico del ensamblaje conjunto del Modelo T. _____	25
Figura 8 Diseño inicial del módulo SH y montaje inter-modular. _____	26
Figura 9 Concepción de Diseño Modelo 3-SPS _____	28
Figura 10 Concepto de la junta universal en general _____	29
Figura 11 a) Cruz de articulación genérica b) Cruz de articulación mejorada _____	30
Figura 12 Análisis de esfuerzos en a) Cruz de articulación genérica b) Cruz de articulación modificada. _____	32
Figura 13 Placa inferior y brazos de retención para el enlace en forma de cruz. a) Vista superior. b) Vista inferior. c) Vínculo en forma de cruz de inclinación máxima (límite del rango de movimiento: 44 grados) _____	33
Figura 14 a) Montaje de junta universal. b) Vista explosionada _____	34
Figura 15 Placa superior. Partes en posición a) Inicial/Neutral. b) Total hacia arriba. _____	35
Figura 16 a) Ensamble cerrado. b) Ensamble extendido. c) Eje auxiliar sobresaliente. _____	35
Figura 17 Resorte de doble hélice. a) Detalle de la doble hélice. b) Ensamble del resorte en el módulo. _____	36
Figura 18 Despiece del ensamblaje del Modelo T. _____	37
Figura 19 Vértebra central. a) Vista Superior isométrica. b) Vista Inferior isométrica. c) Ensamble de vértebras. _____	41

Figura 20 FEA de la Columna Central: a) Factor de Seguridad. b) Esfuerzo Máximo	43
Figura 21 Exoesqueleto. a) Placa de tipo A. b) la placa de tipo B.	44
Figura 22 Ensamble del módulo a) En extensión. b) En contracción. c) Sección transversal en extensión. d) Sección transversal en contracción.	45
Figura 23 Modelo 3SPS versión final. Varias vistas.	47
Figura 24 a) El pistón. b) Vista en sección del pistón. c) Deslizamiento sobre la superficie cilíndrica.	48
Figura 25 Integración de los componentes con la placa inferior con: a) Primera Parte de la placa inferior. b) Segunda Parte de la placa inferior	49
Figura 26 a) Deslizador versión final. b) Vista en corte. c) Ensamble radialmente cerrado. d) Ensamble radialmente extendido.	50
Figura 27 FEA del deslizador: a) Esfuerzo Máximo. b) Desplazamiento absoluto.	52
Figura 28 Modelo final de la placa superior	53
Figura 29 Secuencia del proceso de montaje.	53
Figura 30 Representación esquemática del modelo T para el análisis cinemático.	57
Figura 31 Prueba de Cinemática Directa y cálculo del espacio de trabajo.	62
Figura 32 Algoritmo de obtención de matrices de transformación modulares \mathbf{M} a través de la obtención de sistemas de referencia locales \mathbf{Z}'	67
Figura 33 Primera Simulación de la cinemática inversa global.	69
Figura 34 Esquemático representativo del balanceo de fuerzas para cada módulo.	74
Figura 35 Sistema Local de Referencia de un elemento infinitesimal en el resorte.	77
Figura 36 Definición de parámetros de los elementos infinitesimales.	78
Figura 37 Cambio de la matriz de rigidez con respecto al ángulo de flexión y la longitud de compresión. (Continuación).	82
Figura 38 Descripción general de Sistema de control en lazo abierto	84
Figura 39 Descripción de la secuencia de control programada para el Robot Catéter	85
Figura 40 Algoritmo recursivo de cálculo Cinemático.	90
Figura 41 Interfaz gráfica de usuario (GUI) y la simulación 3D de un solo módulo modelo T. Múltiples vistas.	93

Figura 42 Generación de curva suave, longitud y definición de módulos con base en la curvatura. _____	95
Figura 43 Los puntos de interconexión y generación de sistemas de referencia _____	96
Figura 44 Algoritmo de cálculo del vector Z' . Obtención de las matrices de transformación modulares. _____	98
Figura 45 Respuesta de los módulos en simulación utilizando GUI y Simscape Multibody – Simulink. Dos estados. _____	99
Figura 46 Estructura Híper-redundante del robot con ocho módulos de T. _____	100
Figura 47 a) Vista final de la estación de prueba. b) Vista en sección de la Estación de prueba. _____	101
Figura 48 Localización de los servos y sus acoples para sujeción y alineación a ranura de los cables. Dos puntos de vista. _____	102
Figura 49 Acople: a) Diseño CAE. b) Modelo 3D-impreso. c) Montaje en el servo. _	102
Figura 50 Montaje de la estructura con 4 Módulos T _____	103
Figura 51 Prueba de control a medio cuerpo. Modelo real y simulado _____	105
Figura 52 a) Plataforma de prueba mejorada de ABS al 60%. b) Primera piel inteligente textil provista de prueba. c) Segunda piel inteligente de silicón. _____	106
Figura 53 Prueba final de control de forma. Se muestra el procesamiento de la curva guía, la simulación y el equipo físico en un instante sincronizado. _____	107

Resumen

La tecnología y el enfoque actual de manipuladores biomédicos, incluye catéteres controlados por estructuras tubulares concéntricas preformadas o dirigidas por cables controlados a motor. Aunque ambos enfoques tienen éxito, todavía hay margen de mejora si se adopta un enfoque novedoso que incluya mecanismos híper-redundantes compatibles. Por lo tanto, este trabajo presenta tres diseños modulares bioinspirados para troncales híper-redundantes que pueden ofrecer un control de posición basado en segmentos, así como rigidez ajustable para obtener una alta maniobrabilidad en una estructura compacta y re-configurable. Además, un análisis cinemático y dinámico fue desarrollado para el control de la forma de todo el cuerpo del robot de tipo catéter, que fue simulado en un software de entornos 3D, con la obtención de datos que validaron el modelo general. Posteriormente se implementó un prototipo impreso en 3D, con el fin de que una versión sintética específica del modelo sea testeado en la realidad. A este arquetipo de ocho módulos se le implementó un algoritmo de control de coordenadas para cada módulo en tiempo real manipulado desde computador basándose en la morfología del esófago humano, con una simulación de inserción quirúrgica. Se identificó un error en posición del 2%, y de curvatura del 1.5% con dos puntos de control, y se proyecta mejorar la precisión de las coordenadas en un modelo futuro con puntos de control en cada módulo.

PALABRAS CLAVE:

- **CATÉTER**
- **HÍPER REDUNDANTE**
- **CONTROL**
- **MODULAR**
- **BIOINSPIRADO**

Abstract

The biomedical manipulators current approach includes co-centric, pre-shaped tubular structures or cable-driven piece-wise controlled catheters. While both of these technologies have come with fruitful designs, there is still room for improvement if a novel approach including the compliant hyper-redundant mechanisms is taken. Therefore, this work presents three bioinspired modular designs for Hyper-redundant Backbone that can offer segment-based position control as well as adjustable stiffness to obtain high maneuverability in a compact and re-configurable structure. Further, a Kinematic and Dynamic Analysis for controlling whole body shaped of the catheter type robot was developed, which was widely simulated on a 3D environments software, obtaining data that validated the general model. Additionally, a prototype was 3D printed, in order that a synthetic model can be tested in the reality. This eight-module computer driven archetype was implemented with shape control in real time through two control points, based on human esophagus, a surgical insertion was simulated. A 2% on position and 1.5% on curvature error was identify, thus a future prototype with each module control points will be highly accurate.

KEYWORDS:

- **CATHETER**
- **HYPER REDUNDANT**
- **CONTROL**
- **MODULAR**
- **BIOINSPIRED**

INTRODUCCIÓN

La robótica es una rama de la ingeniería de amplia investigación teórico-práctica y es el ámbito perfecto para el desarrollo permanente de novedosas tecnologías. Tiene un amplio uso en la industria, y actualmente están creciendo sus aplicaciones en diversos campos, que van desde asistir a personas con discapacidad, hasta la exploración sofisticada del espacio, a través de una amplia gama de tareas (Burgner-Kahrs, et al, 2015).

Los diseños robóticos innovadores y prácticos desarrollados para ayudar a los médicos en nuevos tratamientos, cirugías, prótesis y ortesis, son actualmente desarrollados y perfeccionados, de manera personal para cada paciente, con el fin de minimizar los riesgos del productos estandar, lo cual a futuro promete mejorar la calidad de la salud y la vida, y ofrecer una nueva oportunidad a los beneficiados.

El trabajo aquí presentado forma parte de un proyecto mayor de investigación, a la fecha en curso, dirigido por la Profesora Dra. Pinar Boyraz, que tiene el título de "**Control integrado de Posición y Fuerza para plataformas endoscópicas de tipo Catéter Robótico Híper-redundante**", con el apoyo de la Fundación Alexander von Humboldt (AvH), en el Programa de Becas a Investigadores experimentados. Su objetivo primordial se encamina hacia el desarrollo de un catéter endoscópico robótico más autónomo, inteligente, seguro, y con más capacidad de control, percepción y movilidad (Boyraz, 2016). Esto se lo busca a través del desarrollo de nuevas soluciones modulares en una estructura vertebral robótica híper-redundante, con músculos artificiales, y una piel sensorica inteligente, que pueden ser adaptados fácilmente a problemas de diseño específicos del dominio de la robótica quirúrgica.

Dentro de este novedoso proyecto macro, el desarrollo de esta tesis se centra en el diseño mecánico modular para la estructura Híper-redundante, y el análisis pertinente para la implementación de un control de forma de cuerpo completo del robot de tipo catéter. Mecánicamente, por un lado el objetivo fue aplicar la modularidad en el diseño de red troncal de catéter robótico para obtener una alta maniobrabilidad gracias a su estructura compacta y reconfigurable. Por otro lado en términos de control se desarrolló un modelo

matemático que describe el sistema por completo, pero que genera una baja carga computacional, de manera que puede ser implementado con facilidad en la realidad.

Con estas metas, es importante tener una visión general y hablar de las diferentes ramas de la robótica médica ya que los temas específicos deben ser puestos en contexto. De acuerdo a la percepción general en la literatura del área, es posible realizar una categorización para distinguir entre diferentes construcciones estructurales. Para esto se realizó primero una descripción de las propiedades fundamentales en las estructuras de robots manipuladores, así como sus diferencias y similitudes. Además, con el fin de programar estos conceptos, se introducen el entorno de simulación Simscape de MatLab y sus capacidades en el control de los sistemas mecánicos.

Subsecuentemente, se mencionan los requisitos para el diseño del concepto buscado y esboza las ideas iniciales para el diseño modular. Después, una visión general de las propiedades deseadas más importantes del mecanismo, y se analizan tres posibilidades del diseño final. La inspiración se basó en el cuello humano, la cola del caballito de mar y una variante de un mecanismo de cinemática paralela industrial.

A continuación, se da detalles sobre el diseño mecánico y la producción de prototipos para cada módulo, así como una descripción detallada de sus componentes y montaje. Posteriormente, se compara el diseño ideal de Diseño de Ingeniería asistido por Computador (CAE) con el modelo real de la impresión 3D. Hay una mención especial de las tolerancias utilizadas para piezas estáticas y dinámicas, con el fin de dar un excelente movimiento al mecanismo.

De forma seguida, se plantea una extensa discusión acerca de cinemática directa e inversa, en especial una explicación completa sobre el uso del algoritmo recursivo de Newton-Raphson en su versión matricial o multivariante para resolver sistemas de ecuaciones, y un algoritmo novedoso para la obtención de los parámetros del sistema a través de la generación de sistemas de referencia locales. Las explicaciones se dan primeramente en detalle para un solo módulo, y luego iterativamente con algunas modificaciones para la reconstrucción de toda la estructura o “columna vertebral”.

Posteriormente se discute acerca de las simulaciones y experimentos del modelo matemático propuesto en los anteriores capítulos, así como las pruebas en el entorno de

simulación de Simscape de MatLab. Especialmente, el capítulo describe simulaciones de cinemática individual para un módulo, y se da más adelante una completa simulación cinemática en la que hay una profunda explicación sobre el proceso de guiado de la curva y la generación de puntos de interconexión y sistemas de referencia relativos. Posteriormente, se habla acerca de las pruebas sobre el prototipo físico.

Finalmente se presenta un resumen concluyente de los trabajos realizados, los resultados obtenidos, y mejoras para el sistema establecido en el futuro. Además de esto, las soluciones para optimizar el control de la forma, así como la proyección para el control de la fuerza y de la integración con los otros temas del macro proyecto.

CAPÍTULO 1: ESTADO DEL ARTE Y DE LA TÉCNICA

La robótica es un área muy diversa de investigación que da lugar para el desarrollo de aplicaciones novedosas. Su uso generalizado en la industria, y ahora su creciente uso de aplicaciones en sistemas de asistencia y servicio lo convierten en un foco de interés, tanto en el presente y futuro. Sus campos de aplicación van desde ayudar a las personas con discapacidad hasta la exploración del espacio sofisticado, a través de una amplia gama de tareas (Boyras, 2016).

Un panorama completo de la robótica es prácticamente imposible, por lo tanto, es necesario centrarse en un tema muy específico con el cual alcanzar relevante profundidad de discusión. Pero antes de eso, es importante tener una visión general y hablar de las diferentes ramas de la robótica, ya que los temas específicos deben ser puestos en contexto. Como un paso fundamental, es necesario distinguir las diferencias en la estructura de robots manipuladores. De acuerdo con varios autores, principalmente entre ellos Robinson et al. (2009) es posible hacer una clasificación en la que se distinguen principalmente: estructuras discretas convencionales, estructuras híper-redundantes, y estructuras continuas.

Robots convencionales con segmentos discretos se describen generalmente con pocos grados de libertad. Las funciones de estos están principalmente relacionadas con tareas de pick-and-place y en general el control de su forma, se considera como un problema poco importante. En el centro del espectro, están los robots híper-redundantes que tienen muchos grados de libertad y que están formados por múltiples módulos rígidos. En estos la función de localizar el efector final en la posición deseada se combina con el control de forma de toda la estructura robótica, lo que se conoce como control de cuerpo entero. En el otro extremo del espectro de dicha clasificación se considera a los robots continuos. Son muy similares a los robots híper-redundantes, pero con la diferencia de que toda la estructura está doblada de forma continua a lo largo de su longitud debido a la deformación elástica o súper-elasticidad. Las estructuras robóticas tienen virtualmente infinito número de Grados de Libertad (DOF, por sus siglas en inglés).

Hay un artículo de revisión muy completa del estado del arte en robots híper-redundantes y continuos en la robótica quirúrgica (Burgner-Kahrs, et al, 2015). Aquí, algunas de las estructuras-híper redundantes y modulares en el campo de la robótica médica se examinan. La Figura 1 muestra un excelente resumen de los enfoques, organizados en función de la cinemática y mecánica de los marcos que emplean.

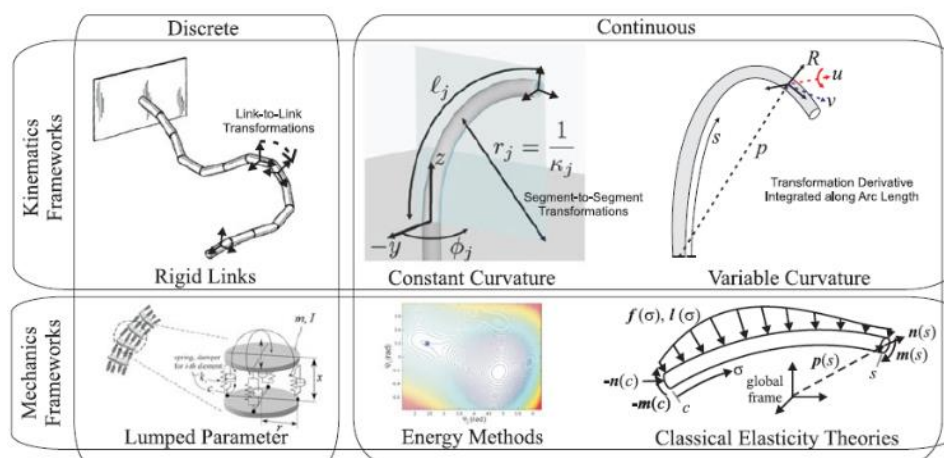


Figura 1 Métodos de modelización y enfoques para un manipulador robótico.

(Fuente: Burgner-Kahrs, et al, 2015).

1.1. Robótica De Estructura Discreta

Los robots de estructura discreta se implementan predominantemente en la fabricación industrial. A pesar de que algunos investigadores todavía los desarrollan dentro de áreas muy específicas, como la cirugía de tele-operada (Simaan, et al, 2009., Yu, et al, 2013), su interés científico siempre está relacionado con la tarea específica de posicionar el efector final, más no de preocuparse por la configuración o control de la forma. Son esencialmente los dispositivos mecánicos y electrónicos diseñados para realizar automáticamente determinados procesos de fabricación o manipulación. Se utilizan principalmente para posicionamiento, montaje, mecanizado, soldadura y otras aplicaciones que requieren una precisión absoluta en las coordenadas del centro de la

herramienta (TCP), pero no en su forma o postura de todo el cuerpo mecánico (Burgner-Kahrs, et al, 2015). Para dar una idea más clara, un muy buen concepto se menciona en el estado de la técnica por Robinson et al. (1999) sobre la robótica Continua:

Los robots convencionales son mecanismos discretos construidos a partir de una serie de enlaces rígidos. Estos están conectados por articulaciones discretas de un solo grado de libertad y el movimiento controlado se genera sólo en estas articulaciones. Los enlaces intermedios pueden ser considerados infinitamente rígidos y existen esencialmente para asegurar la relación conocida entre los centros de articulaciones consecutivas. La necesidad de enlaces rígidos crea mecanismos robóticos pesados, de los cuales grandes secciones son estructuras de soporte pasivo.

Esta visión puede ser válida para muchas aplicaciones industriales, pero en otras situaciones puede ser una desventaja, ya que las estructuras de soporte pasivo que menciona Robinson, requieren de volumen y grandes cantidades de energía, elementos incompatibles en biomédica por su peligro en el cuerpo humano. De esta manera, se surgió la necesidad de nuevas propiedades para mejorar el rendimiento en áreas como la robótica médica.

1.2. Estructuras Robóticas Híper-Redundantes

Uno de los campos más interesantes dentro del área de la robótica donde sí se investiga de manera significativa nuevas características y técnicas innovadoras es el caso de los robots quirúrgicos biomédicos (Burgner-Kahrs, et al, 2015). En la robótica médica, la investigación no se centra en el diseño del robot desde cero, sino en la adaptación de los robots ya existentes a las características de las necesidades de la aplicación.

En concreto para estructuras híper-redundantes, el uso de una gran densidad de uniones discretas, combinadas con enlaces rígidos muy cortos, crea mecanismos altamente móviles que simulan producir curvas suaves. Esto se puede utilizar para dar al robot más

capacidades, tales como control de la forma, el control de la rigidez, la flexibilidad de la actuación, entre otras.

La mayor parte de estructuras híper-redundantes o continuas siguen utilizando redes troncales rígidas, semirrígidas, o en general algún tipo de arreglo en forma de jaula modular. La idea principal de una plataforma robótica híper-redundante con un bloque de construcción modular es aumentar la capacidad de control y maniobrabilidad del robot. El aumento del número de Grados de Libertad (GDL) parece ser la principal ventaja, sin embargo, es superada en el espacio 3D por los robots totalmente continuos, tales como los tubulares o telescópicos pre-curvados (Robinson, et al, 2009). No obstante, la estructura híper-redundante todavía puede traer ventajas a varios aspectos del diseño (Burgner-Kahrs, et al, 2015):

- (1) Si los módulos se pueden controlar independientemente, entonces es posible un mejor control de la forma de toda la estructura.
- (2) Al variar el número de los módulos, la plataforma robótica se puede modificar fácilmente para múltiples dimensiones requeridas en una operación.
- (3) La plataforma robótica puede contener módulos homogéneos que se repite o módulos heterogéneos que tienen diferentes capacidades de detección o de accionamiento. En cualquier caso, se puede hacer mucho más versátil que las estructuras robóticas existentes.
- (4) La estructura de esqueleto rígido o semirrígido puede ser totalmente modelada tanto en cinemática como en dinámica. La forma de todo el cuerpo del robot no está determinada por las propiedades del material, sino más bien por los movimientos del módulo.
- (5) La rigidez de la estructura se pueden conseguir fácilmente mediante la acción de los actuadores (lograr la rigidez transversal o axial durante el recorrido o posicionamiento) y la anuencia se logra a través de liberación de los mismos para moverse libremente.

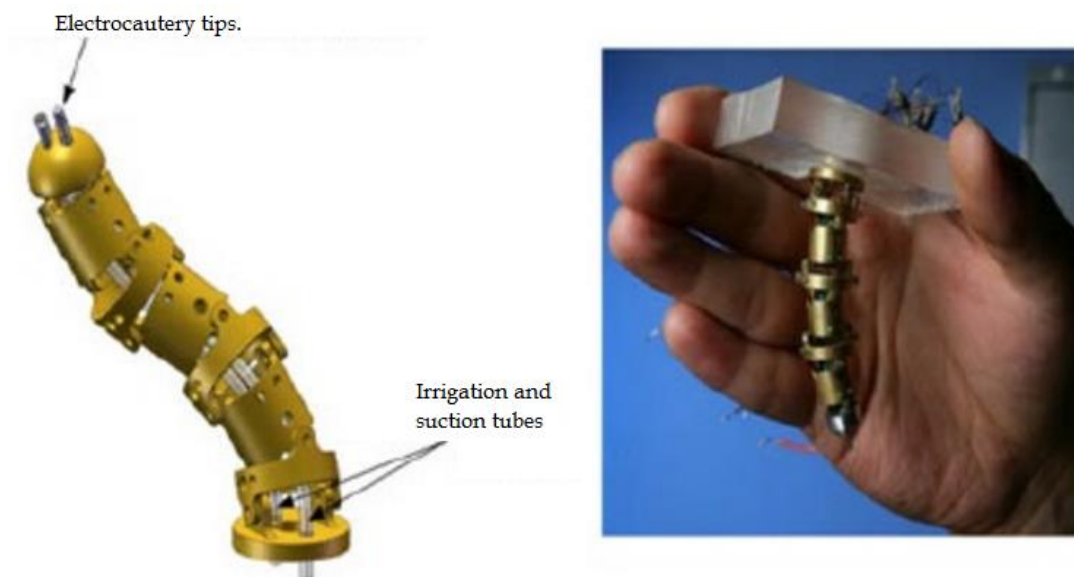


Figura 2 Robot intracraneal MiniR

(Fuente: Mingyen, et al, 2009)

Un buen ejemplo de estructura híper-redundante de uso médico es el Robot intracraneal para la neurocirugía mínimamente invasiva MiniR (por sus siglas en Inglés) de la Universidad de Maryland, EE.UU., que se muestra en la Figura 2 (Mingyen, et al, 2009). Se utiliza en un entorno intra-operatorio MRI (imagen de resonancia magnética), bajo el control directo de un operador humano con la información obtenida exclusivamente a partir de imágenes de resonancia magnética.

1.3. Robótica De Estructura Continua

Los Robots continuos no contienen enlaces rígidos o articulaciones rotacionales identificables. En lugar de ello, las estructuras se pliegan de forma continua a lo largo de su longitud a través de la deformación elástica o súper-elástica y producen un movimiento a través de la generación de tentáculos suaves o curvas en forma de lengüeta que imitan formas animales (Mahvash, et al, 2011). Mahvash menciona que idealmente, los robots

de medios continuos tienen prácticamente infinitos grados de libertad, y son capaces de movimientos complicados. Este tipo de robots necesitan diferentes herramientas de modelado para los problemas de cinemática directa e inversa para estos tipos de manipuladores. Por ejemplo, el modelo cinemático utiliza múltiples segmentos conectados en serie para imitar la morfología continua.

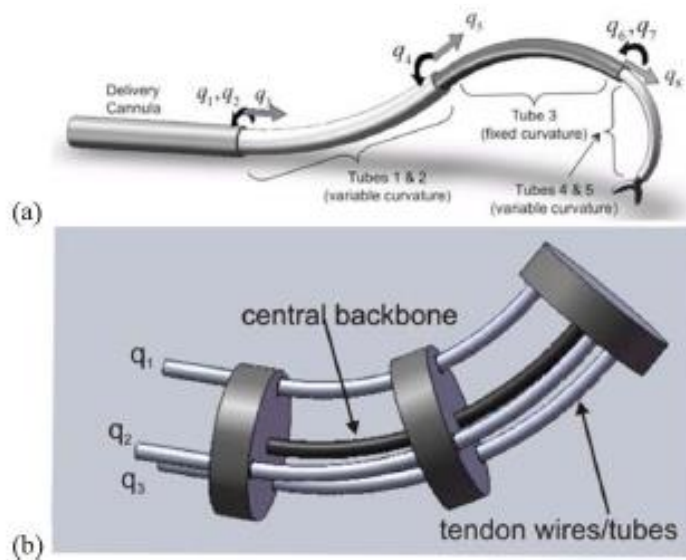


Figura 3 a) Robot de tubo concéntrico. b) Robot de Tendón impulsado con columna vertebral flexible.

(Fuente: Mahvash, et al, 2011)

Un método de interpolación por tramos se utiliza generalmente para generar la curva de la columna vertebral del manipulador y la estrategia de control inverso se desarrolla para relacionar la posición y orientación del manipulador al actuador (Robinson, et al, 2009). Debido a la estructura única y la presencia de técnicas de diseño híper-redundantes para el modelamiento y el control de los manipuladores en medios continuos, algunos problemas difíciles están intrínsecamente relacionados permanentemente. En algunos casos, debido a que las curvaturas de flexión cinemática no están definidas, el controlador debe ser redefinido cerca de las singularidades.

El primer controlador de robots con los medios continuos rígidos es un gran ejemplo de lo mencionado (Mahvash, et al, 2011). Su ley de control se basa en una aproximación

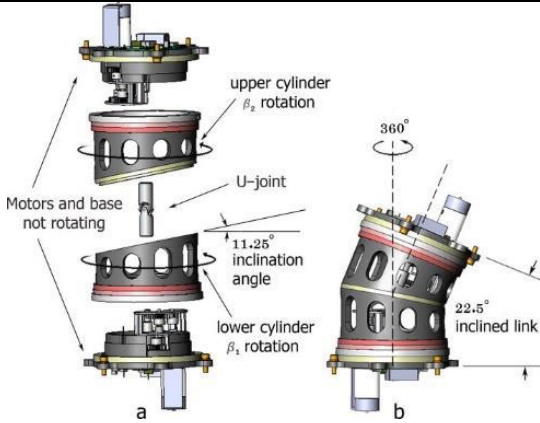
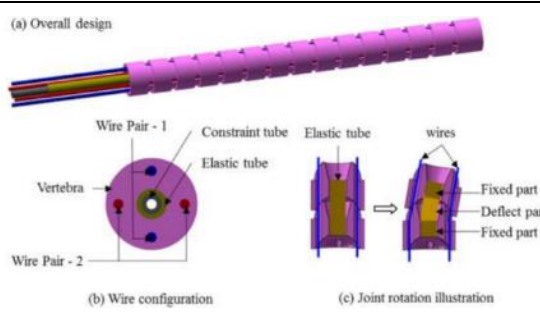
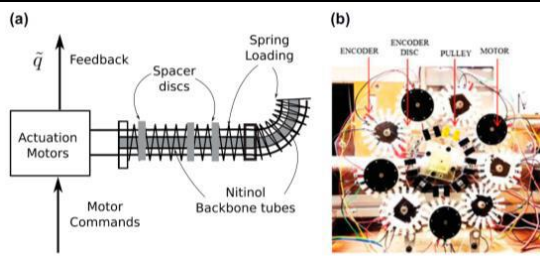
exacta de los robots continuos acoplada a un modelo cinemático y el uso la teoría Tresca para la carga estática en el análisis general en el campo de la "Resistencia de Materiales". Mahvash también implementa una rigidez pico deseada con la cual el controlador opera los actuadores en las posiciones correspondientes a la configuraciones del robot esperadas y produce la fuerza necesaria para modificar o actualizar la posición final con el valor medido.

El enfoque propuesto por (Mahvash, et al, 2011) ofrece varias ventajas importantes. En primer lugar, permite el uso de la deflexión del robot como un medio para modificar las fuerzas. Además, permite controlar la rigidez que será implementada mediante la modificación de la señal sobre los controladores de la posición del robot continuo. El algoritmo de control que propusieron fue probado en MATLAB, por lo que en el futuro se espera que sea implementado en una prueba de plataforma real.

1.4. Breve Comparación De Las Estructuras Robóticas

Aquí, tres de los últimos conceptos de mecanismos robóticos híper-redundantes y modulares publicados en el medio científico, se discuten brevemente para capturar los acontecimientos recientes en la literatura relacionada y volver a discutir la base del diseño original de la propuesta AvH (Boyras, 2016). Como se puede observar en la Tabla 1, en los últimos cinco años, las ideas existentes no han cambiado significativamente. Al seguir la principal tendencia, las estructuras robóticas tienen módulos que son rígidos y permiten el control exacto del movimiento de los módulos individuales. Sin embargo, es extremadamente difícil de producir una versión en micro-escala de los meso-prototipos debido a la estructura mecánica compleja y la complicación relacionada en la fabricación (Salomon et.al. 2011). Otros enfoques contienen cadenas principales que pueden ser continuos o multi-segmentos con placas de acoplamiento. Este enfoque permite que más GDL puedan ser incluidos, así como un diseño de peso ligero. Sin embargo, por lo general la estructura posee un comportamiento altamente no lineal que es difícil de modelar y controlar.

Tabla 1.
Breve comparación de las estructuras robóticas.

Diseños	Propiedades y Capacidades	Desventajas
 <p>(Salomon et.al. 2011)</p>	<p>Alta destreza, la rigidez puede ser alcanzada sin acción de los actuadores.</p>	<p>No posee flexibilidad, Producción mecánica intrincada, dificultad de miniaturización.</p>
 <p>(Li, Z. et al, 2016)</p>	<p>Alargamiento y flexión de la sección es posible. Control de la Rigidez posible.</p>	<p>Los módulos no pueden ser controlados separadamente. Versatilidad y maniobrabilidad baja.</p>
 <p>(Tonapi et.al, 2015)</p>	<p>Combina la troncal elástica continua con resortes y la idea segmentaria para un mejor control.</p>	<p>Dificultad de miniaturización, Intrincado diseño mecánico.</p>

1.5. Propiedades Estructurales Pertinentes

Las funciones que el robot lleva a cabo dependen de la aplicación o el tipo de operación a realizar, de manera que un robot es generalmente diseñado para un tipo específico de operación o maniobra. Pero además, los movimientos del robot están restringidas o limitadas por la presencia de otros dispositivos y el propio entorno de trabajo. Para superar estas situaciones, hay un grupo de propiedades deseables para la estructura de la columna vertebral del robot. Estas propiedades son principalmente modularidad, la maniobrabilidad y la re-configurabilidad (Tonapi et.al, 2015).

1.5.1 Modularidad

El diseño modular se basa en el concepto de elementos individuales, que pueden ser idénticos o no pero que trabajan conjuntamente, con el fin de optimizar el tiempo de fabricación y rendimiento de control en diversas circunstancias. Esta técnica ingenieril se basa el diseño de sistemas más grandes mediante la combinación de pequeños subsistemas. Debido a que son separables y re-ordenables, esta estructura permite múltiples funcionalidades y se promueve la reutilización mediante la creación de nuevos o diferentes usos para el que fueron fabricados originalmente. Por lo tanto, la partición funcional discreta de la estructura robótica en módulos escalables y reutilizables, es deseable siempre que genere elementos funcionalmente independientes, pero capaces de ensamblarse y trabajar en conjunto (Salomon et.al. 2011).

Además de los costos reducidos (debido a una menor adaptación, y menos tiempo de aprendizaje), y la flexibilidad de diseño, la modularidad ofrece otros beneficios tales como la fácil adición de módulos compatibles a una estructura ya implementada pero que posean otras funcionalidades (la adición de una nueva solución, simplemente conectando un nuevo módulo). Existen ejemplos de sistemas modulares en muchas áreas, tales como

automóviles, computadoras, edificios extremadamente altos (es decir, rascacielos), y por supuesto en equipos biomédicos.

Gerboni et al. (2015) expresa una declaración muy comprensible y completa sobre la modularidad, en su estudio de Manipulador Modular Flexible Mecatrónico para la cirugía mínimamente invasiva (MIS por sus siglas en inglés):

El principio básico de la robótica modular consiste en un conjunto de bloques elementales que se conectan o desconectan juntos para crear estructuras altamente articulados. La fortaleza de la robótica modular se basa en la posibilidad de obtener los mejores resultados de cualquier tipo de montaje de sus unidades básicas (es decir, los módulos). Por lo tanto, las capacidades de la estructura final pueden ser cambiadas importantemente sin necesidad de un re-diseño. Este aspecto ha atraído un interés creciente en el campo médico (sobre todo en MIS) donde la modularidad y la flexibilidad relacionada permiten que el dispositivo quirúrgico pueda superar, o al menos para eludir, la mayoría de los obstáculos anatómicos en los procedimientos quirúrgicos.

La Figura 4 muestra la interfaz entre los módulos y su trabajo conjunto, así como la configuración que permite al robot evitar obstáculos o alcanzar posiciones deseadas.

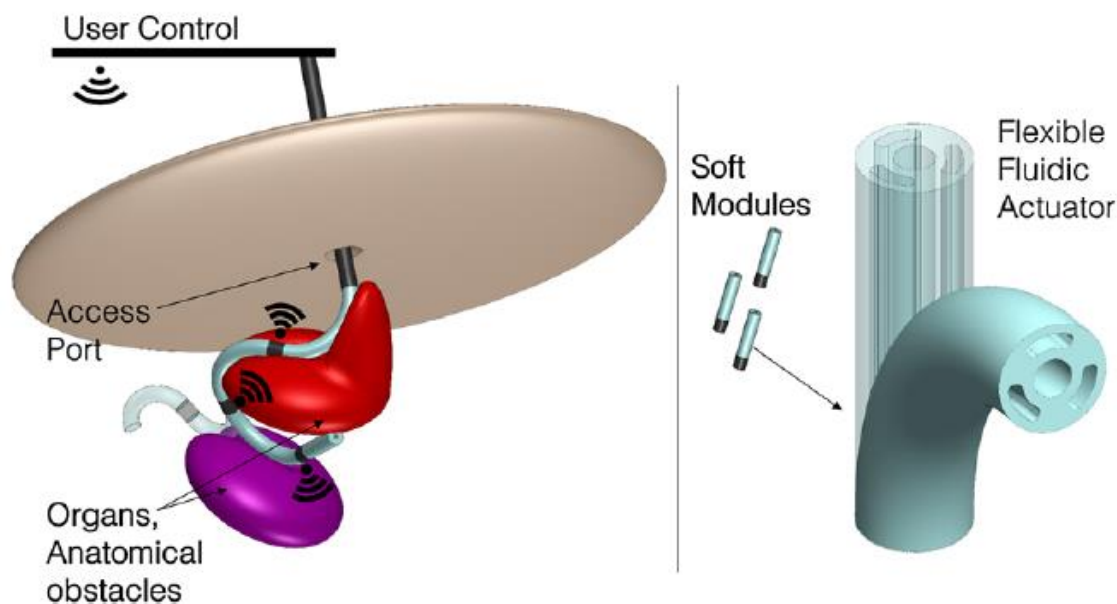


Figura 4 Vistas del sistema modular continuo MIS y su actuador de fluido flexible.

(Fuente: Gerboni, et al, 2015)

1.5.2. Maniobrabilidad

Maniobrabilidad de alguna manera define la capacidad de actuar sobre el robot para realizar una tarea específica, por lo tanto, implica la interacción entre el operador, el controlador y el robot en sí mismo (Vakil, et al, 2009). Es evidente que los grados de libertad juegan un papel decisivo en el establecimiento de la capacidad de maniobra, pero también afecta la cinemática a través del número de las articulaciones, y la dinámica a través de la matriz de inercia. Cuando todos estos elementos están en equilibrio con las necesidades del usuario, se puede decir que el robot tiene capacidad de maniobra. El término capacidad de maniobra no debe confundirse con la movilidad debido a que un robot puede ser capaz de alcanzar lugares o posiciones complicadas, pero si el usuario no se siente satisfecho con la experiencia de usar el robot (es decir, la manipulación fácil debido a las relaciones cinemáticas y dinámicas), entonces esta propiedad no se ha cumplido.

El principal efecto negativo en la capacidad de maniobra es la inercia del mecanismo. Cuando se aumenta la masa total y por lo tanto la inercia, la exactitud se incrementa, pero a su vez la eficiencia energética del robot se reduce y viceversa (Salomon et.al. 2011). Vakil, et al. (2009) en su estudio de "Maniobra de control de los manipuladores flexibles de multienlace" expresa la idea de resolver el problema mediante óptimos actuadores:

El alto consumo de energía y la masa pesada de manipuladores rígidos de multienlace reducen su movilidad y eficiencia. En contra posición, el uso de los enlaces delgados disminuye la masa y aumenta la movilidad. Sin embargo, los enlaces delgados vibran y se doblan durante y al final de las maniobras, y este comportamiento conduce a un rendimiento limitado para el manipulador. Por lo tanto, si el rendimiento de los manipuladores multienlace flexibles (delgado) se convierte en fiables a través de la utilización de los controladores adecuados, estos manipuladores pueden ser un sustituto prometedor para los manipuladores rígidos multienlace.

1.5.3. Reconfigurabilidad

La Reconfigurabilidad de cada módulo de la estructura híper-redundante es otra característica muy deseada para este proyecto. La idea es conseguir el control de la rigidez, mientras se reordenan los componentes del mecanismo, así como sus dimensiones. El control directo de estas características puede ayudar a optimizar el rendimiento general del robot, ya que podría hacer la diferencia en el momento en que se está moviendo y cuando se está ejerciendo algún tipo de fuerza (Tonapi et.al, 2015).

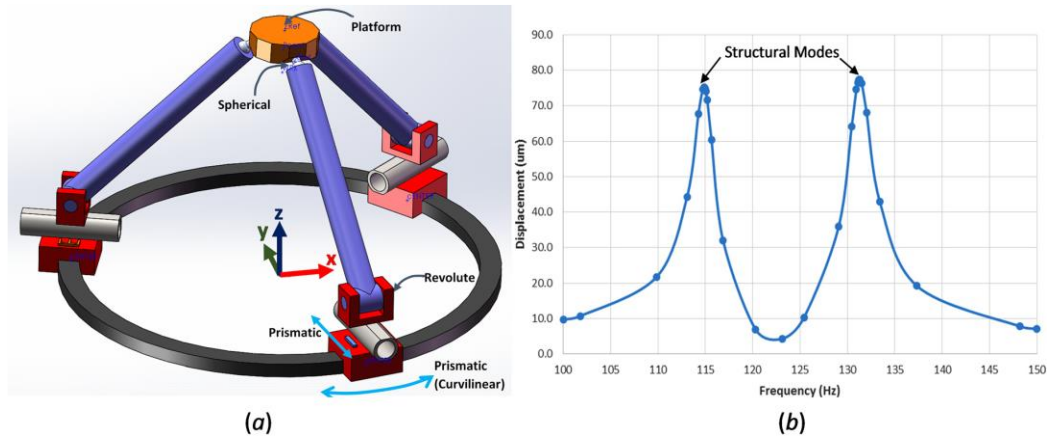


Figura 5 a) Diagrama de una PKM de 6GDL 3PPS. b) Ejemplo de FRF de la amplitud del desplazamiento.

(Fuente: Luces, et al, 2016)

Además, hay algunas publicaciones como Luces, et al. (2016) acerca de la predicción de la rigidez dinámica de tales estructuras reconfigurables que pueden ser utilizados en la optimización computacional de Parallel Kinematics Machine (PKM) con un 4,4% de error de los valores ideales, al variar las coordenadas del punto de unión, simulando así accionamiento. Luces, et al. (2016) afirma en su artículo:

Arquitecturas basadas en PKM han sido ampliamente utilizadas en diversas aplicaciones industriales, por ejemplo, mecanizado, debido a su superior rigidez, agilidad, y exactitud, cuando se compara con las máquinas basadas en el mecanismo seriales. Sin embargo, las PKM tienen dos propiedades principales restrictivas: espacio de trabajo limitado y rigidez dependiente de la configuración. Este último se puede convertir en una ventaja, si GDLs redundantes son incorporados en la arquitectura reconfigurable de PKM... La optimización de rigidez a través del emulador ha mostrado producir configuraciones dentro de un error del 4,4% a partir de configuraciones óptimas, mientras que el error promedio de conjeturas al azar no es inferior al 50%.

La Figura 5 muestra un ejemplo de respuesta de frecuencia del centro de la plataforma en el eje x. Además, es posible imaginar cómo cambia la rigidez a través de reconfigurar la estructura junto con los modos estructurales.

1.6. Entorno De Simulación Multicuerpo Para Sistemas Mecánicos 3d Simscape - Simulink

Simscape multicuerpo (anteriormente *SimMechanics*) proporciona un entorno para simulación 3D con varios cuerpos, tales como robots, suspensiones, vehículos, equipos de construcción, trenes de aterrizaje y sistemas mecánicos de aviones. Además, hace posible modelar sistemas que utilizan bloques multi-compuestos que representan cuerpos rígidos, articulaciones, límites físicos, acción de fuerzas y sensores (MatWorks, 2016). Simscape multicuerpo formula y resuelve las ecuaciones de movimiento para todo el sistema mecánico. Modelos CAD en 3D pueden ser importados como sets completos, incluyendo todas las masas, inercias, articulaciones, y la geometría 3D, todo incluido en un solo modelo. Animación 3D generada automáticamente le permite ver el comportamiento dinámico del sistema. (MatWorks, 2016).

Simscape multicuerpo ayuda a los diseñadores a desarrollar sistemas de control a nivel de sistema con pruebas de rendimiento. Es posible parametrizar el modelo utilizando variables y expresiones que representan el sistema de control en Simulink (MatWorks, 2016). También puede ser útil para integrar los sistemas físicos hidráulicos, eléctricos, neumáticos y otros en su esquema con los componentes de la familia de productos Simscape. Para implementar el modelo en otros entornos de simulación, al incluir los sistemas de hardware-in-the-loop (HIL), Simscape apoya la generación automática de código en lenguaje C (MatWorks, 2016).

1.7. Técnicas De Programación

MATLAB es una abreviatura de Matrix Laboratory, "laboratorio matriz" y en los últimos años viene siendo una herramienta de software matemático muy potente y flexible (MatWorks, 2016), al ofrecer un entorno de desarrollo integrado (IDE) provisto de su propio lenguaje de programación (lenguaje M).

Algunas de sus características más utilizadas son: Manipulación de matrices, implementación de algoritmos programados, representación de datos y funciones, creación de interfaces de usuario (GUI) y comunicación con programas en diferentes lenguajes de programación y dispositivos de hardware (MatWorks, 2016). MATLAB en su paquete básico dispone de dos herramientas adicionales que amplían sus funciones, Simulink (plataforma de simulación multi-dominio) y GUIDE (editor de interfaz de usuario GUIs). Además, se pueden ampliar las capacidades de MATLAB con la instalación de nuevas toolboxes; y la funcionalidad de los bloques de Simulink con los paquetes (MatWorks, 2016).

La forma más común para crear GUI-s es el lenguaje Java, ya que tiene la enorme ventaja de correr en cualquier máquina, sin embargo Java es demasiado lento para hacer cálculos de manera eficiente, y es aquí donde MatLab es más potente. Por otro lado, las GUI-s creadas con MATLAB se pueden enviar al ordenador del usuario-cliente y se ejecutará en el equipo que creó la interfaz en MatLab (que por supuesto tiene un MatLab en ejecución). La GUI-s son herramientas muy útiles para la entrega de aplicaciones a quienes no saben suficiente programación y quieren beneficiarse de las ventajas de un programa o interfaz gráfica (MatWorks, 2016).

CAPÍTULO 2: CONCEPCION, DISEÑO Y CONTROL DE LA ESTRUCTURA HÍPER REDUNDANTE

Como paso siguiente del proyecto, surgió la necesidad de plasmar los conceptos identificados en el capítulo anterior, de manera física. Así se procedió a una generación de ideas abstractas sobre las nociones que definen el comportamiento de un manipulador robótico tipo catéter redundante y su capacidad de movimiento, para posteriormente ser concretados a través de las propiedades físicas medibles, como la rigidez y capacidad de control. Ideas como control en tiempo real, control de rigidez variable, versatilidad de uso, rendimiento y compatibilidad con las líneas paralelas de investigación de proyecto, como la futura implementación de los músculos inteligentes de polímeros avanzados, fueron fundamentales. De esta manera se definió y estructuró los elementos de criterios de diseño de la estructura mecánica del robot.

En primer lugar, los requerimientos provienen desde el campo de la robótica en aplicaciones médicas y manipuladores industriales. De manera general, lo que se busca es un robot asistente con una alta capacidad de movimiento y la percepción. Entre las características más importantes, destaca la necesidad de mecanismos de alta movilidad, de los cuales los modelos cinemáticos y dinámicos puedan ser derivados con relativa sencillez, con el fin de evitar una carga computacional excesiva, debido a que el control estará basado en dichos modelos.

En segundo lugar, la naturaleza también fue una fuente de inspiración en los mecanismos desarrollados. Una amplia observación de las estructuras híper-redundante naturales, como la columna vertebral humana cinemáticamente restringida, las extremidades y las articulaciones de los seres humanos, los tentáculos del pulpo y otros cefalópodos, la trompa del elefante, la cola del caballito de mar así como la cola de varios primates mamíferos, delinearon el concepto central la construcción de un robot inspirado en la biología. El proyecto tuvo siempre una importante diferenciación de los detalles de cada estructura en su diseño.

A partir de la gran cantidad de información obtenida mediante la observación de la naturaleza, las posibilidades de diseño fueron casi infinitas. Sin embargo, el diseño más relevante se decidió para proceder a los dos primeros prototipos, una aproximación del cuello humano por su capacidad de movimiento superior y la cola del caballito de mar por su diseño único de la estructura músculo-esquelético. El tercer prototipo fue inspirado por el mecanismo primático-prismático-esférico triple (3xPPS) reconfigurable desarrollado en la Universidad de Toronto por B. Benhabib y su equipo de investigación y ha contribuido en la estimación de la rigidez dinámica por la Dr. Boyraz. El diseño original de este informe es muy diferente de la fuente de inspiración y contiene una estructura cinemática con cabos radialmente reconfigurables.

2.1. Ideas De Diseño: Estructura Híper-Redundante Del Catéter

Las características más importantes deseadas en la plataforma robótica son: (1) la versatilidad en su montaje para adaptarse posiblemente a diferentes ambientes, (2) el uso de reconfiguración para conseguir rigidez variable y (3) el uso de la estructura modular para extender su movilidad en las tareas en las que el híper-redundancia se ve favorecida. (Boyraz, 2016) Con base en estos tres elementos de diseño, la columna vertebral de la plataforma robótica fue diseñada. La guía principal de diseño mecánico fue la modularidad de la plataforma robótica.

2.1.1. Modularidad y Ensamblaje

La modularidad del robot, que se define para este proyecto, es el diseño independiente de un conjunto electrónico-mecánico que se puede ser añadido a copias de sí mismo, sin necesidad de rediseño o fabricación aditiva. La intención es lograr una interacción óptima entre capas mecánicas y electrónicas, que contribuye también a la practicidad, al seguir en su diseño la ingeniería actual, la versatilidad, la replicabilidad (es decir, proyección

hacia el auto-ensamblaje en el futuro), la facilidad de modelado, la facilidad de montaje y el control. Sin embargo, el problema tiene inherentemente que resolver la conexión de datos y fuente de alimentación para las unidades de accionamiento y sensores en un enfoque basado en la interfaz.

2.1.2. Grados de libertad

La característica principal que se espera de cada módulo de la cadena principal del catéter es tener el mayor número posible de grados de libertad, siempre que el rendimiento proyectado y capacidad de control sea conservado. Con el fin de aumentar la capacidad de adaptación de la columna vertebral a su entorno, cada diseño del módulo o bien cuenta con algunas capacidades de expansión y contracción, o de direccionamiento longitudinal y radial (Boyraz, 2016).

Al aumentar el número de módulos incluidos en la columna vertebral, la plataforma robótica se puede modificar fácilmente para diferentes tamaños y alcances necesarios para su funcionamiento. Por otro lado, si los módulos se pueden controlar de forma independiente, es posible un mejor control de la forma de todo el cuerpo. Sin embargo, se debe tener en cuenta que el control basado en el segmento también requiere actuadores apropiados que podrían ser incorporados en estas estructuras sin añadir volumen o peso.

2.1.3. Accionamiento del Mecanismo

Una de las líneas paralelas del proyecto AvH explora la posible evolución de actuadores electroquímicos para tales robots basados en materiales Polímeros Actuados Dieléctricamente (DEAP) y Polímeros con memoria de forma (SMP). Sin embargo, dentro del alcance de este proyecto, el desarrollo de estos actuadores no será detallado, no obstante si se realizó un diseño proyectado con el fin de que las estructuras desarrolladas puedan hacer uso de ellos a futuro. Aunque es deseable que la plataforma robótica

contenga módulos homogéneos, también debe permitir la inserción de nuevos módulos que posean diferentes capacidades de percepción o movilidad, siempre que tengan una interfaz de electro-mecánica compatible con el módulo homogéneo principal.

2.2. Concepción De Los Diseños Mecánicos

La función primordial de la cadena principal es proporcionar el número necesario de GDL o de movilidad al robot, así como también un volumen suficiente y adecuado para integrar las capas de actuadores y sensores. Como se ha mencionado antes, esta tesis es parte de un proyecto macro que utilizará en el futuro los resultados obtenidos para una segunda etapa de diseño y producción. Esto es importante porque cada diseño que se realizó, debió ser susceptible de miniaturización posterior, la misma que se llevará a cabo en las etapas subsecuentes por institutos de investigación, expertos en el campo de micro-producción y tecnología de micro-ensamblaje. Este enfoque es muy importante ya que permite que el proceso de diseño sea completamente creativo y sin restricciones, debido a la flexibilidad en la escala del prototipo. Al final de esta fase de diseño conceptual, tres diferentes módulos fueron diseñados para la columna vertebral.

2.2.1. Modelo T: Estructura del Cuello humano. Un enfoque simplificado

El modelo T está inspirado en un concepto previo del mecanismo híbrido paralelo de cable impulsado en el Proyecto U MAY de la Dr. Boyraz, que ha sido estudiado en términos de cinemática, dinámica y control básico con el fin de construir un enfoque simplificado como estructura cuello para robots humanoides. En este campo, se ha dado un importante paso adelante por Yigit et al (2016), según la cual:

El campo de la robótica humanoide necesita mecanismos innovadores que se ajusten a los criterios de flexibilidad, espacio de trabajo, y las características específicas del perfil

de movimiento y eficiencia energética forjadas por la naturaleza a través de diseños ligeros pero robustos.

El mecanismo propuesto consiste en dos enlaces conectados por una junta universal que introduce dos grados de libertad, uno de los cuales también tiene el poder para extenderse axialmente, que provee un tercer grado de libertad para el mecanismo. Para tener una rigidez variable en el sistema global, el resorte de compresión está centrado en el mecanismo que rodea el enlace universal. Este resorte también ayuda al equilibrio estático del módulo manteniéndolo en posición vertical.

En términos de dinámica, el resorte a su vez permite la inclinación controlada de la placa superior y el módulo subsecuente, así como proporcionar la expansión o la compresión del módulo cuando sea necesario. De hecho la rotación y compresión /expansión simultánea es posible. El accionamiento y posicionamiento de la placa superior se lleva a cabo por servomotores tirados por cables.

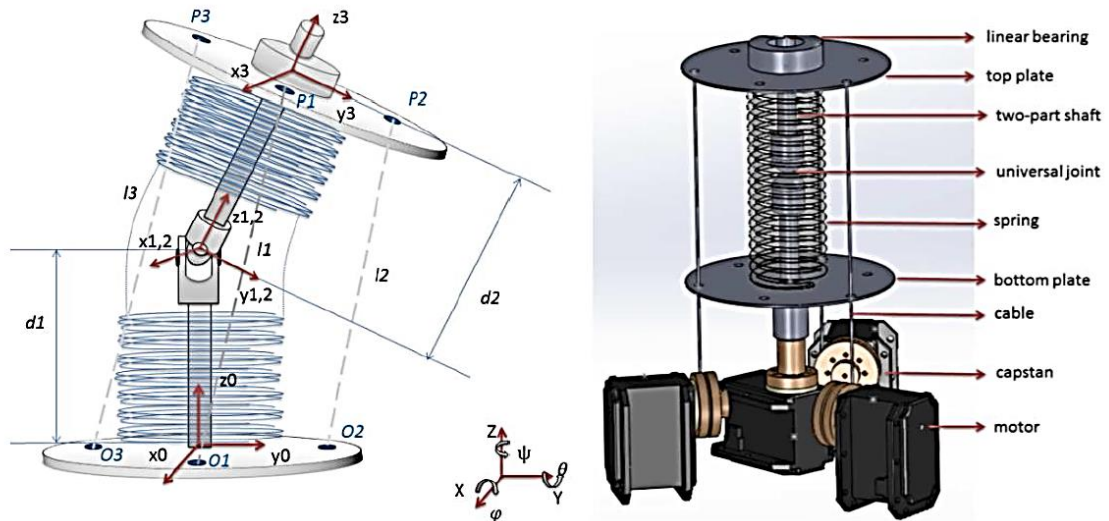


Figura 6 Mecanismo robótico de Cuello simplificado.

Además de la función dinámica del módulo, su diseño es simple, eficiente y robusto, proporcionando ventajas en términos de modelado y control (Boyras, 2016). La cinemática directa e inversa del mecanismo se pueden describir a través de sucesivas transformaciones lineales, lo que plantea una ecuación matricial consistente. Al emplear las ecuaciones dadas en el trabajo de Yigit et al (2016):

$$P_i = T \times O_i$$

donde $P_i = [P_{i,x}, P_{i,y}, P_{i,z}]$, puntos de sujeción superiores (1)

$O_i = [O_{i,x}, O_{i,y}, O_{i,z}]$, puntos de sujeción inferiores

$T = T_1 * T_2 * T_3 * T_4$, Matriz de transformacion lineal

Por lo tanto, al igualar la distancia euclídea entre O_i y P_i a la longitud de los actuadores, se obtienen los parámetros internos del mecanismo, es decir la inclinación en los ejes X e Y, y el desplazamiento axial (Yigit, et al, 2016). Después de resolver los problemas de diseño conceptual, el primer paso del esquema del prototipo era traer este concepto a un sistema modular que puede ser fácilmente ensamblado. Para esto, la interfaz entre la placa superior del módulo y la placa inferior del módulo siguiente debe ser compatible, para facilitar el montaje de una manera consistente y permitir la integración de un actuador con relativamente fácil.

Aunque podría ser considerado como ventajoso que la placa superior se mueva para cambiar la rigidez del módulo mientras que ayuda a controlar la forma general, la parte saliente del vínculo superior debe ser de alguna manera acomodado en el siguiente módulo en un espacio hueco. Esto es crucial si los módulos están montados en una cadena sucesiva para formar una columna vertebral. Además de estas consideraciones, por el momento los prototipos se estudian con especial atención en meso-escala (mm o cm) para permitir la miniaturización para la próxima versión del prototipo.

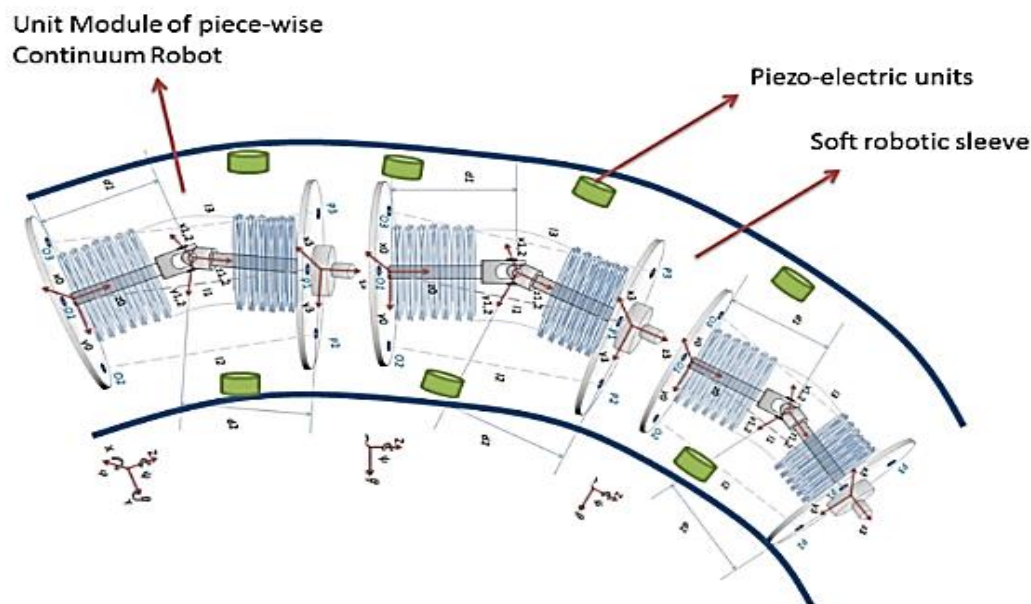


Figura 7 Esquema gráfico del ensamblaje conjunto del Modelo T.

Como actuadores, aunque es técnicamente posible incorporar micro-motores, esto no conduce a una solución barata y elegante en términos de compactibilidad. Por lo tanto, el diseño original fue modificado para ser accionado por enfoques alternativos, que corresponde a los otros segmentos de la totalidad del proyecto AvH (Boyras, 2016). Luego de este proceso, un prototipo inicial se diseñó, con estructura híper-redundante e interfaz de ensamble entre módulos u otros elementos del robot.

2.2.2. Modelo SH: Inspirado en el Caballito de Mar.

Este modelo es el nombre de la estructura de la cola de caballito de mar y abrevia como SH. El caballito de mar tiene una estructura biomecánica muy interesante en su cuerpo: su cola. La estructura de la cola de Caballito mar es diferente a una de animales vertebrados, que tienden a ser más o menos cilíndrica. Las colas de los caballitos de mar son cuadradas en sección transversal, con la superposición de láminas esqueléticas curvas, accionados por haces oblicuos musculares posteriores. El estudio biomecánico de Porter

(2015) sobre las propiedades de la extremidad del Caballito de Mar menciona los siguientes detalles.

El esqueleto de la cola es un refuerzo óseo dispuesto en varios segmentos de anillos formados por cuatro placas en forma de L, que rodean una vértebra central. Estas placas se articulan con juntas especializadas que facilitan la flexión y torsión, y resisten fracturas por aplastamiento vertebral. Músculos que se unen a la columna vertebral, transmiten fuerzas a las placas óseas para proporcionar movimiento de agarre y sostén sobre objetos.

Para investigar por qué las estructuras óseas exteriores están dispuestas en cuadrado en lugar de la estructura circular central, Porter hizo modelos impresos en 3D que imitan un prisma cuadrado y uno cilíndrico en sección transversal, y se analizaron las arquitecturas mecánicas montadas para parecerse a una cola esquelética de un caballito de mar ejemplar. Sus resultados muestran que la sección transversal cuadrada tiene varias ventajas mecánicas en comparación con la sección transversal circular, principalmente en la flexión, torsión y resistencia al aplastamiento.

Aparte del estudio de Porter, no hay otros estudios relevantes y significativos de esta estructura, lo que motivó a este proyecto a elaborar un diseño con el objetivo de generar y profundizar el conocimiento de los mecanismos basados en la naturaleza para la robótica. En este sentido, se trabajó en ampliar la estructura de réplica sugerida por Porter a una versión más avanzada, pero con la diferencia de que el mecanismo resultante es capaz de realizar tareas reales o al menos proyectarse hacia ellas.

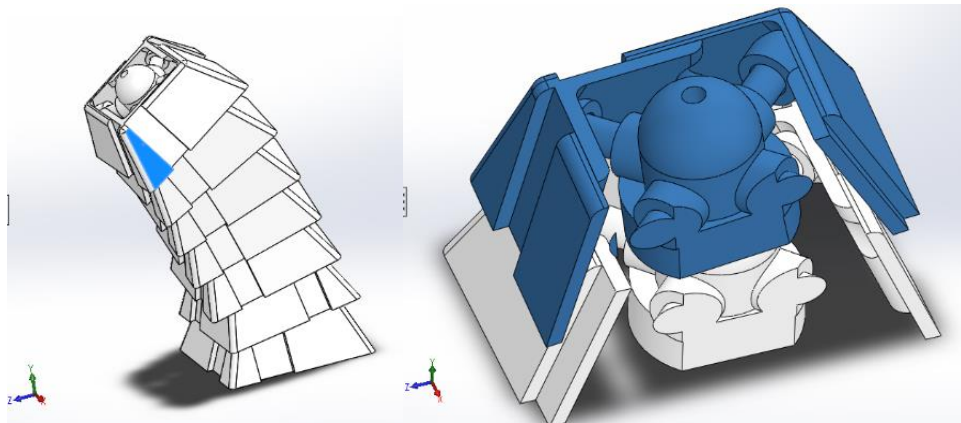


Figura 8 Diseño inicial del módulo SH y montaje inter-modular.

Por lo tanto, el siguiente paso en el mecanismo fue crear un diseño modular que sea capaz de contraerse radialmente, mas esta vez las conexiones entre módulos sucesivos deberían permitir una rotación tridimensional, por lo tanto un nodo de conexión de tipo esfera entre los módulos parecía adecuado. En la vida real, la cola del caballito de mar se contrae y extiende con la flexibilidad del tejido muscular, pero ya que se esperaba que el módulo sea impreso en 3D en Acrilonitrilo butadieno estireno (ABS) u otros materiales relativamente rígidos, una solución para guiar a los módulos en su alineación y conexión debió ser encontrada. La solución fue desarrollar un sistema de pequeños pistones que forman un cubo central en forma de cruz, cargada con resortes que mantienen la concentricidad y el alineamiento de la estructura cuando se comprime o se extiende.

2.2.3. Modelo 3-SPS. Mecanismo cinemático paralelo.

Con la idea de desarrollar un mecanismo cinemático paralelo (PKM) redundante capaz de variar su propia rigidez mediante la reconfiguración, algunas ideas existentes fueron exploradas, entre las cuales están variantes de la plataforma Stewart-Gough y mecanismos compatibles tales como *Tensegridad* (Bahman de 2014) que se centra en su rigidez y características dinámicas.

Así, se ideó un nuevo mecanismo con dos placas conectadas por tres puntales que envuelven articulaciones prismáticas. Estos puntales están conectados a las placas superior e inferior por articulaciones esféricas que permiten 3 GDL de movimiento para cada articulación. Además, en la placa inferior se puede mover los puntos de fijación de cada puntal radialmente con lo que se ganó otro GDL para cada puntal, permitiendo reconfigurabilidad al mismo tiempo.

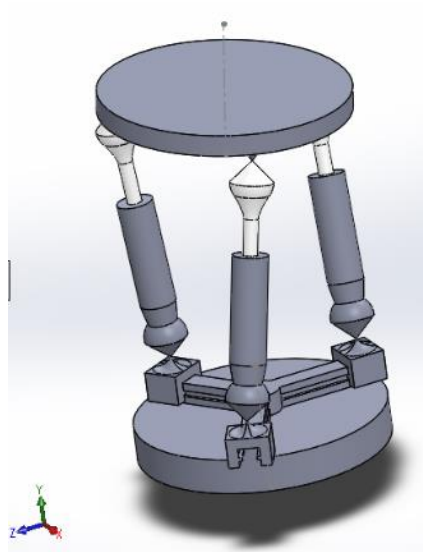


Figura 9 Concepción de Diseño Modelo 3-SPS

Después de una corta investigación sobre la cinemática de mecanismos variantes de la plataforma de Stewart, se observó que la adición de más puntales al mecanismo aumenta demasiado la complejidad, y produciría modelos matemáticos casi inmanejables, menos aún al considerar que varios módulos serían necesarios en el catéter. De este modo, el equipo decidió concentrarse en la estructura con tres puntales y analizar su movilidad y grados de libertad. Por otra parte, la rigidez del mecanismo varía notablemente con la configuración cinemática del mecanismo.

2.3. Diseño Y Producción De Prototipos Mecánicos

Aunque los robots continuos ya han tenido éxito en muchos casos, las estructuras-híper-redundantes y modulares dan más libertad a los diseñadores en términos de versatilidad del mecanismo o de su capacidad de adaptación para diversas tareas. La siguiente sección de este capítulo, concreta y profundiza en términos de cálculos de ingeniería y diseño específico para cada modelo, al considerar de manera detallada la cinemática, rigidez y capacidad de control.

2.3.1. Modelo T

Con la idea de miniaturización a futuro, el primer aspecto a considerar es, que las dimensiones y las fuerzas efectivas para generar movimiento deben, consecuentemente, ser también escaladas. Para un prototipo funcional, el catéter debe tener un máximo de 10 mm de diámetro para aplicaciones médicas genéricas, así como una entrega de fuerza en el extremo distal en el rango de 5 a 10 N, debido a que estas son las fuerzas que se necesitan para cortar o coser tejido humano. Por lo tanto, la escala se limita de acuerdo al factor sobre el tamaño deseado. Después de tres iteraciones de diseño, se llegó a un prototipo funcional, que podría satisfacer la mayor parte de los criterios de diseño del proyecto.

Un diámetro de 35 mm es la dimensión máxima del prototipo actual en la que el factor de escala se define a 3.5, y por lo tanto supone un funcionamiento con 35 N de fuerza máxima de aplicación. Después de un escalado básico de las dimensiones y de la fuerza de accionamiento requerida, algunas partes adicionales tuvieron que ser re-diseñadas para adaptarse al sistema.

2.3.1.1. Articulación universal

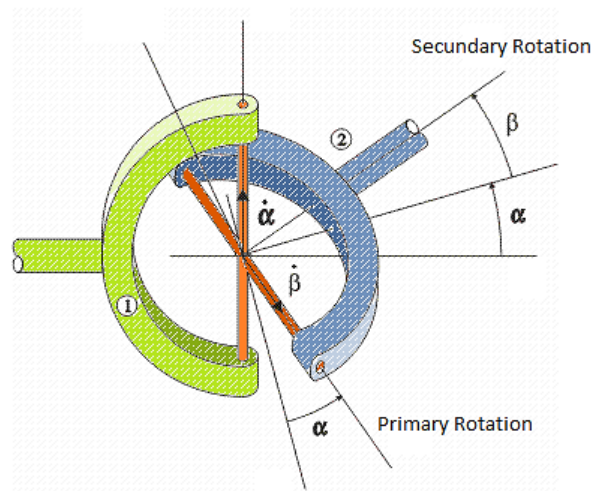


Figura 10 Concepto de la junta universal en general

La bisagra de doble o más comúnmente conocido como junta universal (junta Cardan) fue el primer desafío del diseño debido al pequeño espacio disponible. Como se puede ver en la Figura 10, la carga aplicada a un eje se transfiere a otro a través de una pieza central en forma de cruz. Al emplear la herramienta de simulación de SolidWorks para las condiciones de carga mecánica estática, se entendió que la parte más crítica de todo el conjunto es la junta universal.

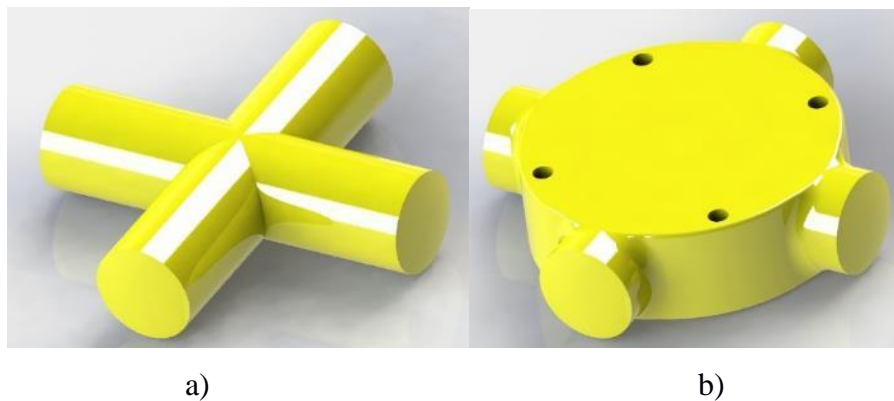


Figura 11 a) Cruz de articulación genérica b) Cruz de articulación mejorada

Con el fin de determinar el desplazamiento, deformaciones y todas las fuerzas implicadas, se realizó un análisis estático, primero a una cruz de articulación genérica (véase la Figura 11a), que luego, se rediseño para satisfacer los criterios de resistencia. Se utilizó el criterio de máxima tensión tangencial o Tresca porque encaja mejor con los materiales dúctiles y es más conservador que el criterio de tensión de Von Mises.

Durante el análisis, ya que no cumplía con el factor de seguridad esperado de al menos 3 con los criterios seleccionados, se hizo una modificación al enlace en forma de cruz para aumentar su resistencia a los esfuerzos de flexión (ver Figura 11b). El estudio comparativo final resume los valores obtenidos que muestran mejoras en el desempeño mecánico que efectúa la junta universal modificada, que se muestra en la tabla 2.

Tabla 2.

Estudio comparativo: Cruz de articulación genérica vs Cruz de articulación modificada.

Propiedades		
Material:	ABS	
Tipo de modelo:	Isotrópico elástico lineal	
Límite de tracción:	3e+007 N/m ²	
Módulo elástico:	2e+009 N/m ²	
Coefficiente de Poisson:	0.394	
Densidad:	1020 kg/m ³	
Módulo cortante:	3.189e+008 N/m ²	
Estudios	Cruz de articulación genérica	Cruz de articulación modificad
Esfuerzo Máximo	1.07808e+007 N/m ²	7.45889e+006 N/m ²
Desplazamiento Máximo	0.0829795 mm	0.0371151 mm
Deformación unitaria equivalente Máxima	0.00438631	0.0032201
Factor de seguridad (Tresca)	2.78272	3.49957

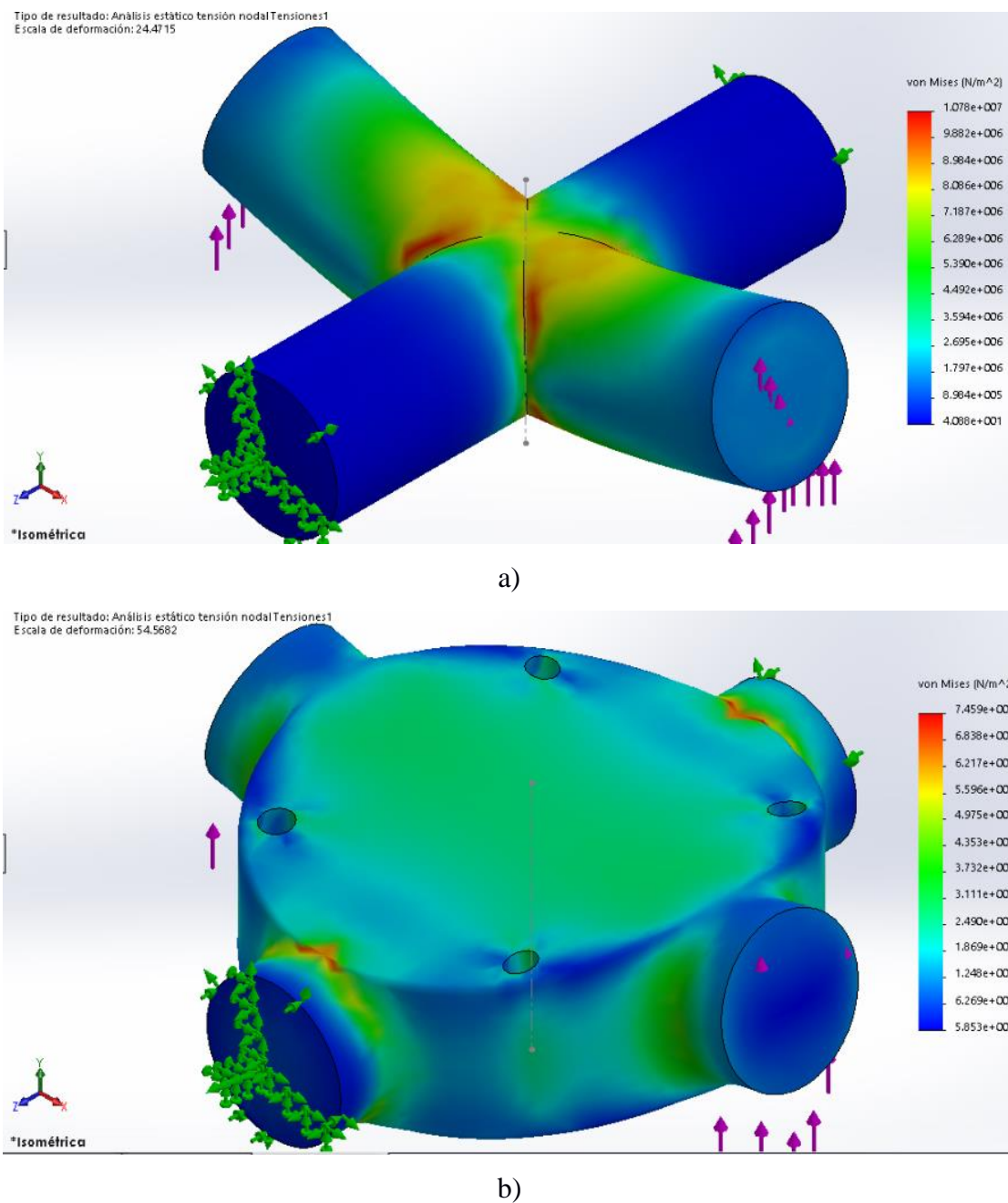


Figura 12 Análisis de esfuerzos en a) Cruz de articulación genérica b) Cruz de articulación modificada.

Al comparar el análisis de esfuerzos entre ambos conceptos, se observó que mientras en el diseño tradicional se obtenía 10.7 MPa de esfuerzo, con la modificación se obtuvo 7.4

MPa, reduciendo en un 30.8 % el esfuerzo, así como aumentando el factor de seguridad de 2.8 a 3.5, siendo este último el deseable como se mencionó anteriormente.

2.3.1.2. Placa Inferior

Una vez dimensionada la cruz de la junta universal, que era la parte más susceptible de romperse, fue necesario definir las estructuras de las placas superior e inferior y los ejes de transmisión. La idea era unir cada placa con su respectivo eje de manera que se forme un perfil en "T". Los brazos de soporte y los agujeros para el enlace universal, deben poseer alta precisión para este propósito. Alrededor de la junta universal, un muelle de compresión se coloca entre las placas inferior y superior. Con el fin de mantener este resorte o muelle, una estructura en forma de canal está dispuesta en la superficie interior de las placas.

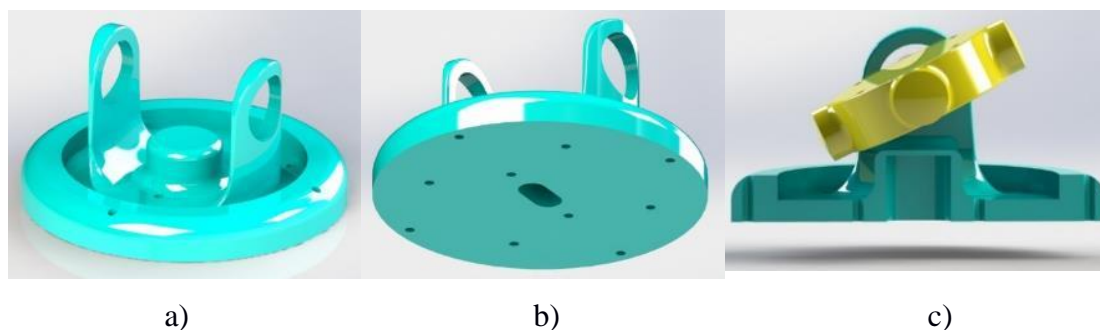


Figura 13 Placa inferior y brazos de retención para el enlace en forma de cruz. a) Vista superior. b) Vista inferior. c) Vínculo en forma de cruz de inclinación máxima (límite del rango de movimiento: 44 grados)

El siguiente paso era asegurarse de que el montaje de la junta universal se pueda lograr fácilmente, lo que permite capacidades de plug-in para el módulo diseñado, con lo cual se puede añadir a la columna vertebral principal cuando sea necesario. La solución encontrada para un fácil montaje implicó agrandar los agujeros del doble pasador en forma

de cruz para que pueda ser situado en el eje auxiliar. A continuación, el espacio restante se llena con pequeños anillos que sirven como cojinetes porque facilitan la interacción entre las partes, reduciendo así la fricción debido a la transición de la fricción estática a fricción cinética.

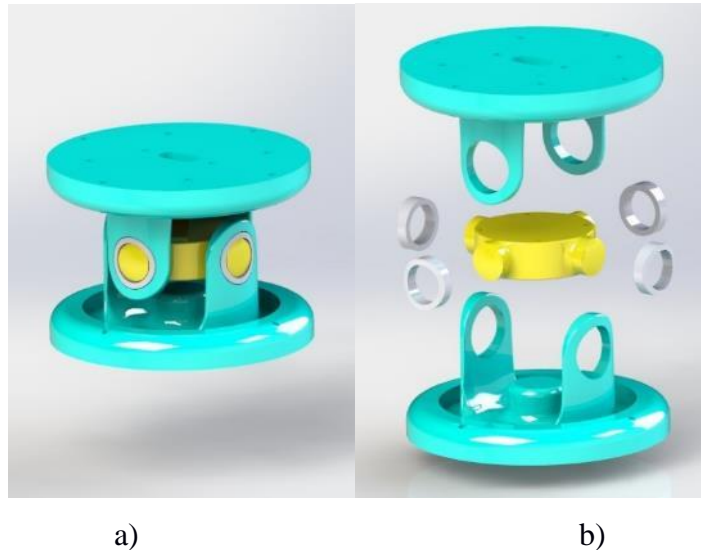


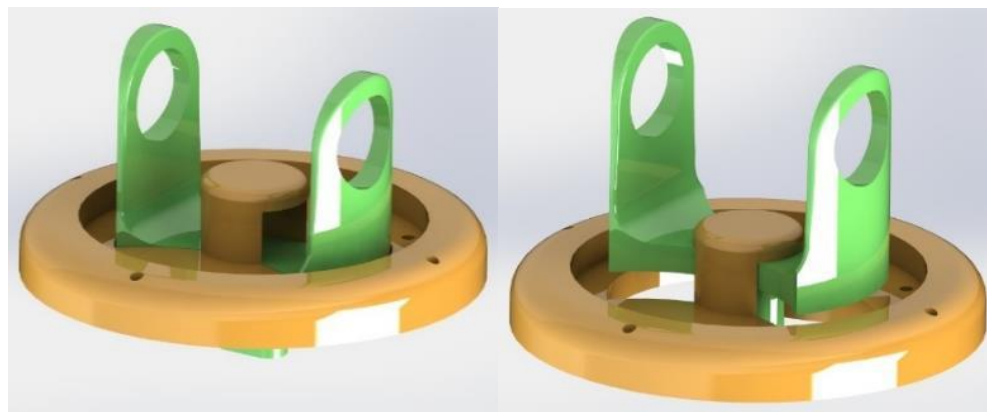
Figura 14 a) Montaje de junta universal. b) Vista explosionada

2.3.1.3. Placa Superior

Para añadir el desplazamiento longitudinal de la placa superior (es decir, traslación en la dirección z), se la dividió en dos partes que pueden moverse separadamente y están situadas concéntricamente la una con la otra. Se pensó que una estructura de este tipo mecánico, una vez montado, puede generar tanto la contracción y la extensión cuando sea necesario.

El canal del resorte se abrió de una manera que mantiene la función de la placa intacta. De esta forma, los módulos están diseñados de una manera más fiable, con tolerancias que permitan juego entre sus componentes, de manera que los juegos mecánicos y las incertidumbres resultantes sean mínimas al permitir una mejor capacidad de control de un

solo módulo, así como la prevención de la acumulación de errores mecánicos a través de la columna vertebral.

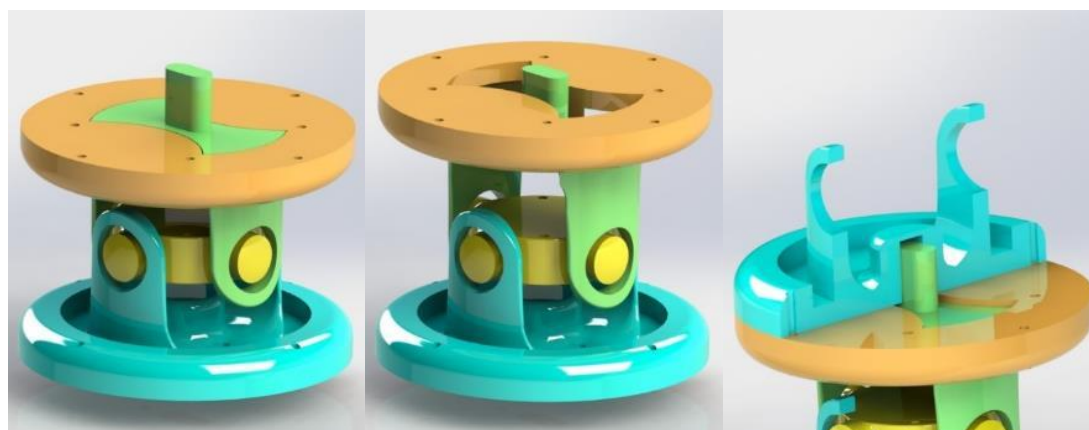


b)

c)

Figura 15 Placa superior. Partes en posición a) Inicial/Neutral. b) Total hacia arriba.

Por otra parte, el diseño también contempla, además, del eje principal, un eje auxiliar más pequeño que sobresale, el cual se ajusta a la cavidad en la placa inferior. Además, de la transmisión de torque, se encontró que también ayudó a mantener la concentricidad durante el montaje de los módulos. Por tanto, una amplitud de alargamiento de 4 mm, que corresponde a 16,66 % de la longitud del módulo cerrado se logró en el espacio de diseño dado.



a)

b)

c)

Figura 16 a) Ensamble cerrado. b) Ensamble extendido. c) Eje auxiliar sobresaliente.

2.3.1.4. Resorte de Estabilización

El último elemento dimensionado fue el resorte, que proporciona la estabilidad estática en la estructura, al tiempo que permite que el módulo tenga la capacidad de rigidez variable cuando está flexionado. Los primeros intentos mostraron que un solo resorte en espiral no fue capaz de soportar la estructura estáticamente. Además, una sola hélice causaba una carga torsional que no debía existir al ser comprimido, por lo que requirió un cable muy grueso para las dimensiones del modelo. La mejor solución era concebir un resorte compuesto por dos espirales desfasadas en 180 grados entre sí formando una doble hélice con fuerzas estáticas equilibradas y carga torsional cancelada. Cada espiral cuenta con un diámetro de espira de 24 mm, mientras que el diámetro de cable es de 2 mm. Los extremos del muelle están diseñados de manera que el muelle puede sostenerse por sí mismo sobre una superficie plana, simulando terminaciones esmeriladas en resortes convencionales.

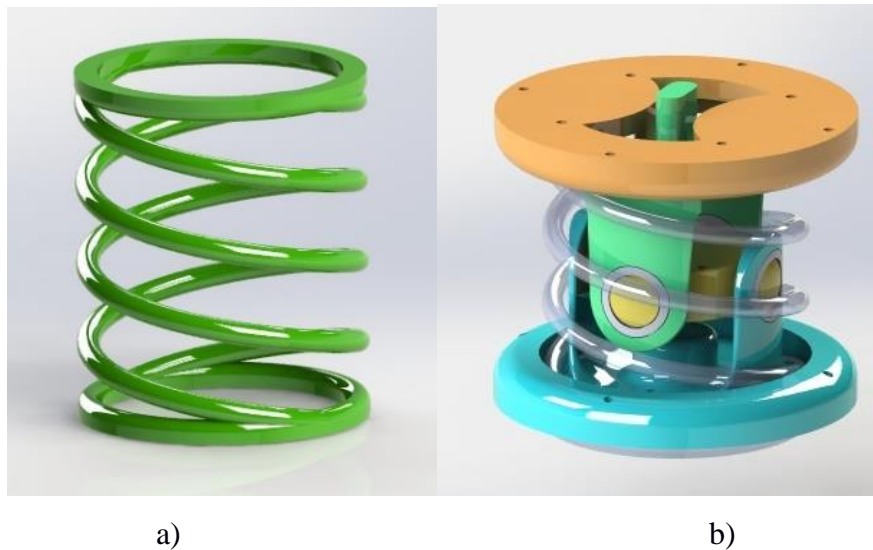


Figura 17 Resorte de doble hélice. a) Detalle de la doble hélice. b) Ensamble del resorte en el módulo.

Pese a que el material es isotrópico, el cálculo de la constante del resorte no se puede realizar por la ley de Hooke convencional, ya que al momento de la flexión los esfuerzos aplicados son variables a lo largo de la espiral del resorte. La respuesta elástica del resorte varía de acuerdo a compresión y flexión simultáneamente, lo cual da como respuesta una superficie resultante, que representa la constante del resorte de dos variables independientes (Leech, et al, 1994).

Debido a que el valor de la constante del resorte se convierte en un valor variante de acuerdo con los diferentes ángulos de flexión de módulo, se puede considerar como una variable dinámica que influye en la rigidez. Un análisis más extenso de las implicaciones dinámicas de este componente se ensaya en el capítulo de Análisis Dinámico.

2.3.1.5. Ensamble del Módulo

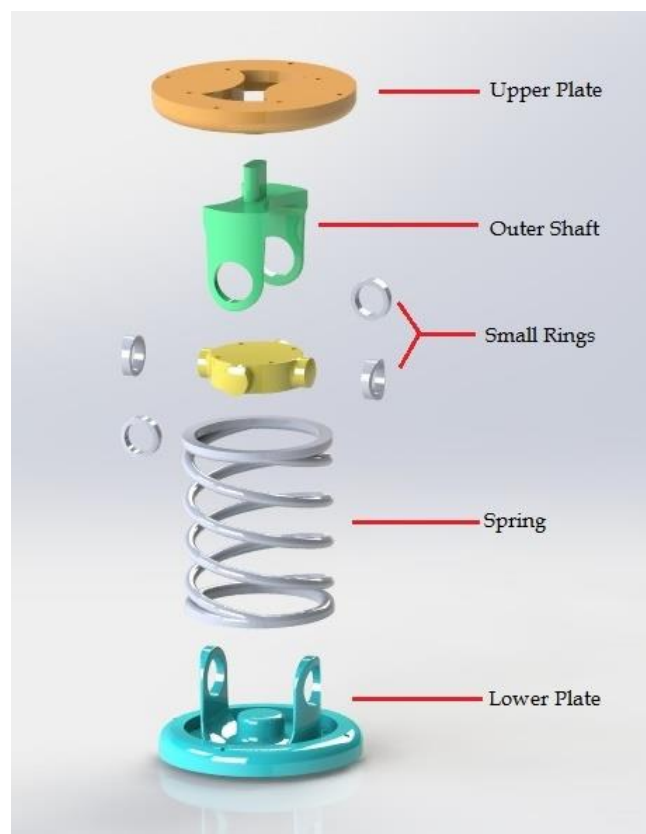


Figura 18 Despiece del ensamble del Modelo T.

En la tercera iteración de este diseño, con la implementación real de los elementos durante las pruebas iniciales de montaje, se observó que las piezas trabajaban como se esperaba para cumplir con las condiciones de operación, así, el diseño concluyó en esta etapa del proyecto. Un juego de planos, y varias imágenes reales son presentados en el anexo. Por último, el montaje final del módulo T en vista explosionada se muestra en la Figura 18.

2.3.1.6. CAE y diseño de impresión en 3D: Comparación

El diseño planteado en esta sección fue impreso en una impresora 3D de gama alta (Stratasys Objet350 Connex3). Las tolerancias utilizadas para este módulo fueron de 0,30 mm para las piezas móviles, lo que corresponde a una estimación experimental ya que no existen estudios publicados al momento sobre las tolerancias de piezas hechas de ABS o de otras materias primas utilizadas para la impresión 3D, que tomen la resolución de las impresoras en cuenta. Aunque la mayoría de los procesos de impresión 3D son fiables en términos de tolerancias, a menudo hay errores casi indetectables en el acabado superficial que podría afectar el ajuste fino de las piezas.

El diseño planteado en esta sección fue impreso en una impresora 3D de gama alta. Las tolerancias utilizadas para este módulo fueron de 0,30 mm para las piezas móviles, lo que corresponde a una estimación experimental ya que no existen estudios publicados al momento sobre las tolerancias de piezas hechas de ABS o de otras materias primas utilizadas para la impresión 3D, que tomen la resolución de las impresoras en cuenta. Aunque la mayoría de los procesos de impresión 3D son fiables en términos de tolerancias, a menudo hay errores casi indetectables en el acabado superficial que podría afectar el ajuste fino de las piezas.

Tabla 3.
Comparación diseños CAE y productos finales.



2.3.2. Modelo SH

La comprensión del papel de la mecánica en la biología puede inspirar a los ingenieros a desarrollar estructuras bio-miméticas que pueden ser superiores a los diseños de ingeniería concebidos convencionalmente. Por ejemplo, en esta parte de la obra, los caballitos de mar se toman como un buen ejemplo de diseño de la naturaleza que reúne una variedad de características aplicables en tecnologías robóticas, particularmente en relación con la actuación de agarre suave y manipulación en problemas de espacio compacto. Para el presente trabajo, un mecanismo que imita las capacidades de una cola del Caballito de mar, aunque de forma simplificada, es un enfoque innovador para el diseño modular, basándose inicialmente, en la profunda investigación acerca de este fascinante animal que inspiró a Porter et al (2015). Como Porter y sus colegas muy bien redactan "... Los diseños de ingeniería formulados son medios adecuados para responder a las cuestiones biológicas esquivas cuando los datos biológicos no existen o son difíciles de obtener."

El desafío de diseño principal del módulo robótico inspirado en la cola del caballito de mar, son las placas óseas altamente articulados que rodean la columna vertebral central del animal. Estas, son especialmente activas para facilitar la flexión y la torsión, así como proporcionar su resistencia al impacto de fractura vertebral y de trituración. El desempeño realizado en arquitectura cuadrada, da una idea de cómo los caballitos de mar pueden beneficiarse de tener colas prensiles compuestas de placas blindadas formando prismas cuadrados, en lugar de los cilíndricos. Esto es muy interesante, ya que sugiere una nueva corriente investigación, diferente a casi todos los manipuladores de actuación suave y catéteres, que tradicionalmente utilizan una estructura cilíndrica.

2.3.2.1. Columna Central

Para comenzar a desarrollar una "columna vertebral central", que pueda soportar las cargas a través de toda la trolcal sin perder movilidad, ni bloquear módulos siguientes o

predecesores, la unión real se hizo esférica, aunque también es operable como una junta universal para mantener el mismo enfoque cinemático de diseño que hemos desarrollado previamente en el modelo T.

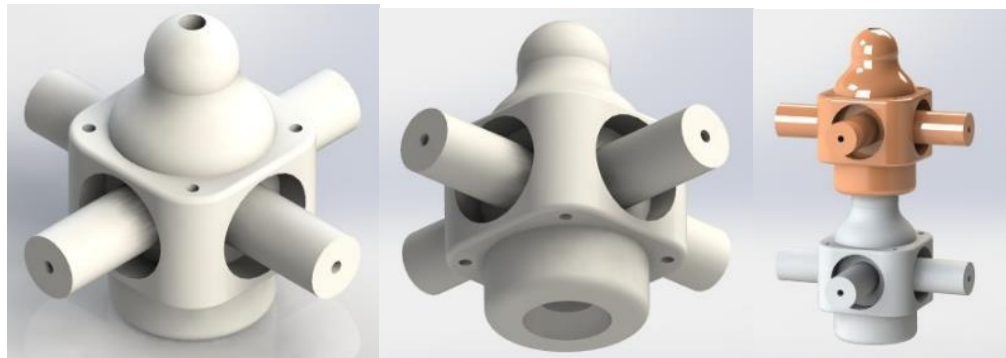


Figura 19 Vértebra central. a) Vista Superior isométrica. b) Vista Inferior isométrica. c) Ensamble de vértebras.

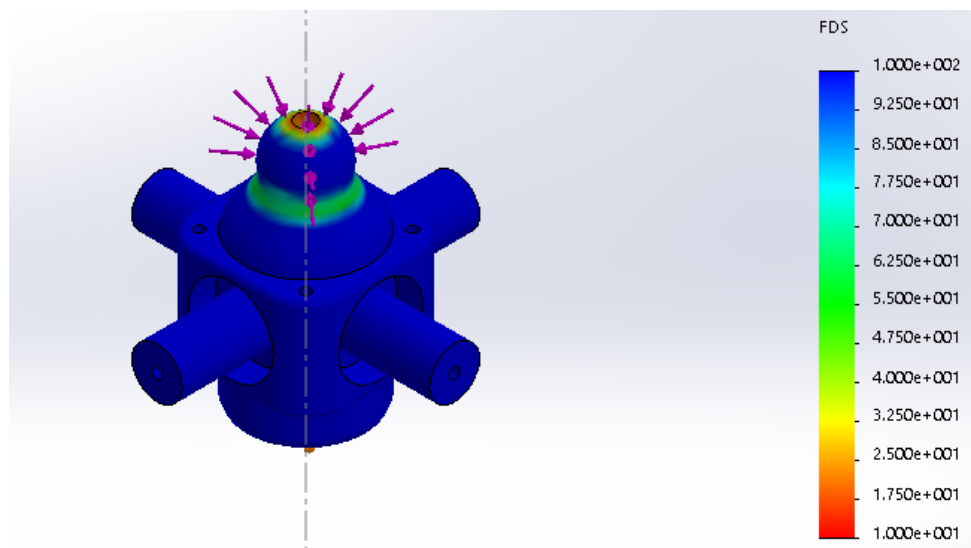
El lado del módulo cuadrado es 50 mm cuando está totalmente extendido y 40 mm cuando está totalmente comprimido. Fue definido por tanto con un factor de escala de 5 a partir del valor deseado de 10mm en un modelo real. En consecuencia, las fuerzas máximas que debe soportar el módulo son alrededor de 50 N. Tras el Análisis de Elementos Finitos (FEA) realizado con apoyo de SolidWorks, se determinó que la mayor concentración de esfuerzos se encontraba entre vértebras, es decir, la articulación esférica entre dos módulos, ya que es la estructura del núcleo que lleva toda la carga en el módulo.

Con estos análisis previos, se delineó la forma de esta pieza, definiendo que la esfera de unión debía al menos tener 7 mm al diámetro, para un óptimo desempeño mecánico. Además, para su acople con las placas del exoesqueleto, esencialmente se concibió una estructura con 4 salientes radiales cilíndricas, que posteriormente las guiaran, con el fin de mantener la sección cuadrada (véase Figura 19). Una vez realizado este diseño, se procedió a someter la pieza a un nuevo análisis de esfuerzos estático, el cual se detalla en la tabla 4.

Tabla 4.

Vértebra central. Resultados de los análisis de carga estática de acuerdo a criterios de Tresca.

Vertebra central: Propiedades	
Material:	ABS
Tipo de modelo:	Isotrópico elástico lineal
Límite de tracción:	3e+007 N/m ²
Módulo elástico:	2e+009 N/m ²
Coefficiente de Poisson:	0.394
Densidad:	1020 kg/m ³
Módulo cortante:	3.189e+008 N/m ²
Estudios	Vertebra Central
Esfuerzo Máximo	1.66702e+006 N/m ²
Desplazamiento Máximo	0.00306398 mm
Deformación unitaria equivalente Máxima	0.000457544
Factor de seguridad (Tresca)	16.0105



a)

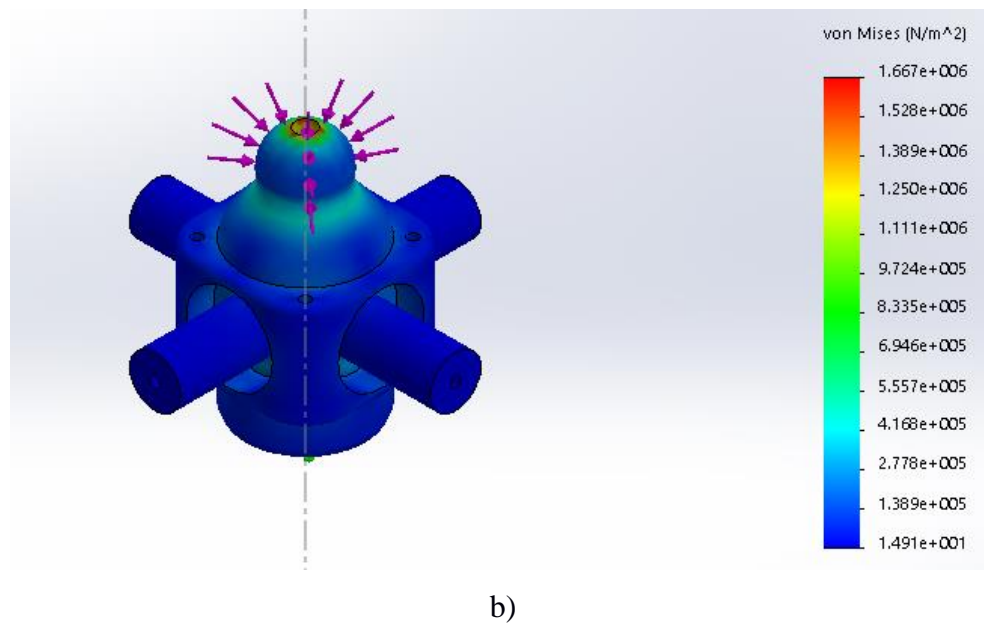
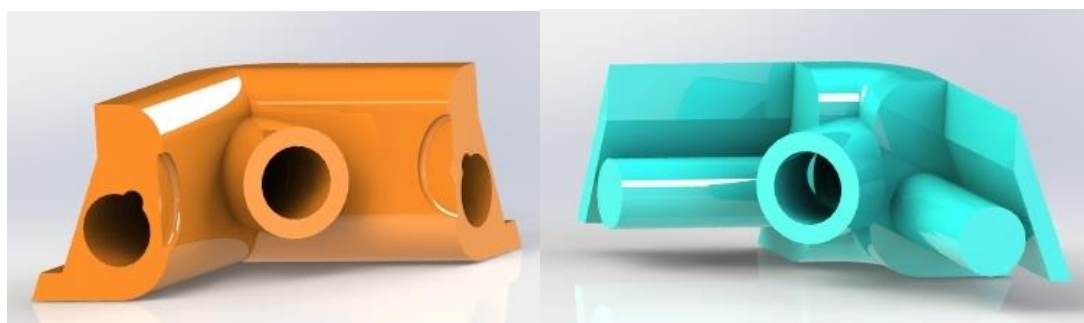


Figura 20 FEA de la Columna Central: a) Factor de Seguridad. b) Esfuerzo Máximo

Este análisis de elementos finitos muestra que el punto de presión máximo es la parte superior de la esfera de la columna central, sin embargo el esfuerzo máximo es de apenas 1.6 MPa, generando un factor de seguridad de 16, muy superior al 3.5 planteado. Por este motivo no fue necesario un rediseño de la pieza sin únicamente el ajuste de las tolerancias.

2.3.2.2. Exoesqueleto

El diseño de la vértebra central también incluye cuatro proyecciones cilíndricas que son guiadas a través de ranuras externas en los elementos de esquina. Estos a su vez tienen ranuras cilíndricas con movimientos radiales recíprocos, de manera que todo el módulo puede reducir o aumentar en dirección radial. También ayuda a la alineación de las piezas de las esquinas exteriores de los módulos, que son el equivalente de los exoesqueletos de los caballitos de mar-cola. Además, un sistema de pequeños cilindros guía a cada pieza para mantener la perpendicularidad y paralelismo, de modo que la sección del módulo es siempre cuadrada.

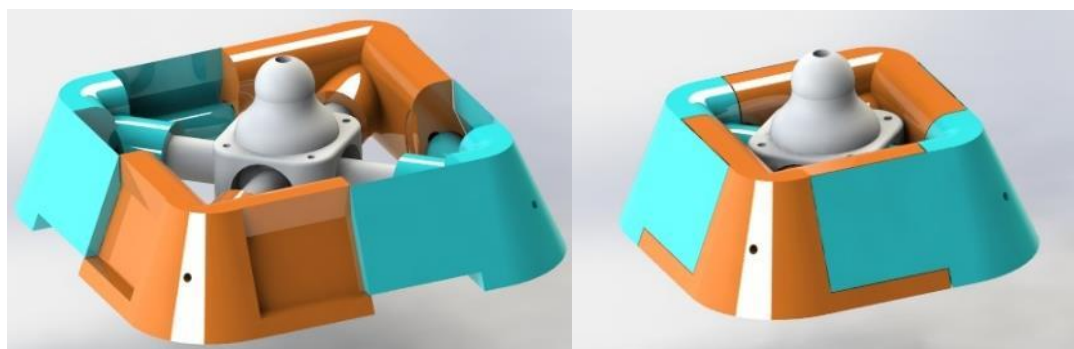


a)

b)

Figura 21 Exoesqueleto. a) Placa de tipo A. b) la placa de tipo B.

Las piezas exteriores fueron diseñadas en dos modelos ensamblables juntos, es decir, el modelo tipo B (Figura 21b) tiene dos ejes que se derivan de la esquina, y que calzan a cada lado de los orificios cilíndricos esquineros del modelo tipo A (Figura 21a) complementario. El mecanismo de guía funciona de tal manera que todas las piezas pueden moverse en una sola dirección respecto de la parte central, y cada pieza posee tres ejes dependientes de guía, que restringen así su movilidad a un grado de libertad. Todo esto con el fin de mantener sección cuadrada durante la contracción o expansión realizada por el módulo.



a)

b)

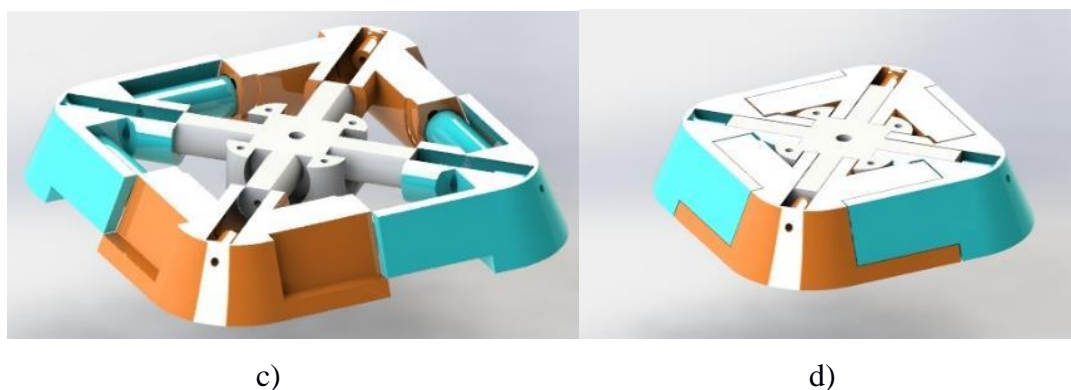




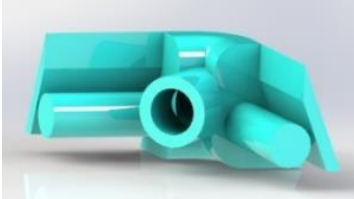

Figura 22 Ensamble del módulo a) En extensión. b) En contracción. c) Sección transversal en extensión. d) Sección transversal en contracción.

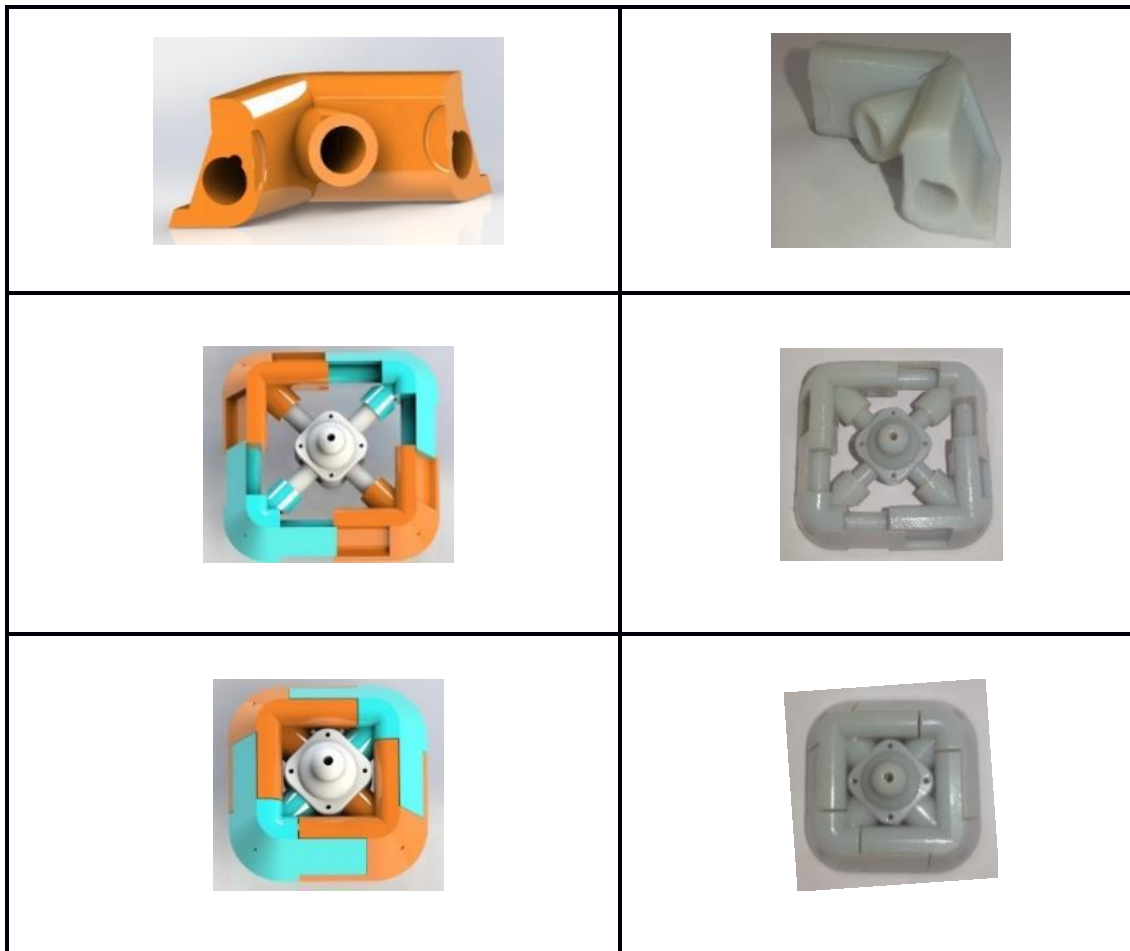
2.3.2.3. CAE y diseño de impresión en 3D: Comparación

Después de tres iteraciones en la fase de diseño e impresión en 3D, un set de partes funcionó correctamente, es decir, podía contraerse o extenderse sin perder la sección cuadrada, y no presentaba problemas de movilidad o desarme. La calidad del acabado superficial, la replicabilidad de las dimensiones y tolerancias juegan un papel primordial en mecanismos móviles. La desviación de las dimensiones respecto del diseño CAE, fue de menos de 0,05mm, según las pruebas realizadas con láser óptico en el laboratorio. En la tabla 5 se muestra como una comparación entre los diseños simulados e impresos.

Tabla 5.

Tabla comparativa entre los diseños simulados e impresos



2.3.3. Modelo 3-SPS

La producción de este mecanismo fue la más desafiante de llevar desde el concepto a un modelo tangible y funcional. Las movilidades esféricas presentan ya dificultades al momento de implementarse, y si a esto se le agrega otro desplazamiento prismático, la complejidad es alta, que para este caso fue las uniones de las columnas con los platos. Además, añadido al hecho de que cada columna tiene que ser de longitud variable y que las placas superior e inferior deben ser conectables entre sí, se obtiene un diseño relativamente complejo.

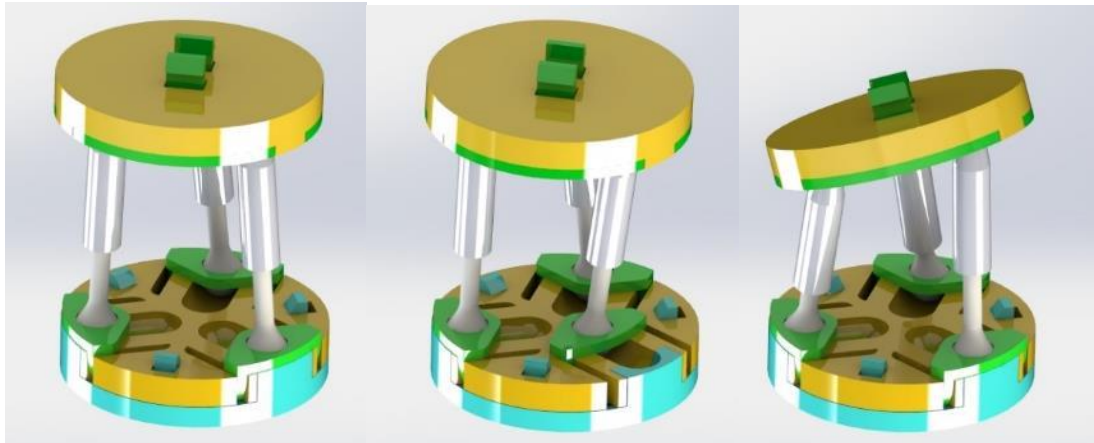


Figura 23 Modelo 3SPS versión final. Varias vistas.

Se requiere un considerable número de piezas. Después de tres iteraciones de diseño, finalmente se ideó un modelo capaz de realizar las tareas especificadas. En general, este diseño tiene las siguientes características:

Número de puntales o columnas:	3
Máxima longitud segura de la columna:	35 mm
Rango de extensión móvil de la columna:	10mm
Porcentaje de movilidad lineal:	28.57%
Diámetro de las placas:	35 mm
Amplitud de movilidad radial de la columna:	8mm (radial)
Porcentaje de movilidad radial:	53,33%
Ángulo de inclinación máximo:	20 grados.
Rango de inclinación total:	40 grados.

2.3.3.1. Pistones

Esencialmente, las tres columnas son tres pistones cuyos extremos son de forma esférica, con el fin de que al moverse conserven el principio de una articulación esférica. Los

puntales tienen estructuras de pistón que se componen de dos cilindros, con el canal central hueco para permitir que los polímeros puedan ser integrados para el accionamiento en las etapas posteriores del proyecto. Aquí, la tolerancia aplicada fue de 0,125mm. En la placa inferior, las terminaciones esféricas deslizan sobre una superficie cilíndrica que termina en una tapa móvil circular, la cual guía a manera de corredera, y complementa la articulación esférica como se muestra en la Figura 24 c).

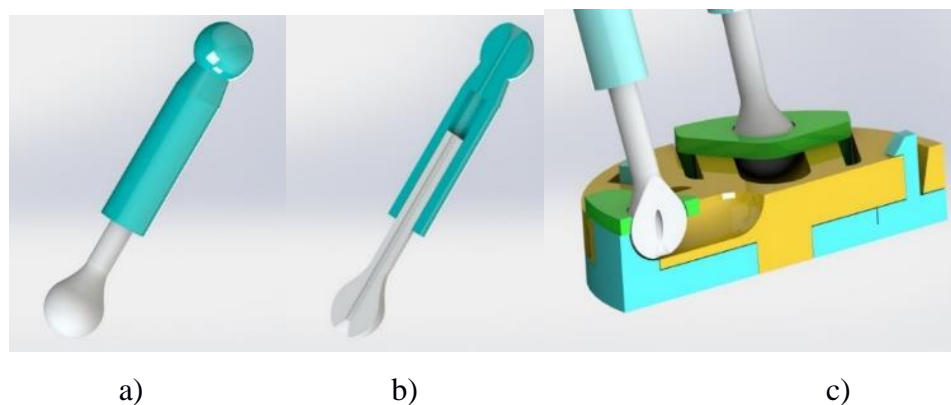
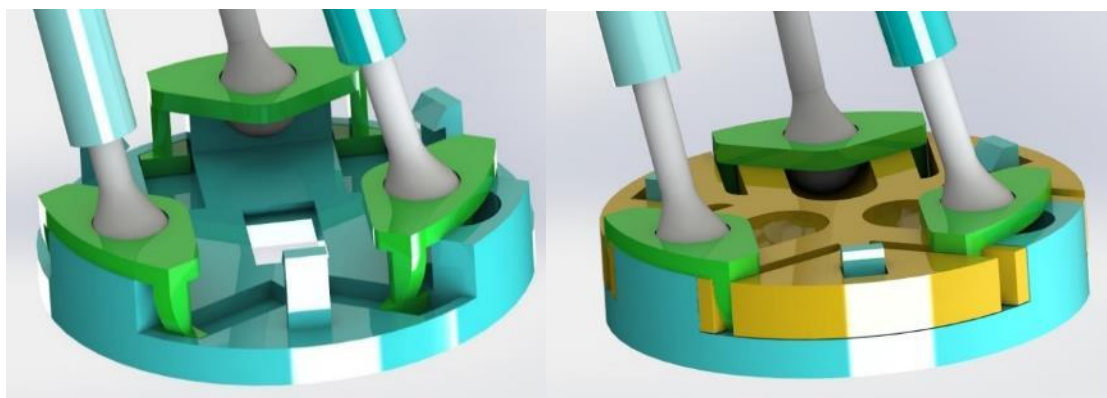


Figura 24 a) El pistón. b) Vista en sección del pistón. c) Deslizamiento sobre la superficie cilíndrica.

2.3.3.2. Placa Inferior

A su vez, la placa inferior está formada por dos partes que sostienen y guían el trabajo de la corredera y resisten los esfuerzos de compresión aplicados al módulo. Una vez que esta porción de mecanismo está ensamblado, proporciona los límites mecánicos de movimiento de la corredera como en la Figura 25. Esta parte es crucial para asegurar la movilidad del mecanismo, ya que le permite soportar y transmitir cargas axiales en la tensión y torsión en todo el módulo.



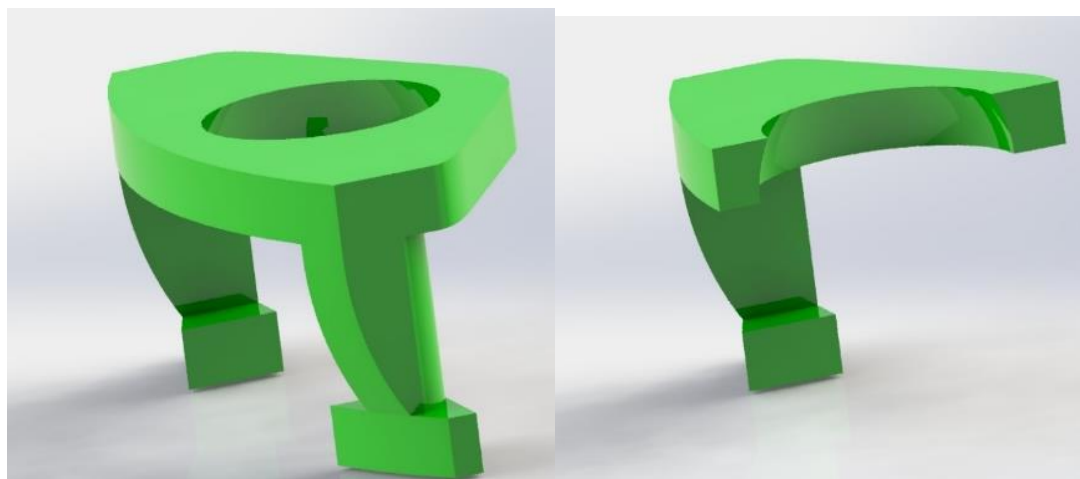
a)

b)

Figura 25 Integración de los componentes con la placa inferior con: a) Primera Parte de la placa inferior. b) Segunda Parte de la placa inferior

2.3.3.3. Deslizador de la Corredera

El deslizador juega el papel más importante en el mecanismo, porque guía la base de las columnas radialmente, así como también proporciona soporte para las cargas de tensión del mecanismo. Como si fuera poco, tiene la sección transversal más pequeña de todas las piezas, por lo que es de los más vulnerables. Además, el diseño está destinado a mantener la armonía y la simetría con las otras partes del mecanismo, como se muestra en las Figura 26 c) d).



a)

b)

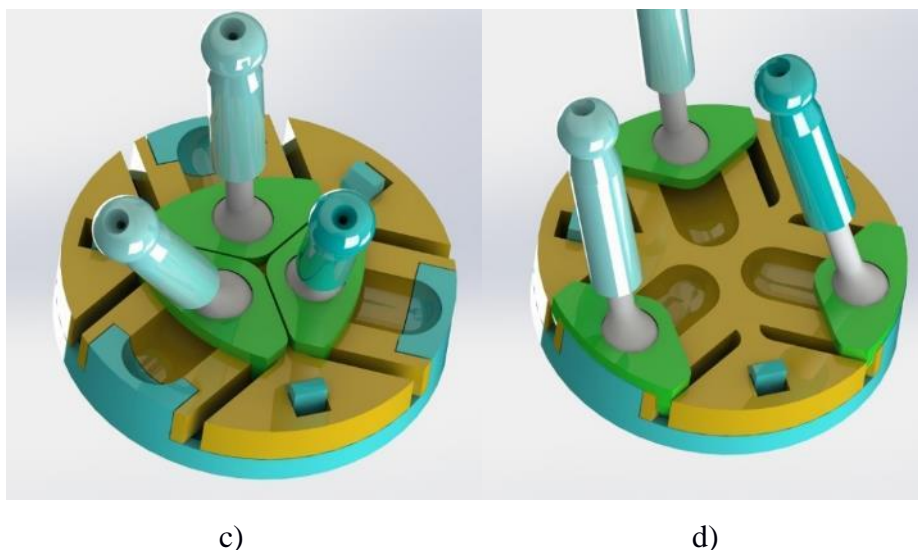


Figura 26 a) Deslizador versión final. b) Vista en corte. c) Ensamble radialmente cerrado. d) Ensamble radialmente extendido.

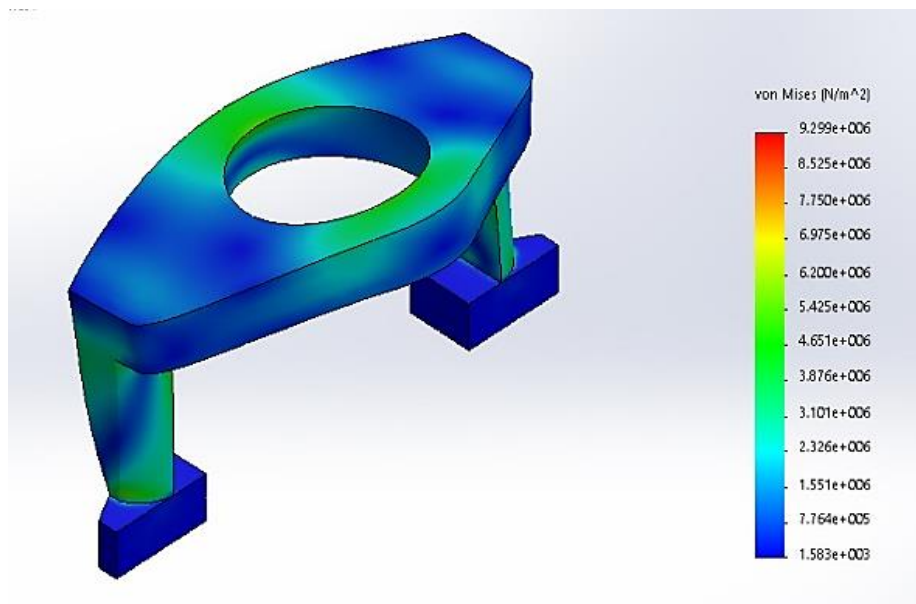
Después de un estudio de esfuerzos estáticos, al tener en cuenta la teoría de Tresca como base de análisis, para diferentes partes del mecanismo, se ha descubierto que esta pieza (es decir, el deslizador) tenía el factor de seguridad más bajo. Por lo tanto, se ha rediseñado para obtener finalmente la forma de la Figura 26 a), para aumentar sus dimensiones y mejorar su respuesta mecánica. Los resultados del cálculo de sus propiedades, así como la respuesta a una prueba de esfuerzos estática con la teoría de Tresca se muestran en la tabla 6.

Tabla 6.

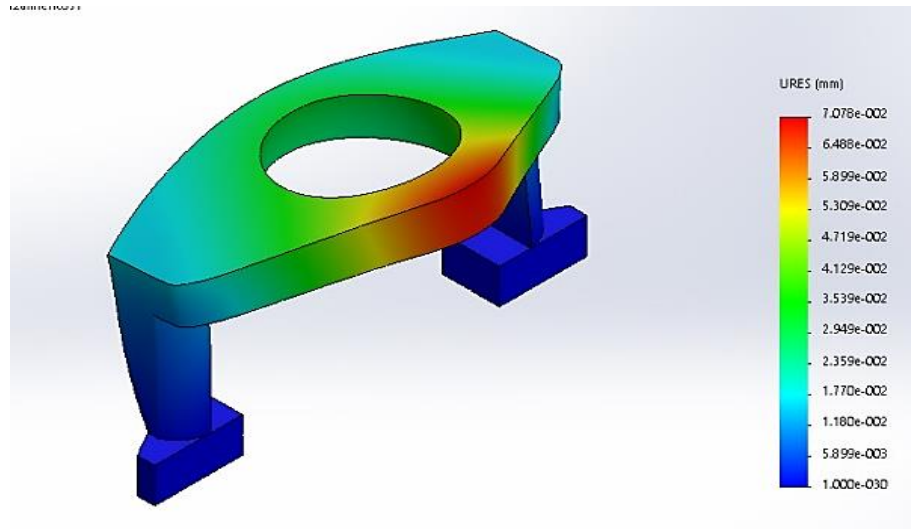
Deslizador. Resultados del análisis de carga estática de acuerdo con criterios Tresca.

Deslizador: Propiedades	
Material:	ABS
Tipo de modelo:	Isotrópico elástico lineal
Límite de tracción:	30.0 e+0 MPa

Módulo elástico:	2.0 e+0 GPa
Coefficiente de Poisson:	0.394
Densidad:	1020 kg/m ³
Módulo cortante:	3.189e+008 N/m ²
Estudios	Deslizador
Esfuerzo Máximo	9.29946e+0 MPa
Desplazamiento Máximo	0.0707825 mm
Deformación unitaria equivalente Máxima	0.00315675
Factor de seguridad (Tresca)	3.226



a)



b)

Figura 27 FEA del deslizador: a) Esfuerzo Máximo. b) Desplazamiento absoluto.

Luego de este FEA, se determinó que la punta del deslizador presentaba los mayores esfuerzos, de 9.6 MPa, que aunque no eran tan altos, se temía que el desplazamiento se significativo, sin embargo fue de apenas 7 centésimas de milímetro, lo cual no afecta la calidad de la posición deseada. El factor de seguridad también fue mucho más que aceptable: 3.2, con lo cual no fue necesario un rediseño del modelo.

2.3.3.4. Placa Superior

En la placa superior, el punto de conexión de cada columna es esférico y está formado por dos placas adyacentes que rodean la esfera del pistón para permitir el movimiento. También tienen dos protuberancias que permite enganchar nuevos módulos. La tolerancia aplicada entre el diámetro de la esfera y el hueco esférico es de 0,1 mm, y después de la impresión en 3D, se obtuvo buena calidad de movimiento. Los orificios están dispuestos a 120 grados entre sí y a una distancia de 10 mm desde el centro. El modelo final de la placa superior se muestra en la Figura 28.



Figura 28 Modelo final de la placa superior

2.3.3.5. Ensamblaje del Módulo

El proceso de montaje del mecanismo es otro punto muy importante que aportó a la apariencia y dimensiones de cada uno de los componentes del modelo. También se consideró, que el montaje sea fácil con otros módulos de acuerdo a la necesidad de la aplicación. El concepto aplicado es colocar salientes en forma de "1". Al unirse los módulos, estas protuberancias cruzan un canal en su contra-parte, y se flexionan. Al final del transcurso se pierde esta flexión y regresa a su forma normal, manteniendo unido el conjunto. Este proceso se produce dos veces para cada mecanismo y tiene que ser realizado en la secuencia mostrada en la Figura 29.

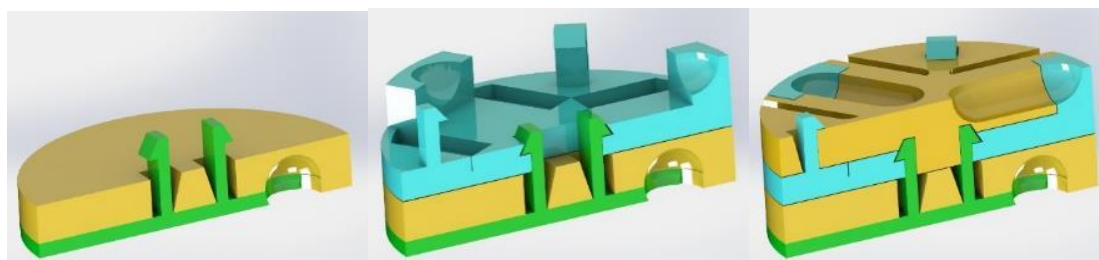







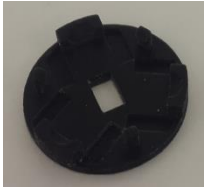
Figura 29 Secuencia del proceso de montaje.

2.3.3.6. CAE y diseño de impresión en 3D: Una comparación breve

Tres iteraciones de diseño e impresión fueron necesarias, para obtener un modelo funcional y sin complicaciones de movimiento o desarme. Este diseño fue impreso en una impresora 3D de gama alta (Stratasys Objet350 Connex3), y se aplicó una tolerancia de 0.30 mm en superficies con fricción de movimiento. Nuevamente, la calidad del acabado superficial, la reproducibilidad de las dimensiones y tolerancias fueron muy cercanas al diseño CAE, siendo que las pruebas con láser óptico entregaron una desviación de 0.05 mm. La tabla 7 muestra una comparación entre los diseños simulados e impresos.

Tabla 7.

Tabla comparativa entre los diseños simulados e impresos.

(La tabla continua en la página siguiente)

(Continuación de la Tabla 7)



(La tabla continua en la página siguiente)

(Continuación de la Tabla 7)



2.4. Análisis Cinemático

La cinemática directa e inversa de los mecanismos se analiza con el fin de examinar el espacio de trabajo de un solo módulo y evaluar sus capacidades. Además, la cinemática tiene que ser derivada para los fines de control en las etapas posteriores del proyecto. Los modelos T y SH comparten cierta similitud en términos de comportamiento cinemático, variando sólo en el número y tipo fijación de puntos de los actuadores. Sin embargo, su comportamiento dinámico es completamente diferente porque el modelo T tiene un muelle concéntrico mientras que el modelo SH tiene muelles de precarga radial. Por otra parte el modelo 3-SPS, posee una cinemática completamente diferente, y no será parte de este análisis.

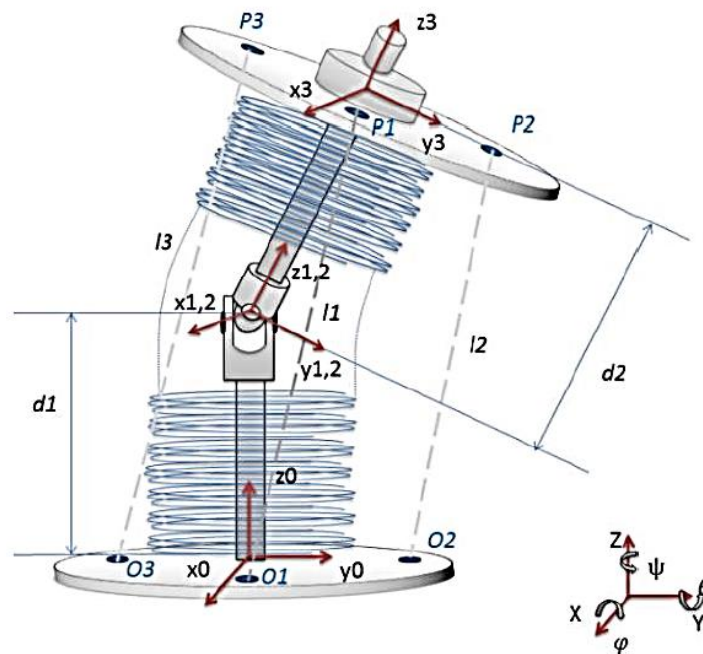


Figura 30 Representación esquemática del modelo T para el análisis cinemático.

Las placas superior e inferior en el modelo T y Modelo SH están conectados por un eje de accionamiento concéntrico que tiene una junta universal. El mecanismo tiene 3 GDL

como movimiento horizontal, vertical y traslación en el eje z. Esta observación hace que sea posible modelar este sistema como un enlace en serie capaz de dos rotaciones y una traslación.

De esta manera es posible modelar este sistema mediante transformaciones lineales que representan cada uno de los grados de libertad expresados y representar correctamente una estructura de rotación-rotación-traslación (RRT). A continuación, estos movimientos pueden ser representados por las matrices de transformación homogéneas en(2), en el orden secuencial de su aplicación sobre el mecanismo basándose en el esquemático de la Figura 30.

$$M1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; M2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\phi) & -\sin(\phi) & 0 \\ 0 & \sin(\phi) & \cos(\phi) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; \quad (2)$$

$$M3 = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & 0 & \sin(\theta) & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin(\theta) & 0 & \cos(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; M4 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d2 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; \quad (3)$$

Si la matriz M se define como el producto matricial no recíproco de M_1 , M_2 , M_3 y M_4 , se obtiene la *Matriz de Transformación Homogénea para un único Módulo* M_{TM} . La solución algebraica de esta multiplicación de matrices tiene la respuesta que se muestra en la ecuación (4).

$$M_{TM} = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & 0 & \sin(\theta) & d2 \sin(\theta) \\ \sin(\phi) \sin(\theta) & \cos(\phi) & -\cos(\theta) \sin(\phi) & -d2 \cos(\theta) \sin(\theta) \\ -\cos(\phi) \sin(\theta) & \sin(\phi) & \cos(\phi) \cos(\theta) & d1 + d2 \cos(\phi) \cos(\theta) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; \quad (4)$$

Nótese que las variables en este caso, son las rotaciones en el centro de la junta universal (ϕ, θ) y la distancia desde el centro de la misma a la placa superior ($d2$), que es una variable de movimiento de traslación (para el modelo SH, esta distancia se mantiene constante.)

De esta manera, es posible definir completamente la posición de la placa superior mediante la definición de dos ángulos de rotación y la traslación. Generalizando se puede enunciar un vector \mathbf{q} cuyos valores serían $[\theta, \theta, \mathbf{d2}]$. Por otro lado, los valores conocidos y geoméricamente fijos del sistema son: la distancia de la junta universal a la placa inferior ($\mathbf{d1}$), y los valores de los puntos de fijación de los actuadores en la placa inferior, que son $\mathbf{O1} = [\mathbf{O1x}, \mathbf{O1y}, \mathbf{O1z}]$; $\mathbf{O2} = [\mathbf{O2x}, \mathbf{O2y}, \mathbf{O2z}]$; $\mathbf{O3} = [\mathbf{O3x}, \mathbf{O3y}, \mathbf{O3z}]$.

Existen además otras variables geométricas desconocidas, pero que son dependientes de las variables primarias. En primer lugar, debemos tener en cuenta la posición del centro de la placa superior, que es importante porque es el origen del sistema de coordenadas local para el módulo siguiente en la columna vertebral. Luego, y muy importante, es la longitud de los actuadores ya que estos son las variables primarias dependientes que serán actuadas en la realidad, y que pueden ser resumidas en el vector: $\mathbf{L} = [\mathbf{L1}, \mathbf{L2}, \mathbf{L3}]$. Además, es importante saber las coordenadas dónde se encuentran los puntos de sujeción superiores del módulo, ya que estos serán los puntos de sujeción inferiores en el siguiente módulo, y que pueden ser expresados siguiendo el formato para \mathbf{O}_i como: $\mathbf{P1} = [\mathbf{P1x}, \mathbf{P1y}, \mathbf{P1z}]$; $\mathbf{P2} = [\mathbf{P2x}, \mathbf{P2y}, \mathbf{P2z}]$; $\mathbf{P3} = [\mathbf{P3x}, \mathbf{P3y}, \mathbf{P3z}]$.

2.4.1. Cinemática Directa

La cinemática directa determinan las coordenadas de la posición de la placa superior de un módulo a través de la manipulación de sus actuadores. Sin embargo, obtener los valores del vector \mathbf{q} , u otras las variables a partir la longitud de los actuadores, no es un proceso que se pueda resolver directamente a través del trabajo sobre transformaciones lineales homogéneas.

En esencia, este problema trata de obtener un plano cuyo origen coincida con el final del semieje de salida y que sea perpendicular a este, a la vez que los cuatro puntos de sujeción superiores, distan de sus homólogos inferiores la longitud de actuadores deseada. La solución a este problema fue dada por un algoritmo recursivo Newton-Raphson en su versión matricial o multivariante, que genera una solución numérica y comienza a partir

de la posición neutral del módulo (es decir, sin ninguna inclinación), y se recalcula recursivamente hasta que los ángulos cumplen con las condiciones deseados, con 10^{-4} mm de precisión. Este planteamiento nos dará, para un valor dado de L_1 , L_2 , y L_3 , el valor de las variables $[\alpha, \theta, d_2]$. Luego, con estas variables se puede determinar la M_{TM} , para finalmente hallar el valor de posición de X_3 en la Figura 30.

Para empezar y profundizando matemáticamente, si mantenemos la nomenclatura descrita anteriormente, podemos calcular el valor de la distancia entre cada punto de sujeción por las fórmulas (5).

$$\begin{aligned} L_1 &= \sqrt{(P1_x - O1_x)^2 + (P1_y - O1_y)^2 + (P1_z - O1_z)^2} \\ L_2 &= \sqrt{(P2_x - O2_x)^2 + (P2_y - O2_y)^2 + (P2_z - O2_z)^2} \\ L_3 &= \sqrt{(P3_x - O3_x)^2 + (P3_y - O3_y)^2 + (P3_z - O3_z)^2} \end{aligned} \quad (5)$$

Para convertir la longitud de los actuadores a un valor de entrada en la ecuación no lineal que posteriormente será resuelta de forma recursiva por el algoritmo de Newton-Raphson, podemos igualar cada ecuación a 0 y generar un conjunto de funciones no lineales denominadas f_1 , f_2 , y f_3 respectivamente. Por lo tanto tenemos a L_1 , L_2 , y L_3 , como los valores deseados, mientras que los valores que calcula las raíces son los valores actuales que inicialmente son diferentes porque parte del estado neutral de la placa superior. Las ecuaciones serían como en (6):

$$\begin{aligned} f_1 &= L_1 - \sqrt{(P1_x - O1_x)^2 + (P1_y - O1_y)^2 + (P1_z - O1_z)^2} \\ f_2 &= L_2 - \sqrt{(P2_x - O2_x)^2 + (P2_y - O2_y)^2 + (P2_z - O2_z)^2} \\ f_3 &= L_3 - \sqrt{(P3_x - O3_x)^2 + (P3_y - O3_y)^2 + (P3_z - O3_z)^2} \end{aligned} \quad (6)$$

Si se aplica una función recursiva simultáneamente a las tres funciones, hasta que sean iguales a 0, podríamos obtener las coordenadas de los puntos de sujeción superiores. Sin

embargo, lo que se desea obtener es el valor del vector \mathbf{q} , que se compone de las variables, $[\theta, \phi, d_2]$. Para relacionarlas con $\mathbf{P}_1, \mathbf{P}_2$ y \mathbf{P}_3 , se llevó a cabo el siguiente procedimiento:

1. Calcular \mathbf{M}_{TM} con los valores actuales de $[\theta, \phi, d_2]$.
2. Luego, calcular $\mathbf{P}_1, \mathbf{P}_2$, y \mathbf{P}_3 , por proyección de $\mathbf{O}_1, \mathbf{O}_2$, y \mathbf{O}_3 , a través de \mathbf{M}_{TM} , mediante la ecuación (7).

$$P_i = M_{TM} * O_i \quad (7)$$

3. Pasó siguiente es obtener el Jacobiano de $F(q) = [f_1 \quad f_2 \quad f_3]$, que es descrito por la fórmula (8).

$$J(q) = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial \theta} & \frac{\partial f_1}{\partial \phi} & \frac{\partial f_1}{\partial d_2} \\ \frac{\partial f_2}{\partial \theta} & \frac{\partial f_2}{\partial \phi} & \frac{\partial f_2}{\partial d_2} \\ \frac{\partial f_3}{\partial \theta} & \frac{\partial f_3}{\partial \phi} & \frac{\partial f_3}{\partial d_2} \end{bmatrix} \quad (8)$$

4. Después del cálculo Jacobiano, todos los elementos a emplear en el método de Newton - Raphson en la versión matricial, se expresan en la ecuación (9).

$$q_{k+1} = q_k - inv(J(q_k)) * F(q_k) \quad (9)$$

Para iniciar las iteraciones, un valor inicial para el vector $\mathbf{q} = [\theta, \phi, d_2]$ es asignado para representar la posición neutral, es decir, sin ninguna inclinación y la longitud del eje de concéntrico máxima. Con forme se realiza las iteraciones, el valor de la función \mathbf{F} se aproxima al valor de la función \mathbf{L} , mientras cambia a su vez el vector \mathbf{q} . Luego de un número suficiente de iteraciones, experimentalmente 50, los cambios en la función \mathbf{F} se convierten en insignificantes, obteniendo la respuesta numérica del vector \mathbf{q} .

Así el valor final de la matriz de transformación homogénea puede ser determinado, y a su vez el del punto \mathbf{X}_3 (punto central de la placa superior), que es el objetivo de la cinemática directa. Utilizando el Software MatLab R2015a se realizó un testeo del modelo mediante el cual se corroboró la validez de los modelos matemáticos (véase Figura 31), y se realizaron cálculos cinemáticos y análisis del espacio de trabajo. Especialmente se corrobora las dimensiones de los actuadores y a las coordenadas del centro de plato superior. Un análisis más profundo se muestra en el capítulo de Pruebas y resultados. En la Figura 31 se muestra la interfaz GUI en MATLAB, que ayuda a entender cómo las coordenadas de la placa superior cambian mientras se varía la longitud de los actuadores en tiempo real. Esta prueba también genera el espacio de trabajo, así como los ángulos de giro e inclinación del módulo. Internamente se realiza el cálculo iterativo de la cinemática explicado en esta sección.

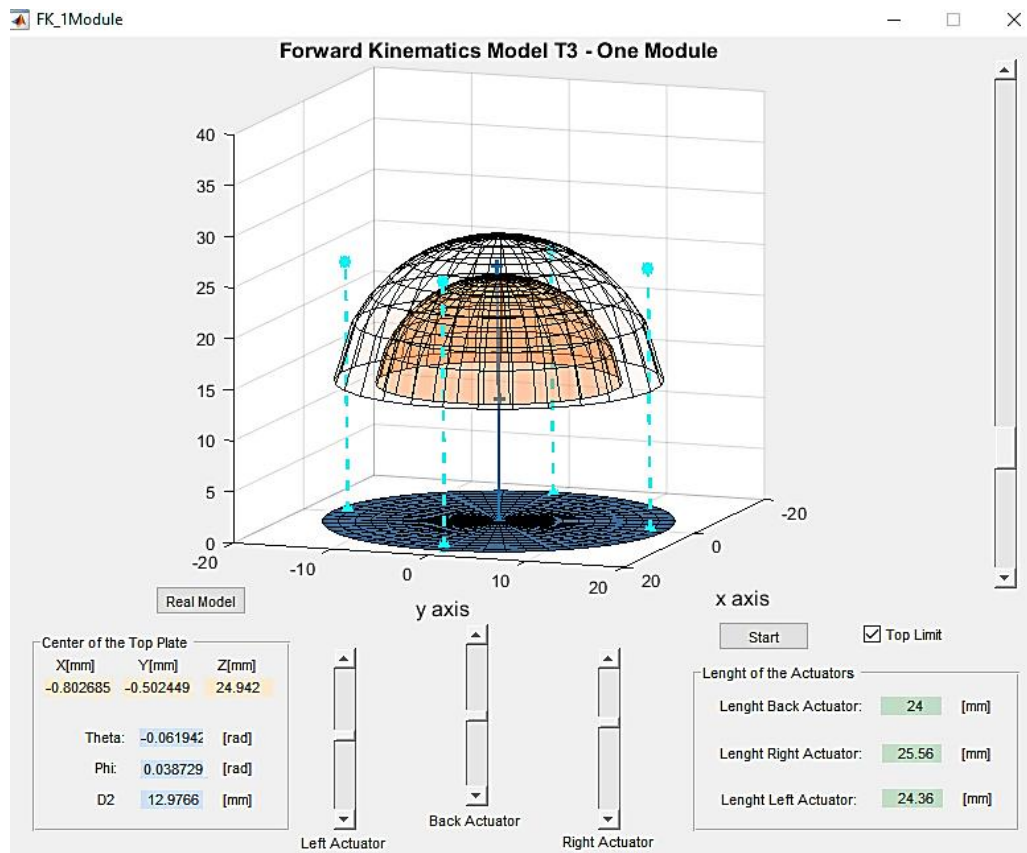


Figura 31 Prueba de Cinemática Directa y cálculo del espacio de trabajo.

2.4.2. Cinemática Inversa: Ampliación Modular

En esta sección, complementariamente a la anterior, se busca determinar la longitud de los actuadores a partir de una determinada posición de la placa superior dada. En general, se puede expresar en referencia a la Figura 30, que: $[\mathbf{P}_i, 1] = \mathbf{M}_{TM} \times [\mathbf{O}_i, 1]$, para $i = 1, 2, \text{ y } 3$. También está claro que el punto \mathbf{X}_3 (centro de la placa superior) se puede obtener por la ecuación (10), donde el vector $[0, 0, 0, 1]$ representa el origen del sistema de coordenadas locales para la placa inferior.

$$[\mathbf{X}_3, 1]' = \mathbf{M}_{TM} \times [0, 0, 0, 1]' \quad (10)$$

Al resolver esta ecuación matricial, se obtiene el sistema de ecuaciones (11) que representan las soluciones únicas del sistema. A su vez, al despejar la variables de interés, es decir las componentes del vector $\mathbf{q} = [\theta, \theta, d_2]$, se obtiene el sistema de ecuaciones (12) que permiten determinar los valores numéricos del vector \mathbf{q} , en función de las coordenadas de la placa superior \mathbf{X}_3 .

$$\begin{cases} X_{3x} = d_2 \sin(\theta); \\ X_{3y} = -d_2 \cos \theta \sin(\phi) \\ X_{3z} = d_1 + d_2 \cos \theta \cos \phi \end{cases} \quad (11)$$

$$\begin{cases} d_2 = \sqrt{(X_{3z} - d_1)^2 + X_{3x}^2 + X_{3y}^2}; \\ \theta = \text{Arcsin}\left(\frac{X_{3x}}{d_2}\right); \\ \phi = \text{Arcsin}\left(\frac{X_{3y}}{-d_2 \cos \theta}\right) \end{cases} \quad (12)$$

De esta manera, al tener los valores de \mathbf{q} , es posible hallar la orientación y posición de la placa superior, pero especialmente la matriz de transformación homogénea del módulo \mathbf{M}_{TM} . Dado que el vector de las coordenadas de sujeción en la placa inferior \mathbf{O}_i es conocido, se puede calcular su homólogo en la placa superior por: $[\mathbf{P}_i, 1] = \mathbf{M}_{TM} \times [\mathbf{O}_i, 1]$, para $i = 1, 2, y 3$. A continuación es importante calcular la longitud de los actuadores ya que es el valor de salida en la cinemática inversa. Por geometría vectorial sabemos que la distancia entre dos puntos es el módulo de la distancia Euclídea en este caso entre \mathbf{O}_i e \mathbf{P}_i , como se muestra en la ecuación (13).

$$L_i = \sqrt{(P_{ix} - O_{ix})^2 + (P_{iy} - O_{iy})^2 + (P_{iz} - O_{iz})^2}, \text{ para: } i = 1, 2, y 3. \quad (13)$$

2.4.3. Cinemática Inversa Global Y Generación Sistemas De Referencia Locales

La cinemática inversa es crucial al momento de implementar el control sobre el robot, especialmente para el control de su forma, ya que los puntos de interconexión deseados son la entrada para dimensionar la longitud de los actuadores, y así realizar los comandos de control necesarios sobre los mismos para obtener la postura deseada en el catéter.

2.4.3.1. Representación Vectorial de la Estructura

Debido a la naturaleza modular de la estructura híper-redundante, el análisis expuesto para la cinemática inversa del robot, puede ser replicado para cada uno de los módulos del catéter de manera jerarquizada y secuencial. Para esto es necesario definir un sistema de representación y nomenclatura de la estructura, empezando en esta sección por la línea discreta que une los centros coordenados locales de cada módulo. A esta línea se la ha llamado *Línea Interna de Interconexión*, y a cada uno de los puntos que la forman, *Puntos de Interconexión*. Debido a la geometría del mecanismo, esta cadena de puntos, debe asumirse como una función discreta que se aproxima a una curva suave.

La línea interna de interconexión es la entrada en la cinemática inversa de la estructura; en esencia, es la variable vector independiente con la cual controlaremos la forma del robot, y por tanto se considera un vector conocido en el sistema. Para este trabajo, es denominada como $\mathbf{Z} = [\mathbf{Z}_1, \mathbf{Z}_2, \mathbf{Z}_3... \mathbf{Z}_N]$, donde cada uno de sus componentes es el vector de las coordenadas de los Puntos de interconexión, empezado desde la base del catéter. Luego de tener la línea interna de interconexión, el siguiente paso es la obtención de los valores de vector \mathbf{q} a partir la misma. El vector $\mathbf{q} = [\mathbf{q}_1, \mathbf{q}_2, \mathbf{q}_3... \mathbf{q}_N]$ se define para N módulos de la estructura, cuyos elementos son los parámetros internos de cada módulo, es decir $\mathbf{q}_i = [\phi_i, \theta_i, d_{2i}]$. Los parámetros internos de cada módulo son los mismos descritos en la cinemática modular, es decir los valores de transformación de la placa inferior hacia la superior.

2.4.3.2. Algoritmo de Cálculo Secuencial Iterativo de Parámetros

Al tratar de hallar una relación matemática directa de manera general entre \mathbf{Z}_i e \mathbf{q}_i , por varios métodos se encontró que el sistema de ecuaciones resultante no generaba una solución única. Para solucionar el problema se pensó en un artificio matemático, el cuál modifica la cinemática inversa modular ya descrita para obtener también un nuevo sistema de coordenadas local en el punto de interconexión, y así generar un sistema de ecuaciones con solución única.

Al explicar, si se toma el primer módulo, se puede decir que siempre se cumple: $[\mathbf{Z}_1, 1]^T = \mathbf{M}_1 \times [0, 0, 0, 1]^T$. La solución de esta ecuación matricial es relativamente fácil, debido a que los ceros simplifican algunos términos, cosa que no ocurre para otros módulos en donde las coordenadas de la placa inferior ya poseen algún valor numérico diferente de 0. Así, obtenemos el sistema de ecuaciones de transición directa (14).

$$\text{Sistema de ecuaciones de transición directa} \begin{cases} Z_{1x} = d_{21} \sin(\theta_1); \\ Z_{1y} = -d_{21} \cos \theta_1 \sin(\phi_1) \\ Z_{1z} = d_1 + d_{21} \cos \theta_1 \cos \phi_1 \end{cases} \quad (14)$$

Este sistema de ecuaciones, puede interpretarse como las ecuaciones de transición entre los valores internos del primer módulo \mathbf{q}_1 del vector \mathbf{q} , hacia las coordenadas del punto de interconexión del primer módulo \mathbf{Z}_1 . Sin embargo lo que queremos es el proceso contrario, por lo cual se debe resolver dicho sistema para $(\theta_1, \phi_1, d2_1)$. Al limitarnos al campo de los reales y por la geometría de los mecanismos manejarnos en un rango de $(-\pi/2, \pi/2)$ para los ángulos, nos encontramos con el siguiente sistema de ecuaciones (15), que tiene una solución única.

$$\text{Sistema de ecuaciones } \mathbf{T} \left\{ \begin{array}{l} d2_1 = \sqrt{(Z1_z - d1)^2 + Z1_x^2 + Z1_y^2}; \\ \theta_1 = \text{Arcsin} \left(\frac{Z1_x}{d2_1} \right); \\ \phi_1 = \text{Arcsin} \left(\frac{Z1_y}{-d2_1 \cos \theta_1} \right) \end{array} \right. \quad (15)$$

Este sistema de ecuaciones se lo denominó, sistema \mathbf{T} . De esta manera es posible conocer los valores de vector \mathbf{q}_i , de un módulo, siempre y cuando se trabaje sobre un sistema de referencia local ubicado en el centro de la placa inferior. Para esto se ideó un algoritmo que lleva los puntos de interconexión a un sistema de referencia relativo ubicado siempre en el centro la placa inferior de cada módulo, pero con la dirección del módulo adyacente inferior. Este vector se denominó \mathbf{Z}' .

Si definimos también el vector $\mathbf{M} = [\mathbf{M}_1, \mathbf{M}_2, \mathbf{M}_3... \mathbf{M}_N]$, cuyos elementos son las matrices de transformación homogénea de cada módulo respectivamente, basándose en la estructura de \mathbf{M}_{TM} (véase ecuación (4)) y el vector acumulativo $T_i = \prod_{i=1} M_i$, para i módulos de la estructura, se puede plantear la ecuación (16):

$$[Z'_i \quad 1]' = \text{inv}(T_i)[Z_i \quad 1]' \quad (16)$$

Por lo tanto, un algoritmo iterativo se puede proponer para el cálculo del vector \mathbf{Z}' , aunque el verdadero objetivo es calcular las matrices de transformación modulares de \mathbf{M} . Con el fin de clarificar el proceso, el algoritmo para la obtención de matrices de transformación modulares a través de la obtención de sistemas de referencia locales, se describe a continuación en la Figura 32.



Figura 32 Algoritmo de obtención de matrices de transformación modulares \mathbf{M} a través de la obtención de sistemas de referencia locales \mathbf{Z}'

Del mismo modo, debido a que los puntos de sujeción superiores de un módulo son los inferiores del adyacente superior, es posible obtener dichos puntos a partir de los del

primer módulo. Generalizando estas observaciones, se puede formular para un i -módulo la ecuación (17), para obtener cualquier Punto de Interconexión esta vez a partir de las matrices de transformación homogéneas.

$$[Z_i, 1]' = \left[\prod_{i=1} M_i \right] [0, 0, 0, 1]' \quad (17)$$

Para la acción de los actuadores, se definió en este trabajo también los conceptos de *Líneas externas de interconexión*. Estas líneas, de manera análoga a la línea interna, están formados por una cadena de puntos, que en este caso son los puntos de sujeción de los actuadores a través de todos los módulos. En el diseño mecánico implementado, son cuatro líneas externas de interconexión, sin embargo este modelo matemático es válido para cualquier número de ellas. El método para obtenerlas es proyectar desde la base los puntos de sujeción a través de las matrices de transformación homogénea de \mathbf{M} . De esta manera tenemos para k -líneas externas de interconexión y para i -módulos la ecuación (18).

$$[C_k i, 1]' = \left[\prod_{i=1} M_i \right] [C_k 1x, C_k 1y, C_k 1z, 1]' \quad (18)$$

Por último, para encontrar la longitud total de los actuadores, se debe sumar las distancias Euclídeas entre los puntos de sujeción de los actuadores de cada módulo, los cuales se encontraron luego del proceso iterativo a través de la proyección de los puntos del primer módulo por toda la estructura. Esta suma puede ser descrita de manera generalizada en la ecuación (19):

$$L_k = \sum_{i=1} \|C_k(i+1)/C_k i\|, \text{ for } k = 1, 2, 3 \text{ y } 4. \quad (19)$$

2.4.3.3. Simulación del Modelo de Cinemática Inversa

A la par del modelamiento aquí presentado, se realizó un testeo, primero en simulación con la ayuda de Simscape Multibody - Simulink (descrito en el estado del arte), donde se observó una respuesta en la adquisición de la forma de acuerdo a lo esperado, con un error en el cálculo de variables y coordenadas muy bajos (véase Figura 33). El testeo del modelo físico se explicará en el capítulo de Pruebas y resultados.

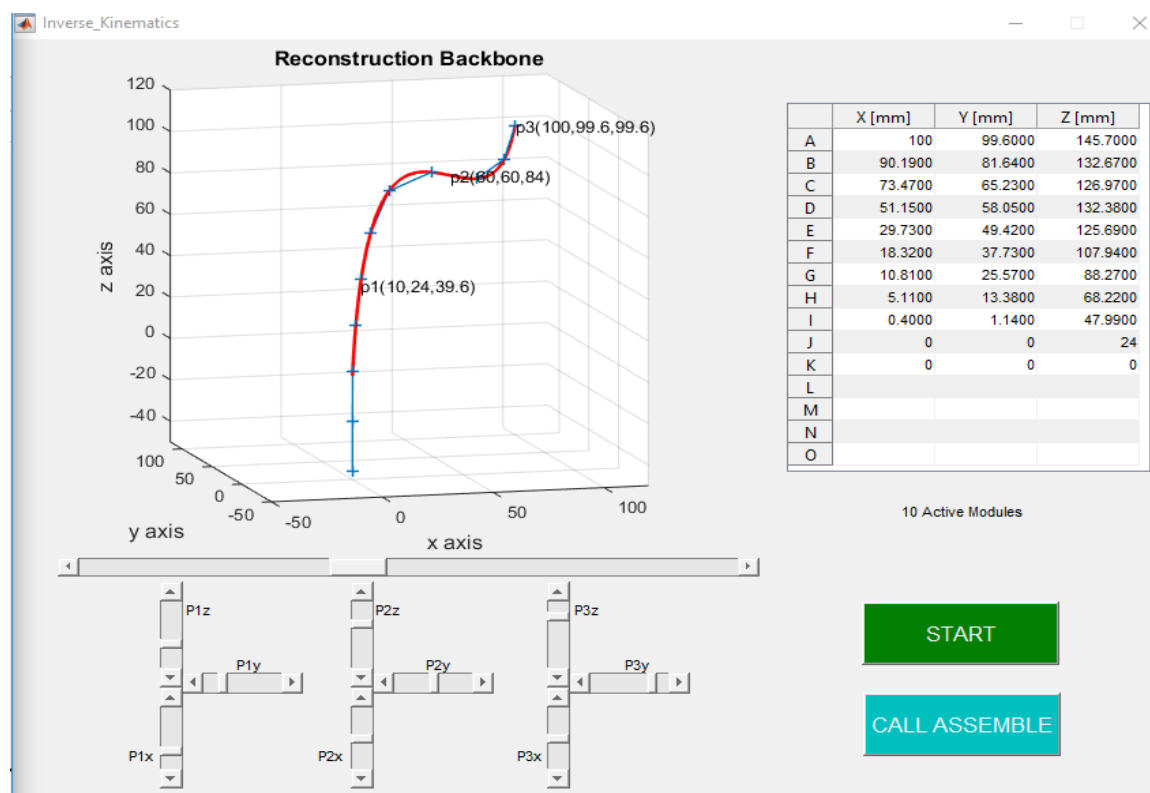


Figura 33 Primera Simulación de la cinemática inversa global.

2.5. Modelamiento Dinámico Y Control Del Sistema

El objetivo de este capítulo es establecer el modelo dinámico general para un catéter de cadena hiper-redundante basado en el modelo T presentado en anteriores capítulos. Junto con este modelo dinámico y el modelo cinemático ya descrito se implementara un control en lazo abierto, efectuado sobre cada uno de los módulos con el fin de controlar la forma del robot.

Dentro del estudio dinámico de robots, se pueden tomar en cuenta más o menos factores que actúen sobre la dinámica de los mismos, y con estos formular diversos modelos. Para el alcance de este estudio no se considerará un modelo de rozamiento, ni tampoco se incluirá las fuerzas de reacción de los motores, debido a que estos parámetros podrían variar sensiblemente cuando el proyecto paralelo a este trabajo construya los actuadores definitivos. Si se considerara las masas e inercias de cada componente de la cadena robótica, así como los efectos del resorte que incluye el modelo T.

Este modelo dinámico busca relacionar el comportamiento de las variables articulares del sistema con los pares aplicados sobre los mismos. El método utilizado fue “Balance de Fuerzas” o método Newton-Euler. Se realizó una exploración también con el método de LaGrange, pero se identificó que este último implicaba una mayor carga computacional. Esta conclusión se la obtuvo mediante la ayuda del software MatLab, que también se utilizó para el desarrollo completo del Modelo Dinámico, tanto en simulación como en análisis de datos, así como en la experimentación posterior con el Robot.

En la metodología seguida, el primer paso fue el planteo de las ecuaciones de manera simbólica, como lo exige el método de Newton-Euler, para luego determinar los parámetros dinámicos que caracterizan al robot. Se aprovechó también el uso de SolidWorks como herramienta de cálculo mediante técnicas CAD propias del programa, para la determinación de estos parámetros, especialmente los centros de masas, ejes y momentos principales de inercia (Ver APÉNDICE A. Propiedades Físicas. Modelo T). Tras todo el análisis con los datos obtenidos, se ha establecido finalmente el modelo general dinámico, dejando también el modelo abierto para una futura inclusión de las

señales de actuadores y sensores que pudieran generar influencia en cualquier tipo de movimiento.

NOTA PRELIMINAR

Luego de la finalización práctica que describe este capítulo, fue evidente que las ecuaciones de cada término, más aún las de todo el modelo dinámico, son excesivamente grandes como para ser escritas en esta literatura. Para dar una idea, según el número de módulos n que se requieran en la cadena cinemática del catéter, el número de operaciones que tienen que realizarse para todo el cálculo dinámico son:

136n-99 multiplicaciones

106n-92 sumas

Por tanto, a efectos prácticos no se ha escrito en el cuerpo del escrito las ecuaciones finales del modelo, sino más bien el procedimiento seguido y en la medida de lo posible, las expresiones finales en términos de variables que agrupan grandes expresiones, manteniendo siempre la finalidad explicativa característica de este trabajo. Las ecuaciones finales se las ha colocado en el APÉNDICE E. Ecuaciones Finales del Modelo.

2.5.1. Formulación Dinámica Iterativa De Newton-Euler

El método iterativo de Newton-Euler empieza primeramente con la obtención de las velocidades y aceleraciones desde la base hasta el extremo (iteraciones salientes), para luego volver desde el extremo hasta la base deduciendo fuerzas y momentos de giro (Ecuaciones Entrantes). Las ecuaciones a continuación presentadas están basadas en el libro de robótica de CRAIG, et al (2006), y las figuras basadas en las explicaciones e ilustraciones del mismo.

Es importante mencionar la principal consideración para este modelamiento: Que cada elemento perteneciente a la cadena cinemática del robot, se considera como un cuerpo rígido. Con esta suposición: Si se conoce las ubicaciones de los centros de masas y los

tensores de inercia del vínculo, entonces la distribución de masa está totalmente determinada.

Para actuar sobre las articulaciones internas de cada módulo, es necesarios someterlos a fuerzas que a su vez producen aceleración y desaceleración. Estas fuerzas requeridas son función de la aceleración deseada y la distribución másica de los vínculos. La Ecuación de Newton, basada en la segunda ley de movimiento del mismo autor, junto con su análoga rotacional, la Ecuación de Euler, representa la manera en que se corresponden las inercias y aceleraciones con las fuerzas.

ECUACIÓN DE NEWTON

La conocida ecuación fundamental de la dinámica o Segunda Ley de Newton, aplicada a un cuerpo rígido de masa total m cuyo centro de masas tiene una aceleración expresada como \dot{v} , debido al efecto de las fuerzas $\sum F$, se la puede expresar de la siguiente manera:

$$\sum F = m \dot{v} \quad (20)$$

ECUACIÓN DE EULER

De manera análoga, la Ecuación de Euler, aplicada al mismo cuerpo rígido que gira con una velocidad angular ω y una aceleración angular $\dot{\omega}$, con un momento $\sum N$ que actúa sobre el cuerpo para producir este movimiento, se obtiene la siguiente expresión:

$$\sum N = {}^c I \cdot \dot{\omega} + \omega \times {}^c I \cdot \omega \quad (21)$$

Donde ${}^c I$ es el tensor de inercia del cuerpo, situado su origen en el centro de masas.

2.5.1.1. Iteraciones Salientes: Cálculo de Velocidades y Aceleraciones

Las fuerzas inerciales que actúan sobre las articulaciones de cada módulo, con la metodología de Newton-Euler, se las calcula a partir de la velocidad de rotación y las aceleraciones, lineal y rotacional, del centro de masas de cada cuerpo rígido

independiente, en cualquier instante de tiempo. Estos cálculos deben realizarse en forma iterativa, empezando con el elemento del módulo conectado directamente con la base, numerado como **1** y avanzando secuencialmente hasta el elemento último, denominado como **n**.

Manteniendo la nomenclatura utilizada en el análisis cinemático del capítulo anterior, siendo que $q_i = [\theta_i \ \phi_i \ d2_i]$ es el vector de parámetros internos de cada módulo, \mathbf{Z} el vector de coordenadas de cada punto de interconexión, una velocidad angular ω , y \mathbf{R}_i la matriz de Rotación y \mathbf{P}_i la matriz de traslación pertenecientes a la matriz \mathbf{M}_i de transformación de un módulo al siguiente, se puede plantear la ecuación (22), que muestra “la propagación” de velocidad de rotación de un módulo al siguiente, y se da (para la articulación giratoria $i+1$) mediante:

$${}^{i+1}\omega_{i+1} = {}^{i+1}R_i \cdot {}^i\omega_i + \dot{q}_{i+1} \cdot {}^{i+1}Z_{i+1} \quad (22)$$

Derivando la expresión anterior con base en el procedimiento y metodología explicada en CRAIG, et al (2006), obtenemos la expresión (23) para transformar la aceleración angular de un módulo al siguiente:

$${}^{i+1}\dot{\omega}_{i+1} = {}^{i+1}R_i \cdot {}^i\dot{\omega}_i + {}^{i+1}\dot{R}_i \times {}^i\omega_i + \dot{q}_{i+1} \times {}^{i+1}\dot{Z}_{i+1} + \ddot{q}_{i+1} \cdot {}^{i+1}Z_{i+1} \quad (23)$$

Y la aceleración lineal de cada punto de interconexión se obtiene con la ecuación (24).

$${}^{i+1}\dot{v}_{i+1} = {}^{i+1}R_i \cdot ({}^i\dot{\omega}_i \times {}^{i+1}P_i + {}^i\omega_i \times ({}^i\omega_i \times {}^{i+1}P_{i+1}) + {}^{i+1}\dot{v}_i) \quad (24)$$

De la misma manera, la aceleración lineal del centro de masas de cada módulo también puede encontrarse derivando en base móvil obteniendo la Ecuación (25).

$${}^{i+1}\dot{V}_{c_{i+1}} = {}^{i+1}\dot{\omega}_{i+1} \times {}^{i+1}P_{i+1} + {}^{i+1}\omega_{i+1} \times ({}^{i+1}\omega_{i+1} \times {}^{i+1}P_{i+1}) + {}^{i+1}\dot{v}_{i+1} \quad (25)$$

Esta ecuación implica movimiento de la articulación, por lo cual es válida para la articulación $i+1$, sin importar que sea angular o prismática.

2.5.1.2. Fuerzas y Momentos de Torsión Modulares

Una vez calculadas las aceleraciones lineal y angular del centro de masas de cada módulo, el siguiente paso es aplicar las ecuaciones de Newton-Euler para calcular la Fuerza y Momento de Torsión que actuaran en el centro de masas de cada módulo, obteniendo las Ecuaciones (26) y (27):

$$\sum F_i = m_i \cdot \dot{V}_{C_i} \quad (26)$$

$$\sum N_i = {}^c I_i \cdot \dot{\omega}_i + \omega_i \times {}^c I_i \cdot \omega_i \quad (27)$$

2.5.1.3. Iteraciones entrantes: Calculo de Fuerzas y Momentos Torsionales

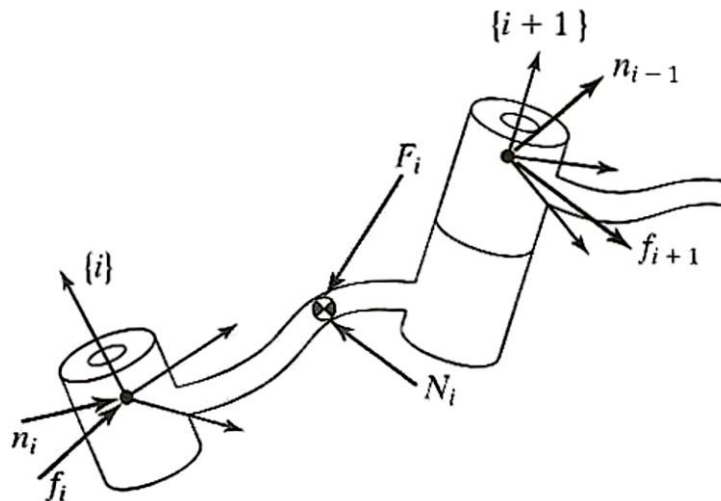


Figura 34 Esquemático representativo del balanceo de fuerzas para cada módulo.

(Fuente: CRAIG, et al 2006)

La formulación iterativa de Newton-Euler para el modelamiento Dinámico de un sistema mecánico, en su procedimiento, una vez habiendo determinado las ecuaciones que relacionan las fuerzas y momentos de torsión para cada módulo con las velocidades y

aceleraciones del mismo, plantea un desglose de las fuerzas y momentos que afectan a cada elemento, hallando para cada uno de ellos su valor neto en cada instante de tiempo. Para esto se plantea un balance de fuerzas y balance de momentos a partir del diagrama de cuerpo libre de un módulo general i -ésimo. El objetivo en esta sección es la determinación de las fuerzas y momentos provenientes de los módulos adyacentes, así como las fuerzas y momentos de torsión inerciales propios.

Para empezar es necesario definir las fuerzas y momentos de módulos adyacentes ejercidos en los puntos de interconexión. Guiándose por la Figura 34, y bajo la siguiente nomenclatura:

f_i = Fuerza que ejerce el vínculo $i-1$ sobre el vínculo i

n_i = Momento Torsional que ejerce el vínculo $i-1$ sobre el vínculo i

Al momento de balancear las fuerzas y momentos de torsión que actúan sobre el módulo i en el centro de masas e igualarlos a cero, llegamos a las correlaciones de fuerzas y de momentos de torsión, expresado en las Ecuaciones (28) y (29).

$${}^iF_i = {}^if_i - {}_{i+1}{}^iR \cdot {}^{i+i}f_{i+i} \quad (28)$$

$${}^iN_i = {}^in_i - {}^{i+i}n_{i+i} + (-{}^iP_i) \times {}^if_i - ({}^{i+i}P_{i+i} - {}^iP_i) \times {}^if_i \quad (29)$$

Utilizando el resultado de la ecuación de balanceo (28), y agregándole las matrices de rotación, podemos reescribir la ecuación (29) de la forma indicada en la expresión (30).

$${}^iN_i = {}^in_i - {}_{i+1}{}^iR \cdot {}^{i+i}n_{i+i} + {}^iP_i \times {}^if_i - {}^{i+i}P_{i+i} \times {}_{i+1}{}^iR \cdot {}^{i+i}f_{i+i} \quad (30)$$

Finalmente, se puede redistribuir la escritura de los términos de las ecuaciones de fuerza y momento de torsión con el fin de que las relaciones iterativas se calculen desde el modulo adyacente de mayor numeración hasta el de menor numeración.

$${}^i f_i = {}_{i+1}{}^i R \cdot {}^{i+1} f_{i+1} + {}^i F_i \quad (31)$$

$${}^i n_i = {}^i N_i + {}_{i+1}{}^i R \cdot {}^{i+1} n_{i+1} + {}^i P_i \times {}^i F_i + {}^i P_{i+1} \times {}_{i+1}{}^i R \cdot {}^{i+1} f_{i+1} \quad (32)$$

Para las iteraciones entrantes de fuerza en este modelo general, las ecuaciones son evaluadas módulo a módulo, empezando por el distal o n, y siguiendo secuencialmente hasta el proximal. En el caso de que el robot se mueva libremente en el espacio, ${}^{n+1} f_{n+1}$ y ${}^{n+1} n_{n+1}$ son iguales a 0, simplificando las ecuaciones del módulo n. En caso contrario, cuando sea necesaria la aplicación de una **fuerza en el extremo distal**, las fuerzas y momentos torsionales de contacto serán los valores para estas variables. Esto es importante ya es la proyección a futuro del proyecto general al que pertenece este trabajo y todo el planteamiento teórico matemático debe ser compatible con los objetivos macro.

2.5.1.4. Efecto de la Fuerza de Gravedad

La gravedad, lógicamente, influye un efecto de carga sobre cada módulo. Sin embargo, utilizando un artificio matemático es muy fácil incluir este efecto en las ecuaciones de Newton-Euler. Simplemente hay que agregar al término ${}^{i+1} \dot{v}_{i+1}$, la expresión $m_i \times g \vec{z}$. Esto es similar a decir que cada módulo está acelerando hacia arriba a una gravedad con su propia masa. Incluir esta aceleración ficticia siempre hacia arriba en las ecuaciones, según CRAIG, et al (2006), representas los mismos efectos gravitatorios reales en las expresiones, a un bajo coste computacional.

2.5.1.5. Dinámica del Resorte Helicoidal de estabilización

El análisis dinámico del módulo T debe necesariamente incluir el análisis de la fuerza del resorte helicoidal de compresión que ejerce sobre dicho módulo. Considerando que el resorte está sujeto a fuerzas de compresión y flexión, no es posible modelarlo directamente

con la ley de Hooke, por lo tanto se utilizó teorema de Castigliano, según el procedimiento descrito en Yigit, et al (2016).

Las deformaciones del resorte helicoidal pueden ser consideradas y calculadas en un modelo 2D debido a su forma cilíndrica. Con el fin de simplificar el cálculo de la flexión en este resorte helicoidal en coordenadas 3D, se utiliza una convención diferente basada en los ángulos de Euler. Dos rotaciones del mecanismo alrededor del eje \mathbf{X}_0 e \mathbf{Y}_0 se definen en la convención de los ángulos de Euler (X-Y-Z). Sin embargo, estos dos ángulos pueden definirse en la convención de Euler (Z-X-Y). Así, el plano X-Y se hace girar alrededor del eje \mathbf{Z}_0 de modo que la flexión del resorte helicoidal aparece solamente en este plano. A continuación, la flexión o rotación alrededor del nuevo eje X se denomina ángulo de deflexión y se indica con ρ .

El resorte helicoidal es más susceptible a los efectos de flexión en lugar de compresión. X-Y-Z es el sistema de coordenadas que se adjunta al centro inferior del resorte. El procedimiento seguido plantea que se coloque un sistema local en cada espira, con lo cual se calcula espira por espira la constante elástica generada por cada una, las cuales posteriormente se suman considerando resortes en serie. Con el fin de definir el sistema de coordenadas de cada espira, \mathbf{k} es el número del índice de las espiras, de manera que $\mathbf{x}_0\mathbf{y}_0\mathbf{z}_0$ (sistema de referencia de la primera espira) y $\mathbf{X}_0\mathbf{Y}_0\mathbf{Z}_0$ (sistema de referencia de todo el resorte) coinciden en la placa inferior. \mathbf{N}_k representa los orígenes de todas las espiras.



Figura 35 Sistema Local de Referencia de un elemento infinitesimal en el resorte.

Para utilizar el teorema de Castigliano, se definen elementos infinitamente pequeños en el resorte helicoidal. La Figura 35 muestra el resorte helicoidal y las definiciones del Marco de Referencia. La posición angular de los elementos infinitamente pequeños en la espira k -ésima se define como α en el plano $x_k y_k$. Con el fin de definir las propiedades de resistencia del elemento infinitesimal en las espiras del resorte, un sistema de referencia coordenado 2D está unido a todos los elementos. ε_x se coloca en la dirección tangencial y ε_y se coloca en la dirección normal. Este marco de referencia coordenado y las otras variables que se utilizan para calcular la deformación del resorte se muestran en la Figura 35.

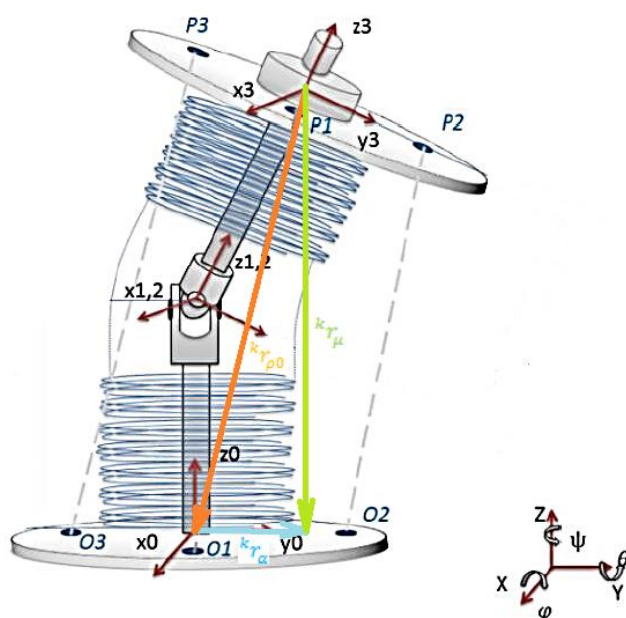


Figura 36 Definición de parámetros de los elementos infinitesimales.

Para calcular la relación entre la deformación del resorte y las fuerzas generalizadas, las distancias entre el punto central de la placa superior y la posición de los elementos infinitesimales tienen que definirse como se muestra en la Figura 36. La posición de un elemento infinitesimal ' μ ' en la k -ésima espira del resorte se define como se da en la ecuación (33).

$${}^k r_{\mu} = {}^k r_{\alpha} + {}^k r_{\rho 0} \quad (33)$$

${}^k r_{\alpha}$ se define como la posición del elemento infinitesimal en la espira particular y se da en la Ecuación (34).

$${}^k r_{\alpha} = \begin{bmatrix} R \cos(\alpha) \\ R \sin(\alpha) \\ N_k + \frac{N_{k+1} - (N_1) \cdot \alpha}{2\pi} \end{bmatrix} \quad (34)$$

El vector de posición del punto central de la placa superior \mathbf{P}_0 con respecto al bastidor \mathbf{k} se define como ${}^k r_{\rho 0}$. El vector del momento que es resultante del vector de fuerza equivalente que actúa sobre el elemento μ se calcula como se da en la ecuación (35).

$${}^k M_{\mu} = {}^k r_{\mu} \times x^k \times F_{eq} \quad (35)$$

A continuación, el momento total que actúa sobre el elemento se define como se da en la Ecuación (36).

$${}^k M_{\mu T} = {}^k M_{\mu} + {}^k M_{eq} \quad (36)$$

Para utilizar el momento de actuación en la Fórmula Castigliano, debe definirse en el marco específico del elemento $\varepsilon_x \varepsilon_y$. Siendo que la definición del momento dado se define en el marco de la espira, se necesita una rotación, la de α alrededor del eje \mathbf{z}_k . Por tanto la ecuación sería con en (37).

$${}^k M_c = Rot_z(\alpha) {}^k M_{\mu T} \quad (37)$$

Al usar el Teorema de Castigliano, las energías de deformación por flexión y torsión se definen como se da en la Ecuación (38), (39) y (40), respectivamente.

$$(U_{b1})_k = \int_0^{2\pi} \frac{({}^k M_{c,y})^2}{2EI} R d\alpha \quad (38)$$

$$(U_{b2})_k = \int_0^{2\pi} \frac{({}^kM_{c,x})^2}{2EI} R d\alpha \quad (39)$$

$$(U_1)_k = \int_0^{2\pi} \frac{({}^kM_{c,x})^2}{2GI} R d\alpha \quad (40)$$

Donde:

$(U_{b1})_k$, energía de deformación por flexión respecto al eje y.

$(U_{b2})_k$, energía de deformación por flexión respecto al eje x.

$(U_{b1})_k$, energía de deformación por torsión.

${}^kM_{c,y}$, Momento flector en con respecto a el eje y.

${}^kM_{c,x}$, Momento flector en con respecto a el eje x.

E, módulo de elasticidad.

G, módulo de rigidez.

I, inercia de cada espira.

R, radio de espira.

La energía de deformación total de una espira es la suma de tres energías de deformación, mostrada en la ecuación (41), y el gran total es la suma de las energías de deformación de cada espira en la ecuación (42).

$$(U)_k = (U_{b1}) + (U_{b2}) + (U_1)_k \quad (41)$$

$$U = \sum_{k=0}^{n-1} (U)_k \quad (42)$$

El mismo teorema afirma que al derivar las energías de deformación se obtiene la magnitud de la deformación que se define como Δd_2 , que vendría a ser la distancia de compresión. También sabiendo que ρ , el ángulo de flexión 2D del mecanismo, es la combinación de ángulos producidos por las deformaciones ε_x y ε_y en el plano 2D por los momento de rotación, se puede plantear las igualdades de las ecuaciones (43) y (44).

$$\Delta d_2 = \frac{\partial(U)}{\partial F_{eq}} \quad (43)$$

$$\rho = \frac{\partial(U)}{\partial M_{eq}} \quad (44)$$

Es importante mencionar que la relación fuerza-deformación no lineal o ecuación de rigidez del resorte se puede escribir como forma dada en la Ecuación (45).

$$\begin{bmatrix} F_{eq} \\ M_{eq} \end{bmatrix} = [K] \begin{bmatrix} \Delta d_2 \\ \rho \end{bmatrix} \quad (45)$$

El análisis se realiza utilizando la MatLab Symbolic Toolbox para cada Δd_2 (entre 0 y 4 mm con incremento de 0.1 mm) y ρ (entre -20 y 20 grados con incremento de 1 grado) y se forma una tabla de consulta para la matriz M de 40x40. El radio del alambre y del resorte es 2 mm y 14 mm respectivamente. El número de espiras activas es 4. El material del resorte es ABS. En el análisis dinámico, el algoritmo utiliza los valores apropiados de la matriz **K** de acuerdo con las coordenadas generalizadas. Con la definición de la matriz **K** como en la Ecuación (46), los elementos **K₁₂** y **K₂₁** son iguales debido a la estructura simétrica de la matriz de rigidez. Los resultados de simulación para los elementos **K₁₁**, **K₁₂**, y **K₂₂** se dan en la Figura 37.

$$K = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{11} & \mathbf{K}_{12} \\ \mathbf{K}_{21} & \mathbf{K}_{22} \end{bmatrix} \quad (46)$$

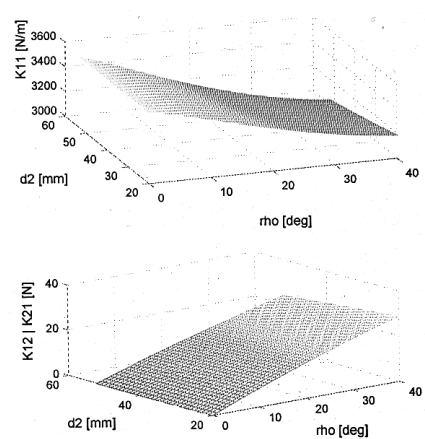


Figura 37 Cambio de la matriz de rigidez con respecto al ángulo de flexión y la longitud de compresión.

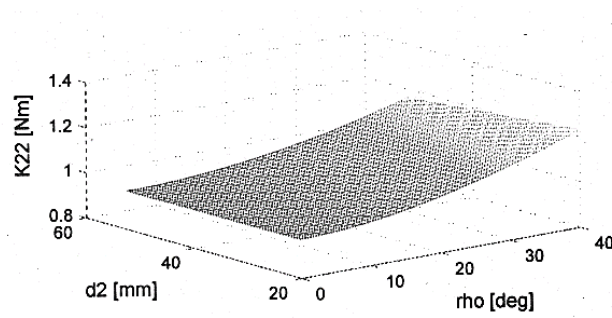


Figura 37 Cambio de la matriz de rigidez con respecto al ángulo de flexión y la longitud de compresión. (Continuación).

Finalmente se puede resumir la acción del resorte de estabilización sobre la placa superior con por las ecuaciones (47) y (48), donde cabe destacar que a últimas instancias, luego de realizar la sumatoria de las integrales, depende del vector \mathbf{q} de variables internas para cada módulo y por supuesto las cualidades del resorte que son parte del cálculo de la matriz de constantes elásticas del resorte.

$$F_{eq} = \mathbf{K}_{11} \cdot \Delta \mathbf{d}_2 + \mathbf{K}_{12} \cdot \rho \quad (47)$$

$$M_{eq} = \mathbf{K}_{21} \cdot \Delta \mathbf{d}_2 + \mathbf{K}_{22} \cdot \rho \quad (48)$$

2.5.1.6. Ecuaciones del Movimiento. Planteo y Análisis

Para este ítem de presente capítulo, cabe recapitular que \mathbf{q} es el vector de parámetros internos del sistema $[\theta_i \ \phi_i \ d2_i]$, $\dot{\mathbf{q}}$ y $\ddot{\mathbf{q}}$ son vectores de velocidad y aceleración respectivamente. No hay motores conectados directamente a las juntas y por tanto las tensiones de los actuadores no han sido consideradas, pero si dejando las ecuaciones abiertas para agregar fácilmente estas componentes.

Evaluando simbólicamente las Ecuaciones planteadas de Newton-Euler para el robot catéter, se llega a la siguiente ecuación dinámica general del sistema (CRAIG, et al, 2006), escrita en la expresión (49).

$$\tau = B(q) \cdot \ddot{q} + V(q, \dot{q}) \cdot \dot{q} + G(q) + Fr(q) \quad (49)$$

Donde:

$B(q)$, es la matriz de masas de $n \times n$ del catéter.

$V(q, \dot{q})$, es un vector $n \times 1$ de términos centrífugos y de Coriolis.

$G(q)$, es un vector de $n \times 1$ de términos de gravedad.

$Fr(q)$, es el vector de fuerza generalizado del resorte helicoidal.

Al analizar los términos resultantes de este proceso, se distingue la matriz de masas, $\mathbf{B}(q)$, acompañada siempre por términos \dot{q} . A su vez, los términos que acompañan a \dot{q} , producen fuerzas centrípetas negativas (centrífugas). Las expresiones que acompañan a $\dot{q} \cdot \dot{q}$ están relacionadas con fuerzas de Coriolis, y el producto siempre es de módulos distintos. Adicionalmente se encuentra los términos de la fuerza de gravedad, en $\mathbf{G}(q)$, en los cuales se encuentra la constante gravitacional y finalmente \mathbf{F}_r es el vector de fuerza generalizado del resorte helicoidal.

2.5.2. Control Del Sistema

El control del robot que plantea este trabajo, con ya se mencionó en capítulos anteriores, es de lazo abierto. Al momento de finalización de esta tesis, la línea paralela de investigación responsable de la implementación de sensores en una piel inteligente no tenía resultados definitivos que pudieran utilizarse, razón por la cual no fue implementada la retroalimentación. De esta manera la respuesta del sistema fue simulada con el fin de realizar mediciones del modelo, a fin de obtener datos de comparación entre la teoría y la simulación.

Por tanto el objetivo de este apartado fue el de obtener una correcta respuesta del sistema, pese a que no se utiliza la salida del sistema como una variable de control. De esta manera, el control que se realiza depende directamente de la calibración del sistema de control,

dado que para cada entrada del sistema, le corresponde una condición de operación prefijada, Figura 38.

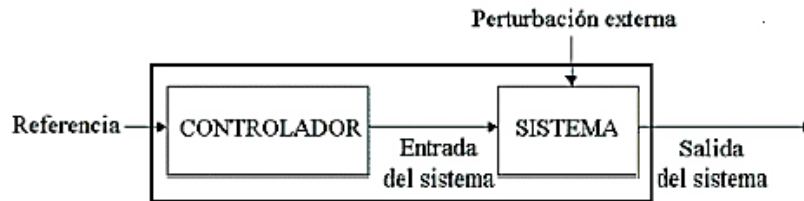


Figura 38 Descripción general de Sistema de control en lazo abierto

De manera específica, se realizó todo el modelo de control en una GUI de MatLab, la cual a su vez sirve de primer bloque de control, ya que genera y procesa la curva guía, así como envía los puntos de interconexión a Simulink. Ya en este entorno, se calcula la cinemática en un siguiente bloque, cuya salida se conecta posteriormente al modelo dinámico, y luego se envía al entorno de simulación mecánica 3D de MatLab Simscape. Finalmente, la salida de este sistema en MatLab, se envía directamente a los actuadores, que para este trabajo fueron Servomotores. El uso de los actuadores será ampliamente explicado en el capítulo Simulaciones y Experimentos. La metodología secuencial utilizada fue:

1. Obtención de la curva guía de la forma deseada en forma de vector.
2. Procesamiento de la curva para generar una función, con reconocimiento de la curvatura y eliminación de discontinuidades.
3. Generación de puntos de interconexión por cálculo de longitudes de módulos de acuerdo a la curvatura.
4. Aplicación del modelo cinemático, con la obtención las posiciones de cada módulo, y la longitud de los actuadores.
5. Aplicación del Modelo Dinámico, cálculo de momentos inerciales y variaciones en la longitud de los actuadores, y simulación 3D.

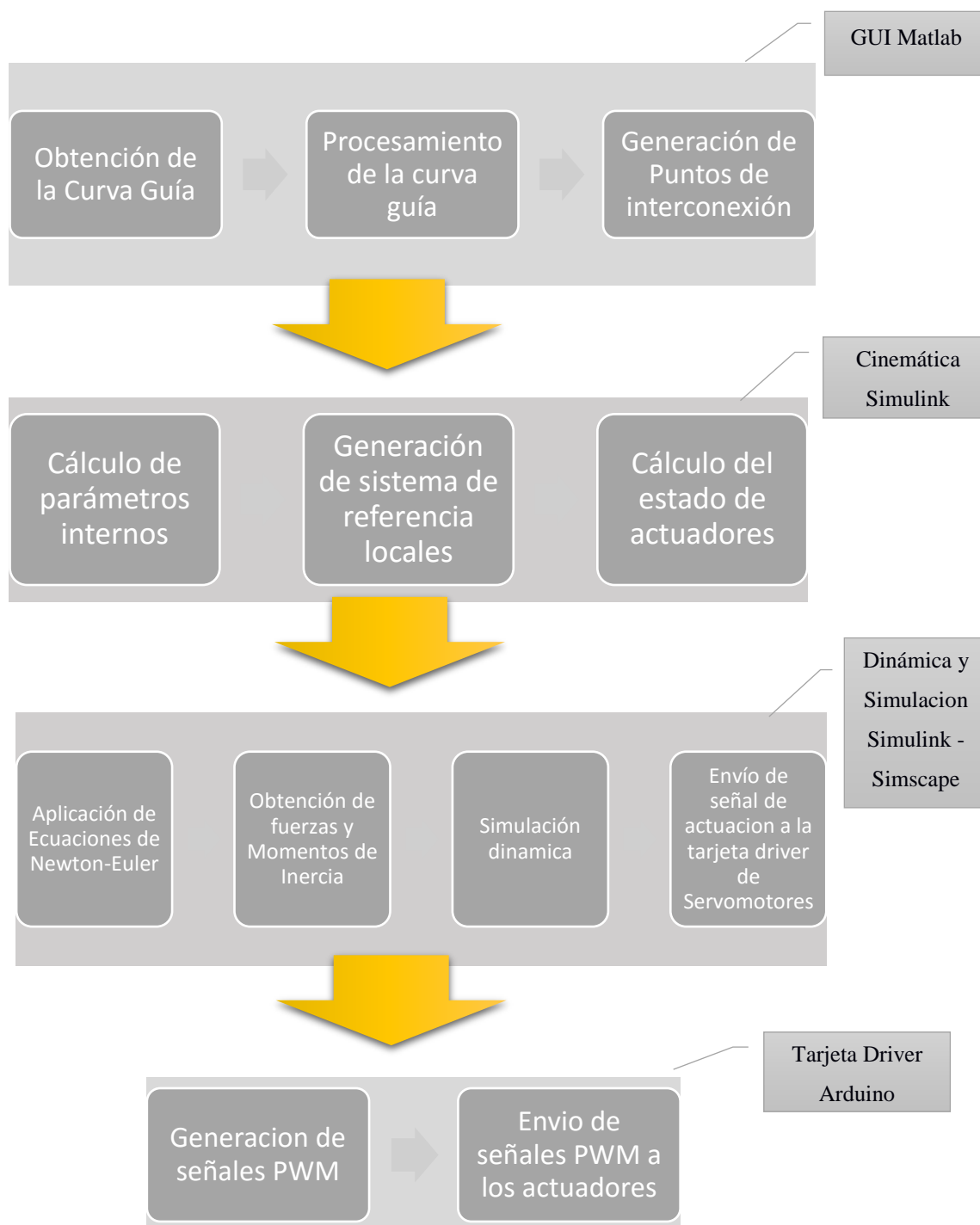


Figura 39 Descripción de la secuencia de control programada para el Robot Catéter

6. Longitud de los actuadores enviada a la tarjeta de conversión de señal.
7. Aplicación de la nueva señal sobre los actuadores.

Esta secuencia es ejecutada permanentemente, de manera que el control es en tiempo real, aunque por supuesto existe un retardo propio del computador en donde se ejecuta el algoritmo, que según el paquete de MatLab sería menor a 10^{-4} segundos. El computador utilizado posee un procesador Intel(R) Core(TM) i7-3612QM CPU @ 2.10GHz, 7.86 GB de RAM, con un sistema operativo Windows 10 de 64 bits. Experimentalmente, se comprobó este enunciado, lo cual se explica en el capítulo de Simulaciones y Experimentos. Una explicación gráfica de esta secuencia de control en lazo abierto implementada se muestra en la Figura 39.

CAPÍTULO 3: SIMULACIONES Y EXPERIMENTOS

En la búsqueda de confirmación del modelo matemático del sistema plateado en anteriores capítulos, se desarrolló una serie de simulaciones con el fin de observar la respuesta de un modelo físico simulado. Además, un prototipo de cadena híper-redundante del modelo T se construyó, en la que se aplica un control simplificado. En este capítulo se muestra el modelo de cálculo matemático descrito anteriormente para el **Modelo T**, aplicado computacionalmente en varias muestras de simulación de respuesta y pruebas físicas implementadas de control de forma. La simulación o el desarrollo de los otros modelos permanecen fuera de este estudio.

3.1. Simulación Para Un Módulo Del Modelo T

En esencia, este problema es calcular un plano cuyo centro coincide con el extremo del eje de salida concéntrico y es siempre perpendicular a este, mientras que los puntos de sujeción de los actuadores se encuentran en un plano XY. El mecanismo tiene 3 DOF como movimiento horizontal, vertical y de traslación en el eje z. Esta observación hace que sea posible modelar este sistema como si sólo tuviera un enlace en serie capaz de dos rotaciones y una traslación. Por lo tanto, podemos utilizar las transformaciones lineales que representan a cada uno de los grados de libertad y representar correctamente una estructura de rotación-rotación-traslación (RRT) como señal de entrada en el sistema. Luego esta señal debe pasar por el modelo dinámico, que nos mostrara como un sistema real reaccionaria a las condiciones planteadas.

3.1.1. Descripción del Modelo Cinemático Codificado y Algoritmo Aplicado

El valor de las variables de placa superior se puede encontrar con la rotación, inclinación y desplazamiento longitudinal, representada por el vector $\mathbf{q} = [\phi, \theta, d2]$. A continuación,

estos movimientos pueden ser representados por matrices de transformación homogéneas, que a su vez pueden ser conectados solamente en una matriz que se muestra en la ecuación (50).

$$M_{TM} = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & 0 & \sin(\theta) & d2 * \sin(\theta) \\ \sin(\varnothing) * \sin(\theta) & \cos(\varnothing) & -\cos(\theta) * \sin(\varnothing) & -d2 * \cos(\theta) * \sin(\theta) \\ -\cos(\varnothing) * \sin(\theta) & \sin(\varnothing) & \cos(\varnothing) * \cos(\theta) & d1 + d2 * \cos(\varnothing) * \cos(\theta) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (50)$$

Como se explicó en el capítulo anterior, la solución a este problema fue dada por el algoritmo recursivo basado en el método Newton-Raphson en su versión matriz o multivariante, que genera una solución numérica y comienza a partir de la posición neutral del módulo (es decir, sin ninguna inclinación), y pasa por una actualización con recursión hasta que la longitud de los actuadores deseada es alcanzada.

Con este método de cálculo, para las longitudes dadas de **L1**, **L2** y **L3**, el valor de las variables de la placa superior [**o**, **θ**, **d2**], y la matriz **M_{TM}** se pueden definir y encontrar finalmente el valor de la posición de la centro de la placa superior. Para convertir la longitud de los actuadores a un valor de entrada en la ecuación no lineal a ser resuelto de forma recursiva por el algoritmo de Newton-Raphson, podemos normalizar las ecuaciones antes y generar una función no lineal lleva el nombre de **f1**, **f2**, y **f3** respectivamente. Por lo tanto se tiene que encontrar **L1**, **L2**, y **L3**, como valores de actuadores deseados, a partir del estado neutral de la posición de la placa superior. Las ecuaciones serían como en (51):

$$\begin{aligned} f_1 &= L_1 - \sqrt{(P1_x - O1_x)^2 + (P1_y - O1_y)^2 + (P1_z - O1_z)^2} = 0 \\ f_2 &= L_2 - \sqrt{(P2_x - O2_x)^2 + (P2_y - O2_y)^2 + (P2_z - O2_z)^2} = 0 \\ f_3 &= L_3 - \sqrt{(P3_x - O3_x)^2 + (P3_y - O3_y)^2 + (P3_z - O3_z)^2} = 0 \end{aligned} \quad (51)$$

Sin embargo, se desea obtener el valor del vector \mathbf{q} , que se compone de las variables, $[\theta, \mathbf{d2}]$. Para relacionar a $\mathbf{P1}$, $\mathbf{P2}$ y $\mathbf{P3}$, a la placa inferior (ver nomenclatura del Capítulo 2), se llevó a cabo el siguiente procedimiento:

1. \mathbf{M}_{TM} calcular los valores actuales de $[\theta, \mathbf{d2}]$.
2. A continuación, calcular $\mathbf{P1}$, $\mathbf{P2}$, y $\mathbf{P3}$, por proyección $\mathbf{O1}$, $\mathbf{O2}$ y $\mathbf{O3}$, a través de \mathbf{M}_{TM} , por la ecuación (52).

$$P_i = M_{TM} * O_i \quad (52)$$

3. A continuación, se obtiene el Jacobiano del vector de funciones no lineales $F = [f1 \quad f2 \quad f3]$, que se describe por la fórmula (53).

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial \theta} & \frac{\partial f_1}{\partial \phi} & \frac{\partial f_1}{\partial d_2} \\ \frac{\partial f_2}{\partial \theta} & \frac{\partial f_2}{\partial \phi} & \frac{\partial f_2}{\partial d_2} \\ \frac{\partial f_3}{\partial \theta} & \frac{\partial f_3}{\partial \phi} & \frac{\partial f_3}{\partial d_2} \end{bmatrix} \quad (53)$$

Después del cálculo del Jacobiano, todos los elementos empleados en Newton - Raphson en su versión matriz se expresa por la ecuación (54).

$$q_{k+1} = q_k - inv(J(q_k)) * F(q_k) \quad (54)$$

Para iniciar las iteraciones, un valor inicial para el vector $[\theta, \mathbf{d2}]$ es asignado para representar la posición neutral, es decir, sin ninguna inclinación y la longitud del eje de salida es máxima. Mientras se realizan las iteraciones, el valor de la función \mathbf{F} se acerca al valor de la función \mathbf{L} , mientras cambia a su vez el vector \mathbf{q} . Después de un número suficiente de iteraciones, experimentalmente en general 50 iteraciones son adecuadas, los

cambios en la función F son insignificantes, y se obtiene los valores numéricos deseados para vector \mathbf{q} . Por último, la matriz de transformación homogénea se puede utilizar para calcular las coordenadas de \mathbf{X}_3 (**punto central de la placa superior**), que es el objetivo de la cinemática directa.

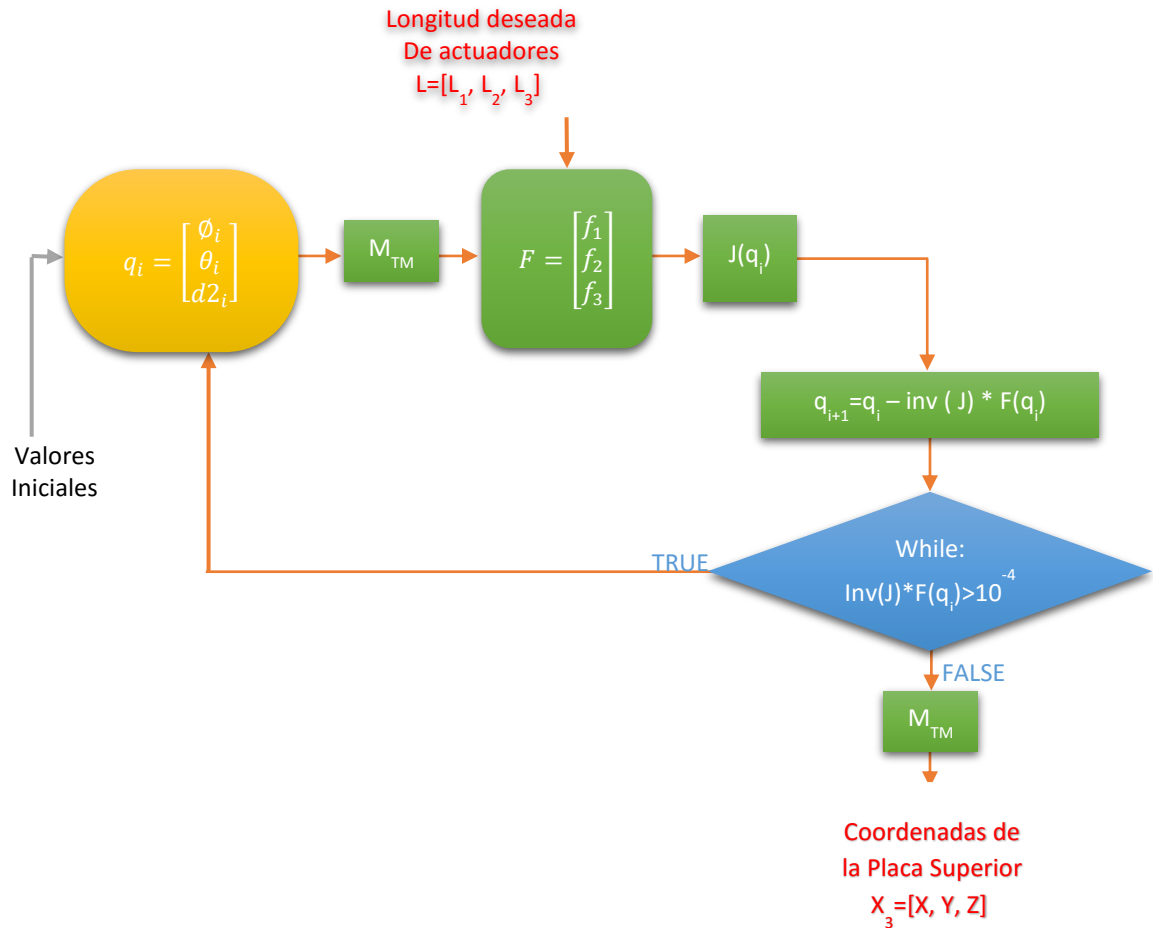


Figura 40 Algoritmo recursivo de cálculo Cinemático.

El algoritmo puede ser explicado mejor con un diagrama, como se muestra en la Figura 40 Algoritmo recursivo de cálculo Cinemático. Algoritmo se codificó y se programó en el entorno de simulación multicuerpo de 3D Systems Simscape.

3.1.2. Parámetros Dinámicos del Módulo

Con el fin de simular cual sería el comportamiento físico del robot, es necesario parametrizar correctamente cada uno de los componentes del sistema. El entorno de simulación genera las ecuaciones de movimiento a partir de parámetros geométricos, cinemáticos y dinámicos asociados a cada elemento del módulo.

Los parámetros cinemáticos son los parámetros de la matriz M_{TM} y la vector \mathbf{q} . A su vez los parámetros geométricos son precisamente la geometría y volumen de cada elemento, los cuales pueden ser exportados desde SolidWorks directamente. Más, los parámetros dinámicos para caracterizar el modelo son los siguientes:

- Masas de cada elemento.
- Centros de Gravedad de cada elemento (variables).
- Tensores de inercia de cada elemento (variables).

Bajo la premisa de que el material es homogéneo en su composición, simplemente se utiliza la opción **Propiedades Físicas** de la Pestaña **Calcular** en el programa SolidWorks. Una vez asignado el material, para este caso ABS estándar, la respuesta de esta herramienta entrega:

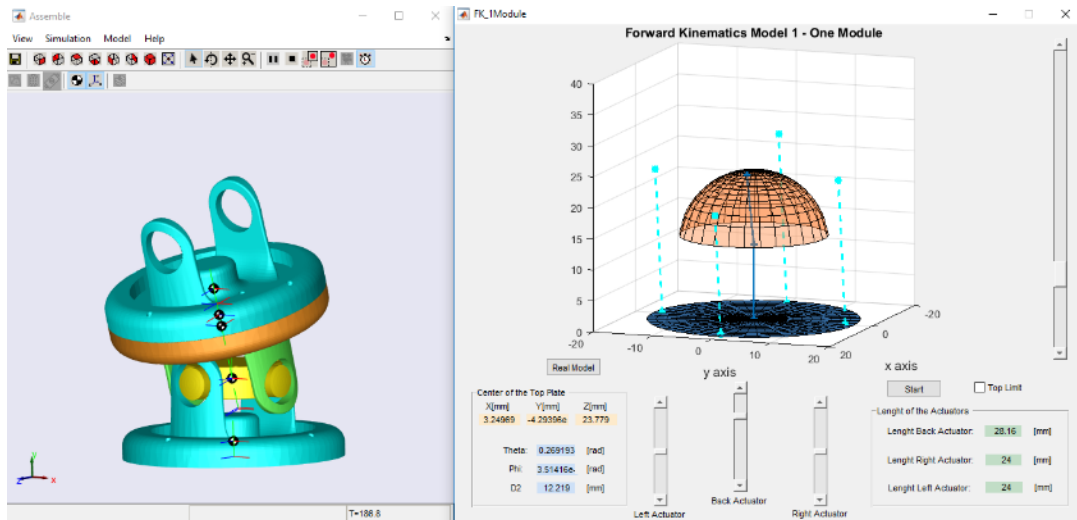
- Masa
- Volumen
- Área de superficie
- Centro de masa
- Ejes principales de inercia y momentos principales de inercia (Medido desde el centro de masa)
- Momentos de inercia (Obtenidos en el centro de masa y alineados con el sistema de coordenadas de resultados)
- Momentos de inercia (Medido desde el sistema de coordenadas de salida)

Estos parámetros son introducidos en SimuLink, y el programa se encarga de generar el modelo dinámico y también su respuesta física de acuerdo a la señal de entrada. Para ver

los parámetros de todos los elementos físicos del módulo dirigirse al APÉNDICE A. Propiedades Físicas. Modelo T.

3.1.3. Aplicación del algoritmo en el entorno de simulación

Durante esta fase del estudio de algunas pruebas se realizaron utilizando la interfaz gráfica de usuario del software de MatLab R2015a. Estas pruebas implican una comprobación de validez para el modelamiento con respecto a las limitaciones físicas de los prototipos. Como un punto de control, las longitudes de los cables con respecto al centro de la placa superior y la condición de perpendicularidad (entre la mitad eje de salida y la placa superior) se cumplió para mover las coordenadas de la placa superior mientras se cambia la longitud de los cables en tiempo real. Esta prueba también genera el espacio de trabajo del módulo, así como los ángulos de giro e inclinación del módulo, todo esto en base al cálculo interno del modelo explica en esta sección de forma iterativa. La interfaz se muestra en la Figura 41.



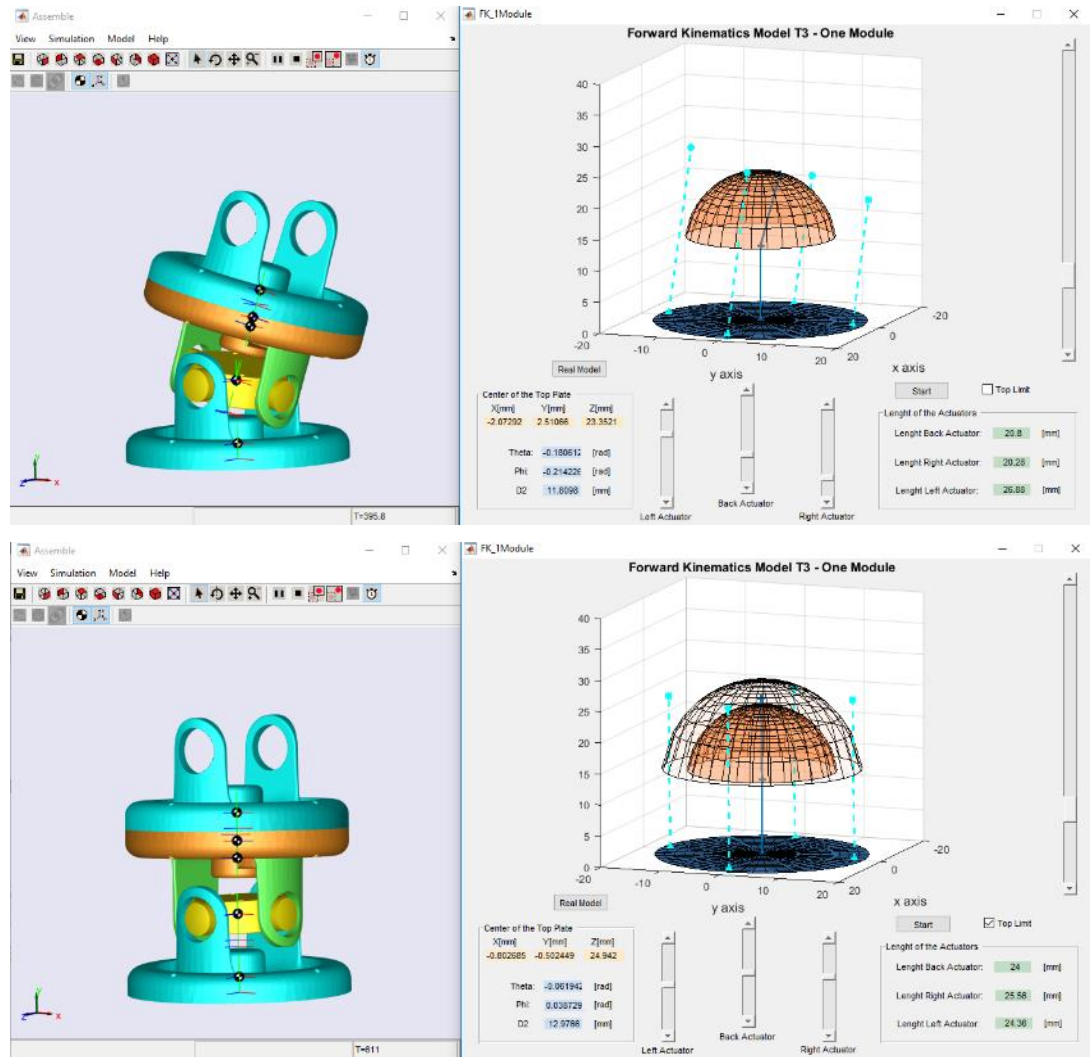


Figura 41 Interfaz gráfica de usuario (GUI) y la simulación 3D de un solo módulo modelo T. Múltiples vistas.

3.2. Simulación Cinemática Integral Del Modelo T

La reconstrucción completa de toda la estructura requiere una explicación sobre algunos puntos clave que se tratan en esta sección: uno de ellos es la forma o spline que guía la estructura, así como sus principales consideraciones y limitaciones por la disposición de Híper-redundante. Sin embargo, también es muy importante el tratamiento de la curva

guía para obtener una discretización correcta para los puntos de interconexión, que son la base para iniciar el cálculo de la reconstrucción de la estructura. Posteriormente, se necesita un cálculo de los parámetros de cada módulo y el conocimiento completo del estado de las variables del sistema con el fin de obtener la longitud de los actuadores. Un modelo de simulación se codificó en MATLAB para poner a prueba los resultados del modelo cinemático y dinámico.

3.2.1. Procesamiento de la Curva de Orientación

La curva que guía el robot debe tener algunas características para permitir que la estructura hiper-redundante pueda seguirla. La principal limitación es la curvatura máxima que podría tener, por ejemplo si se pide que la estructura se flexione en un ángulo sobre el que es físicamente incapaz de moverse. Por esta razón, es necesario procesar la curva que guía el robot para eliminar discontinuidades o curvaturas excesivas.

Para la simulación en esta sección, se genera una curva de tres puntos dados, y luego se obtiene una interpolación polinómica de Newton, que genera una curva suave que conecta los puntos de control discretos. Diferenciando esta función polinómica dos veces, se obtiene su curvatura, con el que se puede optimizar la longitud del módulo. Si la curvatura es mayor, entonces la longitud del módulo disminuye.

Una vez procesado el spline que guía la curva, se define la longitud con un algoritmo que mide la distancia desde el punto extremo, hasta encontrar otro que se encuentra a la distancia deseada para el módulo desde el primero. A continuación este algoritmo se repite desde el nuevo punto encontrado hasta hallar el siguiente que cumpla con la nueva distancia de modulo deseada, y de esta manera sucesivamente, se definen los puntos donde empiezan y terminan los módulos siendo asignados como puntos de interconexión hasta la base y definiendo el número requerido para todo el trayecto.

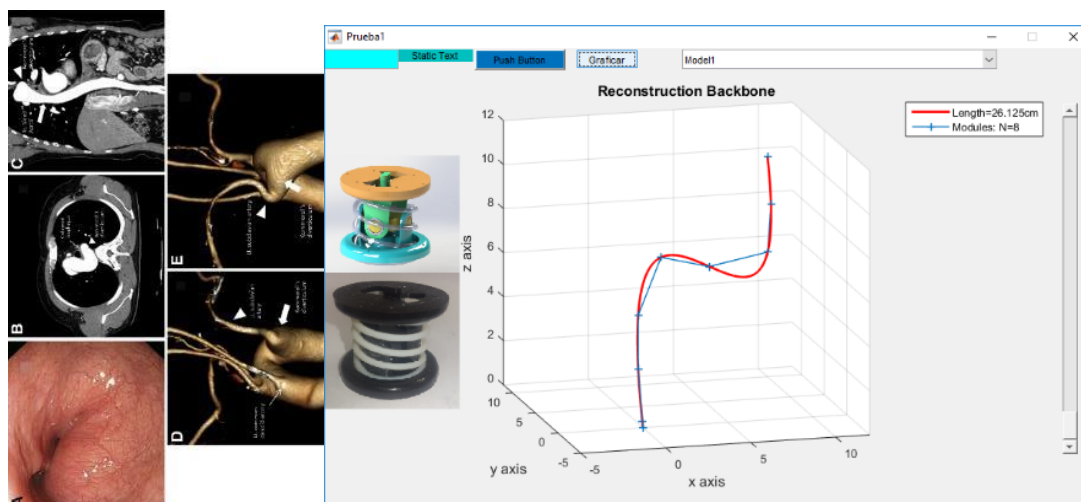


Figura 42 Generación de curva suave, longitud y definición de módulos con base en la curvatura.

Mientras se codifico estos principios en MatLab, quedó claro que la obtención de curvas como se muestra en la Figura 42 es muy útil. Este tipo de curvas puede incluso representar vías biológicas dentro del cuerpo humano (es decir, canales ventriculares, venas) que un robot podría necesitar seguir. Además, los módulos están representados a lo largo de la curva de guía, donde se calcula la curvatura, número y longitud de cada módulo para que estos la puedan seguir.

3.2.2. Puntos de interconexión y generación de sistemas de referencia relativos

Después de la generación de la curva suave y la definición de la longitud y número de los módulos por la curvatura, es necesario definir los *puntos de interconexión* y los *sistemas de referencia relativos* para cada módulo. Se diseñó un programa que barre la curva desde el extremo distal hacia el origen, y establecer los puntos de interconexión finales de acuerdo a la longitud de los módulos por la curvatura. Estos puntos se convertirán en los sistemas de coordenadas locales relativos para cada módulo. La dirección de este sistema local está dado por el vector tangente a la línea que conecta los puntos consecutivos.

En MatLab, una interfaz GUI fue programada para probar este método de asignación, donde es posible modificar los puntos que generan la curva guía en tiempo real. Calculando su curvatura, se establece la longitud de cada módulo, y más tarde los puntos de interconexión son ordenados desde el extremo distal de la curva hasta su origen, simulando la forma deseada. Además, las coordenadas de los puntos de interconexión para la troncal principal y el número de módulos activos también se muestran. Los resultados se muestran en la Figura 43.

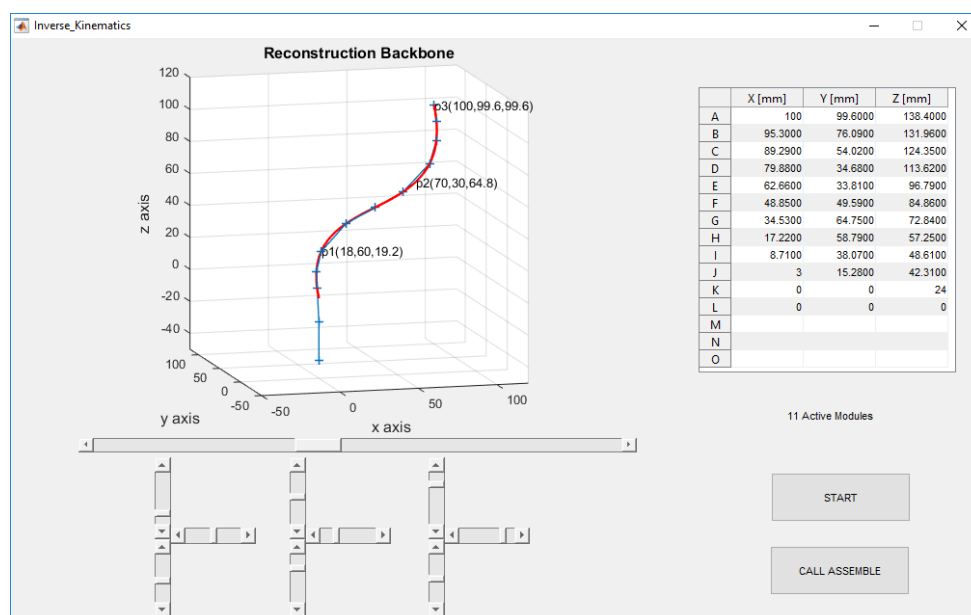


Figura 43 Los puntos de interconexión y generación de sistemas de referencia

3.2.3. Aplicación del Algoritmo de Simulación Integral en el entorno de Simscape

Una vez definidas las coordenadas de los puntos de interconexión entre los módulos de la estructura, el vector \mathbf{Z} (que representa la columna vertebral) se puede establecer, el cual será la entrada para la simulación del sistema modelado. También, el vector $\mathbf{q} = [\mathbf{q}_1, \mathbf{q}_2, \mathbf{q}_3 \dots \mathbf{q}_N]$ se define para N módulos de la estructura, cuyos elementos se componen de $[\theta_i, d_{2i}]$.

Un algoritmo iterativo se puede proponer para el cálculo del vector \mathbf{Z}' , que son las coordenadas de la placas superiores en los sistemas de referencia relativos, lo cual es un artificio matemático ya que el verdadero propósito es calcular las matrices de transformación modulares \mathbf{M}_i , que son las matrices homogéneas para cada módulo. Del mismo modo, debido a que los puntos de montaje superiores de un módulo son también los puntos más bajos para el módulo siguiente, es posible obtener estos puntos del primer módulo, con una proyección a través de las matrices de transformación modulares \mathbf{M}_i . Generalizar estas observaciones, se puede escribir una fórmula para el módulo de orden i como en la ecuación (55).

$$\begin{aligned} [Z_i, 1] &= \left[\prod_{i=1}^i M_i \right] * [0, 0, 0, 1] \\ [C_{ki}, 1] &= \left[\prod_{i=1}^i M_i \right] * [C_{k1x}, C_{k1y}, C_{k1z}, 1] \end{aligned} \quad (55)$$

Se necesita un sistema de ecuaciones para interpretar la transición entre el elemento de \mathbf{q}_1 de vector \mathbf{q} , a las coordenadas del primer punto de interconexión del primer módulo \mathbf{Z}_1 . Con la resolución de la ecuación (55) para toda la estructura, los valores de $\mathbf{q}_1 = [\theta_1, \theta_1, \mathbf{d}_{21}]$ son encontrados. Al limitar el intervalo de movimiento entre $(-\pi / 2, \pi / 2)$ para $\theta_1, y \phi_1$, nos encontramos con el siguiente sistema de ecuaciones en (56) que tiene una solución única.

$$\text{Sistema de Ecuaciones } \mathbf{T} \begin{cases} d_{21} = \sqrt{(Z_{1z} - d_1)^2 + Z_{1x}^2 + Z_{1y}^2}; \\ \theta_1 = \text{Arcsin} \left(\frac{Z_{1x}}{d_{21}} \right); \\ \phi_1 = \text{Arcsin} \left(\frac{Z_{1y}}{-d_{21} * \cos \theta_1} \right) \end{cases} \quad (56)$$

Con el fin de clarificar el proceso, el algoritmo para la obtención de matrices de transformación modulares para un módulo i -ésimo se describe a continuación en la Figura 44.

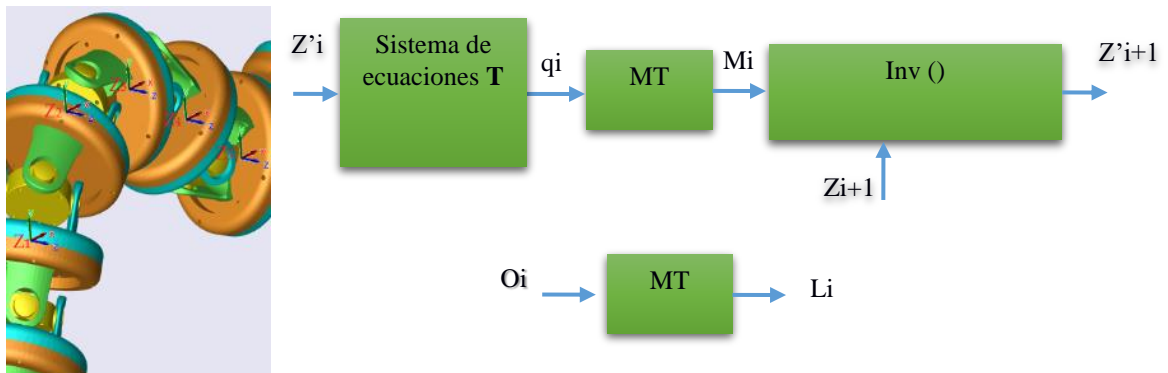


Figura 44 Algoritmo de cálculo del vector Z' . Obtención de las matrices de transformación modulares.

Finalmente, el vector $\mathbf{q} = [\mathbf{q1}, \mathbf{q2}, \mathbf{q3} \dots \mathbf{qN}]$ es enviado al ambiente de simulación 3D, donde cada módulo recibe el valor de rotaciones y el desplazamiento, con el fin de seguir la forma predefinida. Además la definición de los parámetros dinámicos se realiza de igual manera a la descrita en el capítulo anterior, es decir la asignación de masas, centros de masas, tensores de inercia y material toma lugar para cada uno de los elementos del catéter. Capturas de esta simulación para **15 Módulos** se presentan en la Figura 45 , que muestra los módulos de simulación y su comportamiento en conjunto con la ayuda de Simscape multicuerpo - Simulink (descrito en el estado del arte). La adquisición de la forma fue la esperada con base en el spline proporcionado en tiempo real.

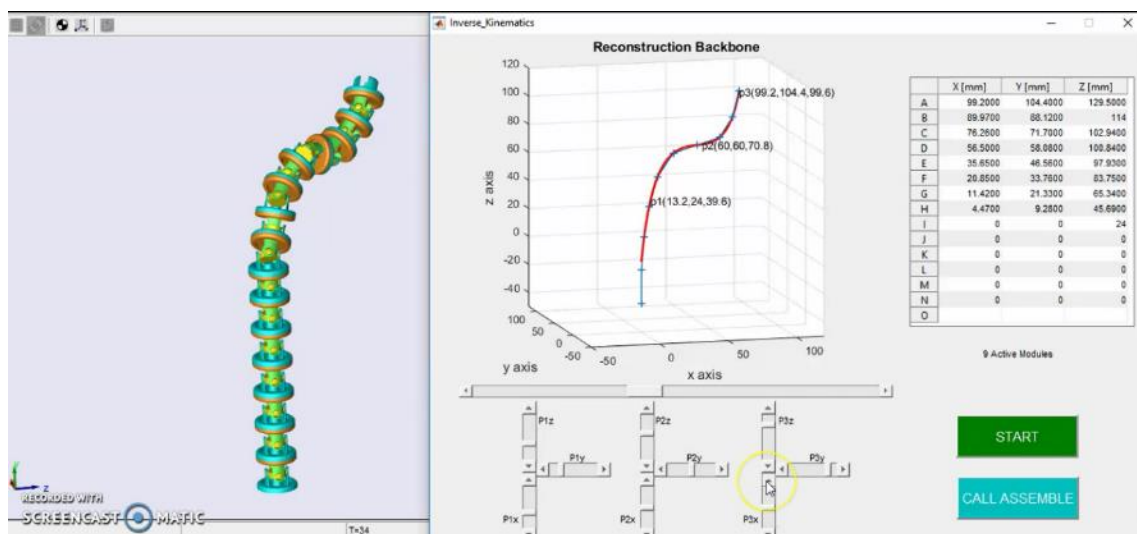
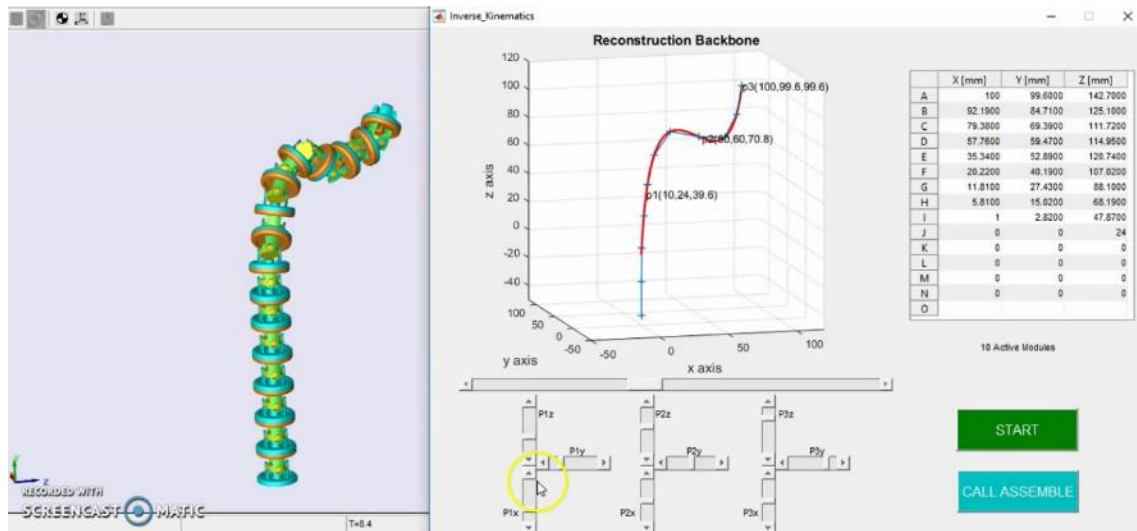


Figura 45 Respuesta de los módulos en simulación utilizando GUI y Simscape Multibody – Simulink. Dos estados.

3.3. Implementación Del Prototipo Físico

Con el fin de probar el modelo diseñado y simulado, se ha creado un prototipo demostrativo. Impresos en 3D, ocho módulos T componen un robot híper-redundante. (Ver Figura 46). Una plataforma de prueba fue creada en la cual se fija el robot. La propuesta era manipular el robot a través de servo motores operados por cables. Debido al uso de cables, no se puede controlar independientemente de la longitud para cada módulo, por lo tanto se planteó una versión simplificada del modelo general, con sus consecuentes cambios en el algoritmo general.



Figura 46 Estructura Híper-redundante del robot con ocho módulos de T.

3.3.1. Diseño de la Estación de Prueba

La estación de prueba fue diseñada para colocar el catéter de forma rápida pero segura. También contiene los compartimientos de los servomotores que manipulan los cables, todo en una sola pieza. Su diseño fue realizado en SolidWorks e impreso en 3D para tener

unas dimensiones de precisión. La disposición de los servos en la estación base se concibe con el fin de alinearla acción del servomotor con los orificios en el módulo, con el fin de reducir la fricción de los cables, como se muestra en la Figura 47a.

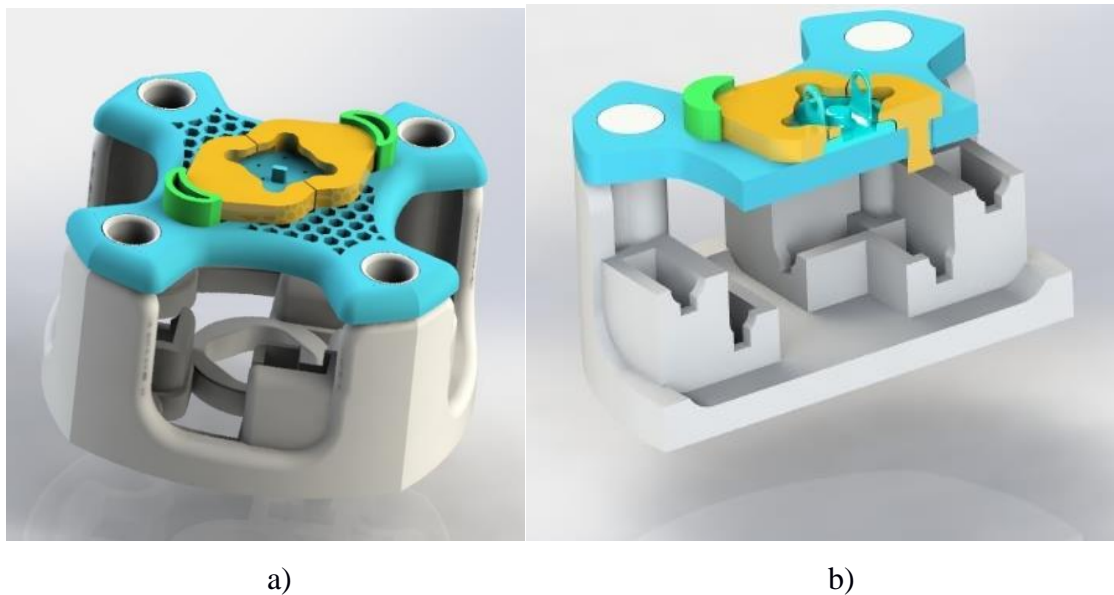


Figura 47 a) Vista final de la estación de prueba. b) Vista en sección de la Estación de prueba.

3.3.2. Mecanismos de Accionamiento

El mecanismo de acción del robot, como se dijo, se compone de ocho servomotores comunes de fabricación China que controlan los cables a través del robot. Estos servomotores operan en dos grupos. El primero grupo, controla cables hasta la mitad del robot, y el segundo cables hasta el final. De esta manera el primero controla la curvatura hasta la mitad curvatura, y el otro la otra mitad. La ubicación de los servos y sus acoples para sujeción y alineación a ranura de los cables se puede ver en la Figura 48, una vez que el diseño fue impreso en 3D con material ABS a un 30% de densidad.

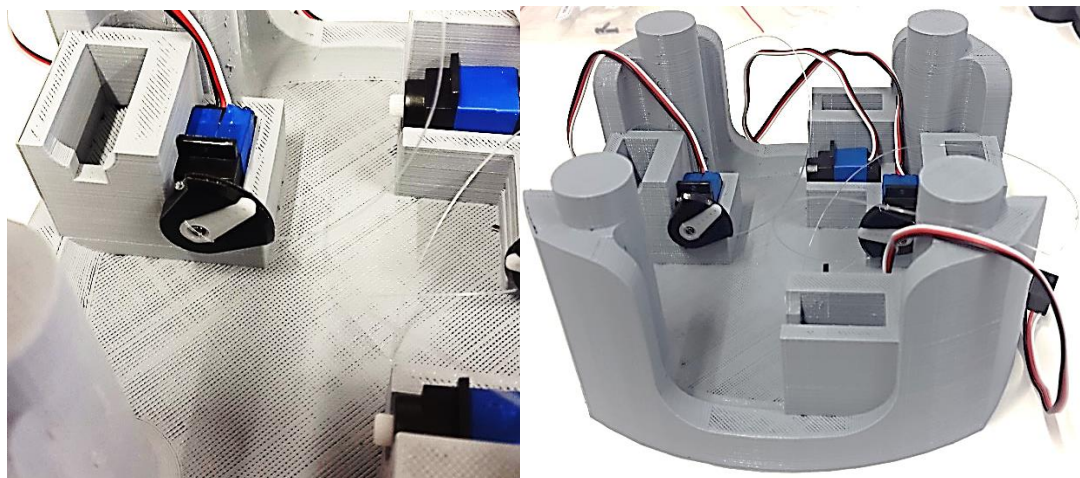


Figura 48 Localización de los servos y sus acoples para sujeción y alineación a ranura de los cables. Dos puntos de vista.

Con el fin de mover los cables con los servomotores, un acople fue diseñado. Este acople se ajusta a la cabeza normal del servomotor. Además, mantiene firmemente el cable y guías mientras gira el mecanismo. Su rango es de 100 grados y gira con un radio de 22 mm. Un detalle se muestra en la Figura 49, tanto de su diseño en SolidWorks, como el resultado de su impresión 3D, así como su montaje final sobre la cabeza del servo junto con el cable.

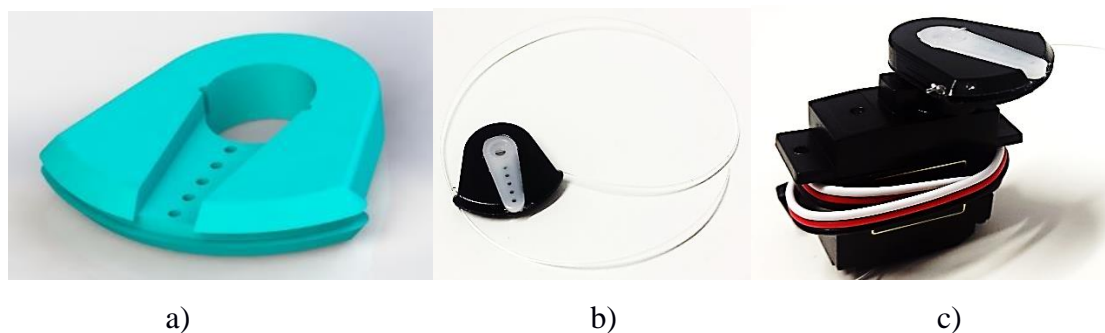


Figura 49 Acople: a) Diseño CAE. b) Modelo 3D-impreso. c) Montaje en el servo.

3.3.3. Implementación de hardware

Como se ha explicado en las secciones anteriores, este proyecto es parte de una investigación más amplia que tiene como objetivo la integración de una piel robótica inteligente para mejorar la detección y percepción, y músculos artificiales compactos de accionamiento con alto rendimiento, de forma modular y la estructura robótica hiper-redundante.

Por lo tanto, la implementación de esta estación de prueba para el catéter fue pensada con el fin de que en el futuro se pueda incluir las siguientes etapas del proyecto, tales como sensores y actuadores deseados. No fue posible realizar pruebas con control de lazo cerrado porque al momento de la realización de este trabajo, las líneas paralelas del proyecto no estaban aún disponibles, de manera que no se podía tener una retroalimentación adecuada. La implementación hardware final se puede ver en la Figura 50, que muestra el catéter de la hiper-redundante sobre la estación de pruebas, guiado por cables.



Figura 50 Montaje de la estructura con 4 Módulos T

3.4. Implementación Física De Control En Tiempo Real

El algoritmo de control en tiempo real diseñado en el capítulo anterior, para que pueda ser implementado físicamente en el prototipo, requirió de algunas modificaciones debidas a que los actuadores actualmente utilizados no explotan todas las capacidades móviles del mecanismo. Mientras que en el diseño original, cada módulo es capaz de expandirse y contraerse de manera independiente, en el prototipo implementado solo se puede trabajar a máxima compresión de los módulos y con inclinaciones y rotaciones iguales entre ellos. Esto se debe a que en lugar de colocar actuadores lineales independientes en cada módulo, se utilizó dos juegos de cables pasantes por toda la estructura, generando así dos puntos de accionamiento.

Con esta consideración los módulos entre cada punto de accionamiento poseen los mismos valores para su vector de parámetros internos \mathbf{q} . Lógicamente esto es una versión simplificada de la teoría investigada, desarrollada y sintetizada, sin embargo se consideró entre el equipo de trabajo como suficiente para comprobar la validez del modelo. De esta manera los vectores podemos plantear las siguientes igualdades (57) y (58).

$$q_A = q_1 = q_2 = q_3 = q_4 \quad (57)$$

$$q_B = q_5 = q_6 = q_7 = q_8 \quad (58)$$

La estrategia de implementación de control fue de conectar directamente la simulación en MatLab con el robot real para poder realizar comparaciones entre el modelo simulado e implementado, agregando simplemente las ecuaciones anteriores, y limitado los puntos de control de la curva guía a 2. Con estos datos conocidos se modificó el modelo general a una versión específica de acuerdo al hardware disponible.

Para la implementación de los experimentos físicos, inicialmente se realizó una prueba con el primer set de cuatro módulos y servomotores, los cuales actúan sobre los cables con el valor de longitud calculada para cada uno de los cuatro, todo esto a partir del primer punto de control. Los servos rotan y su acople envuelve o libera el cable, reduciendo o

aumentando así la longitud del cable en cada caso. Debido a que lo realizan de manera coordinada, los cables siempre están tensionados. El modelo simulado envía los valores de rotación a la tarjeta driver de los servomotores, y esta a su vez calcula los valores de Modulación por ancho de pulso (PWM) para actuar sobre los servomotores, todo en tiempo real como se puede ver en la Figura 51, contrastando el modelo físico con el simulado.

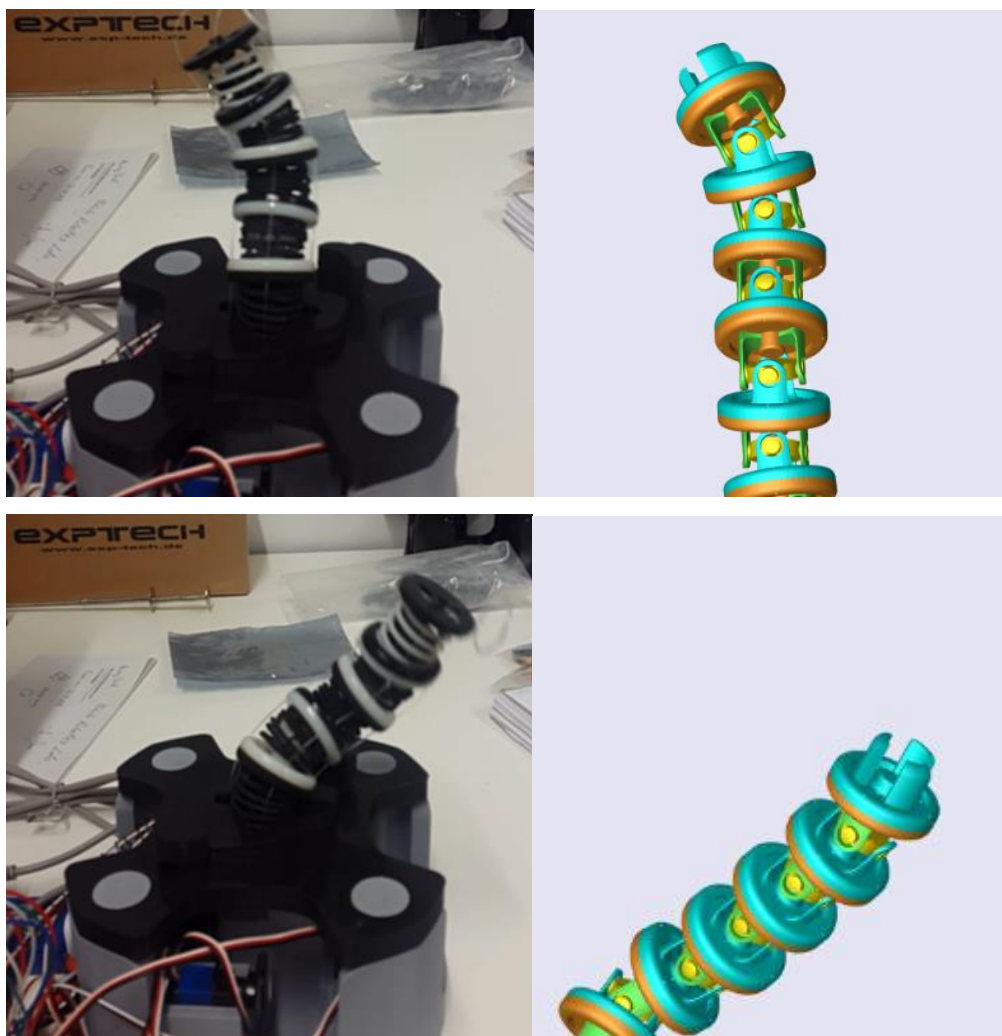


Figura 51 Prueba de control a medio cuerpo. Modelo real y simulado

A continuación se puso en ejecución el segundo set de cuatro módulos y servomotores, la lógica es la misma excepto que ahora los servos reciben el valor de rotación necesario

para adquirir la longitud de cable deseada pero restando la longitud que los primeros servos configuran. Con esto se consigue un control independiente del segundo grupo de módulos. En hardware se agregó una nueva plataforma de prueba para el robot, así como una serie de cubiertas que son el futuro de la piel inteligente en el robot para realizar las primeras pruebas del grupo de trabajo en dicha área (Ver Figura 52).

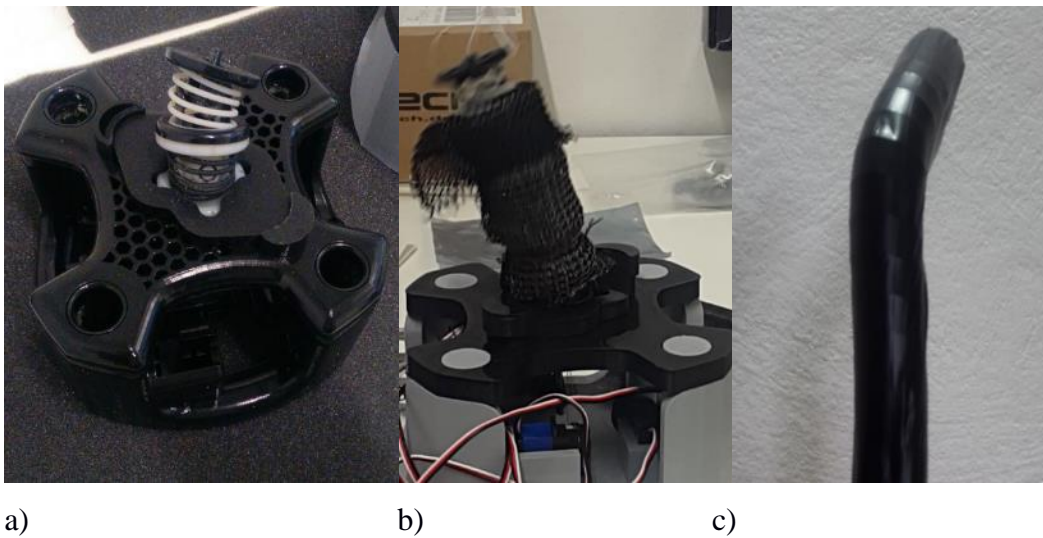


Figura 52 a) Plataforma de prueba mejorada de ABS al 60%. b) Primera piel inteligente textil provista de prueba. c) Segunda piel inteligente de silicón.

Matemáticamente también se plantea un nuevo sistema de referencia local en la mitad del robot, sobre el cual se calcula los valores de los cables para segundo tramo. **En resumen, se condiciona los valores de la simulación de acuerdo a la realidad del robot, y a partir de esta simulación se envía los datos al robot real a través de la tarjeta driver de los servomotores.** Vistas de los resultados se pueden observar en la Figura 53.

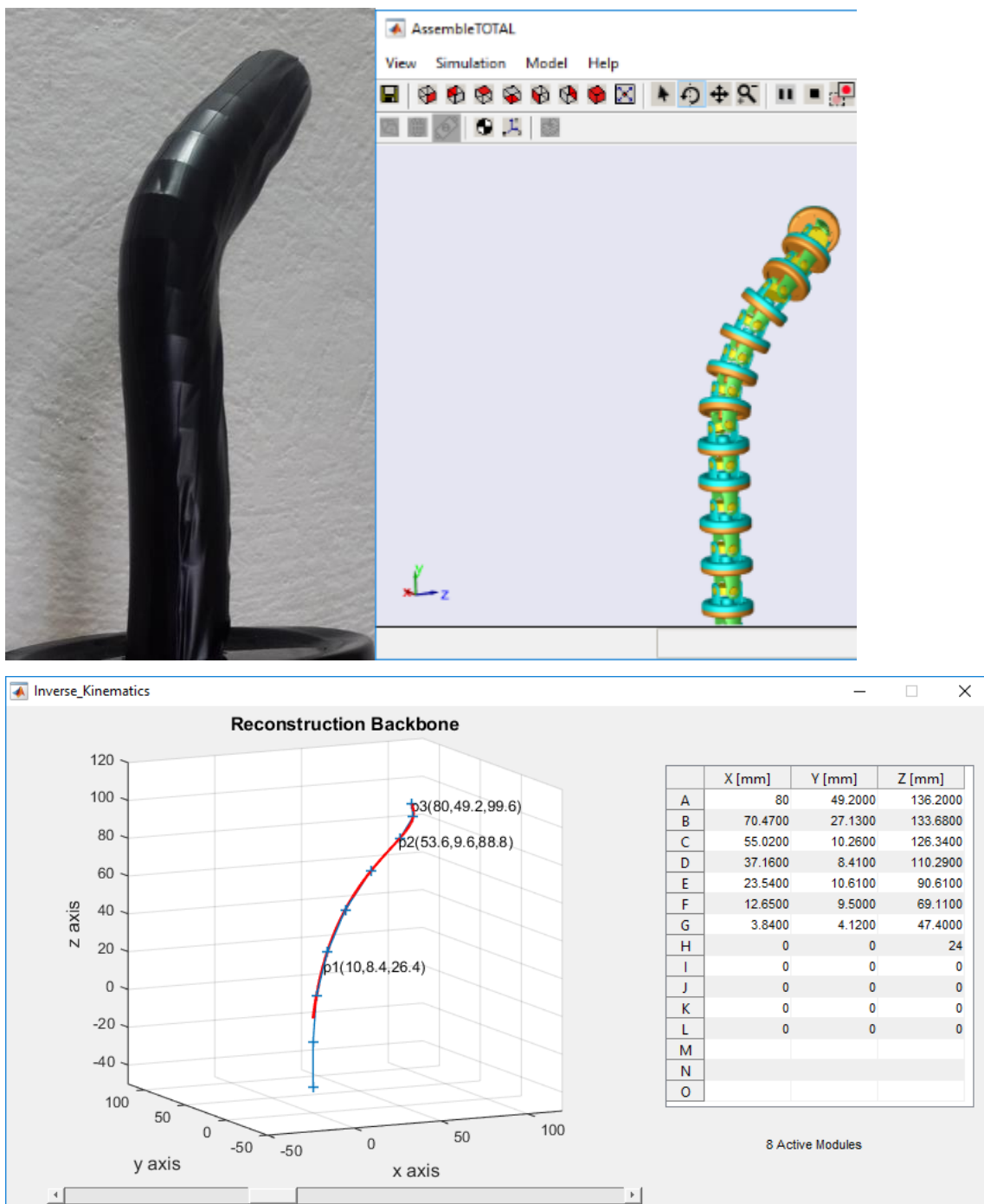


Figura 53 Prueba final de control de forma. Se muestra el procesamiento de la curva guía, la simulación y el equipo físico en un instante sincronizado.

CONCLUSIONES

El presente trabajo de titulación desarrolló una estrategia para la implementación del algoritmo de control de forma sobre un catéter híper-redundante simulado y físico. El concepto para el hardware ha sido desarrollado siguiendo la idea de aumentar la movilidad por diseño modular en la estructura Híper-redundante. Con ayuda del software SolidWorks, se concibió y diseño tres propuestas diferentes de módulos, de las cuales se puede concluir que:

El primer modelo, basado en el cuello humano llamado modelo **T**, es de fácil modelamiento matemático y control debido a su simpleza y se facilitaría para una posterior etapa de miniaturización, así como permitiría buena maniobrabilidad. Posee la menor cantidad de grados de libertad entre los modelo diseñados, lo que podría limitar su movilidad. Consta de una junta universal entre dos placas y estabilizados por un resorte. Es capaz de girar en dos direcciones, en 40 grados cada una, y simultáneamente extenderse/contraerse en 4 mm (16,67 %). Los módulos se pueden agregar fácilmente, a la vez que permiten transmitir fuerzas y momentos torsionales a la estructura híper-redundante.

El segundo modelo denominado **SH**, inspirado en la maniobrabilidad y la capacidad de agarre de la cola del Caballito-mar, permite reconfiguración radial de su sección cuadrada en un 20 %, la misma que podría presentarse ventajosa en actividades de agarre por envolvimiento. Su modelamiento y control es de complejidad media, y su proyección de miniaturización llega a la micro-escala. Consiste en una estructura central interconectado a manera de columna vertebral, y una cobertura de placas externas alineadas a través de pequeños pistones que mantienen la sección cuadrada durante las transiciones de forma. Entre los módulos, se consigue una conexión mediante una articulación esférica con una movilidad de 40 grados en cada dirección.

El tercer modelo denominado **3-SPS**, inspirado en PKMs (Mecanismo cinemático paralelo) reconfigurables industriales, es el modelo de mayor movilidad diseñado en este trabajo, con 6 grados de libertad por módulo, permitiendo un gran espectro de tareas, así

como rigidez variable. Es de difícil modelamiento y control, y por su complejidad su proyección de miniaturización llega hasta la micro-escala. Consiste en dos placas unidas por columnas independientes de longitud variable en un 32 % (8 mm), capaces también de cambiar su punto de fijación radialmente en la placa inferior en un 50 % (10 mm). Se puede conectar fácilmente a otros módulos y es capaz de transmitir fuerzas y momentos torsionales.

En lo que respecta al modelado matemático del robot, se concluyó que el algoritmo recursivo de Newton-Raphson en su versión multi-variante utilizado para resolver el sistema de ecuaciones, y la generación de sistemas de referencia relativa, es una herramienta matemática efectiva para el modelamiento de estructuras híper-redundantes con poca carga computacional.

El algoritmo desarrollado de procesamiento de la curva guía de orientación a delimitado la curvatura entre $[0,057, +\infty]$, para ángulos entre 20 y -20 grados.

La estrategia de extrapolar el enfoque detallado para un solo módulo, a la estructura híper-redundante completa con un algoritmo iterativo, ha demostrado mantener las cualidades del modelo en lo que respecta a posicionamiento y velocidad de respuesta, proporcionado correctamente las coordenadas deseadas, con un error de 0,1 mm, y un delay de 10^{-4} s.

En el arquetipo físico realizado, al colocar toda la carga computacional en la PC de control, se aprovecha al máximo la capacidad de procesamiento, y que al enviar la señal ya procesada directamente al robot, este maximiza su tiempo de respuesta. El error medido en posición es del 2 %, y de curvatura del 1.5 % con dos puntos de control y un delay de 10^{-4} s.

TRABAJO FUTURO

Durante la realización de este proyecto, se observó mejoras que pudieran ser implementadas para el perfeccionamiento del mismo. En el trabajo futuro, por las proyecciones hechas durante el mismo, se recomienda agregar hardware, especialmente en lo que respecta a actuadores y sensores, los cuales son necesidades inmediatas del robot. A su vez, el investigador deberá tener en cuenta los impactos en la dinámica y control ya modelados y programados.

Con la proyección a futuro de este trabajo hacia el control de fuerza en el extremo distal, sería recomendable agregar estudios en lo que respecta a Rigidez de las estructuras mecánicas, los cuales podrían también perfeccionar el control que actualmente se ejerce sobre el robot.

El efecto de la aplicación de fuerzas externas sobre el robot, es otro campo complementario que se recomienda sea implementado, ya que se observó que ante perturbaciones en la estructura, se perdía la forma programada, debido lógicamente al cambio en la dinámica del catéter.

Un control en lazo cerrado es otro aspecto pertinente para la mejora del equipo, ya que como es lógico, se podría comparar en tiempo real el estado actual con el estado deseado y así ejercer un control más fiable del robot. Para este objetivo lógicamente es necesario implementar alguna estrategia de retroalimentación.

Finalmente, si bien la impresión 3D facilita en gran medida la producción de prototipos, también es cierto que limita en términos de materiales a aquellos que se usan en esta industria como Acrilonitrilo butadieno estireno (ABS) o PLA. Se recomienda el uso de diferentes materiales así como de diferentes métodos de manufactura, para explorar nuevas propiedades que pudiesen presentar prototipos metálicos o de silicón, por ejemplo, y realizar una comparación más amplia entre materiales y métodos de producción.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Bahman, Abadi., Mehdi, Shekarforoush., Mojtaba, Mahzoon., Mehrdad, Farid. (2014). *Kinematic, Stiffness, and Dynamic Analyses of a Compliant Tensegrity Mechanism*. School of Mechanical Engineering, Shiraz University, [DOI: 10.1115/1.4027699], Estambul-Turkía: Journal of Mechanisms and Robotics.
- Boyras, P. (2016). *Internal project report, AvH Foundation Project: “Integrated Position and Force Control for Hyper-Redundant and Piecewise-Continuous Endoscopic/Catheter-type Robotics Platforms”*. Leibniz University of Hannover, Hannover – Alemania.
- Cao, D., Tucker, R.W. (2008). *Nonlinear dynamics of elastic rods using the Cosserat theory: Modeling and Simulation*. Int. J. of Solids and Structs, vol 45, pp. 460-477.
- Craig, John J. (2006). *Robótica* (3ª edición). ISBN:970-26-0772-8. México DF, México. Pearson Prentice Hall.
- Di, Biase., Wang, Y., Horton, R., et.al. (2009). *Ablation of atrial fibrillation utilizing catheter navigation in comparison to manual navigation and ablation: single center experience*. J. of Cardiovasc. Electrophysiology, 20(12), pp. 1328-35.
- Do, T.N., Thajjowidodo, et al. (2014). *An investigation of friction-based tendon sheath model appropriate for control purposes*. Mech Sys and Signl Proc, vol 42, pp. 97-114.
- Doulgeri, Z., Simenonidis, A., Arimoto, S. (2000) *A position/force control for a soft tip robot finger under kinematic uncertainties*. Proc of IEEE ICRA 2000, pp. 3867-3872.
- Gerboni, G., Ranzani, T., Diodato, A., Ciuti, G., Cianchetti, M., Menciassi, A. (2015) *Modular soft mechatronic manipulator for minimally invasive surgery (MIS): overall architecture and development of a fully integrated soft module*. This article is published with open access at Springerlink.com

- Hammond, F.L., Kramer, R.K. et al. (2014) *Soft tactile sensor arrays for force feedback in micro-manipulation*, IEEE Sensor Journal, vol 14, no 5, pp. 1443-1452.
- Jentoft, L.P., Dollar, A.M., et al. (2014). *Intrinsic embedded sensors for polymeric mechatronics: Flexure and force sensing*. Sensors, vol 14, pp. 3861-3870.
- Kesner, S.B., Howe, R.D. (2014). *Robotic catheter cardiac ablation combining ultrasound guidance and force control*. IJRR, vol 33, no 4, pp. 631-644.
- Kesner, S.B., Howe, R.D. (2011). *Discriminating tissue stiffness with a haptic catheter: Feeling the inside of a beating heart*. IEEE Worlds Haptic Conference, 21-24, Istanbul - Turkey.
- Kesner, S.B., Howe, R.D. (2011). *Force control of flexible catheter robots for beating heart surgery*, IEEE ICRA 2011, 9-13, pp. 1589-2594.
- Li, H.X., Qi, C. (2010). *Modeling of distributed parameter systems for applications-A synthesized review from time-space separation*. J of Proc Control, vol 20, pp. 891-901.
- Li, Z., Ren, H., Chiu, P.W.Y., Du, R., Yu, H. (2016). *A novel constrained wire-driven flexible mechanism and its kinematic analysis*. Mechanism and Machine Theory, vol. 95, pp. 59-75.
- Loschak, P.M., Brattain, L.J., Howe, R.D. (2013). *Algorithms for automated pointing of cardiac imaging catheters*. IEEE ICRA 2013, DOI: 10.1109/ICRA.2013.6631410.
- Mahvash, M., Dupont, P.E. (2011). *Stiffness control of surgical continuum manipulators*. IEEE Trans on Robotics, vol 27, no 2, pp. 334-345.
- Marchese, A.D., Komorowski, K., Onal, C.D., Rus, D. (2014). *Design and control of a soft and continuously deformable 2D robotic manipulation system*. IEEE ICRA 2014.
- Mingyen, Desai JP. (2009). *Characterization of SMA actuator for application in robotic neurosurgery*. Conf. of the IEEE Engineering in Medicine and Biology, 6856-6859.
- Mosadegh, B., Polygerinos, P., Keplinger, C., Wennstedt, S., Shepherd, R.F., Gupta, U., Shim, J., Bertoldi, K., Walsh, C.J., Whitesides, G.M. (2013) *Advanced functional materials*. DOI: 10.1002/adfm.201303288.

- Simaan, K., Kapoor, A., Wei, W., Kazanzides, P., Flint, P., Taylor, R. (2009). *Design and integration of a telerobotic system for minimally invasive surgery of the throat*. Int. J. Robot. Res., vol. 28, no. 9, pp. 1134–1153.
- Patriciu, A., Mazilu, D., Bagga, H.S., et al. (2007). *An evaluation method for mechanical performance of guide-wires and catheters in accessing the upper urinary tract*. Medical Engineering and Physics, vol 29, pp. 918-922.
- Salomon, O., Wolf, A., (2012), *Inclined links hyper-redundant elephant-trunk-like robot*. Jnl of Mechanics and Robotics, vol 4, 6pp.
- Siranosan, A.A., Kritic, M., et al. (2011). *Gain scheduling inspired boundary control for nonlinear PDEs*. J of Dyn Sys, Meas and Contrl, vol 133, pp. 051007(1-12).
- Takashima, K., Shimomura, R., Kitou, T., et.al. (2007). *Contact friction between catheter and blood vessel*. Tribology International, vol 40, 2007, pp. 319-328.
- Tonapi, M.M., Godage, I.S., Vijaykumar, A.M., Walker, I.D., (2015), *A novel continuum robotic cable aimed at applications in space*. Advanced Robotics, vol 29, no 6, pp. 861-875.
- Yohikawa, T., Sudou, A. (1990). *Dynamic hybrid position/force control of robotic manipulators: Online estimation of unknown constraint*. IEEE ICRA 1990, Cincinnati, OH, USA, vol2, pp. 1231-1236.
- Young, K.D., Utkin, V.I., Ozguner, U. (1999). *A control engineer's guide to sliding mode control*. IEEE Trans on Control Sys Tech, vol 7, no 3, 1999, pp. 328-342.

Apéndice