

UNIVERSIDAD COMPLUTENSE DE MADRID

FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS

Departamento de Arquitectura de Computadores y Automática



**ANÁLISIS, DISEÑO Y EVALUACIÓN DE ESTRATEGIAS DE
CONTROL DE FUERZA EN ROBOTS CAMINANTES**

MEMORIA PARA OPTAR AL GRADO DE DOCTOR

PRESENTADA POR

Héctor Montes Franceschi

Bajo la dirección del doctor

Manuel Ángel Armada Rodríguez

Madrid, 2006

ISBN: 978-84-669-2789-5

© Héctor Montes Franceschi, 2005

Universidad Complutense de Madrid
Facultad de Ciencias Físicas

Departamento de Arquitectura de
Computadores y Automática



Análisis, Diseño y Evaluación de Estrategias
de Control de Fuerza en Robots Caminantes

Tesis Doctoral

Héctor Montes Franceschi

2005

Universidad Complutense de Madrid
Facultad de Ciencias Físicas

Departamento de Arquitectura de Computadores y
Automática



Análisis, Diseño y Evaluación de Estrategias de
Control de Fuerza en Robots Caminantes

Memoria presentada para optar al grado de Doctor

Autor:

Héctor Montes Franceschi

Ingeniero Electrónico

Director:

Manuel Ángel Armada Rodríguez

Doctor en Ciencias Físicas

2005

A mis hijas

Agradecimientos

Deseo expresar mi agradecimiento al Dr. D. Manuel Ángel Armada Rodríguez por su plena dedicación en el desarrollo de esta Tesis Doctoral en la que me ha brindado todo su apoyo, comprensión y paciencia durante estos últimos cinco años.

También deseo agradecer a la Dra. Dña. Matilde Santos Peñas por su acertada tutela y consejos ofrecidos en la Universidad Complutense de Madrid. Este agradecimiento lo hago extensivo al Profesor D. Jesús Manuel de la Cruz y en general a todo el personal del Departamento de Arquitectura de Computadores y Automática, por toda la ayuda que me han brindado.

Del mismo modo, expreso mi agradecimiento a toda mi familia, en especial a mis hijas, padres y hermanos por todo su apoyo y ayuda incondicional durante estos cinco años lejos de la tierra que me vio nacer y crecer. A María del Mar, por ofrecerme, de manera desinteresada, todo su apoyo emocional que ha sido fundamental para el logro de los objetivos planteados y por estar siempre presente en los buenos y malos momentos.

Quiero agradecer, también, a la Universidad Tecnológica de Panamá, institución en la que laboro desde 1988, por la confianza depositada en mí. Este agradecimiento lo extiendo a todas las autoridades, personal docente y administrativo de esta Universidad. De igual forma, deseo acentuar un agradecimiento personal al Ing. Salvador Rodríguez, Rector de la Universidad, al Lic. Álex Matus, al Ing. Roger Cerrud, al Ing. Carlos Ruiz y al Dr. Víctor Sánchez por toda la ayuda prestada durante el tiempo que he estado en Madrid, España.

Extiendo mi agradecimiento al Dr. D. Salvador Ros, director del Instituto de Automática Industrial del Consejo Superior de Investigaciones Científicas, por brindarme los medios, humanos y materiales, de este centro de investigación, para la realización de la Tesis Doctoral. Amplío mis agradecimientos a todo el personal de esta alta casa de investigación.

Quiero agradecer al Dr. D. Pablo González de Santos sus acertados consejos durante estos años, y especialmente a sus pláticas amigables que sosteníamos en muchos momentos. Al Dr. D. Teodor Akinfiyev por responder a cada una de mis interrogantes que contribuían al enriquecimiento de mi formación científica.

A todos mis compañeros del Departamento de Control Automático mis agradecimientos. A la Dra. Dña. Elena García y al Dr. D. Joaquín Estremera por su colaboración en la utilización del software del robot. Al Dr. D. Rony Caballero por los consejos en el campo de la electrónica. A Manuel Prieto por la ayuda prestada en la aplicación del software y por compartir sus valiosos conocimientos en máquinas caminantes. A Samir Nabulsi, por diseñar y por compartir conmigo la utilización de ROBOCLIMBER. A todos mis demás compañeros y amigos Javier Sarria, Roberto Ponticelli, Roemi Fernández, Luis Pedraza, Octavio García, Tomás Guardabrazo, José A. Cobano, Carlota Salinas, Mauricio Alba, Pedro Alarcón y Alvaro Lou por su desinteresada ayuda y valiosos consejos durante la realización de esta tesis.

Esta Tesis Doctoral ha sido financiada parcialmente por la Agencia Española de Cooperación Internacional (AECI) y realizada en el marco de tres proyectos europeos ROBOCLIMBER (GROWTH G1ST-CT-2002-50160), GOODLIFE (GRD1-1999-10335) y CLAWAR (G1RT-CT-2002-05080).

Resumen

En las dos últimas décadas se ha constatado un creciente interés en los robots caminantes, y se aprecia un aumento muy significativo en la actividad investigadora en esta área. Los horizontes de aplicación de esta nueva clase de robots se están ampliando, y esto requiere resolver diversos problemas, teóricos y de índole práctica, que dificultan su empleo y ponen barreras a su difusión. Entre los temas que hay que abordar, y que están siendo objeto de atención preferente por los científicos en el ámbito internacional, se encuentran los relacionados con la mejora de sus sistemas de control. Esto se está atacando desde diversos puntos de vista, con la finalidad de mejorar las características de velocidad, fiabilidad, consumo energético, interacción con el entorno, y otras tendentes a dotar a los robots caminantes de nuevas prestaciones. Entre los temas que suscitan más interés a este respecto, se encuentra el diseño y la realización de sistemas de control basados en realimentación de fuerza. Este tema, que ha sido objeto de atención en el control de robots manipuladores, es de especial interés para los robots caminantes, entre otras razones por una bien obvia: los robots caminantes, para su desplazamiento, abren y cierran sus múltiples cadenas cinemáticas de forma continuada, lo que implica frecuentes interacciones con el terreno sobre el que se desplazan y con su entorno.

Esta Tesis Doctoral se centra en la realización de investigaciones en el campo de la robótica, y más concretamente en el análisis, diseño y evaluación de estrategias de control de fuerza y su aplicación a los robots caminantes. Entre otras ventajas potenciales que ofrece la incorporación de sistemas de control de fuerza en robots caminantes, se pueden destacar como las más significativas: evitar el riesgo de deslizamiento en los pies, mejora de la estabilidad mediante el control de la distribución de las fuerzas en las patas, disminución de la influencia de perturbaciones externas o internas (incluyendo errores de modelado), mejor adaptación al entorno, conseguir movimientos suaves (acomodaticios) del robot, evitar vibraciones innecesarias en la estructura mecánica, y optimizar el consumo de energía para hacer a los robots más autónomos. Así pues, esta memoria se

desenvuelve en torno a una línea de investigación: el control de fuerza y su contribución a resolver problemas relacionados con la estabilidad y el control de la interacción con el entorno, en el campo de los robots caminantes.

Entre los diversos tipos de robots caminantes posibles, se ha afrontado el problema del control de fuerza en dos casos de especial interés: robots humanoides y robots cuadrúpedos, que presentan problemáticas diferenciadas, y también algunos elementos comunes. En la tesis se investigan y proponen nuevas estrategias de control de fuerza para estos tipos de robots caminantes, lo que involucra el diseño de sensores de fuerza específicos. Los algoritmos de control propuestos aportan nuevas soluciones al problema del control de fuerza de las máquinas caminantes, que son de especial interés cuando éstas se desplazan por terreno irregular o están sometidas a perturbaciones. Se han seleccionado un robot humanoide que emplea accionamientos lineales y no lineales, y un robot cuadrúpedo de grandes dimensiones, como candidatos para realizar la parte de implementación de algoritmos y de evaluación experimental. Sobre las dos plataformas seleccionadas, se han llevado a cabo numerosos experimentos con la finalidad de verificar el grado de consecución de los objetivos propuestos, con resultados muy satisfactorios.

3. Análisis y diseño de sistemas de control de fuerza para robots humanoides	39
3.1 Introducción	39
3.2 El robot humanoide SILO2	43
3.3 Actuadores no lineales	46
3.3.1 Cinemática y modelo dinámico del actuador SMART	49
3.3.1.1 Cinemática de la articulación del tobillo en el plano sagital	50
3.3.1.2 Cinemática de la articulación de la rodilla en el plano sagital	57
3.3.1.3 Cinemática de la articulación de la cadera en el plano lateral	60
3.3.2 Modelo dinámico de SMART	62
3.4 Control de fuerza del robot humanoide SILO2	66
3.4.1 Mejora de la sensibilidad de SMART	68
3.4.2 Análisis de fuerzas en la cadena cinemática de SMART	72
3.4.3 Diseño de sistemas de control de fuerza para el robot humanoide SILO2	76
3.5 Arquitectura del sistema de control del robot humanoide SILO2	83
3.5.1 Arquitectura multisensorial y de control del robot humanoide SILO2	85
3.5.2 Interfase operador-máquina para el robot humanoide SILO2	87
4. Implementación y evaluación experimental de estrategias de control de fuerza aplicadas al robot humanoide SILO2	91
4.1 Introducción	91
4.2 Evaluación del actuador no lineal SMART equipado con sensores de fuerza	94
4.2.1 Desempeño de SMART frente a una excitación sinusoidal	95
4.2.2 Desempeño de SMART accionado a velocidad constante	103
4.2.3 Fusión sensorial	105
4.2.4 Comparación entre la articulación clásica y la accionada por SMART	109

4.3	Implementación y evaluación de estrategias de control de fuerza en el robot humanoide SILO2	111
4.3.1	Control de fuerza en la articulación del tobillo en el plano sagital	113
4.3.1.1	Control de fuerza/posición	114
4.3.1.2	Control de fuerza/posición en la interacción con un medio flexible	118
4.3.1.3	Control de impedancia	121
4.3.2	Control de fuerza/posición en la articulación de la cadera en el plano lateral	124
4.3.3	Control de fuerza del robot humanoide SILO2 en el plano lateral	127
4.3.3.1	Relación del ZMP con el par de salida de las caderas	127
4.3.3.2	Control de fuerza/posición del robot humanoide SILO2 en el plano lateral	135
5.	Análisis y diseño de sistemas de control de fuerza para robots cuadrúpedos	141
5.1	Introducción	141
5.2	Arquitectura del robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER	144
5.2.1	Configuración general de ROBOCLIMBER	144
5.2.2	Implementación de sensores de fuerza en ROBOCLIMBER	147
5.2.2.1	Calibración y comparación de los sensores de fuerza	151
5.3	Control de fuerza para el robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER	154
5.3.1	Control de fuerza para la detección de obstáculos	154
5.3.2	Control de impedancia	156
5.3.3	Control paralelo fuerza/posición	157
5.3.4	Control de fuerza para la estabilización de la postura de ROBOCLIMBER	158
5.3.5	Control de ROBOCLIMBER durante un modo de caminar cuasi-estático mediante realimentación del ZMP	159

6. Implementación y evaluación experimental de estrategias de control de fuerza aplicadas al robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER.....	167
6.1 Introducción	167
6.2 Evaluación del sistema de percepción de fuerza en las patas.....	168
6.3 Localización del centro de gravedad de ROBOCLIMBER	172
6.4 Control de fuerza para la detección de obstáculos	175
6.5 Determinación del ZMP	181
6.5.1 Modo de caminar discontinuo de dos fases.....	182
6.6 Implementación y evaluación de otras estrategias de control de fuerza en el robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER	185
6.6.1 Control de impedancia	186
6.6.2 Control paralelo fuerza/posición	189
6.6.3 Control de fuerza para la estabilización de la postura de ROBOCLIMBER.....	192
6.6.4 Control de la distribución de fuerzas en ROBOCLIMBER.....	196
7. Conclusiones, aportaciones y trabajos futuros	199
7.1 Conclusiones	199
7.1.1 Sobre el robot humanoide SILO2	200
7.1.2 Sobre el robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER.....	202
7.2 Aportaciones	203
7.3 Trabajos futuros	204
A. El robot humanoide SILO2.....	207
A.1 Introducción	207
A.2 Descripción del sistema.....	209
A.2.1 Estructura mecánica	209
A.2.2 Sistema sensorial.....	210
A.2.3 Sistema de control.....	213
A.3 Relaciones cinemáticas	214
A.3.1 Cinemática del mecanismo SMART.....	219

B. El robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER.....	223
B.1 Introducción	223
B.2 Descripción del sistema.....	224
B.2.1 Estructura mecánica	225
B.2.2 Sistema sensorial.....	226
B.2.3 Sistema de control.....	227
B.3 Relaciones cinemáticas	228
Referencias.....	231

Índice de Figuras

2.1	Propósito de un sistema de medida	14
2.2	Diagrama esquemático de un sistema de adquisición de datos.	15
2.3	Compensación por diferencia de entradas utilizando un sistema diferencial.	17
2.4	Transductor de fuerza en lazo cerrado.	17
2.5	Control de impedancia.	21
2.6	Robot flexible de un grado de libertad mostrando la pletina en voladizo instrumentada con galgas extensiométricas.	23
2.7	(a) pasos del experimento y (b) resultados de posición angular y de fuerza.	24
2.8	Comparación de pares obtenidos por diferentes métodos.	24
2.9	Relación entre el ZMP y el CoP para un pie no rígido, (a) modo de caminar dinámicamente equilibrado; (b) modo dinámicamente no equilibrado. El sistema como un todo rota alrededor del borde del pie y cae; y, (c) equilibrado dinámico de puntillas (“ballet”).....	28
2.10	Planos ortogonales que dividen el cuerpo humano	30
2.11	Algunos robots humanoides actuales	32
2.12	Planos ortogonales para un robot cuadrúpedo.....	34
2.13	Algunos robots cuadrúpedos actuales	36
3.1	Familia de robots con patas SILO	40
3.2	Perspectiva del robot humanoide SILO2.....	45

3.3	Relación de transmisión para el actuador no lineal SMART	47
3.4	Experimentos con el prototipo ROBICAM.....	48
3.5	Ejemplos de implementación de mecanismos de cuatro barras de un actuador no lineal SMART: tobillo (izquierda) y cadera (derecha) del robot SILO2.....	49
3.6	Vistas de algunas posiciones de la cadena cinemática de las piernas del SILO2	50
3.7	(a) accionamiento SMART en la articulación del tobillo; (b) análisis cinemático del mecanismo de cuatro barras.....	51
3.8	Ángulo de salida en función del ángulo de entrada.....	53
3.9	Relación de transmisión del SMART del tobillo	54
3.10	Relación de transmisión inversa del SMART del tobillo del SILO2	55
3.11	(a) Relación no lineal de SMART entre el ángulo de entrada, el ángulo de salida y la relación de transmisión inversa; (b) Simulación en MatLab® de la trayectoria del pie.....	56
3.12	(a) Accionamiento SMART en la articulación de la rodilla; (b) análisis cinemático del mecanismo de cuatro barras.....	58
3.13	Desplazamiento de la articulación de la rodilla en el plano sagital.....	59
3.14	(a) Accionamiento SMART en la articulación de la cadera; (b) análisis cinemático del mecanismo de cuatro barras.....	60
3.15	Desplazamiento de la articulación de la cadera en el plano lateral	61
3.16	Esquema de los parámetros cinemáticos de D-H	63
3.17	Algunas situaciones en las que los sensores del ZMP en los pies no dan información suficiente, o la dan errónea. En estos casos el control de fuerza puede proporcionar una ventaja para mantener la estabilidad y/o para salir de situaciones de bloqueo.....	67
3.18	Actuador no lineal SMART instrumentado con sensores de fuerza.....	69
3.19	Sensor de fuerza sobre la biela de SMART	71
3.20	Actuador SMART de la cadera lateral izquierda indicando la distribución de las fuerzas en el mecanismo	72

3.21	Funciones de fuerza sobre la biela (F_B) y la manivela (F_M) en función del ángulo de salida (q)	73
3.22	Parámetros cinemáticos para la medición del par de salida de SMART (tobillo, rodilla y cadera, respectivamente)	74
3.23	Características dinámicas de la articulación de la cadera en el plano lateral; (a) comparación entre el par de entrada y el par de salida; (b) función de transmisión.....	75
3.24	Diagrama conceptual del efecto del control de fuerza sobre una articulación.....	79
3.25	Esquema de control de fuerza/posición sobre SMART	80
3.26	Esquema de control de impedancia para el SILO2	81
3.27	Esquema general de control de fuerza en las extremidades inferiores del SILO2	82
3.28	Arquitectura del sistema SILO2	86
3.29	Diagrama de bloques del <i>hardware</i> de control y de adquisición y salida de datos	87
3.30	Ventana principal de la interfase operador-máquina del SILO2 y detalle de la monitorización del ZMP	88
4.1	Robot humanoide SILO2	93
4.2	Ilustración del experimento. Posición de entrada (γ) y de salida (q) de la articulación de la cadera	96
4.3	Velocidades de entrada (velocidad del motor $\dot{\gamma}$) y de salida (\dot{q}) de la articulación de la cadera	96
4.4	Par de entrada del accionamiento SMART de la cadera sujeta a un ciclo de locomoción sinusoidal	98
4.5	Par de salida del mecanismo SMART de la cadera cuando se le establece un ciclo de locomoción sinusoidal.....	99
4.6	Comportamiento del extremo de la pierna en el eje Y	102
4.7	Comportamiento del extremo de la pierna en el eje X	102

4.8	Comparación de velocidades cuando la consigna de control es de velocidad de entrada constante.....	104
4.9	Comparación de los pares de salida y de entrada de SMART durante el movimiento de abducción.....	104
4.10	Estrategia de fusión sensorial de dos etapas.....	106
4.11	Pie del SILO2 cargado con una masa de 5.84 Kg.....	108
4.12	Pie del SILO2 colocado verticalmente para compararlo con una transmisión clásica	110
4.13	Comparación del consumo de potencia eléctrica entre el actuador SMART y uno clásico	111
4.14	Pie derecho del SILO2 con el nuevo mecanismo de accionamiento.....	114
4.15	Respuesta de la articulación del tobillo del SILO2 funcionando con control de fuerza/posición	115
4.16	Relación de la fuerza en la biela con el ángulo de salida del tobillo.....	117
4.17	Comportamiento de la articulación del tobillo sagital derecho	117
4.18	Secuencia de la trayectoria del pie cuando hace contacto con una pletina flexible bajo control de fuerza/posición	118
4.19	Respuesta de la articulación del tobillo cuando hace contacto con una pletina flexible	119
4.20	Comportamiento de la articulación de salida del tobillo	120
4.21	Relación de la impedancia del tobillo con respecto a la variación de la frecuencia natural no amortiguada de la función de transferencia de la impedancia deseada	122
4.22	Consigna de control de posición al controlador de movimiento de precisión	123
4.23	Relación de la impedancia del tobillo con respecto a la variación del factor amortiguamiento	124
4.24	Fuerza en la biela del mecanismo SMART de la cadera.....	125
4.25	Posición de entrada y de salida del mecanismo SMART de la cadera con control de fuerza/posición	125
4.26	Par de salida de la cadera lateral izquierda.....	126

4.27	Sistema de referencia para la realización del cálculo del ZMP del SILO2 en apoyo bipodal (vista superior)	128
4.28	Movimiento oscilatorio en el plano lateral de la cadena cinemática cerrada del SILO2	130
4.29	Desplazamiento del ZMP durante la oscilación del SILO2 en el plano lateral	131
4.30	Comparación del ZMP lateral con los pares de salida en las caderas laterales	132
4.31	Relación del par de salida de las caderas con el ZMP lateral durante la oscilación de izquierda a derecha	133
4.32	Relación del par de salida de las caderas con el ZMP lateral durante la oscilación de derecha a izquierda	133
4.33	Secuencia fotográfica de la realización del experimento. (a) aplicación de la fuerza en el lado derecho; (b) aplicación de la fuerza en el lado izquierdo	136
4.34	Diagrama de bloques del control de fuerza del SILO2 en el plano lateral	137
4.35	Desplazamiento del ZMP durante el experimento de control de fuerza/posición en el plano lateral	137
4.36	Comparación del ZMP lateral con los pares de salida de las caderas laterales	138
4.37	Comparación del ZMP con los pares de salida de los tobillos laterales	139
5.1	Labores de consolidación en laderas de montañas	142
5.2	ROBOCLIMBER en el laboratorio C del IAI-CSIC	145
5.3	Parámetros cinemáticos de ROBOCLIMBER; (a) Vista del plano transversal de robot; (b) vista lateral de la pata	146
5.4	Análisis por elementos finitos sobre la pata de ROBOCLIMBER, (a) sobre la estructura de la pata; y, (b) sobre el pie	148

5.5	(a) Pata de ROBOCLIMBER; (b) Sensor de fuerza montado sobre la zona superior de la pata; (c) galgas pegadas en la barra lateral de la pata; y, (d) galgas sobre la barra del pie como una celda de carga.....	150
5.6	Resultados de calibración y comparación de dos diferentes configuraciones de sensores de fuerza	153
5.7	Control de velocidad por realimentación de fuerza para la detección de diferentes obstáculos	155
5.8	Controlador de impedancia	156
5.9	Controlador paralelo de fuerza/posición	157
5.10	Control de fuerza para la estabilización de la postura de ROBOCLIMBER.....	158
5.11	Estructura del sistema de control para la estabilización de ROBOCLIMBER durante un modo de caminar cuasi-estático.....	160
5.12	Relación posición vs. fuerza de cada pata en ROBOCLIMBER	162
5.13	Resultados del ZMP para el plano transversal y sagital, respectivamente.....	163
5.14	Comparación de los errores del ZMP con el centro de gravedad.....	164
6.1	Mediciones de fuerza con el sensor implementado en la zona superior de la pata	170
6.2	Mediciones de fuerza con el sensor implementado en la barra del pie.....	171
6.3	Centro de gravedad de ROBOCLIMBER.....	173
6.4	Evolución del centro de gravedad del robot durante un modo de caminar	174
6.5	Desplazamiento de la pata 2 del robot cuando detecta un obstáculo	176
6.6	Comportamiento del robot cuando detecta obstáculos: (a) fuerzas sobre la pata 2; y, (b) consignas de velocidad para la pata 2.....	177
6.7	Secuencia fotográfica mostrando la detección de obstáculos (en este caso por la pata 2 de ROBOCLIMBER).....	178

6.8	Datos de posición y fuerza obtenidos cuando la pata 1 hace contacto con una pletina flexible	179
6.9	Secuencia de la trayectoria de la pata 1 cuando hace contacto con una pletina flexible	180
6.10	Desplazamiento del ZMP mientras un operador humano camina sobre el robot.....	182
6.11	Medición de las posiciones y de las fuerzas en ROBOCLIMBER durante un paso completo.....	183
6.12	Determinación del ZMP durante un paso del robot	184
6.13	Comparación del ZMP durante un paso	185
6.14	Respuesta de la pata 2 de ROBOCLIMBER con control de impedancia	187
6.15	Comportamiento del error de posición de la pata 2.....	188
6.16	Percepción de fuerzas en las patas durante un control fuerza/posición	190
6.17	Posicionamiento de las patas durante un control fuerza/posición	190
6.18	Posición de las patas del robot durante la ejecución del experimento	193
6.19	Fuerzas verticales en cada pata	193
6.20	Fuerza total de reacción que actúa en el ZMP.....	194
6.21	Comportamiento del ZMP en el plano sagital.....	194
6.22	Comportamiento del error del ZMP	195
6.23	Posición de las patas del robot cuando es movido como una plataforma de elevación bajo control de fuerza.....	196
6.24	Medidas de las fuerzas verticales de las patas durante el movimiento ascendente y descendente del robot.....	197
A.1	Robot humanoide SILO2	208
A.2	Dimensiones de la cadena cinemática que forman las piernas del SILO2.....	209
A.3	Sensor rotatorio para la medición de ángulos absolutos y sensor de fuerza en SMART	211

A.4	Celdas de carga en la suela del pie izquierdo	212
A.5	Sensores de corriente.....	212
A.6	Amplificador de instrumentación modular.....	213
A.7	Tarjeta de control/ADQ.....	214
A.8	Configuración cinemática de las extremidades del SILO2	215
A.9	Parámetros cinemáticos de la pierna en el plano sagital	218
A.10	(a) SMART de la cadera; (b) Representación vectorial del mecanismo.....	219
B.1	Robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER.....	224
B.2	Dimensiones de la estructura de ROBOCLIMBER	225
B.3	Dimensiones y espacio de trabajo de la pata (la zona verde indica el espacio de trabajo).....	226
B.4	Galgas extensiométricas en los ejes de los pies	227
B.5	Arquitectura del hardware de ROBOCLIMBER	228

Índice de Tablas

2.1	Parámetros de la pletina en voladizo	22
2.2	Listado de algunos proyectos de robots humanoides	31
2.3	Listado de algunos proyectos de robots cuadrúpedos	35
3.1	Ventajas cualitativas del empleo de control de fuerza en robots humanoides	42
3.2	Algunas diferencias cualitativas entre la Robótica Industrial clásica y los Robots Humanoides.....	84
5.1	Características de soluciones diferentes al problema de la consolidación de laderas de montañas.....	143
5.2	Características del instrumento patrón	151
A.1	Rango de operación de las articulaciones del SILO2.....	210
A.2	Parámetros cinemáticos de las extremidades del SILO2.....	214
A.3	Parámetros cinemáticos de la pierna del SILO2 (plano sagital).....	216
B.1	Rango de operación de las articulaciones de la pata	226
B.2	Parámetros cinemáticos de la pata del robot	229

Capítulo 1

Introducción

1.1 Interés de los robots caminantes

Desde los comienzos de la historia conocida, las innovaciones tecnológicas han transformado la vida de los seres humanos. Al inicio, estas innovaciones eran graduales y transcurría mucho tiempo para que se sucediera otro cambio (primitivamente miles de años, luego siglos). Hoy en día, las innovaciones tecnológicas pueden surgir con más frecuencia modificando el curso de una sola generación.

Todas estas innovaciones se pueden clasificar, en cierta medida, como revoluciones tecnológicas. Entre éstas se incluye la revolución de la robótica (No y Armada, 1980), que se encuentra en su etapa inicial, dispuesta a seguir su curso durante el presente siglo. El empeño humano durante muchos siglos por construir seres artificiales (robots) empieza a dar sus primeros frutos. Es posible que dentro de poco tiempo existan “robots inteligentes” capaces de operar en ambientes no estructurados y que desempeñen tareas que hasta ahora solo son posibles con la intervención humana. Se puede citar como ejemplo el de los organizadores de RoboCup¹, que tienen como objetivo: “para 2050, un equipo de robots humanoides completamente automáticos será capaz de ganar un encuentro de fútbol contra el equipo campeón del mundo...” (Castelfranchi y Stock, 2002).

¹ Campeonato de fútbol para robots

Entre las diversas clases de robots, los robots caminantes poseen características específicas (debido al hecho de emplear patas) diferenciadas de las que exhiben los robots que emplean ruedas para su desplazamiento, y, por lo tanto, poseen ventajas y desventajas. Entre las ventajas que ofrecen los robots caminantes con respecto a las máquinas con ruedas se encuentran: pueden desplazarse sobre terrenos no estructurados y discontinuos, lo que les facilita realizar diferentes tareas; dependiendo del tamaño del robot pueden presentar menos problemas de atascamientos sobre terreno blando; producen menos daños al entorno por donde se mueven; poseen una omnidireccionalidad inherente en el modo de caminar; pueden sortear diferentes obstáculos, así como rebasar zanjales (dependiendo del tamaño del robot); etc..

Sin embargo, los robots con patas presentan algunas desventajas en relación a los robots con ruedas. Se puede señalar como más significativa que poseen una velocidad muy inferior si se trasladan dentro de un terreno continuo y sin obstáculos. Otra desventaja es la complejidad en el diseño mecánico y electrónico, así como de su control, ya que se tiene que coordinar un gran número de actuadores que impulsan la estructura del robot.

Algunas aplicaciones potenciales de los robots caminantes, citadas en la literatura son el transporte militar, inspección en entornos peligrosos, exploración espacial, exploraciones terrestres, exploraciones en el fondo oceánico, trabajos agrícolas, en la construcción, en la educación, para el entretenimiento, investigación básica, detección de minas antipersonas, ayuda a minusválidos y en tareas de rescate.

Por otro lado, dependiendo de la cantidad de patas que posea el robot caminante, y de su distribución alrededor del cuerpo, se hace posible que se adecue mejor para determinadas aplicaciones (Armada, 2000) (Armada y González de Santos, 2001) (Armada *et al.*, 2002b). Se puede decir que en la categoría de robot caminante puede estar cualquier robot que posea de una a ocho patas (Berns, 2004). Aunque es más común observar robots cuadrúpedos, hexápodos, bípedos e incluso octópodos. No obstante, existen robots de una pata, llamados monópodos (por ejemplo el ARL monopod II); de tres patas, por ejemplo los PLIF desarrollados en la Universidad de Catania; de cinco patas, como el robot Wally desarrollado por la misma universidad y los de siete patas, como el Walking Beam desarrollado por el Grupo de Robótica y Automática de Martin Marietta.

La estabilidad de los robots caminantes, durante la realización del ciclo de locomoción, es un reto al que los investigadores dedican un gran esfuerzo. Por lo tanto, la consideración de una determinada medida de estabilidad durante la locomoción influye de manera directa en la seguridad de la máquina. En (García,

2002) se encuentra un estudio comparativo de las medidas y de los principales márgenes de estabilidad para robots caminantes. Este estudio se centra en la estabilidad en robots de cuatro o más patas.

La situación respecto a la estabilidad es particularmente complicada en robots de menos de cuatro patas. Por ejemplo, en un robot bípedo el criterio de estabilidad más utilizado por los investigadores es el de generación de trayectoria para el ZMP (*Zero-Moment Point*, punto de momento cero) (Vukobratović y Juričić, 1969), lo que permite establecer la relación que existe entre las posiciones, velocidades y aceleraciones articulares del robot con los márgenes de estabilidad de la máquina, durante las fases de la locomoción.

1.2 Generalidades acerca del control de robots caminantes

Un robot caminante debe ser físicamente capaz de atravesar los trazados irregulares y los obstáculos que existan en el terreno sobre el que se desplace. Para esto, se debe conseguir una fiabilidad en el control autónomo del robot, una alta precisión, y una adecuada eficiencia.

Las componentes primarias del control autónomo son la percepción, la planificación de la trayectoria y control del movimiento. La configuración específica del robot y el modo de caminar, pueden simplificar substancialmente el desafío de construir el modelo correcto y oportuno del terreno.

La exactitud del mecanismo del robot en ejecutar el movimiento de sus patas y del cuerpo influencia directamente en su capacidad de adaptabilidad al terreno, y, lo más importante, en su seguridad. Por lo tanto, un comando ejecutado incorrectamente puede desestabilizar o confundir al robot. Por lo que todos los elementos que controlan al robot, son altamente dependientes para la precisión del mismo al ejecutar y recordar sus movimientos.

Del mismo modo, para que un robot sea lo suficientemente autónomo, éste debe poder trabajar durante un largo periodo de tiempo sin la necesidad de la intervención humana. Por ejemplo, en el caso de una exploración planetaria, un robot puede ser requerido para trabajar bajo condiciones de aislamiento por años en un lugar con fuentes de energía limitadas (Bares y Whittaker, 1993) (Gonzalez de Santos *et al.*, 1994) (Bares y Wettergreen, 1999).

Ahora bien, para que un robot sea lo suficientemente eficiente dentro de su entorno de trabajo, debe poseer una percepción del mundo lo más precisa posible. Por lo

tanto, es posible incluir el modelo del entorno dentro del control del robot, si éste es conocido o si el robot operase en un ambiente estructurado conocido de antemano. No obstante, cuando no se posee un entorno estructurado o, simplemente, se desconoce, entonces, resulta imprescindible realizar una conexión directa entre la percepción y la acción. Esto implica, evidentemente, que esta conexión pase a través de alguna estrategia de control que haga que el robot realice una tarea de forma adecuada.

Esto requiere que el robot posea un sistema sensorial, simple o complejo, dependiendo de la aplicación que se le encomiende. Como esta memoria se orienta a investigar estrategias de control de fuerza para robots caminantes, los sensores dominantes en este tipo de control son los sensores de fuerza. Con la aplicación de estos sensores al robot, se hace posible implementar cualquier tipo de control de fuerza que facilite la adaptación del robot a la tarea que se requiere realizar. Por lo tanto, es posible conocer el mundo que rodea al robot, si la interacción que existe entre máquina-entorno se realiza bajo los mecanismos en donde se encuentran los sensores de fuerza.

1.3 Objetivos y estructura de la memoria

De manera general se acepta que los resultados obtenidos mediante simulación y los obtenidos experimentalmente suelen ser diferentes, y, a menudo, distan considerablemente unos de otros. Con esto se viene a indicar que existen disparidades entre la teoría (quizás sería más preciso decir simulación de la teoría) y la práctica. Esto es debido esencialmente a que no es fácil modelar un sistema con todos los detalles que se presentan en la realidad, ya que siempre hay un grado de incertidumbre en los modelos, donde algunos parámetros físicos son difíciles de modelar o simplemente no se tienen en cuenta en el momento de la simulación. A pesar de esto, conviene señalar que, en cualquier caso, la simulación es una herramienta valiosísima e indispensable, que proporciona en muy poco tiempo información fiable acerca del comportamiento de un sistema, y que, con el avance de la capacidad de cálculo, estas predicciones son cada vez más precisas y facilitan notablemente la puesta en marcha de sistemas reales. Por esta razón, en disciplinas que tienen un marcado carácter práctico como la robótica, para facilitar la investigación y la creación de conocimiento, se hace indispensable combinar teoría y práctica. Como consecuencia de lo anteriormente expuesto, en esta memoria se combinan análisis, propuestas teóricas y simulaciones, con la realización de diversos experimentos para conocer “la verdad” de lo que se está desempeñando.

La presente Tesis Doctoral, se centra en la realización de investigaciones en el campo de la robótica, y más concretamente en el análisis, diseño y evaluación de estrategias de control de fuerza y su aplicación a los robots caminantes.

Entre los diversos tipos de robots caminantes posibles, se ha afrontado el problema del control de fuerza en dos casos de especial interés: robots humanoides y robots cuadrúpedos, que presentan problemáticas diferenciadas y también algunos elementos comunes. En particular, se han seleccionado un robot humanoide que emplea accionamientos lineales y no lineales, y un robot cuadrúpedo accionado hidráulicamente, como candidatos para realizar la parte de implementación de algoritmos y de evaluación experimental. Uno de los objetivos de esta tesis es implementar estrategias de control de fuerza sobre un robot bípedo, específicamente en las articulaciones accionadas por mecanismos no lineales, con la finalidad de mejorar la estabilidad del robot en situaciones particulares, como por ejemplo perturbaciones externas. Otro objetivo importante, es el de implementar estrategias de control de fuerza en un robot cuadrúpedo de grandes dimensiones, para que se adapte de manera adecuada al terreno.

Esta memoria se desenvuelve por tanto en torno a una línea de investigación: el control de fuerza y su contribución a resolver problemas relacionados con la estabilidad y el control de la interacción con el entorno, en el campo de los robots caminantes. Los resultados alcanzados, que se presentan en esta memoria, aportan soluciones prácticas en el control de fuerza de las máquinas caminantes, que son de especial interés cuando éstas se desplazan por terreno irregular o están sometidas a perturbaciones externas. Sobre las dos plataformas seleccionadas se han realizado las experimentaciones necesarias con la finalidad de constatar el grado de consecución de los objetivos propuestos.

Esta memoria está estructurada en siete capítulos, a lo largo de los cuales se pretende desarrollar los objetivos planteados. En el presente capítulo se introducen algunas características generales de las máquinas caminantes y se plantean los objetivos de la Tesis Doctoral.

En el segundo capítulo de esta memoria, se presenta la problemática del control de fuerza, de manera general, en robots caminantes. Se señalan algunas estrategias de control de fuerza empleadas en diferentes tipos de robots. Se aborda el problema de la percepción sensorial en los robots, más concretamente en la implementación robusta de sensores de fuerza para obtener medidas adecuadas para ser utilizadas en tiempo real por el sistema de control. Se analizan diferentes estrategias de control de fuerza establecidas en la literatura científica, aplicadas a robots manipuladores y robots caminantes, y se presenta un ejemplo práctico de control de fuerza/posición

en un robot flexible de un grado de libertad. Posteriormente, se establecen algunas consideraciones acerca del ZMP, concepto utilizado para el control de estabilidad en robots bípedos, pero también utilizado en esta tesis para el estudio de la estabilidad en un robot cuadrúpedo. Por último, se enfatiza en el problema de control de fuerza tanto en robots cuadrúpedos como en robots bípedos.

En el capítulo tres de la memoria se presentan las características del robot humanoide SILO2, que incorpora accionamientos no lineales en seis de sus articulaciones. Se presenta el accionamiento no lineal SMART, enfatizando las ventajas que posee este mecanismo con respecto a otros mecanismos con relación de transmisión constante utilizados frecuentemente en robótica. Se plantean la cinemática y el modelo dinámico de estos mecanismos no lineales que actúan en las articulaciones de los tobillos, rodillas y caderas del robot bípedo SILO2. Así mismo, se implementa un sensor de fuerza en el accionamiento SMART para mejorar la sensibilidad de este mecanismo (Montes *et al.*, 2003) (Montes *et al.*, 2004a). Con ello se proporcionan nuevas capacidades a la articulación en donde está implementado, por lo que será posible, en este caso, diseñar estrategias de control de fuerza para el SILO2 (Montes *et al.*, 2004c).

Posteriormente a los análisis cinemáticos y dinámicos, y a los diseños de control de fuerza presentados en el capítulo anterior, se evalúa experimentalmente el accionamiento SMART implementado en las articulaciones del robot humanoide SILO2. Esto se hace al inicio del cuarto capítulo. Luego, se presenta una fusión sensorial de nivel bajo en donde es posible relacionar los pares de entrada y de salida del mecanismo SMART; con ello se conoce la relación de transmisión que existe en el actuador y es posible implementar alguna estrategia de control que seleccione la relación de transmisión adecuada a la tarea realizada. Después, se realiza una comparación de consumo de potencia eléctrica entre una articulación con relación de transmisión constante y SMART, constatando experimentalmente que existe ahorro de energía al utilizar el mecanismo SMART en articulaciones de robots bípedos. Se relaciona el desplazamiento del ZMP, en una postura estáticamente estable del robot, con las fuerzas que existen en las bielas del mecanismo SMART implementado en las caderas en el plano lateral, mientras el SILO2 realiza un movimiento oscilatorio en el mismo plano. Para finalizar este capítulo cuarto, se implementan diversas estrategias de control de fuerza en las articulaciones en donde actúa SMART, y se realiza un control de estabilidad en el plano lateral del robot sometido a fuerzas perturbadoras externas.

El capítulo 5 se centra en el diseño de estrategias de control de fuerza para robots cuadrúpedos, aplicada concretamente al robot ROBOCLIMBER accionado

hidráulicamente (Armada y Molfino, 2002) (Anthoine *et al.*, 2003). Se realiza una presentación de la configuración general del robot, mostrando los parámetros básicos del mismo. Se propone un desarrollo del concepto del ZMP para posturas estáticamente estables del robot cuadrúpedo, sobre un terreno presumiblemente horizontal (Montes *et al.*, 2004e). Se realiza un estudio de la implementación de sensores de fuerza en la estructura de la pata de la máquina, con el objetivo de emplear realimentación de fuerza en algoritmos de control (Montes *et al.*, 2004b) (Montes *et al.*, 2004d). Se presentan diferentes estrategias de control de fuerza para ser aplicadas al robot y se presenta una simulación para la estabilización de ROBOCLIMBER durante un modo de caminar cuasi-estático, en donde se realiza un seguimiento del ZMP al centro de gravedad de la máquina.

La evaluación experimental de los conceptos presentados en el capítulo anterior se presenta en el capítulo sexto. En primera instancia, se evalúan los sensores de fuerza colocados sobre la estructura de la pata de ROBOCLIMBER, para conocer la percepción de las fuerzas de interacción con el suelo y al mismo tiempo evaluar el centro de gravedad real de la máquina. Luego, se realiza la detección de obstáculos con diferentes niveles de altura e incluso para que perciba e interactúe con obstáculos blandos y materiales flexibles. Se presenta una comparación de la medición del ZMP durante un modo de caminar discontinuo de dos fases y la simulación propuesta, en el capítulo anterior, acerca del seguimiento del ZMP al centro de gravedad. Al final del capítulo seis, se presentan diferentes estrategias de control de fuerza implementadas en ROBOCLIMBER. Entre ellas, una adaptación del control de impedancia, control paralelo fuerza/posición, y control en el espacio articular con realimentación del ZMP, en posturas estáticamente estables sometidas a perturbaciones externas.

El último capítulo, el séptimo, resume las principales aportaciones y conclusiones resultado de las investigaciones realizadas durante el desarrollo de esta tesis, y, se presentan, de manera sucinta, algunos trabajos futuros de investigación que se pueden realizar para ampliar las investigaciones en este campo.

Por último, esta Tesis Doctoral, se complementa con dos apéndices. El apéndice A contiene una descripción técnica del robot humanoide SILO2, que ha sido utilizado como plataforma experimental para la primera parte de esta memoria. El apéndice B presenta la descripción técnica del robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER, que ha sido utilizado como escenario de trabajo para la segunda parte de esta Tesis Doctoral.

Capítulo 2

El problema del control de fuerza en robots caminantes

2.1 Introducción

Los robots tienen como misión fundamental la realización de tareas para la modificación de su entorno, bien trasladando objetos o piezas de una ubicación a otra, bien empleando herramientas especializadas para transformar materias primas en productos acabados. A pesar de que el campo de aplicación de los robots ha sufrido un gran impulso y un cambio notable en los últimos años, se puede afirmar que la finalidad primordial de los mismos, esto es la de realizar un trabajo útil, permanece inalterable, aunque con las naturales acomodaciones. Así, hoy en día, tenemos no solo las aplicaciones típicas de los robots industriales que se desenvuelven en entornos bien estructurados (clásicas: alimentación de maquinaria, soldadura, pintura, montaje de conjuntos mecánicos, fabricación de circuitos, etc.; modernas: manipulación en la industria de la alimentación, inspección y control de calidad, fabricación de tejidos, etc.), sino otras que se desenvuelven en entornos poco o nada estructurados (inspección y mantenimiento en centrales nucleares, construcción naval, obra civil, exploración espacial, terrestre y submarina, agricultura, mantenimiento de edificios, vigilancia y seguridad, etc.), que son posibles gracias al avance general en esta disciplina, logrado básicamente por la convergencia de dos aspectos fundamentales: la movilidad y el empleo de sensores. Por lo tanto, cuando un robot, ya sea éste manipulador o móvil, esté ejecutando una

tarea que se le haya encomendado, surge de modo natural una interacción con el entorno.

En ocasiones no es necesario tener en cuenta la interacción con el entorno para la correcta ejecución de la tarea. Esto es así, por ejemplo, en aplicaciones en las que se consigue que la interacción sea muy pequeña porque las piezas están dispuestas con gran precisión, y el robot, también con gran precisión, puede manipularlas de forma muy eficaz y fiable. Por lo tanto, con solamente estrategias de control de posición resulta posible realizar tareas en las cuales el robot interactúe con su entorno. Sin embargo, en la práctica, y sobre todo en aplicaciones de alto valor añadido, esto demanda que la tarea sea planificada con precisión, lo que requiere a su vez un modelo preciso del robot (cinemática y dinámica) y del entorno (geometría y características mecánicas). Si bien el modelo del robot puede ser conocido con precisión razonable, resulta difícil obtener una descripción detallada del entorno, particularmente si éste es total o parcialmente desconocido.

Por lo tanto, al implementar un control de movimientos para un robot dentro de un ambiente no muy bien modelado o desconocido, pueden ocurrir errores en la trayectoria deseada debido a la presencia de fuerzas (no contempladas) en los contactos del extremo del manipulador o en el contacto de las patas (para un robot caminante) con el entorno. El sistema de control de posición reacciona entonces para reducir el error de la desviación causada por las fuerzas de contacto, y, debido a esto, la fuerza de contacto aumenta hasta saturar el actuador de la articulación, o provocar una rotura de las partes involucradas en el contacto si hay suficiente potencia involucrada.

Así pues, en aplicaciones como en el montaje de conjuntos mecánicos compuestos por varias piezas con tolerancias muy pequeñas, es necesario controlar la interacción que existe entre el órgano terminal del robot y las piezas, y, solamente en base al control de las fuerzas y pares que surgen en dicha interacción es posible llevar a buen término la tarea. Esto, que es válido y bien conocido para la manipulación de objetos con el extremo de un manipulador, lo es también, por extensión, a diversas situaciones que surgen en el control de robots caminantes, como por ejemplo para la colocación de las patas de un robot cuadrúpedo sobre un terreno irregular de modo que se mantenga su estabilidad o se evite su deslizamiento.

El control de movimientos basado en control de posición puede ser mejorado realizando un control directo de la interacción del robot con el entorno, para lo que se debe disponer de las mediciones de las fuerzas de contacto. Para lograr este propósito, una alternativa clásica es instalar un sensor de fuerza en el extremo del robot, cuyas mediciones deben ser proporcionadas a la unidad de control del mismo,

para que este realice un control de fuerza de forma que el robot interactúe con el entorno de la manera deseada.

El control de fuerza en robots ha sido abordado por un número importante de investigadores en las últimas tres décadas. Las primeras realizaciones en este campo han sido destacadas en un primer estado del arte en control de fuerza por Whitney (1987), y otros investigadores han evidenciado el progreso posterior en el control de fuerza en robótica (Carelli y Mut, 1993) (Grieco *et al.*, 1994) (Montano y Sagüés, 1997) (De Schutter *et al.*, 1998). Asimismo, han sido publicadas monografías muy detalladas en el área del control de fuerza (Gorinevsky *et al.*, 1997) (Siciliano y Villani, 1999).

Actualmente, la mayoría de los investigadores consideran que las estrategias de control de fuerza pueden ser agrupadas en dos categorías: a) aquellas que efectúan un control de fuerza indirecto; y, b) las que implementan un control de fuerza directo (Siciliano y Villani, 1999). La principal diferencia entre las dos categorías es que en la primera se realiza el control de fuerza por medio del control de posición (sin el cierre explícito de un lazo de realimentación de fuerza), mientras que la segunda categoría se caracteriza por controlar directamente la fuerza de contacto al valor deseado gracias al cierre de un lazo explícito de realimentación de fuerza.

A la primera categoría pertenecen el control de rigidez (Salisbury, 1980) (Klein y Briggs, 1980) y el control de impedancia (Hogan, 1985) (Surdilovic, 1998) (Ferretti *et al.*, 2000) (Nagchaudhuri y Garg, 2001) (Albu-Schäffer y Hirzinger, 2002), donde el error de posición se relaciona con la fuerza de contacto a través de la rigidez mecánica o de una impedancia de parámetros ajustables (que también puede ser rigidez en su caso particular). La impedancia se puede atribuir a un sistema mecánico caracterizado por una matriz de masa, una matriz de amortiguamiento y una matriz de rigidez, lo cual permite el comportamiento dinámico deseado que tiene el robot en su interacción con el medio. En este esquema de control, la presencia de la masa (en la impedancia deseada) hace que el sistema sea fuertemente acoplado y no lineal, lo que crea dificultades tanto en el modelado como en el control. No obstante, se ha demostrado que si se desean mantener características de linealidad y de desacoplo durante la interacción del robot con el entorno, es necesario añadir la medida de la fuerza y del momento de contacto. Esto se puede lograr por medio de un sensor apropiado de fuerza/par colocado en la sección del robot que realiza la interacción (Siciliano y Villani, 1999).

Si se dispone de un modelo detallado del entorno, una estrategia muy utilizada, perteneciente a la segunda categoría, es el control híbrido fuerza/posición (Raibert y Craig, 1981) (Fisher y Mujtaba, 1992), el cual tiene como objetivo controlar la

posición en las direcciones no restringidas de movimiento, y de controlar la fuerza a lo largo de las direcciones en donde existe restricción de movimiento.

Desafortunadamente, en la mayoría de las situaciones prácticas no se dispone de un modelo detallado del entorno. En tales casos, una estrategia efectiva (perteneciente a la segunda categoría) es el control interno/externo de posición/fuerza, donde un lazo externo de control de fuerza se cierra alrededor de un lazo interno de control de posición, el cual siempre está disponible en los robots manipuladores comerciales (Rocco *et al.*, 1997). Otra estrategia de control de fuerza que permite la posibilidad de controlar movimientos en las direcciones restringidas, es el control paralelo de fuerza/posición (Chiaverini y Sciavicco, 1993) (Siciliano y Villani, 2000). En las direcciones restringidas de actuación del robot se generan fuerzas, por lo que domina el controlador de fuerza, y si no aparecen fuerzas de interacción, domina el controlador de posición.

2.2 El problema de la percepción sensorial

Las primeras aplicaciones industriales de los robots se desarrollaron en torno a la realización de tareas simples sin el empleo de sensores externos, utilizando solamente los sensores internos (propioceptivos) para su control. Sin embargo, la expansión de la robótica condujo, rápidamente, a la incorporación de sensores externos como elemento de realimentación de información procedente del entorno, y de esta forma fueron utilizados para mejorar el desempeño en tareas cada vez más complejas.

Las posibilidades que brinda el empleo de diferentes tipos de sensores en robots ha dado lugar al diseño de nuevas arquitecturas y estrategias de control, con lo que se pretende facilitar el procesamiento de la información proporcionada por éstos para poder emplearla para reaccionar frente a multitud de situaciones sin necesidad de programación previa. Por ejemplo, cuando un robot manipulador trabaja en contacto con el entorno (Bicchi *et al.*, 1993), entonces, el objetivo primario del control es regular las fuerzas y pares que el manipulador ejerce sobre él, mientras que las posiciones son controladas en aquellas direcciones en donde el entorno no impone restricciones (Hogan, 1985) (Whitney, 1987).

Hoy en día, hay diversos tipos de sensores que son utilizados en sistemas mecatrónicos, haciendo posible que dichas máquinas puedan realizar, por ellas mismas, tareas complejas e innovadoras, incluso en entornos poco estructurados o

desconocidos. Los sensores que pueden medir fuerza, par o presión usualmente contienen un miembro elástico que convierte la magnitud física a deflexión o deformación. Un ejemplo de transductor lo tenemos, por ejemplo, en las galgas extensiométricas, que constituyen el transductor más comúnmente utilizado para realizar mediciones de fuerza. En este tipo de transductores, la deformación de la superficie sobre la que van pegadas produce un cambio en la resistencia eléctrica de las galgas, fenómeno que, debidamente empleado, se puede utilizar con diversos fines, y, en particular en nuestro caso, para el control de fuerza de robots caminantes.

En general, el diseño de sistemas robóticos utilizando sensores de fuerza requiere la solución de tres problemas: (i) diseño del sensor de fuerza; (ii) procesamiento de las señales del sensor de fuerza; y, (iii) control del robot utilizando la información de fuerza. Consecuentemente, el control de fuerza incluye al menos dos niveles, un nivel bajo, por ejemplo realimentación de fuerza para controlar movimientos básicos de un manipulador, y un nivel alto, por ejemplo, aplicación de algoritmos de control para realizar tareas específicas, basadas en estos movimientos (Gorinevsky *et al.*, 1997). Si además de sensores de fuerza es necesario emplear otros tipos de sensores (Furushu y Sano, 1990) (Gienger *et al.*, 2001), el sistema global gana en complejidad y deben contemplarse aspectos de fusión sensorial (Luo y Kay 1989) (Basañez, 1989) (Luo *et al.*, 2002).

2.2.1 Los sensores

El elemento clave de un instrumento de medida es el transductor, el cual tiene la función de convertir una variable física a la entrada, a una señal variable a la salida (Figura 2.1). Las señales variables tienen la propiedad de poder ser manipuladas en un sistema de transmisión eléctrico o mecánico. La señal de salida del transductor puede ser mostrada, grabada o utilizada como una señal de entrada para otro dispositivo o sistema. Los transductores normalmente no pueden emplearse directamente y necesitan de algunos elementos adicionales (montaje mecánico, acondicionamiento de señal, filtrado, amplificación, etc.), los cuales permiten configurar un sensor. En estas condiciones, la señal de salida del sensor así conformado puede ser utilizada como una señal de entrada en un sistema de control en lazo cerrado.

Los transductores pueden ser clasificados en dos grandes categorías, dependiendo de cómo interactúan con el entorno a ser medido. Así pues, existen transductores

pasivos y transductores activos. Los transductores pasivos no añaden energía como parte del proceso de medida, pero pueden tomar energía para su operación. Un ejemplo de un transductor pasivo son las galgas extensiométricas, mencionadas anteriormente, que convierten la fuerza aplicada a un material elástico (deformación) en una tensión variable.

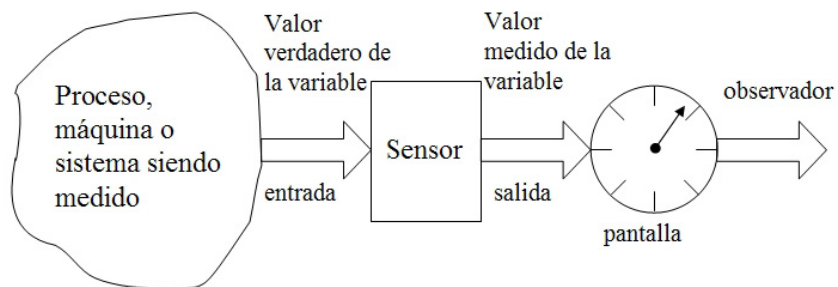


Figura 2.1 Propósito de un sistema de medida.

Por otro lado, los transductores activos proporcionan energía al entorno de medición como parte del proceso de medida, esto es, no requieren de una fuente de alimentación externa para realizar la medición. Un ejemplo de un transductor activo lo tenemos en los transductores piezoeléctricos, debido a que se puede extraer una carga eléctrica (debido a las propiedades piezoeléctricas del material) como respuesta a una carga mecánica externa.

Existe una amplia literatura acerca de diferentes tipos de sensores y transductores, así como de su aplicación en sistemas de medida. Un compendio con la contribución de diferentes autores acerca de mediciones, instrumentación y sensores se recoge en (Webster, 1999); información acerca de sistemas de medida y acondicionamiento de señal en (Dally *et al.*, 1993) (Bentley, 1995) (Pallás, 1998); y acerca de sensores piezoeléctricos en (Gautschi, G, 2002).

En muchos robots, y especialmente en robots caminantes, se hace a veces difícil el instalar un sensor (por ejemplo por razones de tamaño) en una articulación o cuerpo del robot para realizar la medida de alguna variable de interés. En este caso hay aportaciones recientes que tratan de la creación de sensores virtuales, que proveen al sistema de la misma capacidad sensorial sin el empleo explícito de un sensor físico. Tal es el caso de los sensores de fuerza virtuales, que se basan en el procesamiento de los errores de posición en la articulaciones, a través de redes neuronales especialmente diseñadas (Estremera, 2003). En este caso, los sensores virtuales de

fuerza son utilizados para generar diferentes estimaciones de las fuerzas que ejercen los pies de un robot caminante con el suelo. Estas estimaciones pueden emular la información provista por un interruptor o un sensor de fuerza.

2.2.2 Adquisición de datos

Cuando se trabaja con sistemas robóticos en los que se utiliza multitud de sensores, el procesamiento de su información determina el tiempo de ejecución del lazo de control, por lo que se debe garantizar que sean proporcionados todos los recursos necesarios al sistema informático para que este realice todas sus tareas en tiempo real. Esto es de especial relevancia cuando determinados aspectos del funcionamiento del robot, como, por ejemplo, su estabilidad, dependen de cálculos complejos que involucran información sensorial múltiple.

Así pues, una parte importante del sistema de control de un robot que requiere para su funcionamiento información sensorial, es el sistema de adquisición de datos, que acepta entradas de un gran número de sensores y de manera automática realiza el proceso de sus señales. Este sistema convierte los datos provenientes de los acondicionadores de señales (adaptan la señal de salida del sensor para poder ser leída por el sistema de adquisición de datos) a señales digitales para realizar posteriormente el procesamiento a altas velocidades.

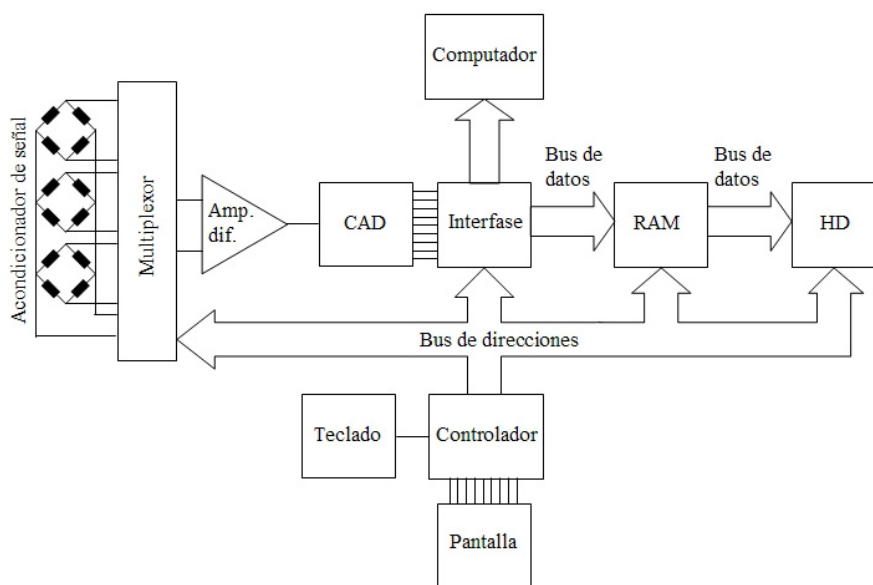


Figura 2.2 Diagrama esquemático de un sistema de adquisición de datos.

El sistema de adquisición de datos, usualmente, implica muchos componentes opcionales. Todo sistema, sin embargo, contiene seis subsistemas básicos: el controlador, el acondicionador de señal, el multiplexor/amplificador, el conversor analógico a digital (CAD), la unidad de memoria y los dispositivos de lectura. Un esquema de los elementos del sistema de adquisición de datos se muestra en la Figura 2.2.

Literatura acerca de sistemas de adquisición de datos y acondicionamiento de señales puede ser encontrada en (Dally *et al.*, 1993) (Bentley, 1995) (Horowitz y Hill, 1990) (Pallás, 1998) (Webster, 1999).

2.2.3 Precisión y robustez en el sistema de medida

La precisión en la medida se puede definir en términos de la medida del error, por ejemplo la diferencia entre el valor medido y el valor verdadero de una variable. Ahora bien, el error en el sistema de medida depende de las características no ideales de cada elemento involucrado en el sistema. Utilizando técnicas de calibración se puede identificar qué elementos del sistema poseen un comportamiento no ideal más dominante. Por lo tanto, se pueden establecer estrategias de compensaciones para estos elementos, con el fin de producir reducciones significativas en el error de todo el sistema.

Uno de los métodos más comunes para corregir la no linealidad de elementos es introducir un elemento de compensación no lineal dentro del sistema. El resultado de la combinación del elemento no lineal y el elemento de compensación (introducido) tiende a ser una línea recta. Por ejemplo, es posible introducir un puente de deflexión para compensar las características no lineales de un sensor.

Existen otros métodos utilizados para reducir los efectos no deseados del entorno de trabajo, los cuales pueden ser: de aislamiento, de sensibilidad ambiental cero, y de entradas ambientales opuestas (sistema diferencial) (Bentley, 1995). Un ejemplo de un sistema diferencial es el uso de un par de galgas extensiométricas, en los brazos adyacentes de un puente de Wheatstone, para proporcionar una compensación de los cambios en la temperatura ambiente (véase la Figura 2.3). Una galga mide el esfuerzo de tensión $+e$ y la otra mide un esfuerzo de compresión $-e$. El puente, efectivamente, resta la dos resistencias, por lo que los efectos del esfuerzo son duplicados y los efectos del entorno (por ejemplo, deriva de temperatura) son cancelados.

Por otro lado, la utilización de realimentación negativa de alta ganancia es un método importante de compensación del error en la medición. Este método

modifica las entradas no deseadas y las no linealidades del sistema en donde se realiza la medición. La Figura 2.4 ilustra la técnica para un sensor de fuerza. La tensión de salida de un sensor de fuerza, sometido a modificación, es amplificada por un amplificador de alta ganancia. La salida del amplificador se realimenta a un elemento que proporciona una fuerza equilibrada que se opone a la fuerza de entrada.

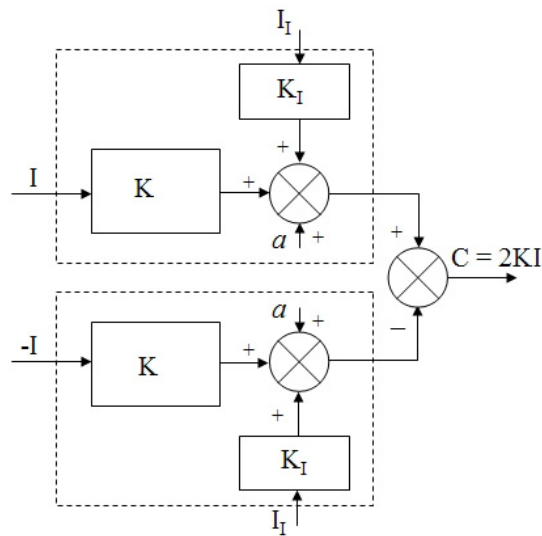


Figura 2.3 Compensación por diferencia de entradas utilizando un sistema diferencial.

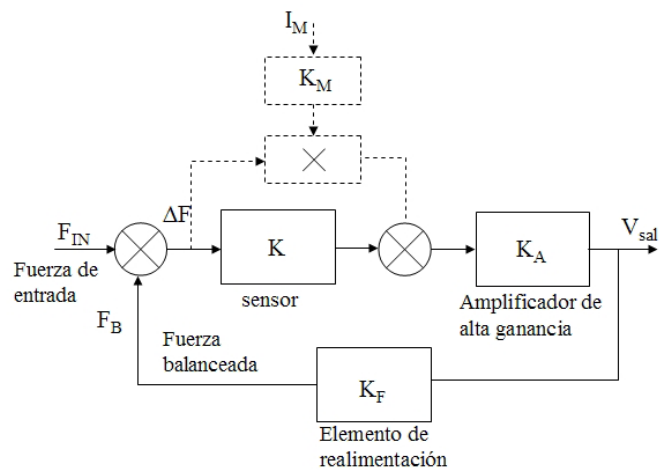


Figura 2.4 Transductor de fuerza en lazo cerrado.

Sin tener en cuenta los efectos que modifican la entrada del transductor en lazo cerrado, se tiene,

$$\Delta F = F_{IN} - F_B; \quad V_{sal} = KK_A \Delta F; \quad F_B = K_F V_{sal} \quad (2.1)$$

Resolviendo las ecuaciones (2.1), se tiene que la tensión de salida es,

$$V_{sal} = \frac{KK_A}{1 + KK_A K_F} F_{IN} \quad (2.2)$$

Debido a que la ganancia del amplificador es muy grande, se puede decir que $KK_A K_F \gg 1$, entonces la tensión de salida es $V_{sal} = F_{IN} / K_F$. Esto significa que la tensión de salida solo depende de la ganancia K_F del elemento de realimentación. Si se realiza un ensayo parecido, introduciendo las interferencias del medio, $I_M K_M$, el resultado obtenido de V_{sal} sería el mismo, dependiente solamente de K_F .

2.3 Estrategias de control de fuerza

En la operación de un robot se puede distinguir entre movimientos gruesos y finos, y esto sucede cuando se realiza un control de posición/velocidad o cuando los movimientos se ajustan con precisión al entorno (control de fuerza), respectivamente. Para este último caso, la información del sensor de fuerza juega un papel importante. Puesto que estos movimientos son lentos, en muchos problemas de control de fuerza, la dinámica no lineal del robot es de poca importancia (Gorinevsky *et al.*, 1997).

Varios investigadores han realizado trabajos en torno al control de fuerza. Pueden ser citados (Whitney, 1977), (Raibert y Craig, 1981) (Hogan, 1985) (Waldron, 1986) (Whitney, 1987) (Fisher y Mujtaba, 1992) (Gorinevsky *et al.*, 1997) (Surdilovic, 1998) (Siciliano y Villani, 1999) (Roy y Whitcomb, 2002), entre otros. Las primeras contribuciones al control de fuerza fueron realizadas en robots manipuladores e industriales (Whitney, 1977), pudiéndose hallar información posterior en diferentes artículos (Volpe y Khosla, 1993) (Grieco *et al.*, 1994) (Chiaverini *et al.*, 1997) (Rocco *et al.*, 1997) (Siciliano y Villani, 1999) (Yoshikawa, 2000) (Ferretti *et al.*, 2000).

Similarmente, en el caso de los robots caminantes, pueden citarse diferentes contribuciones acerca del control de fuerza, con las de (Klein y Briggs, 1980) (Waldron, 1986) (Gorinevsky y Schneider, 1990) (Schneider *et al.*, 1995) (Schmucker *et al.*, 1996) y (Gálvez, 2002).

En la literatura se presentan diferentes estrategias de control en las cuales se utiliza la realimentación de fuerza. El control de elasticidad (o de rigidez), es una estrategia conceptualmente sencilla que logra la acomodación de las fuerzas de interacción en tareas que implican contacto mecánico (del extremo del robot) con el entorno (Salisbury, 1980).

Otra estrategia de control de fuerza es el control de impedancia. En este control se especifica el comportamiento dinámico deseado del robot, en otras palabras, la impedancia mecánica del robot (Spong y Vidyasagar, 1989) (Almeida *et al.*, 1999). En su forma más simple, este tipo de control puede ser considerado como una generalización del control de rigidez o de amortiguación.

Raibert y Craig (1981) presentaron una estrategia de control llamada control híbrido de fuerza/posición. En este esquema las restricciones de posición y de fuerza asociadas a una determinada tarea son especificadas en un sistema de coordenadas de referencia, dividiendo el espacio de la tarea en dos subespacios, el subespacio de control de posición, y subespacio de control de fuerza. Una matriz de selección, S , se emplea para establecer qué grados de libertad son controlados en posición y cuáles en fuerza. Las informaciones de posición y de fuerza son analizadas en forma independiente, y las acciones de control resultante son combinadas en la etapa final, para ser convertidas a consignas de pares en las articulaciones.

También ha sido investigado el denominado control paralelo de fuerza y posición, en donde se plantea simultáneamente una referencia de fuerza y otra de posición. En esta estrategia, el control de fuerza se diseña para dominar al control de posición a lo largo de las direcciones restringidas de actuación (Chiaverini y Sciavicco, 1993) (Siciliano y Villani, 2000).

2.3.1 Control de fuerza en robots manipuladores

El control de robots se puede, de manera conceptual, dividir en dos grandes categorías: control de posición y control de fuerza. El control de posición ha sido el mecanismo principal de control, fundamentalmente para robots industriales, pero también para otros tipos de robots. Por otro lado, aunque el control de fuerza ha sido aplicado por muchos investigadores en diferentes robots, los resultados exitosos en este campo siguen siendo muy pocos. Sin embargo, examinando el estado del arte y la actividad investigadora en este campo de la robótica, se puede predecir que, en los próximos años, el control de fuerza será necesitado definitivamente para ampliar las áreas de aplicación e incrementar la destreza de los mecanismos robóticos en entornos industriales (por ejemplo, ensamblaje, desbastado, pulido,

manejo de piezas flexibles, etc.) (Chiaverini y Siciliano, 1999), y en entornos no industriales (hospitales, hogar, ciudad, espacio, servicios, mantenimiento, bienestar, entretenimiento, etc.) (Yoshikawa, 2000).

El control de impedancia, propuesto por Hogan (1985), tiene como objetivo controlar la posición y la fuerza ajustando la impedancia mecánica del extremo de un manipulador para que interactúe con las fuerzas externas generadas por el contacto con el entorno. El control de impedancia puede ser clasificado en control de impedancia clásico y en control de impedancia dinámico. Clásico significa aquí que la dinámica del manipulador no es considerada rigurosamente.

El control de impedancia clásico incluye al control de rigidez (Salisbury, 1980) y al control de admitancia (Whitney, 1977). La idea básica del control de rigidez es como sigue. Se considera un manipulador con n grados de libertad, cuyas articulaciones son denotadas por un vector de dimensión n , \mathbf{q} , y se denota la posición del extremo con respecto a un sistema de referencia fijo por un vector de dimensión m , \mathbf{r} , ($m \leq n$). Se asume que la relación entre \mathbf{q} y \mathbf{r} (en el manipulador) está dada por,

$$\mathbf{r} = \mathbf{c}(\mathbf{q}), \quad \dot{\mathbf{r}} = \mathbf{J}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}} \quad (2.3)$$

donde, $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ es el Jacobiano de \mathbf{r} con respecto a \mathbf{q} .

Se asume también que se desea desarrollar una tarea en la cual se requiere un comportamiento de acomodación determinado del extremo del robot, dado por un sistema de resortes de dimensión m cuya constante de resorte (matriz de rigidez) es \mathbf{K}_d ,

$$\mathbf{f} = \mathbf{K}_d \mathbf{r}_e \quad (2.4)$$

donde, \mathbf{r}_e es el desplazamiento de la posición del extremo del robot \mathbf{r} de su valor deseado \mathbf{r}_d , así que, $\mathbf{r}_e = \mathbf{r} - \mathbf{r}_d$, y \mathbf{f} es la fuerza restauradora correspondiente a \mathbf{r}_e .

De estas hipótesis se obtiene el algoritmo de control de rigidez,

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T \mathbf{f} = -\mathbf{J}^T \mathbf{K}_d \mathbf{J} \mathbf{q}_e = -\mathbf{K}_{qd} \mathbf{q}_e \quad (2.5)$$

donde, \mathbf{K}_{qd} es el equivalente a la matriz de rigidez de la articulación.

Para el control de impedancia dinámico se asume que, cuando una fuerza externa es aplicada al extremo del robot, la dinámica del manipulador está dada por,

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \boldsymbol{\tau} + \mathbf{J}^T(\mathbf{q})\mathbf{f} \quad (2.6)$$

donde \mathbf{M} es la matriz de inercia, y \mathbf{h} es el vector que representa las fuerzas centrífugas, de Coriolis, de fricción y gravitacionales.

Por otro lado, se asume que la impedancia mecánica deseada del extremo del manipulador viene descrita por,

$$\mathbf{M}_d \ddot{\mathbf{r}}_e + \mathbf{D}_d \dot{\mathbf{r}}_e + \mathbf{K}_d \mathbf{r}_e = \mathbf{f} \quad (2.7)$$

donde, \mathbf{M}_d , \mathbf{D}_d y \mathbf{K}_d son la matriz de inercia, la matriz de amortiguamiento y la matriz de rigidez, respectivamente.

Cuando $M_r(q) = [J(q)M^{-1}(q)J^T(q)]^{-1}$ existe, se obtiene combinando las ecuaciones (2.6) y (2.7) una ley de control que tiene en cuenta a (2.7),

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau} = & \mathbf{J}^T(\mathbf{q})\mathbf{M}_r(\mathbf{q})\left[\mathbf{M}_d^{-1}(\mathbf{D}_d\dot{\mathbf{r}}_e + \mathbf{K}_d\mathbf{r}_e) + \mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{M}^{-1}(\mathbf{q})\mathbf{h}(\mathbf{q},\dot{\mathbf{q}}) - \dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}}\right] \\ & + \mathbf{J}^T(\mathbf{q})\left[\mathbf{I} - \mathbf{M}_r(\mathbf{q})\mathbf{M}_d^{-1}\right]\mathbf{f} \end{aligned} \quad (2.8)$$

La Figura 2.5 muestra de manera esquemática la ley de realimentación del sistema de control, y la impedancia mecánica realizada.

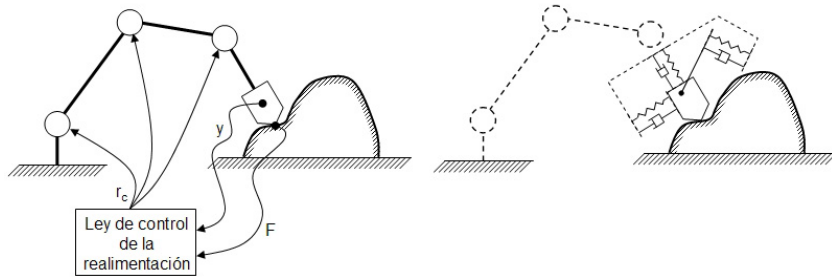


Figura 2.5 Control de impedancia.

2.3.1.1 Control de fuerza/par en un robot flexible de un grado de libertad

En este apartado de la memoria, se muestra, a título ilustrativo, un ejemplo experimental del control de rigidez, con consignas simultáneas de posición y de fuerza, aplicado a un prototipo sencillo de un robot flexible de un grado de libertad (Montes *et al.*, 2004b).

Las celdas de carga del tipo viga (extremo en voladizo) se emplean, comúnmente, para medir cargas de baja magnitud, en donde las celdas de carga de acoplamiento resultan muy rígidas para realizar mediciones efectivas (Dally *et al.*, 1993). En la Figura 2.6 se muestra un pequeño robot flexible de un grado de libertad. Este brazo consiste en una pletina flexible de acero de 0.8 mm. de grosor, sujeta por un lado al eje del motor, estando el otro extremo en voladizo. Para realizar las mediciones de fuerza y de par, se implementaron en la pletina de acero dos pares de galgas extensiométricas a cada lado de la lámina. Cuando se aplica una carga externa al extremo libre, se produce una deformación en la pletina que es medida por las galgas extensiométricas, medida que se acondiciona a través de un puente de Wheatstone completo. La Tabla 2.1 resume los parámetros de la pletina en voladizo utilizada como sensor de fuerza.

Tabla 2.1 Parámetros de la pletina en voladizo

l	x	w	t	G	V_s	E
183 mm	40 mm	30 mm	1.3 mm	2	1.77 v	200 GPa

Así pues, la fuerza aplicada provoca que la pletina en voladizo se flexione, y, por lo tanto, las superficies superior e inferior experimentan un esfuerzo de tensión y de compresión (o viceversa, dependiendo si la fuerza externa se aplica a la superficie superior o a la inferior), respectivamente. Matemáticamente, la magnitud de la deformación por la presencia de una fuerza externa, y la tensión de salida del puente de Wheatstone, están dadas por,

$$e = \frac{6(l-x)F}{wt^2E} \quad V_{sal} = V_s Ge \quad (2.9)$$

donde, E es el módulo de Young del material, G es el factor de galga, y V_s es la tensión de alimentación del puente.

La tensión de salida del acondicionador de las deformaciones es aumentada 1000 veces mediante un amplificador de instrumentación modular de alta precisión, bajo ruido, precisión de alta ganancia, coeficiente de temperatura de baja ganancia y alta linealidad, diseñado para ser utilizado con transductores de bajo nivel de señal de salida (Montes *et al.*, 2004a).

Sobre este sistema se implementó un control fuerza/posición, en base a realimentar la información de la deformación de la pletina proporcionada por las galgas, y se han

realizado una serie de experimentos para analizar su comportamiento. Describimos brevemente uno de ellos. Se definen una fuerza y una posición (angular) deseadas y se activa el controlador. Si no hay carga externa, el sistema de control mantiene la posición deseada suministrando un par que compensa el peso de la pletina. En un momento dado (tal como se ilustra en la Figura 2.7), una masa de 150 g. fue colocada sobre el extremo libre de la pletina, y, como consecuencia de esta acción, el sistema de control hace que el eje del motor se desplace 18.5° , aproximadamente (ver Figura 2.7), momento en que la contribución del error de posición y del error de fuerza son iguales, es decir, la consigna de posición al motor es cero, y, por lo tanto, el sistema está en una nueva posición de equilibrio. A continuación, la masa es removida de la pletina y el sistema de control hace que la pletina regrese a su posición de partida (posición deseada).

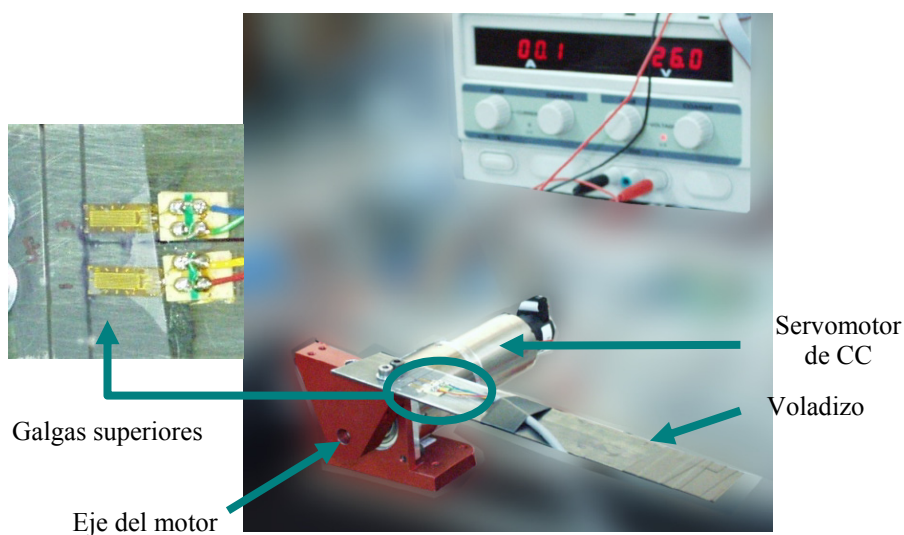


Figura 2.6 Robot flexible de un grado de libertad mostrando la pletina en voladizo instrumentada con galgas extensiométricas.

No obstante, se puede notar en la gráfica de la Figura 2.7(b), que cuando la masa es removida, existe una pequeña perturbación. Esto fue causado por la retirada de la masa de la pletina con poco cuidado. En el instante $t = 13$ s, la posición estaba en la otra dirección (-10°) y la fuerza fue de -0.6 N, debido a que la pletina es un elemento flexible y está propensa a vibraciones bajo la presencia de acciones externas.

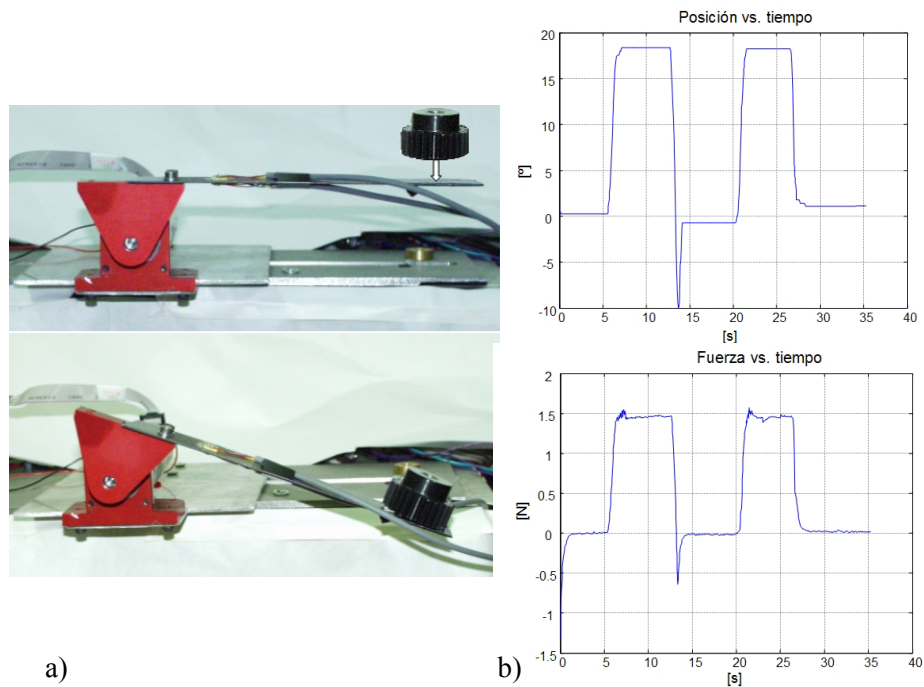


Figura 2.7 (a) pasos del experimento; y, (b) resultados de posición angular y de fuerza.

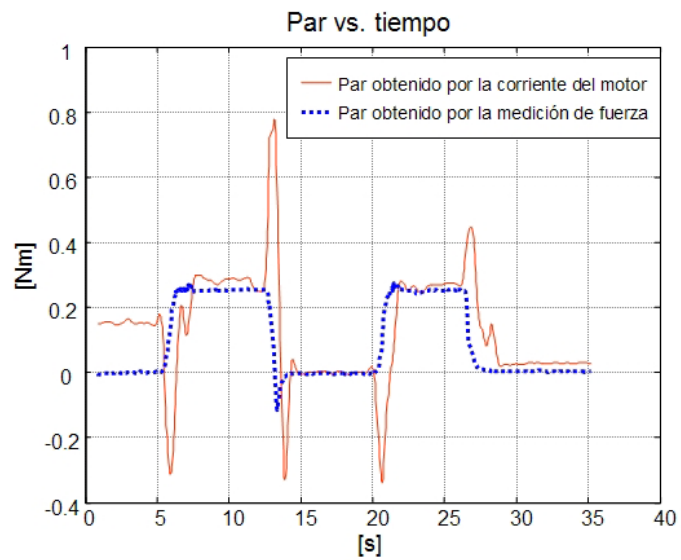


Figura 2.8 Comparación de pares obtenidos por diferentes métodos.

Cuando se colocó la masa sobre el voladizo y el sistema llegó al equilibrio (posición final de 18.5°), la fuerza medida es también estable. Esta fuerza es muy cercana a 1.5 N ($[0.15 \text{ Kg.}][9.81 \text{ m/s}^2] = 1.47 \text{ N}$).

Por otro lado, este sistema puede ser utilizado para medir el par de salida en la articulación. La Figura 2.8 muestra la comparación entre los pares obtenidos por medio de la medición de corriente en el motor y las obtenidas por medio de la medición de fuerza a través de las galgas extensiométricas. Como se observa en la Figura 2.8, el par obtenido por medio de la medición de fuerza resulta más estable (y por lo tanto más fiable) que el par obtenido utilizando la medición de corriente en el motor.

Cuando la masa es colocada sobre la pletina se establece un escalón en el par obtenido utilizando la fuerza medida, pero en ese mismo momento, el par medido por la corriente del motor cambia de dirección dos veces ocasionado por las propiedades intrínsecas del devanado del motor. Por esta razón, se puede afirmar que el par obtenido indirectamente por la medición de fuerza es más preciso y más fiable que el par calculado con la corriente del motor.

2.3.2 Control de fuerza en robots caminantes

En las dos últimas décadas se ha constatado un creciente interés en los robots caminantes, y se aprecia un aumento significativo en la actividad investigadora en esta área (www.clawar.net). Los horizontes de aplicación de esta nueva clase de robots se están ampliando, y esto requiere solventar diversos problemas, científicos y tecnológicos, que dificultan su empleo y ponen barreras a su explotación comercial. Entre los temas que hay que abordar, y que están siendo objeto de atención por los investigadores en el ámbito internacional, se encuentran los relacionados con la mejora de los sistemas de control. Esto se está atacando desde diversos puntos de vista, con la finalidad de mejorar las características de velocidad, fiabilidad, consumo energético, interacción con el entorno, y otras tendentes a dotar a los robots caminantes de nuevas prestaciones. Entre los temas que suscitan más interés a este respecto, se encuentra el diseño y realización de sistemas de control basados en realimentación de fuerza. Este tema, que, como hemos visto ha sido objeto de atención en el control de robots manipuladores, es de especial interés para los robots caminantes, entre otras razones por una bien obvia: los robots caminantes, para su desplazamiento, abren y cierran sus múltiples cadenas cinemáticas de forma continuada, lo que implica frecuentes interacciones con su entorno y con el terreno sobre el que se desplazan. Entre otras ventajas que ofrece la incorporación de sistemas de control de fuerza en robots caminantes se pueden destacar entre las más

significativas: evitar el riesgo de deslizamiento en los pies, mejora de la estabilidad mediante el control de la distribución de las fuerzas en las patas, disminución de la influencia de perturbaciones externas o internas (incluyendo errores de modelado), mejor adaptación al entorno, conseguir movimientos suaves (acomodaticios) del robot, evitar vibraciones innecesarias en la estructura mecánica, y optimizar el consumo de energía para hacer a los robots más autónomos.

Algunos trabajos preliminares acerca del control de fuerza en robots con patas se pueden encontrar en (Klein y Briggs, 1980), donde se presenta un control de acomodación activo para el robot hexápodo OSU de la Universidad del Estado de Ohio, que permitió al robot adaptarse a un terreno irregular. Waldron (1986) realizó un estudio de las fuerzas de reacción del robot de seis patas ASV (del inglés *Adaptive Suspension Vehicle*) utilizado para transporte militar. Gorinevsky y Schneider (1990), añadieron la realimentación de fuerza al sistema de control, con lo que se lograba la corrección en el posicionamiento de las patas (mientras se hundía) durante la locomoción sobre un terreno blando. Este sistema de control contribuye a solucionar los problemas de controlar las distribuciones de las fuerzas verticales de los pies durante la locomoción sobre un terreno rígido.

(Schneider *et al.*, 1995) (Schmucker *et al.*, 1996) (Schmucker *et al.*, 1997), realizan control de fuerza mejorado de robots con patas (Masha y Katharina) para adaptarse a un terreno irregular al utilizar la fuerza de interacción de los pies, al mismo tiempo que proporcionan una buena distribución de las fuerzas entre las patas que lo soportan. Además, estos robots han sido utilizados para realizar tareas de ensamblado y de taladrado, manteniendo la máquina en equilibrio.

Otra contribución al control de fuerza en robots caminantes es la realizada por Gálvez (1998), en donde se mejora la estabilidad, la agilidad y la adaptabilidad del robot (SILO4) a terrenos irregulares. Es importante el diseño del pie y del tobillo, con un sensor de fuerza/par integrado, que faculta al robot para determinar la orientación de la superficie de contacto bajo cada pie.

2.3.2.1 Consideraciones acerca del punto de momento cero

La planificación de la trayectoria de un robot con patas durante la realización de un modo de caminar debe tener en consideración la estabilidad del mismo en las diferentes fases de la locomoción, como, por ejemplo, cuando debe realizarse la transferencia de una de las patas (desde el momento que deja de tocar el suelo, hasta el instante que contactará nuevamente con el mismo), o cuando debe moverse el cuerpo coordinando el movimiento de varias patas simultáneamente.

Dependiendo de la cantidad de patas que posea el robot caminante (seis, cuatro o dos patas), la configuración cinemática de la pata, su distribución alrededor del cuerpo, las dimensiones, el tipo de terreno sobre el que se desee desplazarse, y el modo de locomoción seleccionado, habrá que decidir, entre los diferentes criterios de estabilidad que se han investigado, los que sean de mejor aplicación en cada caso particular. Adicionalmente hay que tener en consideración la seguridad de la máquina y la eficiencia al realizar una tarea.

El criterio de estabilidad históricamente más importante y conocido en la literatura se caracteriza por la estimación del punto de momento cero (del inglés *Zero-Moment Point*, cuyo acrónimo es ZMP), y fue introducido por Vukobratović y Juricić (1969), siendo su primera demostración en la práctica llevada a cabo en la Universidad de Waseda para el equilibrado dinámico del robot WL-10RD (WABOT) por Ichiro Kato en 1984. El ZMP ha sido empleado desde su introducción para determinar la estabilidad de la postura en robots bípedos (Vukobratović y Stokic, 1975).

Otro indicador, en este caso de la estabilidad dinámica de la postura en robots bípedos, es el FRI (del inglés *Foot-Rotation Indicador*), definido como un punto de la superficie de contacto pie-suelo en el que la fuerza de reacción neta del suelo debería de actuar para mantener al robot estacionario, y ha sido introducido por Goswami (Goswami, 1999). El mismo autor discute el empleo del ZMP y propone su equivalencia al empleo del concepto del centro de presión (del inglés *Centre of Pressure*, con el acrónimo CoP), que se define como el punto sobre el suelo en donde actúa la resultante de las fuerzas de reacción.

No obstante, la mayoría de los investigadores utilizan el concepto del ZMP para el equilibrado dinámico de la postura en robots bípedos (Hemami y Golliday, 1977) (Takanishi *et al.*, 1985) (Vukobratović *et al.*, 1990) (Arakawa y Fukuda, 1997) (Hirai *et al.*, 1998). Por otro lado, Hemami y Golliday (1977) definen el ZMP como el punto donde la fuerza de reacción vertical intercepta el suelo. Otros autores (Hirai *et al.*, 1998) definen el ZMP como el punto sobre el suelo en la cual los momentos netos de las fuerzas inerciales y las fuerzas gravitatorias no tienen componentes a lo largo de los ejes horizontales. Por otro lado, Arakawa y Fukuda (1997) expresan que ' p ' es el punto en que $T_x = 0$ y $T_y = 0$, T_x, T_y representan los momentos alrededor de los ejes ' x ' y ' y ' generados por la fuerza de reacción F_r y el par de reacción T_r , respectivamente. El punto ' p ' es definido como el ZMP. Cuando el ZMP existe dentro de los límites de la superficie de soporte, entonces, el contacto entre el suelo y la pata de apoyo es estable, siendo,

$$p_{ZMP} = (x_{ZMP}, y_{ZMP}, 0) \in S,$$

donde, p_{ZMP} denota la posición de ZMP. S denota el dominio del polígono de soporte. Esta condición indica que no existe un giro alrededor del borde del pie.

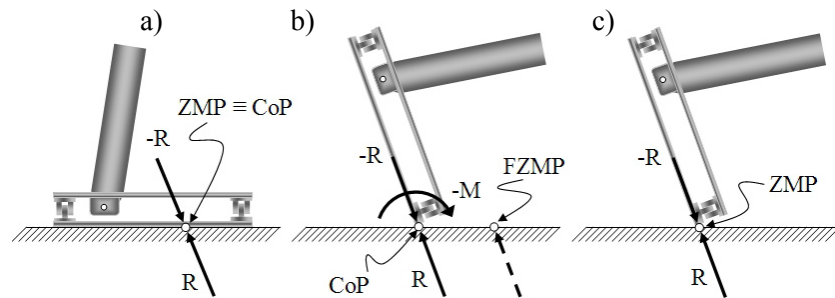


Figura 2.9 Relación entre el ZMP y el CoP para un pie no rígido, (a) modo de caminar dinámicamente equilibrado; (b) modo dinámicamente no equilibrado. El sistema como un todo rota alrededor del borde del pie y cae; y, (c) equilibrado dinámico de puntillas (“ballet”).

A pesar de que Goswami (1999) propone que el concepto del ZMP es idéntico al del CoP, Vucobratović y Borovac (2004) destacan en sus investigaciones más recientes una diferencia importante entre el ZMP y CoP, dando un ejemplo en el que se emplea un pie no rígido (Figura 2.9). Ellos afirman que la presión que existe entre el pie y el suelo puede ser siempre reemplazada por una fuerza que actúa en el CoP. Si esta fuerza equilibra todas las fuerzas que actúan sobre el mecanismo durante el movimiento, entonces, su punto de acción es el ZMP. Consecuentemente, cuando ocurre un modo de caminar dinámicamente equilibrado, el CoP y el ZMP coinciden. Ahora bien, cuando el modo de caminar no es dinámicamente equilibrado, el ZMP no existe y el robot caerá alrededor del borde del pie. En este caso, el punto de la fuerza de reacción del suelo con el borde del pie es el CoP (cuando el robot cae), mientras que el punto donde $M_x = 0$ y $M_y = 0$ está fuera del polígono de soporte (ver Figura 2.9). Este punto es denominado, según dichos autores, ZMP ficticio, cuyo acrónimo es FZMP (del inglés *Fictitious ZMP*).

Por lo tanto, y como consecuencia del análisis anterior, resulta incorrecto relacionar la noción de ZMP solamente al CoP. Además, el ZMP puede existir en algún otro punto del sistema, como por ejemplo, en la articulación del hombro, si se consideran los brazos como péndulos libremente equilibrados (sin actuador colocado en la articulación) (Vukobratović y Borovac, 2004).

En resumen, el ZMP siempre coincide con el CoP cuando el robot realiza un modo de caminar dinámicamente equilibrado, pero el CoP no siempre es equivalente al ZMP (modo de caminar dinámicamente no equilibrado). Si embargo, el FZMP nunca coincide con el CoP, porque el CoP no puede existir fuera del polígono de soporte. En lo que sigue emplearemos siempre el acrónimo ZMP por ser la notación internacionalmente aceptada.

2.3.2.2 Control de fuerza en robots bípedos

El interés por estudiar la locomoción bípeda tiene una larga tradición. En la época moderna se pueden citar los estudios pioneros de Muybridge (1887), en los que se aborda con técnicas fotográficas el estudio de la locomoción humana. En la época actual los trabajos de Winter (1990), son la base firme sobre la que se asientan muchas otras investigaciones al proporcionar datos numéricos muy fiables acerca de la marcha humana. Son muy importantes igualmente los trabajos de Alexander (1994). Centrándonos en la robótica hay que citar los trabajos de (Hemami *et al.*, 1973) y (Vukobratović *et al.*, 1974). Uno de los primeros robots humanoides, accionado hidráulicamente, fue desarrollado por la Universidad de Waseda, Japón en la década de 1970. El estudio de la locomoción bípeda presenta asimismo una importante relación con la protésica (Sánchez, 1996).

Por otro lado conviene destacar el rápido crecimiento de las investigaciones y del interés que se está prestando a esta área de la robótica en la última década, en la que numerosos proyectos relacionados con robots bípedos y humanoides se están llevando a cabo en las universidades y centros de investigación de mayor prestigio (Arbulú *et al.*, 2004).

Existen muchas razones, tanto de índole científica como de interés práctico, para investigar acerca de los robots bípedos y humanoides, lo que constituye un importante reto por los numerosos problemas que quedan por resolver y por las enormes dificultades técnicas de su realización (Wahde y Pettersson, 2002). Podemos indicar, en primer lugar, que los robots bípedos son adecuados para moverse en áreas normalmente inaccesibles para los robots con ruedas, tales como escaleras y zonas con obstáculos, donde la locomoción con ruedas es casi imposible o muy difícil. En segundo lugar, la investigación en robots bípedos presenta un claro interés desde el punto de vista de la biomecánica. En tercer lugar, puede ser más fácil para las personas interactuar con robots caminantes con forma humanoide, en vez de con robots que no posean una figura parecida a los humanos (Brooks, 2003). Los robots humanoides están pensados para desenvolverse en entornos diseñados para las personas (por ejemplo casas y fábricas), y, por lo tanto, su empleo

es directo y no es necesario adaptar el entorno (en oposición a la robótica industrial), lo que supone una ventaja conceptual muy importante. Un robot humanoide podrá, en teoría, reemplazar al operador humano en cualquier situación de interés práctico.

El problema de proveer a un robot bípedo con un modo de caminar fiable está lejos de ser trivial. Por eso, la mayoría de los trabajos en robots bípedos hasta la fecha se han centrado en el estudio de la locomoción. En general, el movimiento de un bípedo se divide en la fase de apoyo simple o monopodal (con un pie sobre el suelo), y en la fase de apoyo doble o bipodal. En el modo de caminar humano, la fase de apoyo bipodal dura aproximadamente el 20% del ciclo de marcha. Es decir, el 80% del tiempo hay una pierna en transferencia, y el apoyo es monopodal (Winter, 1990).

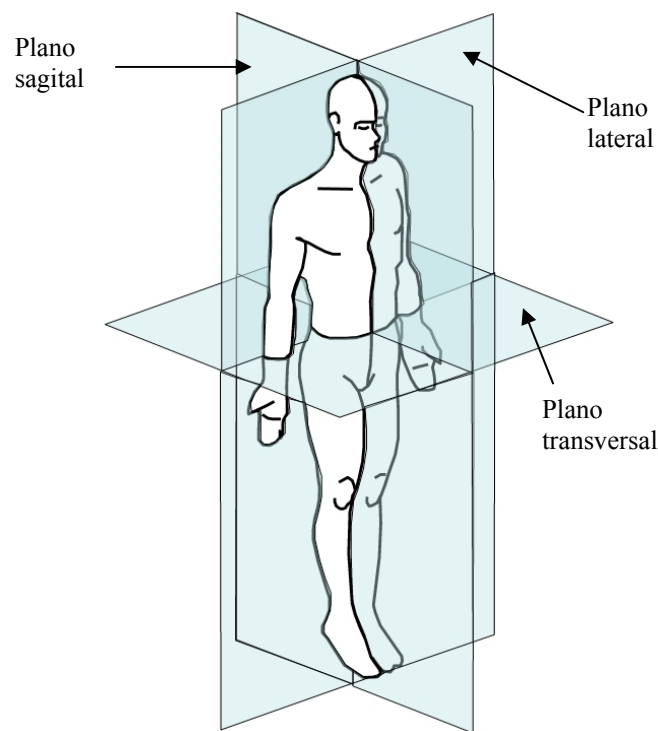


Figura 2.10 Planos ortogonales que dividen el cuerpo humano.

Para abordar el problema de la locomoción en robots humanoides, conviene entender el movimiento del cuerpo humano (McMahon, 1984) (Winter, 1990). Con esta finalidad, y dada la complejidad del problema, se suele analizar el movimiento

descomponiéndolo en tres planos ortogonales: el plano sagital, el lateral (o frontal) y el transversal (u horizontal) (Vukobratović *et al.*, 1990) (Winter, 1990). En la Figura 2.10 se muestra un esquema de los planos ortogonales que dividen el cuerpo humano. Se puede observar que el plano sagital divide el cuerpo, simétricamente, en las mitades izquierda y derecha; el plano lateral, lo divide en la parte anterior y posterior y el transversal, en la parte superior e inferior.

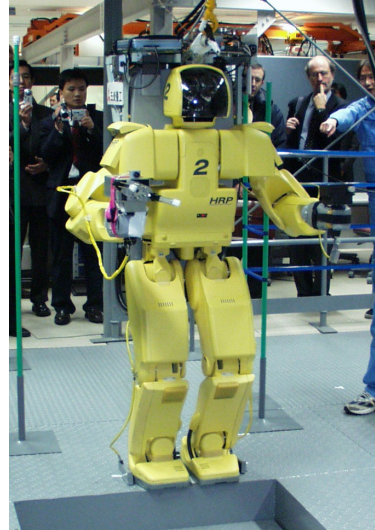
Como ha sido mencionado anteriormente, el número de actividades que involucran proyectos de robots humanoides está creciendo rápidamente, y en la Tabla 2.2 se presenta un listado de algunos proyectos de robots humanoides. En esta tabla se incluyen proyectos realizados por empresas y proyectos ejecutados en universidades e institutos de investigación.

Tabla 2.2 Listado de algunos proyectos de robots humanoides.

Laboratorio	Robot	WWW	Aplicación
Universidad de Tokyo	HRP-2	http://www.kawada.co.jp/ams/hrp-2/index_e.html	Proyecto académico, servicios
Honda	ASIMO	www.honda.co.jp/ASIMO/	Entrenamiento e inspección
Sony	SDR-3X	www.sony.net/SonyInfo/News/Press/200011/00-057E2/	Entrenamiento
Fujitsu	HOAP-1	http://pr.fujitsu.com/en/news/2001/09/10.html	Investigación
Universidad Técnica de Munich	Johnnie	http://www.amm.mw.tu-muenchen.de/Forschung/ZWEIBEINER/johnnie_e.html	Proyecto académico
MIT	Cog	www.ai.mit.edu/projects/humanoid-robotics-group/cog/cog.html	Proyecto académico
Kitano Symbiotic Sys. Projects	PINO	www.symbio.jst.go.jp/~tmatsui/pinodesign.htm	Entrenamiento, investigación
Waseda Univ.	iSHA	www.phys.waseda.ac.jp/shalab/~kenji/iSHA/index.html	Proyecto académico
Bundeswehr Univ. Munich	HERMES	www.unibw-muenchen.de/hermes/index.htm	Proyecto académico
Chalmers Univ. of Technology	Elvis	http://humanoid.fy.chalmers.se/	Proyecto académico
INRIA, France	BIP2000	www.inrialpes.fr/bip/Bip-2000/index-en.html	Proyecto académico



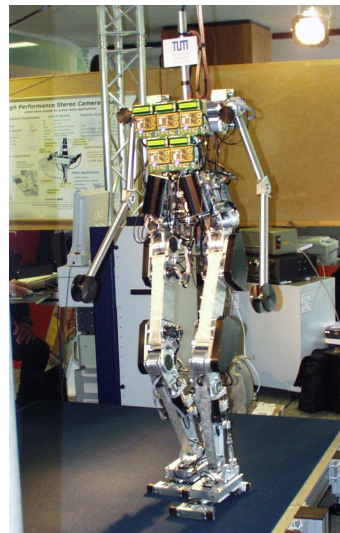
a) ASIMO



b) HRP-1



c) HRP-2P



d) Johnnie

Figura 2.11 Algunos robots humanoides actuales.

La idea de muchos investigadores, hoy en día, es que los robots humanoides u otras máquinas caminantes podrán ser empleadas en el futuro para llevar a cabo diferentes tipos de aplicaciones, aunque es obvio que en el estado actual de las investigaciones es difícil prever con certeza las posibles aplicaciones que puedan realizar los robots humanoides. No obstante se están planteando muchas posibilidades por parte de la comunidad científica, que van desde la inspección en entornos peligrosos, pasando por la asistencia en labores diarias, hasta la rehabilitación y el entretenimiento.

En la Figura 2.11 se muestran algunos robots humanoides mencionados en la Tabla 2.2. Para obtener información más detallada sobre las características de estos robots se recomienda acceder a las páginas *Web* que se indican en la misma.

Por otro lado, la mayoría de los sensores de fuerza que se han implementado en robots bípedos han sido colocados en la planta de los pies, con la finalidad de obtener la medición del ZMP, en primera instancia, para monitorizar el desplazamiento del ZMP durante el ciclo de marcha, y, posteriormente para realimentar esta señal para realizar un control dinámicamente equilibrado del robot. Existen trabajos relacionados con la generación de trayectorias para el ZMP y la compensación del mismo por medio de un controlador de impedancia, cuando el robot está sometido a perturbaciones externas (Park y Chung, 1999).

Trabajos recientes incluyen un sensor de fuerza/par en la articulación del tobillo para medir las fuerzas de reacción con el suelo. En este caso se propone realizar un control local de fuerza-par para asegurar que el pie no se desequilibre cuando entra en contacto con el suelo (Ulbrich y Pfeiffer, 2003). En (Harada, 2004) se planifica la trayectoria del robot en tiempo real basada en la información del controlador de fuerza de los brazos, mientras el robot empuja un objeto. Para el control de los brazos se emplea control de impedancia. La estrategia es mantener el bípedo dinámicamente estable, mientras empuja un objeto, incluso cuando se cambia el peso del objeto. En este caso, la trayectoria del ZMP planificada es compensada (en tiempo real) por la información suministrada por el control de fuerza de los brazos.

2.3.2.3 Control de fuerza en robots cuadrúpedos

En un robot caminante, cuadrúpedo en este caso, la función de controlar las fuerzas de contacto de las patas con el suelo es la de mejorar la estabilidad y la adaptabilidad del robot al terreno. Con esto se pretende que en el robot se reduzca el deslizamiento de las patas, que se evite el vuelco del robot mientras transfiere una de las patas o mientras realiza la transferencia del cuerpo, que ejecute un modo de caminar más suave (al adaptarse las patas al terreno con una fuerza deseada o

adecuada), y, de algún modo, disminuir el consumo energético al realizar una mejor distribución de las fuerzas, debido a que se reducen los pares soportados por los actuadores del robot.

Por otro lado, es posible sugerir que para entender mejor la locomoción de robots cuadrúpedos, hay que investigar y realizar estudios comparativos con la locomoción de algunos animales. Existen dos grandes divisiones de la configuración de las patas en un robot cuadrúpedo: la configuración en forma de insecto, cuyo movimiento de las patas se realiza en los tres planos ortogonales del robot, y la configuración en forma de mamífero con el movimiento de las patas a lo largo de los planos sagital y transversal. En la Figura 2.12 se muestra un esquema de los planos ortogonales que dividen a un robot de cuatro patas. Se puede observar que el plano sagital divide el cuerpo, en las mitades izquierda y derecha; el plano lateral, lo divide en la parte superior e inferior y el transversal, lo divide en posterior y anterior.

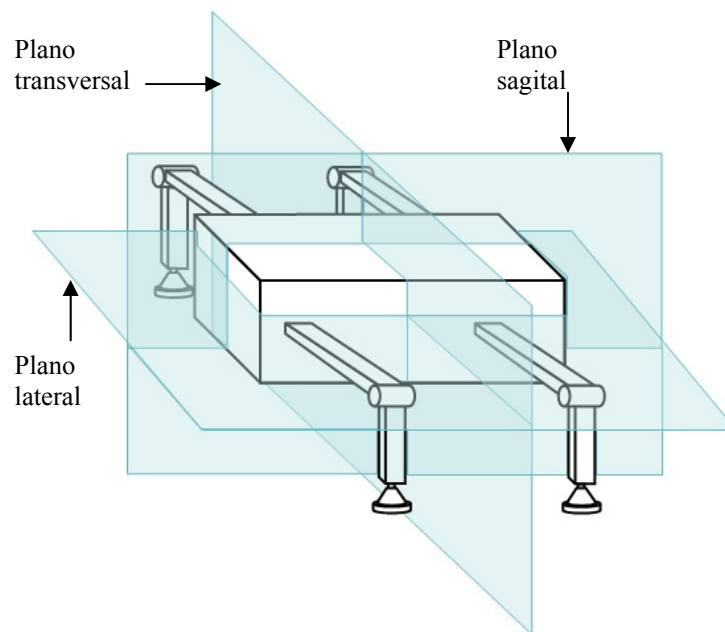


Figura 2.12 Planos ortogonales para un robot cuadrúpedo.

Como ha sido mencionado anteriormente, existen muchas actividades de investigación que involucran a los robots con patas, entre ellas el control de fuerza. En todo el mundo existen aproximadamente doscientos prototipos de robots caminantes. En el catálogo virtual de máquinas caminantes de Berns (2004)(Berns,

2004) se recogen muchas de ellas. En la Tabla 2.3 se da un listado de algunos proyectos de robots cuadrúpedos.

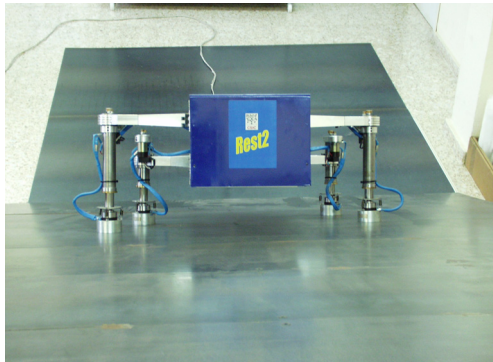
Independientemente de que muchas de las investigaciones en robots cuadrúpedos se desenvuelven como proyectos meramente académicos, hay ya diversos resultados que se están comenzando a explotar industrialmente. Se pueden citar robots cuadrúpedos para construcción naval (González de Santos *et al.*, 1997) (Armada, 2000), detección de minas antipersonales (González de Santos *et al.*, 2002), consolidación de laderas de montañas (Armada y Molfino, 2002), y entretenimiento (Fujita, 2001), entre otros.

Tabla 2.3 Listado de algunos proyectos de robots cuadrúpedos

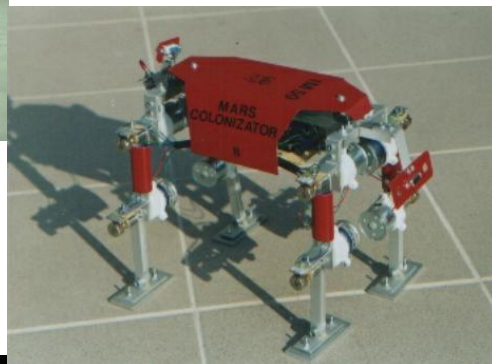
Laboratorio	Robot	WWW	Aplicación
IAI-CSIC	ROWER	www.iai.csic.es/dca/	Construcción naval, investigación
IAI-CSIC	SIL04	www.iai.csic.es/users/silo4/	Investigación básica, docencia
Instituto de Tecnología de Tokio	TITAN VIII	http://mozu.mes.titech.ac.jp/research/walk/walk.html	Investigación básica, docencia
IAI-CSIC	REST2	www.iai.csic.es/dca/	Investigación, construcción naval
Universidad de Karlsruhe	BISAM	http://www.fzi.de/ids/ids.html	Investigación básica
Universidad de Québec	Haedus	http://capra.etsmtl.ca/	Investigación básica
Legged robots	IM50	http://www.leggedrobots.ceti.pl/m50.html	Exploración espacial
Universidad Tecnológica de Helsinki	WorkPartner	http://www.automation.hut.fi/IMSRI/workpartner/	Investigación básica, servicios
Sony Corp.	AIBO	http://www.sony.net/Products/aibo/	Entretenimiento

En la Figura 2.13 se muestran algunos robots cuadrúpedos relacionados con las aplicaciones recogidas en la Tabla 2.3.

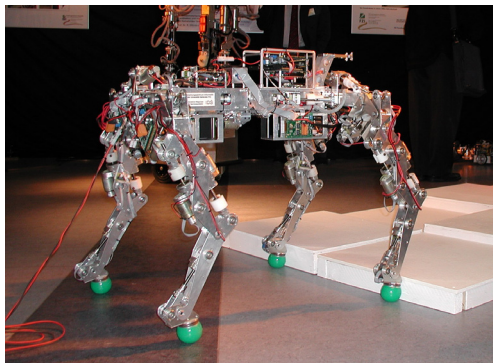
Por otro lado, cuando se trabaja con un robot caminante (en este caso específico de cuatro patas) se debe de poner una atención particular a los problemas de interacción de las patas con el suelo. Dicho de otra forma, debe de resolverse el problema de controlar la distribución de las fuerzas en las patas durante la locomoción del robot sobre una superficie, ya sea rígida o suave (Klein y Briggs, 1980) (Waldron, 1986).



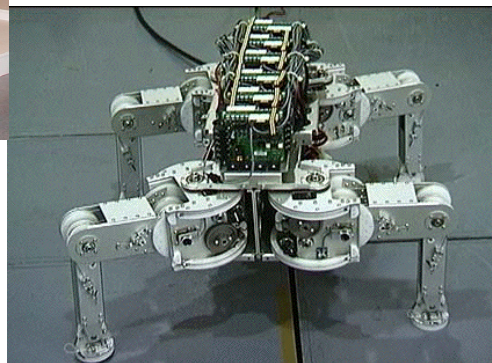
a) REST2



b) IM50



c) BISAM



d) TITAN VIII

Figura 2.13 Algunos robots cuadrúpedos actuales.

Un robot de cuatro patas es un sistema mecánico que es estáticamente indeterminado con respecto a las fuerzas que actúan en sus pies. Cuando un robot cuadrúpedo está apoyando tres de sus patas en el suelo, las fuerzas horizontales son indeterminadas (suponiendo que el robot está sobre un suelo plano horizontal), pero las verticales están determinadas. Ahora bien, cuando están apoyadas las cuatro patas, las componentes verticales de fuerza no están determinadas (incluyendo las fuerzas horizontales).

El control de las fuerzas de interacción de los pies del robot con el suelo hace posible reducir el antagonismo que existe entre las patas, la distribución de la carga de la estructura del robot (Gálvez *et al.*, 1998), y el consumo de energía (González de Santos *et al.*, 2004). El control de fuerza se necesita para aumentar la adaptabilidad del robot a un terreno irregular, y a diferentes tipos de suelos (Gorinevsky y Schneider, 1990). Por ejemplo, durante la locomoción del robot sobre un terreno irregular puede surgir la necesidad de controlar las fuerzas horizontales para que las fuerzas de contacto estén dentro de los conos de fricción. En la locomoción sobre un terreno blando, es necesario controlar la carga sobre las patas debido a su hundimiento en el suelo.

Resulta evidente que para implementar cualquier estrategia de control de fuerza en robots cuadrúpedos, para que estos se acomoden al terreno durante el ciclo de locomoción, o para realizar el cálculo de la distribución de fuerzas por medio de diversos métodos, se requiere que las patas estén equipadas con sensores de fuerza (Schmucker *et al.*, 1997).

Capítulo 3

Análisis y diseño de sistemas de control de fuerza para robots humanoides

3.1 Introducción

Durante los últimos quince años, en los laboratorios del Instituto de Automática Industrial (IAI-CSIC), se ha realizado un importante esfuerzo de investigación en el campo de la locomoción con patas y se han aportado diversas contribuciones, teóricas y prácticas, al conocimiento científico en este campo (Armada, 1991) (Jiménez, 1994) (Vargas, 1994) (Armada *et al.*, 1998) (Armada, 2000) (González de Santos *et al.*, 2004). Con la finalidad de servir de soporte físico para la realización de pruebas experimentales se han diseñado y construido, entre otros sistemas, varios robots caminantes y escaladores, algunos de los cuales aspiran, entre otras utilidades, a resolver los problemas que presentan las aplicaciones futuras de esta clase de robots (Armada y González de Santos, 1997) (Armada *et al.*, 2003b) (Virk *et al.*, 2004).

Entre los diversos robots caminantes empleados en dichas investigaciones se ha definido una familia de robots a la que se ha denominado con el acrónimo genérico de SILO (Sistemas de LOcomoción), constituida por una serie de robots caminantes que han sido diseñados para ser empleados como plataforma para la investigación de modos y algoritmos de locomoción (González de Santos *et al.*, 2000a). Recientemente, se han realizado trabajos de investigación con los robots caminantes

SILO orientados a explotar las ventajas de la maniobralidad de las máquinas caminantes, simplificando al mismo tiempo la complejidad de los procedimientos para hacerlos comparables a vehículos convencionales. La maniobralidad de estos robots ha sido mejorada al diseñar configuraciones mecánicas orientadas a facilitar movimientos omnidireccionales, así como para desarrollar modos de caminar libres, que puedan ejecutar cualquier trayectoria rectilínea o circular, y que permitan su desplazamiento por terreno irregular. La operatividad ha sido mejorada no sólo mediante el empleo de interfases gráficas, sino por el uso de modos de caminar libres, que proveen buena adaptación a los cambios de trayectoria impuesta por el operador. Las interfases operador-máquina para estos robots han sido desarrolladas tanto para servir de ayuda visual al operador, como para facilitar el análisis y la depuración de algoritmos de modos de caminar (Estremera *et al.*, 2000). Estas interfases incluyen un método para seleccionar la trayectoria de la máquina y una representación gráfica utilizada para obtener información en tiempo real acerca del robot y su entorno (Pedraza *et al.*, 2003).

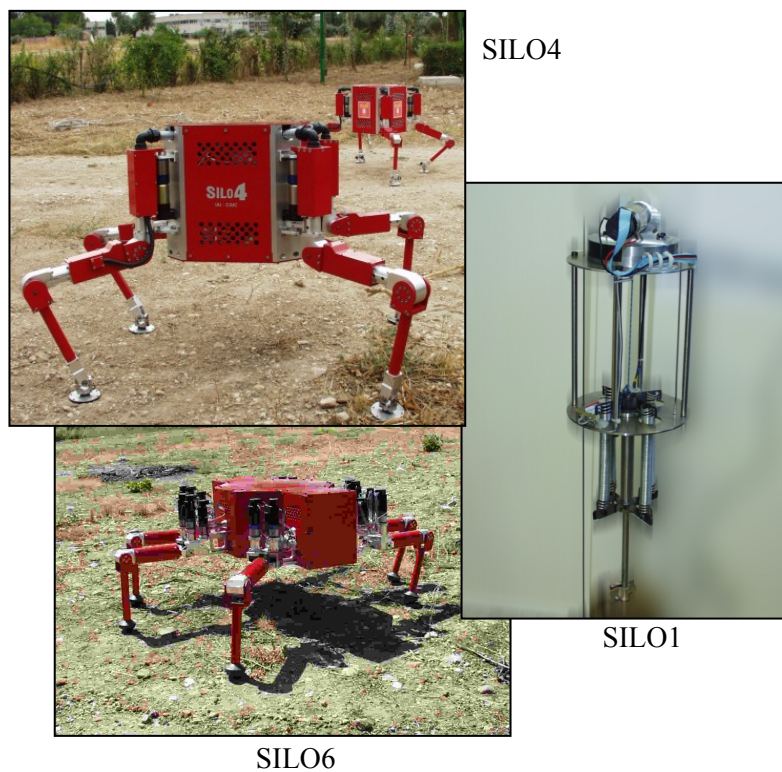


Figura 3.1 Familia de robots con patas SILO.

Una atención especial ha sido puesta en el robot SILO4 (González de Santos *et al.*, 2000a) (García, 2002) (Estremera, 2003), un robot caminante de cuatro patas de gran versatilidad que está siendo empleado en algunas universidades europeas como una excelente plataforma para la investigación (<http://www.iai.csic.es/users/silo4/>). Actualmente, un nuevo robot caminante de seis patas, SILO6, con prestaciones ampliadas respecto al SILO4, ha sido diseñado para realizar operaciones humanitarias en la detección de minas antipersonales en escenarios exteriores complejos (González de Santos *et al.*, 2002). Por otro lado, se ha construido recientemente un robot saltador de una sola pata, llamado SILO1 (Akinfiyev *et al.*, 2002), con el que se está investigando una nueva clase de actuadores resonantes (Akinfiyev y Armada, 1998) (Akinfiyev *et al.*, 2003) (Akinfiyev *et al.*, 2004). En la Figura 3.1 se muestran algunos robots de la familia SILO.

Continuando en esta dirección, y después de haber realizado con excelentes resultados diversos experimentos para estabilizar el ZMP mediante técnicas de control robusto con un prototipo simplificado de un robot bípedo actuado por medio de accionamientos no lineales (ROBICAM) (Caballero, 2002) (Caballero *et al.*, 2001) (Caballero *et al.*, 2004) (véase más adelante en este capítulo la Figura 3.4), ha sido diseñado un nuevo tipo de robot humanoide, SILO2 (Armada *et al.*, 2002a), que está bajo experimentación, y que será presentado en detalle en el siguiente apartado.

Como ya se ha indicado en el Capítulo 2 de la memoria, el control de robots humanoides presenta especiales dificultades y está lejos aún de ser resuelto completamente (Bessonnet *et al.*, 2004). Por otro lado, es bien conocido que los mejores resultados para el control de robots de dos patas se han obtenido con la ayuda de sensores de fuerza en los pies para la determinación del ZMP (Vukobratović y Borovac, 2004). No obstante, los sistemas de control de robots bípedos que emplean solamente los sensores de fuerza en los pies para determinar la reacción del suelo, presentan diversos inconvenientes y algunas limitaciones (fundamentalmente por problemas de modelado matemático), por lo que deben ser asistidos (de diversas maneras) por los niveles superiores de la arquitectura de control para mantener la estabilidad del ciclo de marcha. Por citar solo un problema práctico real, es bien conocido que en el movimiento de un robot bípedo la fase de contacto pie-suelo es una de las causas más frecuentes de inestabilidad, y, por esta razón, la mayor parte de los investigadores emplean un gran cuidado en la generación de trayectorias de los ejes de las patas para tratar de minimizar el efecto del impacto del pie con el suelo. Esta metodología tiene el gran inconveniente de limitar la trayectoria y la velocidad del robot (y por lo tanto sus prestaciones) y no es válida más que bajo condiciones experimentales bastante restrictivas.

Nuestro objetivo en este capítulo es contribuir a resolver el problema de la inestabilidad producida por el impacto resultante de la interacción pie-suelo en la marcha bípeda, mediante el diseño de sistemas de control de fuerza para las articulaciones del robot humanoide, de modo que se “acomode” o “absorba” de forma eficaz la energía del impacto y se reduzca de forma drástica su efecto en la estabilidad global del mismo. Esta nueva metodología, que toma en cuenta de alguna manera el símil biológico del sistema locomotor humano, proporcionará además, ventajas adicionales al control del robot y a sus prestaciones, reduciendo la transmisión de perturbaciones externas a lo largo de toda su cadena cinemática, relajando el problema de la generación de trayectorias, permitiendo aumentar la velocidad de su desplazamiento manteniendo la estabilidad, y posibilitando que el robot modifique su postura o cambie de posición cuando reciba perturbaciones externas. En la Tabla 3.1 se recogen algunos de los objetivos que acabamos de comentar, y se indican algunas de las ventajas potenciales del empleo de control de fuerza en robots humanoides.

Tabla 3.1 Ventajas cualitativas del empleo de control de fuerza en robots humanoides.

Sin control de fuerza	Con control de fuerza
Control rígido con solo sensores del ZMP en los pies.	Se complementan las medidas directas del ZMP, se amplía la sensibilidad global del robot y se controla la impedancia mecánica en las articulaciones.
Los sensores del ZMP en los pies solo dan medidas válidas cuando el pie está uniformemente apoyado en el suelo.	Se pueden medir las fuerzas en las articulaciones aunque el pie esté en el aire o no haga contacto completo con el suelo.
Muy sensible frente a perturbaciones y errores de modelado.	Se dota a las articulaciones del robot de un grado de acomodación con amortiguamiento deseado.
Velocidad baja y fuerte incidencia de la generación de trayectorias.	Velocidad un poco más alta y relajamiento de la necesidad de una estricta planificación de trayectorias.
Dificultad para mantener la estabilidad frente a cambios del entorno/perturbaciones externas.	Facilita la adaptación del contacto del pie con el suelo y su estabilidad en un entorno no conocido.
Muchas vibraciones en la estructura lo que resulta en importantes fuerzas internas y afecta/dificulta el empleo de otros sensores (p.e. visión en la cabeza).	Amortiguamiento general de vibraciones. Símil biológico al sistema locomotor humano. Disminución de fuerzas internas entre cuerpos del robot.

El problema aquí planteado, complejo de por sí, presenta en nuestro caso una dificultad añadida: los accionamientos del robot SILO2 son de dos clases lineales (reducción constante) y no lineales (reducción no lineal), siendo estos últimos, por su disposición en el robot (Armada *et al.*, 2002a), los que ineludiblemente deben incorporar el control de fuerza para obtener las ventajas que acabamos de señalar más arriba, y, por esta razón, serán objeto de un análisis detallado.

La organización del presente capítulo de la memoria es como sigue. Se introduce en primer lugar la configuración mecánica del robot humanoide SILO2, a la que sigue un análisis preciso de aquellas de sus articulaciones que incorporan accionamientos no lineales, obteniéndose los correspondientes modelos matemáticos como base para su posterior instrumentación y control. Posteriormente se aborda el problema del control de fuerza del robot humanoide SILO2, y para ello se propone, en primer lugar la mejora de la sensibilidad de los accionamientos no lineales, y se realiza un análisis de la distribución de fuerzas en la cadena cinemática de dichos actuadores. A continuación, se formulan diversas estrategias de control de fuerza, algunas de las cuales serán evaluadas experimentalmente en el capítulo 4 de esta memoria. Por último se propone una arquitectura para el sistema de control con un énfasis especial en los aspectos multisensoriales y de interfaz con el operador.

3.2 El robot humanoide SILO2

Usualmente, los robots bípedos han sido diseñados con el respaldo de tres tipos de accionamientos para sus articulaciones: motores eléctricos, actuadores neumáticos y sistemas hidráulicos. Sin embargo, la mayoría de los investigadores ha preferido el uso de motores eléctricos para los actuadores de las articulaciones de esta clase de robots (Pfeiffer *et al.*, 2000), y esta parece ser la tendencia hacia el futuro, al menos a corto plazo. La elección del accionamiento que debe mover una articulación determinada de la larga y compleja cadena cinemática de un robot humanoide, constituye, en cualquier caso, una decisión crítica. En general se puede afirmar que el accionamiento de una articulación determinada va a trabajar en un rango muy amplio de condiciones en lo que respecta al par, a la velocidad, y a la aceleración que debe entregar a la carga, dependiendo tanto de su colocación en la cadena cinemática (tobillo, rodilla, cadera, etc.) como de la configuración del cuerpo en un instante dado del ciclo de marcha. Esto ha sido puesto de manifiesto por diversos investigadores tanto en lo que respecta a la robótica bípeda (Hasewaga *et al.*, 2000), como a la locomoción humana, habiendo sido esta especialmente investigada por Winter (1990), que ha analizado en gran detalle el ciclo de la marcha humana. La

mayor dificultad en la etapa de diseño de un robot de esta clase estriba pues en que, en cualquier caso, el accionamiento debe satisfacer todas las condiciones de funcionamiento que se le vayan a requerir, y esto depende de las prestaciones globales que se le exijan al robot. De este modo, nos enfrentamos al problema de elección de una serie de accionamientos (en nuestro caso motores eléctricos), que, desafortunadamente, casi nunca existen “tal cual”. Para solucionar este problema se recurre al empleo de reductores mecánicos (trenes de engranajes de diversas clases) para acoplar el motor eléctrico a la carga. Esto implica que es ahora el conjunto motor-reductor el que tiene que satisfacer las condiciones de trabajo, puesto que es la salida del reductor la que tiene que proporcionar el tipo de movimiento requerido. Esta situación complica un poco más la selección del accionamiento, que no siempre está disponible con las prestaciones necesarias por razones tecnológicas (o de mercado), y conduce frecuentemente a un sobredimensionamiento (más peso, mayor volumen) del accionamiento (y por ende del robot) y complica su diseño mecánico, lo que, en la práctica, da lugar a prestaciones finales muy por debajo de las expectativas. El sobredimensionamiento de compromiso al que se llega en el diseño de un robot humanoide actuado mediante motores eléctricos con reductores de relación de reducción constante implica un mayor consumo de energía, y esto constituye una restricción específica cuando los robots han de ser alimentados con baterías, dando como resultado una autonomía muy limitada.

Por lo que acabamos de exponer, se hace evidente que es necesario investigar nuevas posibilidades para el accionamiento de robots humanoides. Para mejorar la eficiencia, algunos investigadores sugieren el uso de dinámica pasiva en el diseño de robots (McGeer, 1990). Otros investigadores sugieren el uso de una cadena: motor-reductor-resorte (Pratt y Williamson, 1997) para que así la energía sea almacenada durante alguna parte del ciclo de locomoción. Otra solución interesante es la utilización de los actuadores inspirados en la biología (Mennito y Buehler, 1997), (Yamaguchi y Takanishi, 1997) que utilizan fibras elásticas o resortes no lineales. Estas propuestas tienen algunas ventajas, pero al mismo tiempo la implementación de este tipo de actuadores es compleja y difícil de modelar.

Por otro lado, se ha demostrado que el empleo de accionamientos con relación de transmisión no lineal puede mejorar el diseño mecánico y al mismo tiempo disminuir el consumo de energía en muchos sistemas mecánicos (Van De Straete y Schutter, 1999) (Akinfiyev *et al.*, 2000). Diversas simulaciones y algunos resultados experimentales obtenidos con un prototipo de robot bípedo simplificado en los laboratorios del IAI-CSIC, han demostrado que un diseño especial de accionamiento no lineal, que posee algunas propiedades de los accionamientos cuasi-resonantes, presenta un mejor rendimiento que los accionamientos con relación de transmisión

constante (Akinfiyev *et al.*, 2000) (Caballero *et al.*, 2002). Por otra parte, se ha demostrado que esta transmisión no lineal es más eficiente que una transmisión clásica y podría llegar a ahorrar hasta un 75% del consumo de energía al compararla con el diseño clásico (Armada *et al.*, 2003a) (Montes *et al.*, 2003). Esta es, pues, una característica de relevancia que se debe de tener en cuenta si se desea ampliar la funcionalidad del robot.

A raíz de estas últimas investigaciones que acabamos de mencionar, se plantea, en el IAI-CSIC, el diseño de un robot humanoide que incorpore accionamientos no lineales en algunas de sus articulaciones. El robot humanoide SILO2 fue diseñado con un número inicial de 23 grados de libertad para realizar la locomoción y los movimientos de cabeza y brazos. Así, en el diseño se han considerado dos grados de libertad en cada tobillo, uno en cada rodilla, tres en cada cadera y dos en el tronco. Además, tres grados de libertad en cada brazo y tres en la cabeza, con lo cual se completan los 23 grados de libertad. Actualmente, se está diseñando las manos que poseen actuadores con tendones que movilizan los dedos.

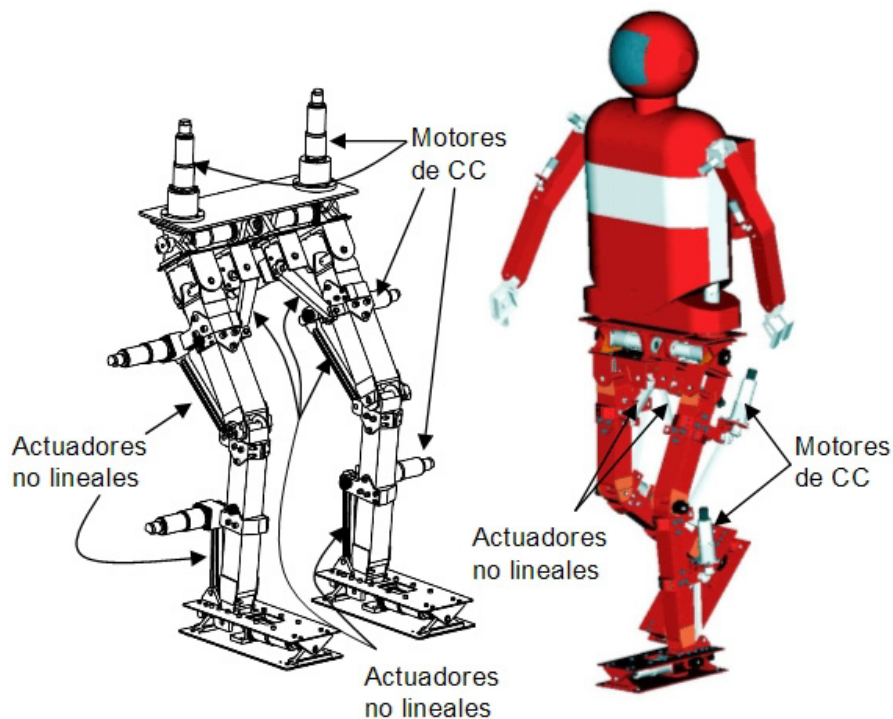


Figura 3.2 Perspectiva del robot humanoide SILO2.

En la Figura 3.2 se muestra el diseño del SILO2 realizado con ayuda del software para diseño mecánico Pro-Engineer. Esta es una vista general en donde se pueden observar la colocación de algunos de los 23 motores de corriente continua que lleva el robot. En la misma figura se puede apreciar que este diseño incluye seis actuadores no lineales utilizados para mover las articulaciones del tobillo y de la rodilla en el plano sagital, y de la cadera en el plano lateral.

3.3 Actuadores no lineales

La misión de los accionamientos de un robot bípedo es la de proporcionar secuencias de movimiento complejas a cada articulación en tiempo real de modo que: a) se ejecuten las trayectorias nominales deseadas; y b) se disponga de una capacidad de reserva para proporcionar alteraciones a dichas trayectorias con el fin de mantener la estabilidad del robot frente a perturbaciones.

Como ya se ha indicado anteriormente, los accionamientos con relación de transmisión constante son las soluciones más comunes para robots bípedos (Hiroši *et al.*, 1991). En este diseño clásico, el servomotor con su transmisión debe compensar los efectos inerciales y gravitatorios, existiendo un compromiso entre el gasto de energía y la limitación de la capacidad cinemática del robot (Akinfiév *et al.*, 2000).

Para mejorar las prestaciones de robots humanoides y facilitar su realización se propone el empleo de una clase de accionamientos no lineales en algunas de sus articulaciones. Dicho accionamiento no lineal, diseñado en el IAI-CSIC, es el denominado SMART (del acrónimo Special Mechatronic Actuator for Robot jointTs), que presenta una relación de reducción variable y que se basa en la teoría de los sistemas resonantes (Akinfiév *et al.*, 2000). Este actuador está caracterizado por el cambio en el valor de la reducción desde algún valor mínimo en la zona media de la trayectoria hasta el infinito en las posiciones extremas (ver Figura 3.3). En este sentido se puede deducir, y ha sido demostrado, que al aplicar este actuador se mejora considerablemente la eficiencia en la locomoción del robot (Caballero *et al.*, 2001).

Cuando se utiliza el actuador no lineal en la zona de reducción mínima los efectos dinámicos externos son significativos e influyen directamente en el control de la articulación. Por otro lado, en las zonas de máxima reducción ocurre un fenómeno de cuasi-bloqueo por lo que los efectos dinámicos externos no influyen o no son tan relevantes.

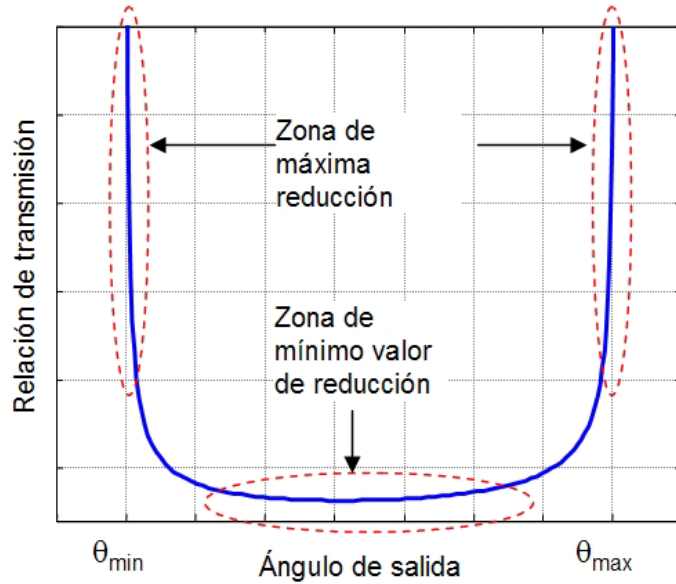


Figura 3.3 Relación de transmisión para el actuador no lineal SMART.

La transmisión mecánica no lineal mostrada en la Figura 3.3 se puede modelar por una función aproximada de la relación de transmisión inversa dependiente del ángulo de salida (θ), dada por la siguiente ecuación,

$$1/R_T = \cos(\theta - \bar{\theta}) \left[\theta_m^2 - (\theta - \bar{\theta})^2 f^2(\theta) \right]^{-1/2} \quad (3.1)$$

donde,

$$\theta_{\min} \leq \theta \leq \theta_{\max} \quad \theta_m = \frac{\theta_{\max} - \theta_{\min}}{2} \quad \bar{\theta} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \theta_i$$

$$f(\theta) = \left(\frac{\theta_m}{\text{sen}(\theta_m)} \right) \left(\frac{\text{sen}(\theta - \bar{\theta})}{(\theta - \bar{\theta})} \right)$$

Esta función aproximada es muy útil en la práctica para realizar cálculos, análisis y estimaciones de diseños preliminares con cualquier tipo de actuador no lineal utilizado en el SILO2. Más adelante se presenta una función exacta para cada tipo de articulación del SILO2 en donde se utilice una transmisión no lineal.

Simulaciones y resultados experimentales han demostrado que la transmisión SMART tiene un mejor rendimiento que un accionamiento con relación de

transmisión constante (Caballero, 2002). Esta aseveración se puede ilustrar cualitativamente empleando la Figura 3.3. Cuando la transmisión está colocada en la zona de máxima reducción, el consumo de corriente del servomotor tiende a cero porque la reducción tiende a infinito, y el sistema está en una situación de cuasi bloqueo, por lo que es el mecanismo, en esa configuración, el que soporta toda la carga, y no se le solicita prácticamente energía al sistema de control-potencia. Por lo tanto, si se configura el actuador SMART para que en este preciso momento se tenga la mayor carga sobre el sistema, el consumo será prácticamente nulo, mientras que, en esta misma situación, un sistema accionado por una transmisión clásica sería cuando consumiese más energía. Cuando el mecanismo de SMART está situado en la zona media (valor mínimo de la reducción) el actuador clásico y el no lineal se comportan de manera similar en cuanto a rendimiento energético. Como un ejemplo indicativo, cuando fue utilizado el prototipo simplificado de robot bípedo (ROBICAM), se comprobó experimentalmente (ver Figura 3.4), que la potencia demandada por el motor eléctrico tuvo una media de 1.4 W, solamente (Caballero, 2002).

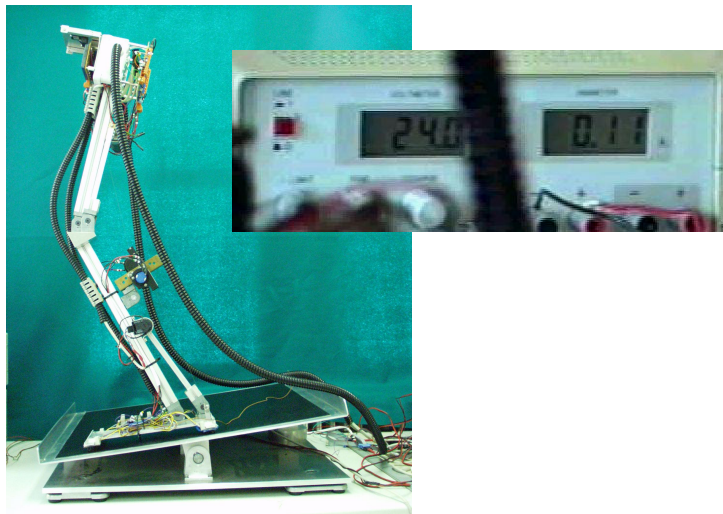


Figura 3.4 Experimentos con el prototipo ROBICAM.

No obstante, la no linealidad de SMART plantea serios problemas para su empleo, y, como medio para solventarlos, se han empleado técnicas de control robusto (Caballero *et al.*, 2004).

Así pues, de trabajos anteriores, se conocen en parte las propiedades de SMART y sus ventajas potenciales. En dichos trabajos, el ángulo de salida de SMART fue

controlado en posición y velocidad. Sin embargo, para implementar estrategias de control de fuerza para el robot humanoide SILO2 en los planos lateral y sagital, se requiere disponer de información acerca de los pares de salida, y, desafortunadamente, la no linealidad de SMART plantea muchas dificultades y no permite disponer de esta información de forma fiable a un coste computacional razonable. Por otro lado, el empleo de sensores de par comerciales en cada articulación de salida ha sido descartado, tanto por problemas de diseño mecánico (no se han encontrado sensores de par de tamaño y prestaciones adecuadas), como de coste. Es por ello que en esta memoria se propone la instrumentación directa de sensores de fuerza en una de las barras de SMART, para la determinación fiable y precisa del par en el ángulo de salida, lo que ha resultado en una mejora notable de la sensibilidad de este actuador no lineal, que, con esta modificación, adquiere nuevas propiedades, entre las que destaca la relación lineal entre el par de salida y la fuerza medida, con lo que se hace factible su empleo directo en lazos de realimentación de fuerza, como se demuestra más adelante en esta memoria (Montes *et al.*, 2003) (Montes *et al.*, 2004a) (Montes *et al.*, 2004c). Con esta finalidad, en los próximos apartados, se aborda el modelado de SMART, como paso previo a la mejora de su sensibilidad y a la elaboración de estrategias de control de fuerza.

3.3.1 Cinemática y modelo dinámico del actuador SMART

El actuador no lineal SMART esta formado por un servomotor de corriente continua, una transmisión de relación de reducción constante (a determinar en cada caso particular), un mecanismo de cuatro barras y una electrónica de potencia (Caballero *et al.*, 2001).

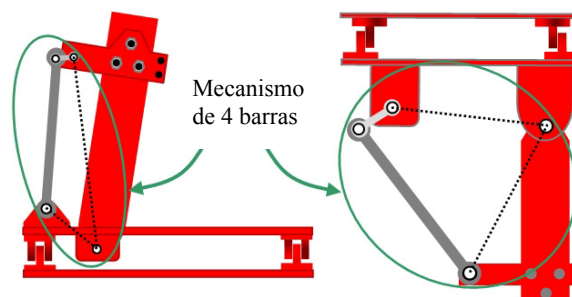


Figura 3.5 Ejemplos de implementación de mecanismos de cuatro barras de un actuador no lineal SMART: tobillo (izquierda) y cadera (derecha) del robot SILO2.

A modo de ilustración, en la Figura 3.5 se muestra el mecanismo de cuatro barras de un actuador no lineal SMART aplicado al caso particular de las articulaciones del tobillo y de la cadera del robot SILO2. Para analizar la cinemática del mecanismo no lineal SMART hay que tener en cuenta, fundamentalmente, el desarrollo de la cinemática de un mecanismo de cuatro barras (Waldron y Kinzel, 1999), y hacer algunas consideraciones con relación a la forma de medir el ángulo de entrada. Este análisis se presenta en los siguientes apartados, detallado tanto para el tobillo y la rodilla (plano sagital) como para la cadera (plano lateral) del robot SILO2, que son los ejes del mismo que incorporan SMART para su actuación.

En la Figura 3.6 se muestran dos posturas que puede adoptar el robot SILO2 y se aprecian con más detalle los accionamientos SMART de las caderas, rodillas y tobillos.

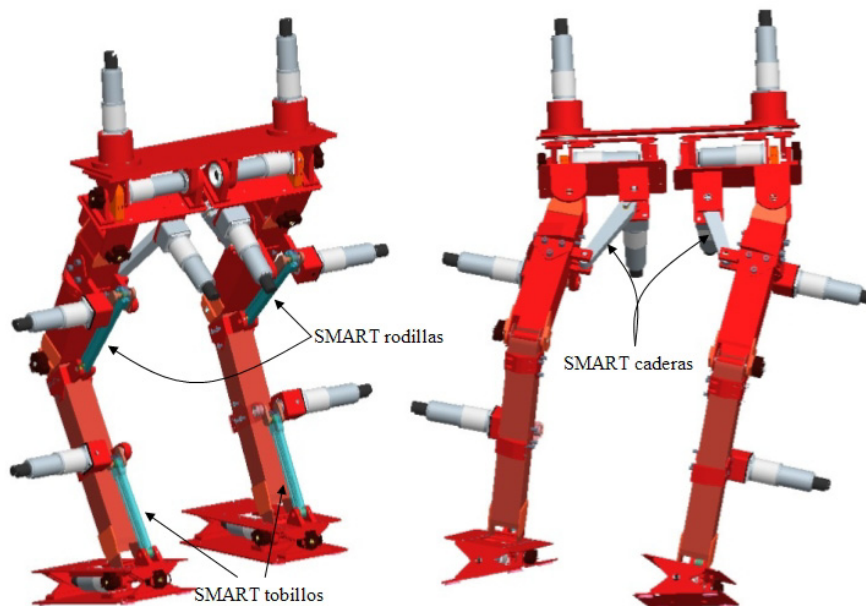


Figura 3.6 Vistas de algunas posiciones de la cadena cinemática de las piernas del SILO2.

3.3.1.1 Cinemática de la articulación del tobillo en el plano sagital

En primer lugar se desarrollará la cinemática de la articulación del tobillo en el plano sagital. Las cuatro barras del mecanismo SMART consisten en dos barras reales: la biela y la manivela, y en dos barras virtuales (Figura 3.7).

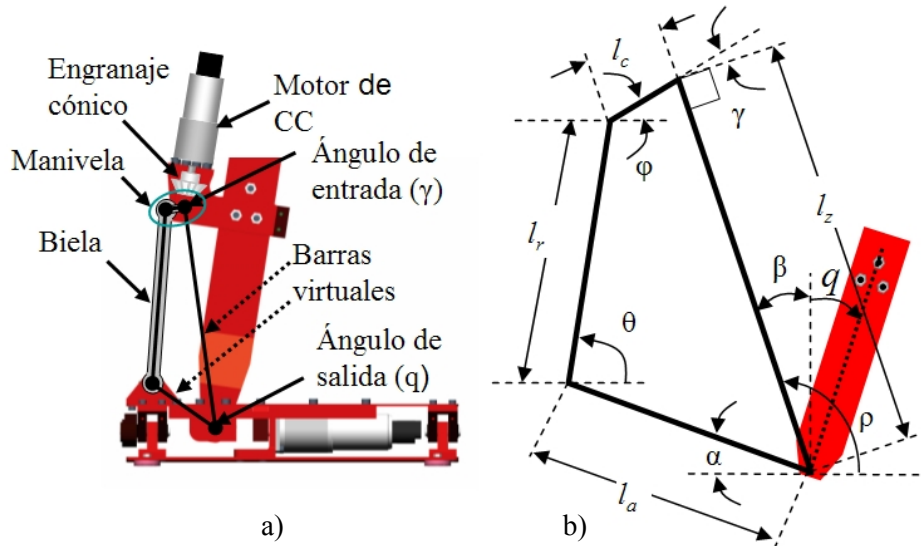


Figura 3.7 (a) Accionamiento SMART en la articulación del tobillo; (b) análisis cinemático del mecanismo de cuatro barras.

En la Figura 3.7, el ángulo de salida ‘ q ’ se forma entre la vertical y el eje longitudinal de la pantorrilla (cuando el pie está apoyado en el suelo) o, equivalentemente, entre la perpendicular al pie y la pantorrilla (pie en el aire). El ángulo de entrada ‘ γ ’, está formado entre la prolongación de la manivela (segmento ‘ l_c ’) y el segmento perpendicular a la barra virtual ‘ l_z ’. Además, existen otros ángulos que son necesarios para el desarrollo de la cinemática y de la dinámica del mecanismo SMART, entre ellos, el ángulo ‘ α ’, que es un ángulo constante formado entre el pie y la barra virtual ‘ l_a ’; el ángulo ‘ ρ ’, formado entre el pie y la barra virtual ‘ l_z ’, con él que se deduce el ángulo de salida; el ángulo ‘ θ ’, formado por un segmento paralelo al pie y la biela (segmento ‘ l_r ’); y el ángulo ‘ ϕ ’, entre un segmento paralelo al pie y la manivela.

Con la ayuda de los parámetros cinemáticos que se muestran en la Figura 3.7(b) se determina la ecuación del ángulo de salida ‘ q ’ en función del ángulo de entrada ‘ γ ’, resultando,

$$q = 2 \arctan \left(\frac{a - \sqrt{a^2 - b^2 + c^2}}{b + c} \right) - \delta \quad (3.2)$$

donde,

$$\begin{aligned}
 a &= (k_2 + \text{sen } \gamma) \cos \beta + \cos \gamma \text{sen } \beta \\
 b &= k_1 - k_3 \text{sen } \gamma \\
 c &= \cos \gamma \cos \beta - (k_2 + \text{sen } \gamma) \text{sen } \beta \\
 \delta &= \pi - \alpha
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

Las constantes k_1 , k_2 y k_3 , que están presentes en las ecuaciones (3.3), dependen de las dimensiones de los eslabones que componen el mecanismo de cuatro barras de SMART. Estas constantes vienen dadas por,

$$k_1 = \frac{l_r^2 - l_z^2 - l_a^2 - l_c^2}{2l_a l_c} \quad k_2 = -\frac{l_z}{l_c} \quad k_3 = -\frac{l_z}{l_a} \tag{3.4}$$

Siguiendo con el análisis cinemático del mecanismo SMART, se obtendrá, a continuación, el ángulo ‘ θ ’, que se utilizará, posteriormente, para obtener el par en el eje de salida. Este ángulo viene dado por la siguiente ecuación,

$$\theta = 2 \arctan \left(\frac{a + \sqrt{a^2 - b^2 + c^2}}{b + c} \right) \tag{3.5}$$

Donde las expresiones de las variables a , b y c son las mismas que las mostradas en la ecuación (3.3), modificándose, solamente las fórmulas de las constantes k_1 y k_3 , tal como se muestra en las siguientes ecuaciones,

$$k_1 = \frac{l_a^2 - l_z^2 - l_r^2 - l_c^2}{2l_c l_r} \quad k_3 = -\frac{l_z}{l_r} \tag{3.6}$$

Otra relación importante es el valor del ángulo ‘ φ ’, pero esta vez en función del ángulo de salida ‘ q ’,

$$\varphi = 2 \arctan \left(\frac{a_1 + \sqrt{a_1^2 - b_1^2 + c_1^2}}{b_1 + c_1} \right) \tag{3.7}$$

Esta ecuación es similar, en su formato general, a la ecuación (3.5), pero sus parámetros cambian ahora notablemente, y quedan como sigue,

$$\begin{aligned}
 a_1 &= k_3 \cos \beta + \sin(q + \delta) \\
 b_1 &= k_1 - k_2(\cos \beta \sin(q + \delta) - \sin \beta \cos(q + \delta)) \\
 c_1 &= -k_3 \sin \beta + \cos(q + \delta) \\
 \delta &= \pi - \alpha
 \end{aligned}
 \tag{3.8}$$

Las constantes k_1 , k_2 y k_3 son las mismas que en la ecuación (3.4).

Igualmente, la relación que existe entre el ángulo de entrada ' γ ' y el ángulo ' φ ' es $\gamma = \varphi - \beta$, por lo que se tiene, combinándola con las ecuaciones (3.7) y (3.8), que $\gamma = f(q)$, representando pues una relación cinemática inversa del ángulo de entrada en función del ángulo de salida.

Como ha sido mencionado anteriormente, el mecanismo SMART es no lineal, lo que resulta evidente de las ecuaciones que acabamos de presentar. Esto se puede apreciar con detalle al observar la curva de la Figura 3.8, que se ha obtenido empleando la ecuación (3.2).

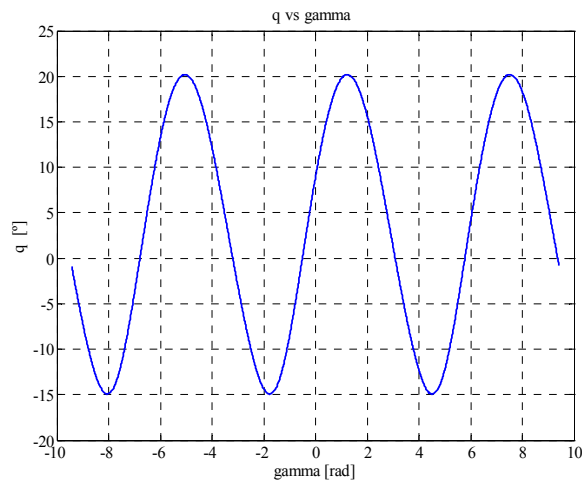


Figura 3.8 Ángulo de salida en función del ángulo de entrada.

Para la obtención de esta curva se utilizaron las dimensiones del mecanismo de cuatro barras que está implementado en la articulación del tobillo del SILO2, esto es: $l_a = 73.06 \text{ mm}$, $l_c = 18.45 \text{ mm}$, $l_r = 168 \text{ mm}$ y $l_z = 213.6 \text{ mm}$. En la misma gráfica se observa de manera clara que la relación que existe entre el ángulo de salida y el de entrada es absolutamente no lineal, y que para un mismo ángulo de salida pueden existir múltiples valores del ángulo de entrada.

Siguiendo con el análisis cinemático del mecanismo de cuatro barras es posible encontrar la relación de transmisión que existe entre ‘ q ’ y ‘ γ ’. Para ello hay que relacionar la variación con respecto al tiempo del ángulo de salida con la variación del ángulo de entrada con respecto al tiempo, lo que expresado matemáticamente resulta, $R_t = \dot{q} / \dot{\gamma}$. Esta relación de transmisión está determinada por la función,

$$R_t = 2 * \frac{A_3 \left(A_5 - \frac{A_4}{A_2} \right) - A_6 (A_1 - A_2)}{A_3^2 + (A_1 - A_2)^2} \quad (3.9)$$

donde las variables A_i dependen exclusivamente de las ecuaciones (3.2) y (3.3) de la siguiente manera,

$$\begin{aligned} A_1 &= a; & A_2 &= \sqrt{a^2 - b^2 + c^2}; & A_3 &= b + c \\ A_4 &= A_2 \frac{dA_2}{d\gamma} & A_5 &= \frac{dA_1}{d\gamma} & A_6 &= \frac{dA_3}{d\gamma} \end{aligned} \quad (3.10)$$

En la Figura 3.9 se muestra la relación existente entre la relación de transmisión de SMART ‘ R_t ’ versus el ángulo de salida y el ángulo de entrada, según la ecuación (3.9).

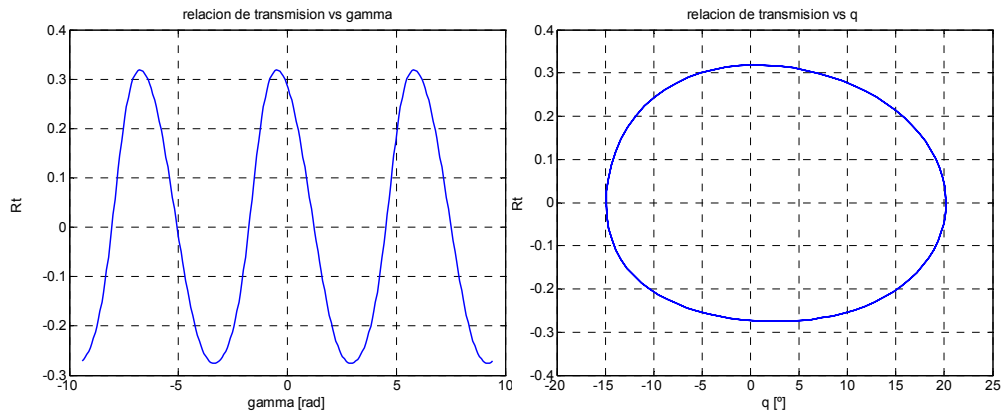


Figura 3.9 Relación de transmisión del SMART del tobillo.

También se observa en la Figura 3.9, que la relación de transmisión es no lineal con respecto a ambos ángulos, el de entrada ‘ γ ’ y el de salida ‘ q ’. Con respecto a la

relación de transmisión inversa se puede comparar la función exacta que es la inversa de la ecuación (3.9), con el modelo aproximado mostrado en la ecuación (3.1). Esta comparación se presenta en la Figura 3.10 en donde se muestra la proximidad de ambas funciones. Para el diseño del sistema de control es posible utilizar el modelo aproximado vista la estrecha relación con respecto al modelo exacto.

El análisis matemático completo de la cinemática del mecanismo SMART está expuesto en el Apéndice A de la memoria, en el que se utiliza la ecuación de Freudenstein para obtener las variables angulares que se muestran en la Figura 3.7 (b).

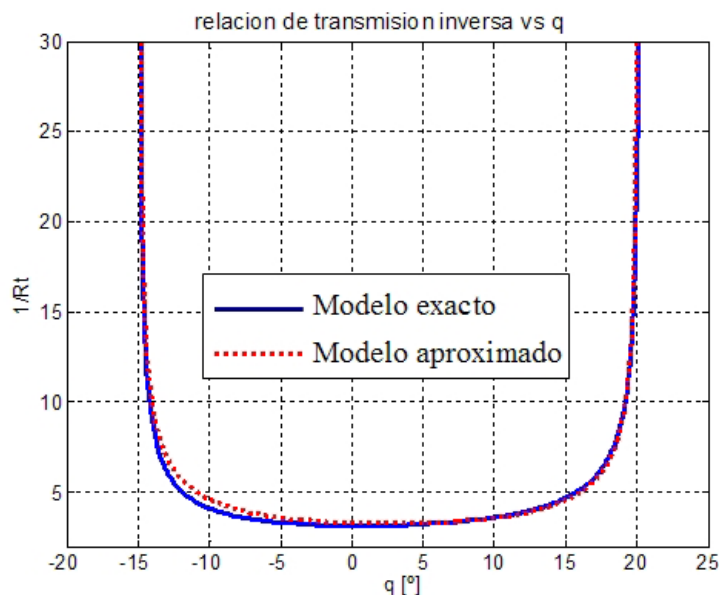


Figura 3.10 Relación de transmisión inversa del SMART del tobillo del SILO2.

La articulación del tobillo sobre el plano sagital puede desplazarse desde un ángulo de salida $q = -14.9^\circ$ hasta $q = 20.2^\circ$. Una simulación de una secuencia de seis cuadros realizada en MatLab® se muestra en la Figura 3.11. En esta figura se puede apreciar la posición del pie y los valores que tienen los respectivos ángulos de entrada (γ) y de salida (q), así como el recorrido de dichos valores sobre la curva de relación de transmisión inversa.

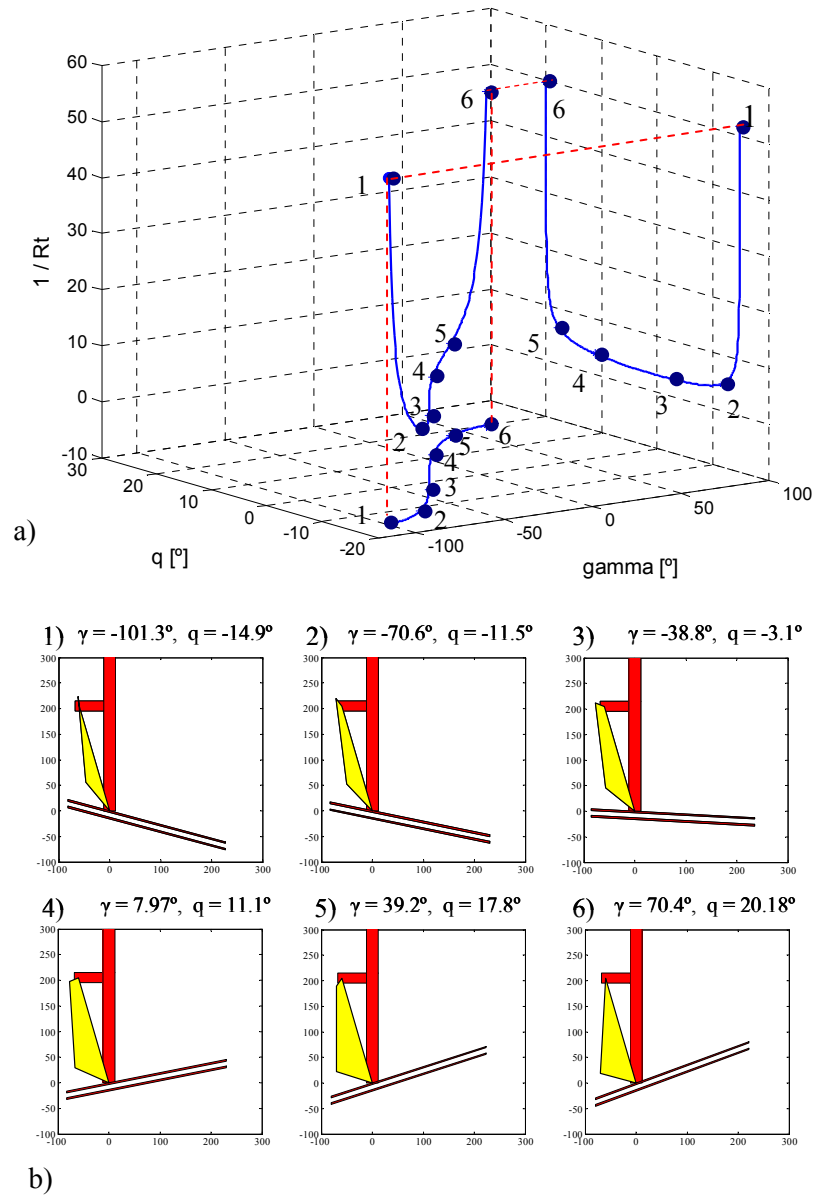


Figura 3.11 (a) Relación no lineal de SMART entre el ángulo de entrada, el ángulo de salida y la relación de transmisión inversa; (b) Simulación en MatLab® de la trayectoria del pie.

En esta simulación, la trayectoria del pie fue realizada entre las posiciones extremas de su recorrido. En estas posiciones extremas, la manivela y la biela del mecanismo SMART están alineadas provocando un comportamiento de bloqueo, que puede ser utilizado para realizar tareas en donde se requiere que la articulación esté inmovilizada. En ese momento la reducción de la transmisión tiende a infinito, aunque en la Figura 3.11 se muestra un valor cercano para poder apreciar con más detalle la trayectoria en la zona media. Esta situación de bloqueo puede ser utilizada para que posibles perturbaciones externas no puedan incidir en un comportamiento no adecuado de la articulación, sin que para ello el motor deba consumir más corriente de la deseada. El bloqueo puede ser más o menos estable dependiendo de la posición relativa manivela/biela y la dirección de la perturbación externa.

3.3.1.2 Cinemática de la articulación de la rodilla en el plano sagital

Otra articulación del robot SILO2 en donde se utiliza el mecanismo SMART es en la rodilla. En la Figura 3.12 se muestra el SMART de la rodilla y los parámetros cinemáticos de su mecanismo de cuatro barras.

Para realizar el análisis cinemático del SMART de la rodilla, hay que tener en cuenta los ángulos constantes ' α ' y ' β ' (refiérase a la Figura 3.12(a)), que se forman entre la barra virtual (segmento l_a) y el elemento de soporte de la biela debajo de la rodilla, y entre la barra virtual (segmento l_2) y el muslo, respectivamente.

Se puede partir de un supuesto, que el eje del muslo está sobre el eje de las ordenadas, y al mismo tiempo permanece fijo, mientras es la pantorrilla la que se mueve. Ahora bien, con relación a la Figura 3.12(b), y realizando un análisis vectorial, se puede obtener la ecuación que relaciona el ángulo de salida ' q ' en función del ángulo de entrada ' γ ', quedando como,

$$q = 2 \arctan \left(\frac{a - \sqrt{a^2 - b^2 + c^2}}{b + c} \right) - \alpha \quad (3.11)$$

donde,

$$\begin{aligned} a &= k_2 \cos \beta - \sin \varphi \\ b &= k_1 + k_3 \sin(\varphi - \beta) \\ c &= -k_2 \sin \beta - \cos \varphi \\ \varphi &= \beta + \gamma \end{aligned} \quad (3.12)$$

Las constantes k_1 , k_2 y k_3 dependen de las dimensiones de los eslabones del mecanismo de cuatro barras de SMART. Las ecuaciones de estas constantes son las

mismas que para el tobillo que se han mostrado en (3.4), con la diferencia de que k_2 y k_3 son ahora positivas.

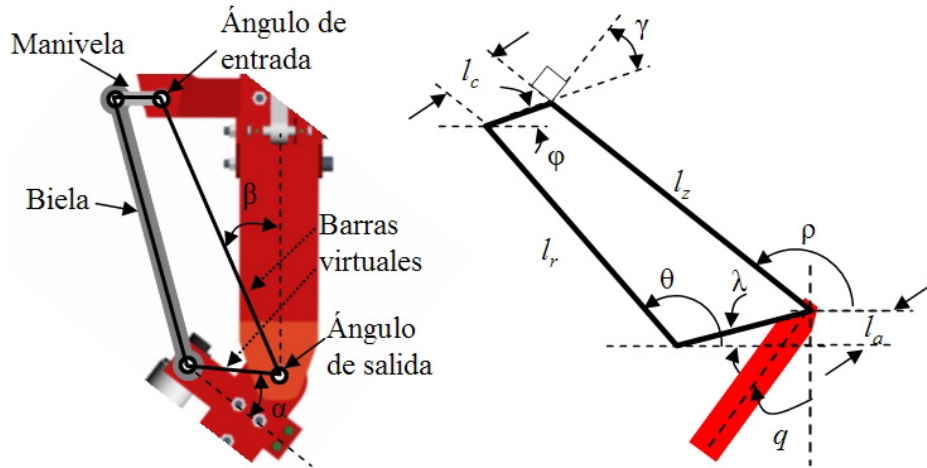


Figura 3.12 (a) Accionamiento SMART en la articulación de la rodilla; (b) análisis cinemático del mecanismo de cuatro barras.

El ángulo ‘ θ ’ formado entre el eje de las abscisas y la biela resulta ser la ecuación general (3.5), donde,

$$\begin{aligned} a &= \text{sen } \varphi - k_2 \cos \beta \\ b &= k_1 + k_3 \text{sen}(\varphi - \beta) \\ c &= k_2 \text{sen } \beta + \cos \varphi \end{aligned} \quad (3.13)$$

siendo las constantes k_1 , k_2 y k_3 las mismas que aparecen en la ecuación (3.6) con la condición de que las dos últimas son positivas.

Por otro lado, el análisis inverso relaciona el ángulo de entrada ‘ γ ’ en función del ángulo de salida ‘ q ’, resultando la ecuación general con la variante del ángulo ‘ β ’,

$$\gamma = 2 \arctan \left(\frac{a + \sqrt{a^2 - b^2 + c^2}}{b + c} \right) - \beta \quad (3.14)$$

donde,

$$\begin{aligned}
 a &= -\operatorname{sen} \lambda - k_3 \cos \beta \\
 b &= k_1 - k_2 (-\cos \lambda \operatorname{sen} \beta + \operatorname{sen} \lambda \cos \beta) \\
 c &= \cos \lambda - k_3 \operatorname{sen} \beta \\
 \lambda &= q + \alpha
 \end{aligned}
 \tag{3.15}$$

En la ecuación (3.15), las constantes ‘ k_i ’, resultan ser las mismas que las utilizadas en la ecuación (3.12).

De manera similar que en el análisis del mecanismo de cuatro barras del tobillo, es posible obtener la relación de transmisión R_t que existe entre el ángulo de salida y el de entrada. Para ello se debe tener en cuenta que $R_t = \dot{q} / \dot{\gamma}$, lo que resulta de derivar la ecuación (3.11) con respecto a ‘ γ ’.

La articulación de la rodilla tiene un desplazamiento de salida desde $q = -3.37^\circ$ a $q = -63.95^\circ$ y esto ocurre cuando los ángulos de entrada son $\gamma = 73.3^\circ$ y $\gamma = -103.2^\circ$, respectivamente. En la Figura 3.13 se muestra una secuencia de tres cuadros que representan la excursión del muslo con respecto a la articulación de la rodilla.

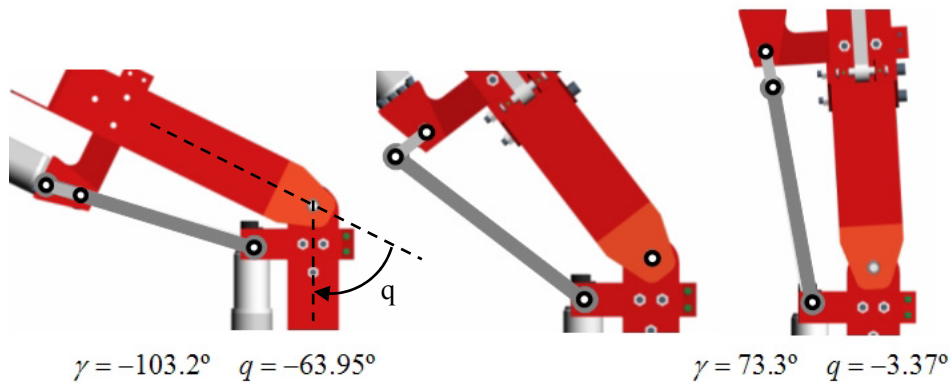


Figura 3.13 Desplazamiento de la articulación de la rodilla en el plano sagital.

Con relación a la misma figura, es preciso indicar que en las posiciones extremas la relación inversa de transmisión tiende a infinito por lo que es posible indicar que el mecanismo está casi bloqueado mecánicamente. Las relaciones cinemáticas son también no lineales como en el caso anterior, el del tobillo, en donde para un mismo valor de ‘ q ’ puede haber múltiples valores de ‘ γ ’.

3.3.1.3 Cinemática de la articulación de la cadera en el plano lateral

Por último, en lo que respecta a la cinemática, queda por analizar la articulación de la cadera en el plano lateral. Cada cadera del robot humanoide SILO2 tiene tres grados de libertad, uno en el plano sagital, otro en el plano transversal (ambos accionados por un transmisión con reducción clásica) y el tercero en el plano lateral conectado al “tercer” mecanismo no lineal SMART. Como en los casos anteriores el mecanismo SMART posee cuatro barras, dos reales y dos virtuales (véase la Figura 3.14 (a)). En el diagrama esquemático de la Figura 3.14(b) se aprecian los parámetros cinemáticos de este mecanismo. El ángulo de salida ‘ q ’ está formado entre el eje horizontal que cruza la articulación de la cadera y el eje paralelo al muslo del robot, esto es, bajo el supuesto de que el eje horizontal, que cruza la cadera, es paralelo al eje de las abscisas y , además, la cadera está fija y el muslo es el que está en movimiento. El ángulo de entrada ‘ γ ’, está formado de manera similar que en las otras dos articulaciones precedentes, entre la prolongación de la manivela y el segmento perpendicular a la barra virtual ‘ l_z ’. El motor está colocado en la parte trasera de la cadera y es perpendicular al plano que lateral, según se muestra en la Figura 3.14(a).

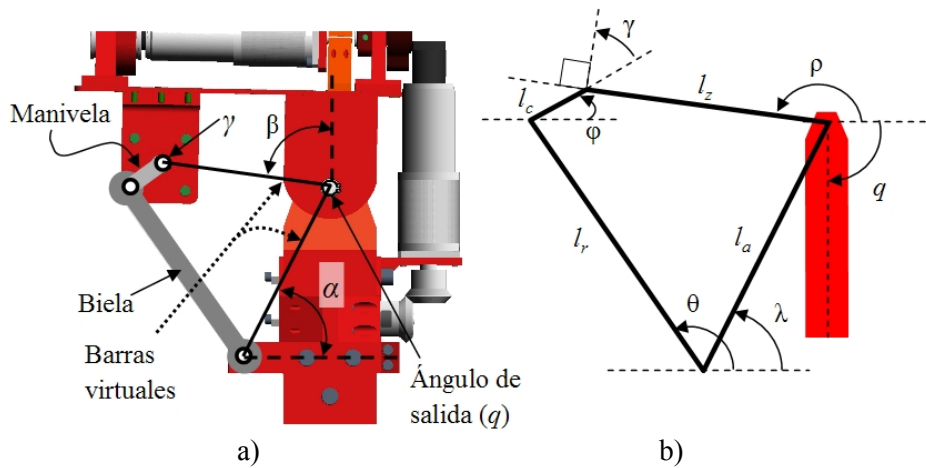


Figura 3.14 (a) Accionamiento SMART en la articulación de la cadera; (b) análisis cinemático del mecanismo de cuatro barras.

En resumen, las ecuaciones cinemáticas de esta articulación vienen dadas por,

$$q = \frac{\pi}{2} + \alpha - 2 \arctan \left(\frac{a - \sqrt{a^2 - b^2 + c^2}}{b + c} \right) \quad (3.16)$$

donde,

$$\begin{aligned} a &= k_2 \sin \rho - \sin(\beta - \gamma); \\ b &= k_1 + k_3 \cos(\rho - \beta + \gamma); \\ c &= k_2 \cos \rho - \cos(\beta - \gamma) \end{aligned} \quad (3.17)$$

y las constantes k_1 , k_2 y k_3 son las mismas que las utilizadas en (3.12).

Despejando ‘ γ ’ de la ecuación (3.16) se obtiene la función inversa $\gamma = f(q)$. Por otro lado, el ángulo ‘ θ ’ posee la misma ecuación general que en (3.7), siendo,

$$\theta = 2 \arctan \left(\frac{a_1 + \sqrt{a_1^2 - b_1^2 + c_1^2}}{b_1 + c_1} \right) \quad (3.18)$$

Comparando (3.18) con (3.17) resulta que $a_1 = -a$, $b_1 = b$ y $c_1 = -c$, de tal manera que las constantes ‘ k ’ permanecen iguales a las utilizadas en (3.13).

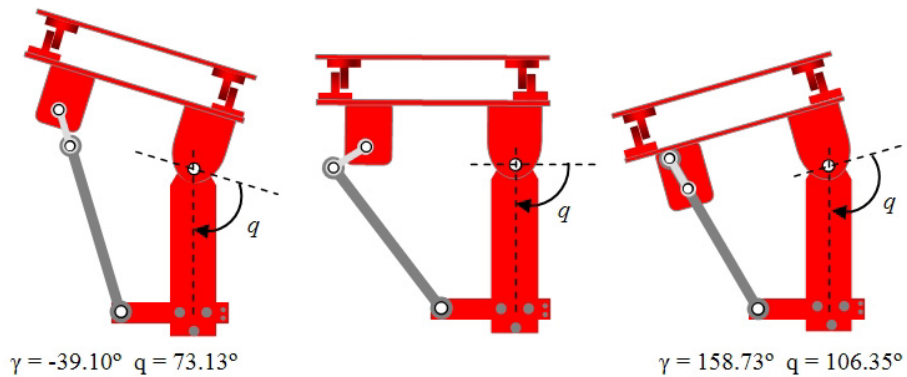


Figura 3.15 Desplazamiento de la articulación de la cadera en el plano lateral.

En la Figura 3.15 se muestra el desplazamiento de la cadera izquierda en el plano lateral. Se muestra también la excursión del ángulo de salida desde 73.13° a 106.35° y los correspondientes ángulos de entrada. En las posiciones extremas de la

trayectoria de la cadera, la manivela y la biela están alineadas provocando una situación de autobloqueo con alguna reserva de estabilidad. Por ejemplo, en el cuadro de la izquierda de la Figura 3.15, suponiendo que la cadera se mantiene fija y una fuerza externa es aplicada sobre el muslo hacia la derecha, el autobloqueo existente tiene una alta reserva de estabilidad. Si la fuerza es aplicada hacia la izquierda, el autobloqueo tiene una pequeña reserva de estabilidad.

3.3.2 Modelo dinámico de SMART

Para completar el estudio del mecanismo de SMART nos queda obtener su modelo dinámico. Dicho modelo dinámico del mecanismo SMART es necesario para la obtención del modelo dinámico completo del robot humanoide SILO2, y, en este caso particular, de especial relevancia, ya que al ser estos accionamientos no lineales, introducen un grado mayor de no linealidad a la natural del modelo dinámico de cualquier robot bípedo, y, por lo tanto, deben incorporarse para ser tenidos en cuenta en la elaboración de dicho modelo completo. No obstante, la obtención del modelo dinámico completo es una tarea compleja y muy laboriosa, que requiere, para que sea realmente útil, el disponer de datos muy precisos de la estructura mecánica. Esto es difícil de conseguir en la práctica, y además plantea problemas para su empleo en tiempo real, por lo que actualmente se suelen emplear modelos simplificados (Caballero *et al.*, 2000). En este sentido la inclusión de lazos de realimentación de fuerza, como los que se proponen en esta memoria, puede contribuir a aliviar las incertidumbres presentes en los modelos dinámicos mediante la “acomodación/atenuación” de perturbaciones externas y de las fuerzas de interacción internas. En cualquier caso, y, al menos, con fines de análisis mediante simulación, y para entender mejor el problema de control de robots bípedos, es conveniente disponer del modelo dinámico. Posteriormente, razones de índole práctica, conducirán a la simplificación razonada del modelo.

Como ya se ha indicado, nuestro objetivo en esta memoria no es abordar el problema del control global del robot, sino contribuir a la mejora del control a nivel de las articulaciones individuales mediante la investigación de las posibilidades que ofrece el control mediante realimentación de fuerza, por oposición al simple control de posición generalmente empleado por la mayoría de los investigadores. Por esta razón, en este apartado, se va a presentar, a modo de ilustración, como calcular el modelo dinámico de una de las articulaciones SMART (la cadera de SILO2), para que sirva de base a investigaciones posteriores que lo empleen para la obtención del modelo dinámico completo. No obstante, el modelo dinámico que se obtiene a

continuación ha sido de gran utilidad para comprender mejor el comportamiento del mecanismo de SMART, lo que, de por sí, justifica el esfuerzo realizado.

El modelo dinámico del mecanismo SMART, se puede obtener a partir de las leyes de la mecánica newtoniana o lagrangiana, y tales ecuaciones están en función de las características geométricas e inerciales del mecanismo de cuatro barras. Existen diversos métodos convencionales como el de Lagrange-Euler y el de Newton-Euler. Se utilizará el método de Lagrange-Euler para la obtención del modelo dinámico porque es más simple y sistemático, proporcionando ecuaciones de estado en forma explícita que pueden ser utilizadas para analizar y diseñar estrategias de control.

Inicialmente, para obtener el modelo dinámico hay que desarrollar una cinemática que contenga los parámetros de Denavit-Hartenberg (D-H) (Barrientos *et al.*, 1997) (Ollero, 2001). Tomando como ejemplo la articulación de la cadera se puede dibujar un esquema con los parámetros cinemáticos según se presenta en la Figura 3.16. En esta figura se muestran cuatro eslabones (l_1, l_2, l_3 y l_4) y los cuatro ángulos de cada articulación del mecanismo SMART.

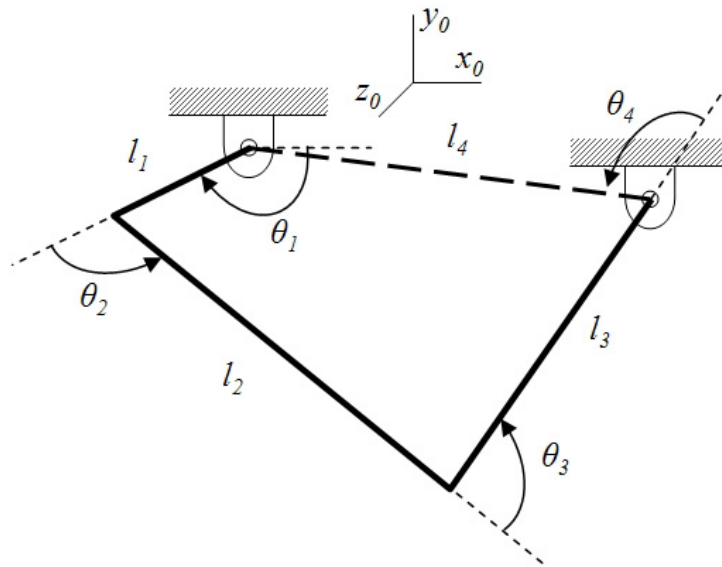


Figura 3.16 Esquema de los parámetros cinemáticos de D-H.

Al calcular la cinemática del mecanismo se obtienen las velocidades lineales de cada eslabón $\mathbf{v}_i = [\dot{x}_i \quad \dot{y}_i \quad \dot{z}_i]^T$, siendo cada una de ellas,

$$\begin{aligned}
\mathbf{v}_1 &= \begin{bmatrix} -l_1 s_1 \dot{\theta}_1 \\ l_1 c_1 \dot{\theta}_1 \\ 0 \end{bmatrix} & \mathbf{v}_2 &= \begin{bmatrix} -(l_2 s_{12} + l_1 s_1) \dot{\theta}_1 - l_2 s_{12} \dot{\theta}_2 \\ (l_2 c_{12} + l_1 c_1) \dot{\theta}_1 + l_2 c_{12} \dot{\theta}_2 \\ 0 \end{bmatrix} \\
\mathbf{v}_3 &= \begin{bmatrix} -(l_3 s_{123} + l_2 s_{12} + l_1 s_1) \dot{\theta}_1 - (l_3 s_{123} + l_2 s_{12}) \dot{\theta}_2 - l_3 s_{123} \dot{\theta}_3 \\ (l_3 c_{123} + l_2 c_{12} + l_1 c_1) \dot{\theta}_1 + (l_2 c_{123} + l_2 c_{12}) \dot{\theta}_2 + l_3 c_{123} \dot{\theta}_3 \\ 0 \end{bmatrix} & \mathbf{v}_4 &= \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}
\end{aligned} \tag{3.19}$$

Para obtener el modelo dinámico se utilizará la función Lagrangiana $L(\theta, \dot{\theta})$ (Etxebarria, 1999), que resulta de la diferencia entre la energía cinética y la energía potencial del sistema,

$$L(\theta, \dot{\theta}) = K(\theta, \dot{\theta}) - U(\theta, \dot{\theta}) \tag{3.20}$$

Así, las ecuaciones dinámicas del sistema en función de la ecuación Lagrangiana se definen como,

$$\begin{aligned}
\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{\theta}} \right) - \frac{\partial L}{\partial \theta} &= \tau \\
\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K}{\partial \dot{\theta}} \right) - \frac{\partial K}{\partial \theta} + \frac{\partial U}{\partial \theta} &= \tau
\end{aligned} \tag{3.21}$$

La energía cinética de cada eslabón puede ser escrita directamente como,

$$K_i = \frac{1}{2} m_i v_i^2 \quad o \quad K_i = \frac{1}{2} m_i \mathbf{v}_i^T \mathbf{v}_i \tag{3.22}$$

Por otro lado, la energía potencial está relacionada a la altura vertical, expresada por la coordenada 'y', y puede ser escrita como sigue,

$$U_i = -m_i G^T P_i \tag{3.23}$$

donde, $G^T = [0 \quad -g \quad 0]$, y P_i es el vector posición del centro de masa del eslabón 'i'.

Utilizando (3.19) en (3.22), se obtiene la energía cinética del mecanismo SMART $K(\theta, \dot{\theta}) = f(\theta_2, \theta_3, \dot{\theta}_1, \dot{\theta}_2, \dot{\theta}_3)$. Sabiendo que los vectores de posición P_i son,

$$\begin{aligned}
 \mathbf{P}_1 &= \begin{bmatrix} l_1 c_1 \\ l_1 s_1 \\ 0 \end{bmatrix} & \mathbf{P}_2 &= \begin{bmatrix} l_2 c_{12} + l_1 c_1 \\ l_2 s_{12} + l_1 s_1 \\ 0 \end{bmatrix} & \mathbf{P}_3 &= \begin{bmatrix} l_3 c_{123} + l_2 c_{12} + l_1 c_1 \\ l_3 s_{123} + l_2 s_{12} + l_1 s_1 \\ 0 \end{bmatrix} \\
 \mathbf{P}_4 &= \begin{bmatrix} l_4 c_{1234} + l_3 c_{123} + l_2 c_{12} + l_1 c_1 \\ l_4 s_{1234} + l_3 s_{123} + l_2 s_{12} + l_1 s_1 \\ 0 \end{bmatrix}
 \end{aligned} \tag{3.24}$$

Entonces, reemplazando (3.24) en (3.23) se obtiene la energía potencial $U(\theta)$ que es una función $U(\theta) = f'(\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4)$.

En términos generales es posible representar la energía cinética como $K(\theta, \dot{\theta}) = (1/2)\dot{\theta}^T M(\theta)\dot{\theta}$, por lo que resulta,

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K}{\partial \dot{\theta}} \right) = \frac{d}{dt} (M(\theta)\dot{\theta}) = M(\theta)\ddot{\theta} + \dot{M}(\theta)\dot{\theta} \tag{3.25}$$

$$\frac{\partial K}{\partial \theta} = \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \theta} (\dot{\theta}^T M(\theta)\dot{\theta}) = \frac{1}{2} \left(\dot{\theta}^T \frac{\partial M(\theta)}{\partial \theta} \dot{\theta} \right) \tag{3.26}$$

El tercer término de (3.21) es la derivada parcial de la energía potencial con respecto a θ , representado de forma general por,

$$\frac{\partial U}{\partial \theta} = \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\sum_{i=1}^n -m_i G^T P_i \right) = \sum_{i=1}^n -m_i G^T \frac{\partial}{\partial \theta} (P_i) \tag{3.27}$$

Finalmente, la ecuación dinámica (3.21) queda expresada como,

$$M(\theta)\ddot{\theta} + \dot{M}(\theta)\dot{\theta} + \frac{1}{2} \left(\dot{\theta}^T \frac{\partial M(\theta)}{\partial \theta} \dot{\theta} \right) + \sum_{i=1}^n -m_i G^T \frac{\partial}{\partial \theta} (P_i) = \tau \tag{3.28}$$

Pudiéndose escribir de una forma más compacta, como sigue,

$$\tau = M(\Theta)\ddot{\Theta} + V(\Theta, \dot{\Theta}) + G(\Theta) \tag{3.29}$$

donde los vectores se definen mediante las siguientes expresiones $\Theta = [\theta_1 \dots \theta_4]^T$, $\dot{\Theta} = [\dot{\theta}_1 \dots \dot{\theta}_4]^T$, $\ddot{\Theta} = [\ddot{\theta}_1 \dots \ddot{\theta}_4]^T$, $\tau = [\tau_1 \dots \tau_4]^T$ y los elementos de la ecuación (3.29) son: $M(\Theta)$, matriz de inercia del mecanismo; $V(\Theta, \dot{\Theta})$, vector que incluye los efectos centrípetos y de Coriolis; y $G(\Theta)$, vector que contiene los términos gravitatorios.

3.4 Control de fuerza del robot humanoide SILO2

En general, para que un robot interactúe adecuadamente con su entorno es necesario dotarle de algún tipo de sistema sensorial capaz de proporcionar la información necesaria para que el robot, a través de su sistema de control, reaccione y se adapte, de una u otra manera, al ambiente que le rodea. En nuestro caso particular, dadas las características de especial sensibilidad frente a perturbaciones que presenta la locomoción bípeda, se ha considerado como una fuente de mejora respecto al control de posición y de velocidad de las articulaciones, investigar las ventajas que presenta el empleo de control de fuerza. Se pretende, con la inclusión de lazos de realimentación de fuerza, obtener algún tipo de comportamiento acomodaticio, es decir, que el robot se adapte suavemente (por oposición al movimiento brusco del control de posición) al medio. En otras palabras, se trata de investigar si es posible que mediante el control de fuerza en sus articulaciones, el robot mantenga la estabilidad frente a perturbaciones externas y a errores de modelado, adecuando de manera ‘natural’ su postura dependiendo del evento que se suscite.

Además de proporcionar un comportamiento de acomodación de las fuerzas/pares de contacto en la interacción pie-suelo o frente a otras perturbaciones mediante “oscilaciones amortiguadas” en las articulaciones, puede haber situaciones en las que las medidas del ZMP no sean correctas, y, por lo tanto, conduzcan a situaciones de bloqueo o de error grave. Como ya se ha indicado, la medida del ZMP se suele hacer (como en nuestro caso) empleando sensores de fuerza en el pie, y se necesita un buen contacto de los mismos con el suelo para que su información sea correcta. Si la información es errónea y si el sistema de control basado en el ZMP la emplea como correcta, las acciones resultantes serán erróneas y esto puede conducir a la pérdida de estabilidad. Esto limita las posibilidades de movimiento de los robots humanoides cuyo control se basa solamente en el ZMP. Así pues, nuestra finalidad en este trabajo es la introducción de lazos de control de fuerza con un fin doble:

- a) mejorar el comportamiento actual obtenido con el empleo del ZMP mediante la acomodación de fuerzas de contacto y el rechazo de perturbaciones; y,
- b) ampliar las posibilidades de movimiento cuando el ZMP no es suficiente o no es válido.

En la Figura 3.17 se muestran diversas situaciones en las que la medida del ZMP empleando los sensores en las plantas de los pies da un resultado erróneo con lo que la acción de control resultante de emplear sólo este índice puede conducir a la inestabilidad o bien es insuficiente para salir de una situación de bloqueo.

<p>Zona inestable Zona estable pie derecho pie izquierdo</p>	<p>El sistema está en equilibrio. No hay medida del ZMP al no haber contacto de la planta del pie con el suelo, pero el sistema está en posición estable ya que el ZMP está dentro del polígono convexo de estabilidad. Una situación similar es cuando los dos pies se apoyan con mal contacto sobre una superficie irregular.</p>
<p>Zona inestable Zona estable pie derecho pie izquierdo ZMP erróneo</p>	<p>El sistema está en equilibrio. La medida del ZMP (dada solo por el pie izquierdo) es errónea, con lo que al levantar el pie derecho se producirá un salto brusco en el valor del ZMP a su valor real. Para equilibrar el sistema será necesaria una reacción muy rápida (p.e. del tronco) lo que normalmente no será posible por falta de recursos o producirá una inestabilidad añadida.</p>
<p>Zona inestable Zona estable pie derecho pie izquierdo</p>	<p>El sistema está en equilibrio. La medida del ZMP (dada solo por el pie derecho) es errónea, y además supone que solo el pie derecho está apoyado. Esta es una situación de bloqueo de la que no se puede salir empleando solo el ZMP como índice de estabilidad.</p>

Figura 3.17 Algunas situaciones en las que los sensores del ZMP en los pies no dan información suficiente, o la dan errónea. En estos casos el control de fuerza puede proporcionar una ventaja para mantener la estabilidad y/o para salir de situaciones de bloqueo.

En estas condiciones es necesario recurrir a otros indicadores o al empleo de otros sensores (p.e. inerciales) para asegurar la estabilidad. El control de fuerza puede proporcionar una ventaja suficiente para solventar estas situaciones, ya que al controlar la interacción del robot con el medio esto nos puede proporcionar el

mecanismo necesario para conocer la situación real de distribución de fuerzas, y, con esta información se podrá, mediante los algoritmos correspondientes, modificar dicha distribución hasta obtener una que garantice la estabilidad.

Como se presenta a continuación en los siguientes apartados, y después de las etapas de análisis previas, en el robot SILO2 se han implementado dos clases de sensores de fuerza: a) bajo la planta de cada pie (ocho en total); y, b) sobre las bielas de cada mecanismo SMART (seis en total). Los sensores de fuerza colocados en las plantas de los pies son utilizados para realizar la estimación del ZMP, y con ello se pueden realizar diferentes estrategias de control para la estabilidad del bípedo (Caballero, 2002). En el segundo caso, la finalidad es la de proveer al mecanismo SMART de mayor sensibilidad, con la motivación primordial de entender su comportamiento dinámico y para poder realizar, posteriormente, estrategias de control de fuerza sobre dicho actuador no lineal. Una vez que cada SMART esté controlado en fuerza será posible diseñar estrategias y algoritmos de control de fuerza para el robot mediante las cuales se pueda lograr una mejor conducta de estabilidad en los planos lateral y sagital. De esta forma se amplía la capacidad de reacción del robot y se complementa mediante lazos de control adicionales el lazo de control que emplea la medida del ZMP, mejorando la capacidad de respuesta frente a perturbaciones y solventando algunos problemas que surgen cuando se emplea solamente el ZMP como argumento para la estabilidad.

3.4.1 Mejora de la sensibilidad de SMART

El actuador no lineal SMART está inspirado en los actuadores cuasi-resonantes (Akinfiyev y Armada, 1998). En la Figura 3.18 se muestra una foto con un mecanismo SMART implementado para accionar un tobillo del SILO2 (Armada *et al.*, 2002a). Se puede apreciar que el ángulo de entrada ' γ ', accionado por un motor de cc con reducción planetaria, se mide utilizando un codificador óptico incremental, y que el ángulo de salida ' q ' se mide utilizando un potenciómetro rotatorio de precisión. El par que se entrega a la articulación de salida no se mide directamente (no hay implementado un sensor de par) y está fuertemente correlacionado con la posición angular de dicha articulación. La transmisión mecánica de SMART transfiere el par de carga al rotor del servomotor de manera no lineal, determinada por las dimensiones del mecanismo de cuatro barras, tal como se ha analizado en las primeras secciones de este capítulo de la memoria.

En los primeros experimentos con el actuador SMART, la articulación de salida ' q ' fue controlada en posición y velocidad con buenos resultados (Caballero, 2002). Sin embargo, después de efectuar muchos experimentos y debido a que se utilizan seis

actuadores SMART en el robot humanoide (SILO2) se consideró que podía ser interesante mejorar la sensibilidad de estos actuadores no lineales (Montes *et al*, 2003). Esta ampliación de la sensibilidad se logra al añadir al mecanismo “nuevas capacidades” tendientes a medir el par de salida de la articulación de manera indirecta (esta medida no ha sido implementada utilizando sensores de tamaño estándar debido a la falta de espacio y al coste de los mismos).

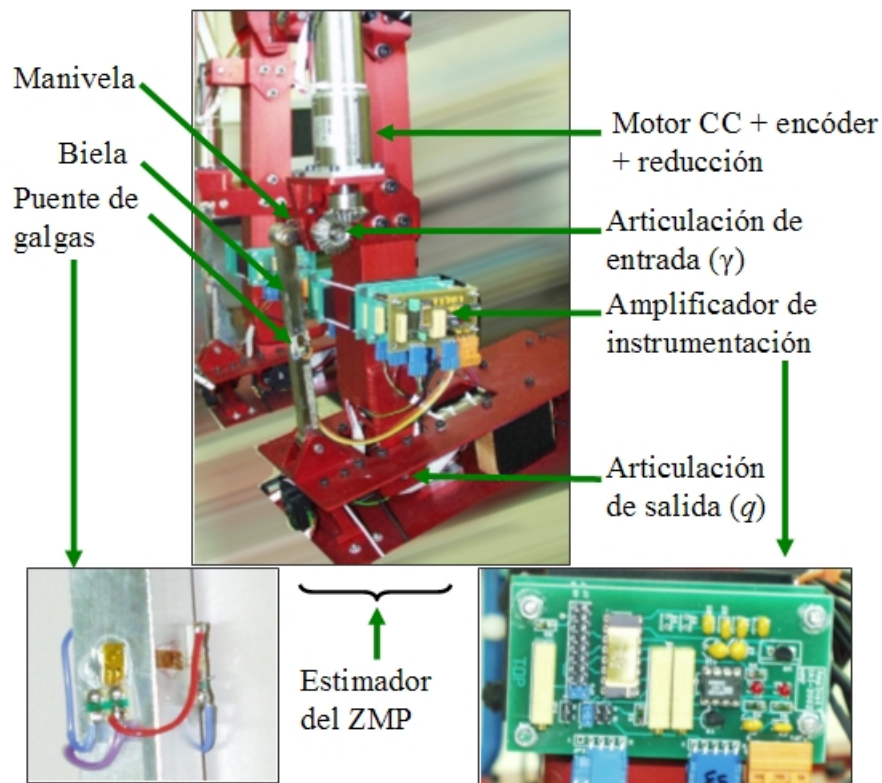


Figura 3.18 Actuador no lineal SMART instrumentado con sensores de fuerza.

Previamente a la implementación del sensor de fuerza en el mecanismo SMART, se obtenían mediciones de los ángulos (y por ende las velocidades) de entrada y de salida, y el par de la articulación a la entrada (a través de la medición de corriente en el motor), pero estas medidas no eran suficientes para conseguir un buen control de fuerza (refiérase a una situación similar, la presentada en 2.3.1.1), por lo que se hizo necesario realizar un método de estimación del par en la articulación de salida. Así,

se ha propuesto la implementación de un sensor de fuerza en los mecanismos SMART. Esto dio como resultado la mejora de la sensibilidad del actuador, permitiendo la implementación de “control indirecto del par” de la articulación de salida del SMART, utilizando un lazo de control por realimentación de fuerza.

En todos los sensores de fuerza, las fuerzas y los pares son medidos a través de deformaciones o desplazamientos sobre un elemento elástico que está implementado dentro del sistema del sensor (Gorinevsky *et al.*, 1997). Las galgas extensiométricas son los transductores más ampliamente utilizados para la medición de las fuerzas. En este tipo de transductores, el esfuerzo provoca un cambio en la resistencia eléctrica de la galga extensiométrica montada sobre un elemento elástico. Existen múltiples técnicas relacionadas para el montaje de las galgas sobre un elemento elástico dependiendo del tipo de medición o aplicación (Dally *et al.*, 1993). Los sensores de fuerza que utilizan galgas extensiométricas poseen alta sensibilidad y precisión en las mediciones, requiriendo amplificadores relativamente simples. El principal aspecto negativo al utilizar las galgas es su sensibilidad respecto a la temperatura, el cual ha sido neutralizado al aplicar métodos especiales.

La colocación de las galgas extensiométricas sobre una de las barras del actuador SMART es empleada para medir la fuerza sobre la biela y, subsecuentemente, esta medición puede ser utilizada para obtener el par en la articulación de salida (por lo tanto, el par entregado a la carga externa). La Figura 3.18 muestra el sistema electrónico modular y la colocación de las galgas extensiométricas. Las galgas son colocadas como una clásica celda de carga para medir la fuerza en la dirección longitudinal de la biela. La fuerza aplicada causa un esfuerzo de compresión $-F/A$, donde A es el área de la sección transversal de la biela del SMART. Esta condición de carga produce una deformación longitudinal de compresión $e_l = -F/AE$, que es acompañada por una deformación de tensión transversal $e_t = +\nu F/AE$, donde ‘ E ’ y ‘ ν ’ son el Módulo de Young y el coeficiente de Poisson para el material del cual está fabricada la biela, respectivamente (Bentley, 1995).

Las galgas extensiométricas son colocadas siguiendo un puente de Wheatstone completo para convertir la variación de resistencia de salida en una señal de tensión. En este puente de Wheatstone las galgas Rg_1 y Rg_3 son colocadas transversalmente sobre la biela, mientras que las galgas Rg_2 y Rg_4 , son colocadas longitudinalmente sobre la biela (ver Figura 3.21), de este modo,

$$Rg_1 = Rg_3 = Rg \left(1 + \frac{G\nu F}{AE} \right) \quad Rg_2 = Rg_4 = Rg \left(1 - \frac{GF}{AE} \right) \quad (3.30)$$

Entonces, la tensión de salida del puente de Wheatstone es,

$$V_o = V_s \frac{\frac{GF}{AE}(\nu+1)}{2 + \frac{GF}{AE}(\nu-1)} \quad (3.31)$$

donde, G es el factor de galga y V_s es la tensión de alimentación del puente.

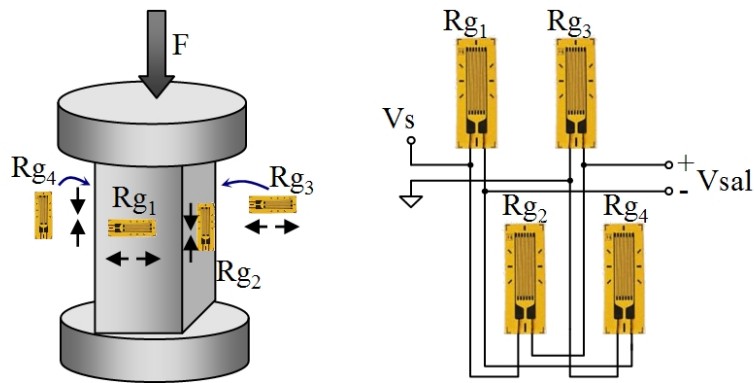


Figura 3.19 Sensor de fuerza sobre la biela de SMART.

La tensión de salida del puente de galgas es aumentada con un amplificador de instrumentación modular que combina alta precisión, bajo ruido, ganancia de alta precisión, coeficiente de baja ganancia de temperatura y alta linealidad diseñado para el uso con transductores de bajo nivel de señal de salida, que incluyen celdas de carga, galgas extensiométricas, transductores de presión, de velocidad angular, acelerómetros, etc.

Esta tarjeta electrónica modular (ver Figura 3.18), es utilizada en el SILO2 para adquirir mediciones provenientes de las celdas de carga colocadas bajo cada planta del pie del robot y las del puente de galgas situado sobre la biela del SMART. Con estas mediciones se realiza la estimación del ZMP y se evalúa, de manera indirecta, el par de salida de la articulación correspondiente.

3.4.2 Análisis de fuerzas en la cadena cinemática de SMART

Para comprender la relación que existe entre las fuerzas que interactúan sobre el mecanismo de cuatro barras de SMART, se realiza, a continuación, un análisis de la distribución de las fuerzas sobre el mismo. Igualmente, se pretende relacionar las fuerzas obtenidas con los ángulos de salida y de entrada, y por consiguiente, conocer que tipo de función las representa. En la Figura 3.20 se muestran los vectores de fuerza sobre la cadera lateral izquierda.

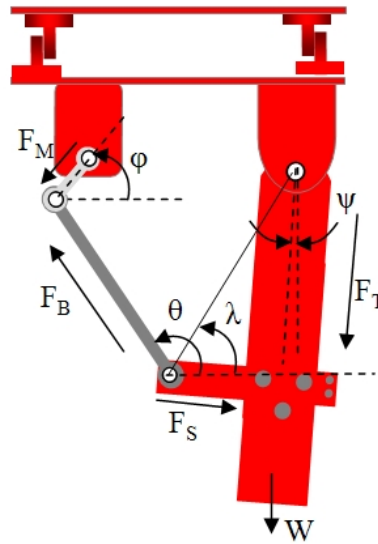


Figura 3.20 Actuador SMART de la cadera lateral izquierda indicando la distribución de las fuerzas en el mecanismo.

Debido a que las ecuaciones de los ángulos ϕ , θ y λ (véase la Figura 3.20) han sido resueltas previamente en la sección 3.3.1.3, es posible proceder directamente para obtener las fuerzas que interactúan sobre el mecanismo SMART. Asumiendo que hay una carga W (que puede ser el peso de la pierna) y que el ángulo que forma la pierna con respecto al eje vertical es $\psi = q - \pi/2$, se encuentra que las fuerzas F_B , F_M , F_S y F_T son,

$$\begin{aligned}
 F_B &= -\frac{Wl_p \operatorname{sen}(\psi)}{l_a \operatorname{sen}(\theta - \lambda)} & F_M &= F_B \cos(\theta - \phi) \\
 F_T &= \frac{W \cos(\psi - \alpha) - F_B \operatorname{sen}(\theta + \psi - \alpha)}{\cos \alpha} & F_S &= \sqrt{F_A^2 + F_T^2 - 2F_A F_T \operatorname{sen} \alpha}
 \end{aligned}
 \tag{3.32}$$

donde,

$$F_A = -\frac{W \operatorname{sen} \psi + F_B \cos(\theta + \psi)}{\cos \alpha}$$

Teniendo en consideración el peso de la pierna del robot y su centro de masa, 61.9 N y 0.421 m, respectivamente, se pueden obtener las gráficas que corresponden a las ecuaciones (3.32). Las funciones de fuerza que más interesa conocer son las que interactúan sobre las dos barras móviles, la biela y la manivela (ver Figura 3.21).

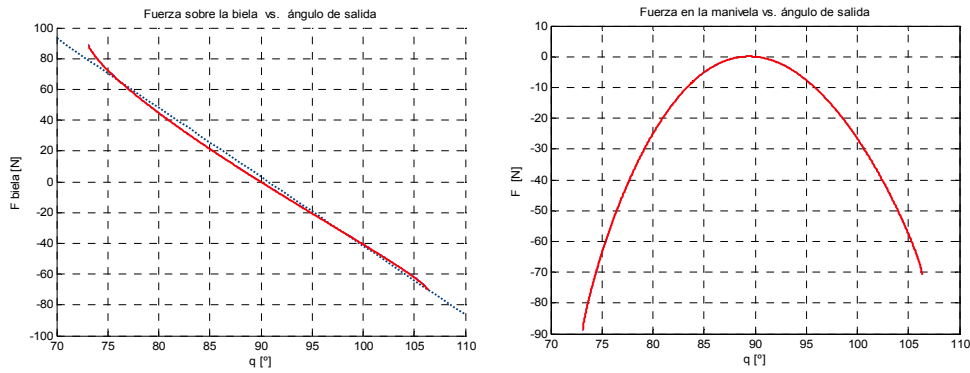


Figura 3.21 Funciones de fuerza sobre la biela (F_B) y la manivela (F_M) en función del ángulo de salida (q).

Se observa que la relación de la fuerza sobre la manivela es fuertemente no lineal y que en todo el recorrido de la simulación, la fuerza es negativa (refiérase a la gráfica de la derecha de la Figura 3.21). Esto indica que la fuerza que actúa sobre la manivela es de compresión, y que cuando el ángulo de salida de la articulación es $q = 90^\circ$, la fuerza sobre la manivela es cero. En este momento la pierna izquierda está perpendicular a la cadera y en posición de “descanso”.

Por otro lado, la fuerza que experimenta la biela de SMART es de compresión (valores positivos) y de tensión (valores negativos) y, a la vez, es casi lineal con respecto al ángulo de salida (q) (refiérase a la gráfica de la izquierda de la Figura 3.21). Por esta característica de linealidad es posible realizar estrategias de control de fuerza, de fuerza/posición, etc., sobre cada articulación donde está implementado el mecanismo SMART sin tener que realizar un modelado no lineal del sistema. Se puede afirmar, entonces, que existe una relación lineal entre la salida (q) y la entrada (F_B) del sistema. Sabiendo que el control del accionamiento SMART resulta ser más complejo que los accionamientos con relación de transmisión constante, se

manifiesta que al obtener mediciones de fuerza sobre la biela del mecanismo se compensa la no linealidad del sistema. Conviene reiterar que esto es correcto en tanto se utilice la medición de fuerza como entrada y el ángulo q como salida.

Puesto que es posible obtener la medición de las fuerzas sobre la biela de cada SMART instalado en el SILO2, también es posible obtener la medición indirecta de los pares en la salida de cada articulación. En la Figura 3.22 se muestran los parámetros cinemáticos para la medición del par de salida en SMART en función del ángulo de entrada (γ).

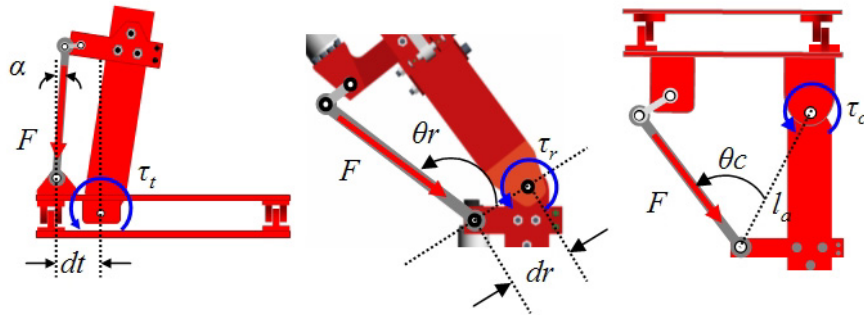


Figura 3.22 Parámetros cinemáticos para la medición del par de salida de SMART (tobillo, rodilla y cadera, respectivamente).

Las ecuaciones que representan el par de salida de cada articulación en donde se encuentra implementado SMART son,

$$\tau_t = Fd_t \cos \alpha \quad \tau_r = Fd_r \sin \theta_r \quad \tau_c = Fl_a \sin \theta_c \quad (3.33)$$

donde,

$$\alpha = \frac{\pi}{2} - ec.(3.5) \quad \theta_r = ec.(3.5) - ec.(3.11) - \alpha \quad \theta_c = ec.(3.18) - \alpha$$

Las fuerzas que actúan sobre la biela del actuador SMART se determinan mediante la implementación del sensor de fuerza (ver sección 3.4.1) de manera que se pueda calcular el par de salida según se muestra en (3.33). El par de salida de cada articulación puede ser correlacionado con el par de salida del servomotor (par de entrada del mecanismo SMART), que es determinado de manera indirecta por medio de la medición de corriente. Con ambas magnitudes puede ser estimada la relación de transmisión verdadera que existe en el mecanismo.

Es de notar que el modelo dinámico de un mecanismo de un grado de libertad con transmisión no lineal tiene algunas diferencias con respecto al modelo dinámico de una transmisión clásica. Los términos dominantes del modelo dinámico de SMART son principalmente la inercia del motor, la inercia de la caja de reducción del motor y la inercia del mecanismo de cuatro barras reflejada en el eje del motor. Adicionalmente, es necesario considerar la fricción en todos los casos (Caballero, 2002).

Numerosas simulaciones y experimentos se han realizado aplicando estrategias de control de velocidad a las articulaciones en donde SMART está implementado. Por medio de simulación, se han obtenido los pares de entrada y de salida que podrán ser comparados con los resultados experimentales que se presentan en el siguiente capítulo, donde se muestra la función de transmisión obtenida a partir de datos reales. En la Figura 3.23 se muestran estas gráficas (se dibujan los valores absolutos de los pares).

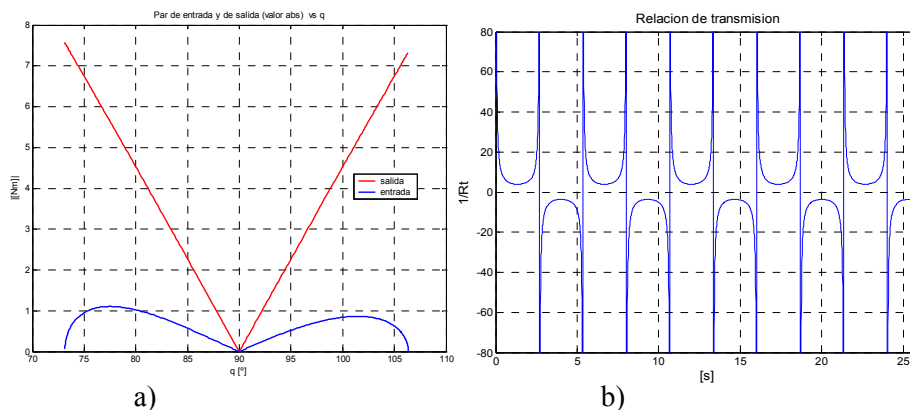


Figura 3.23 Características dinámicas de la articulación de la cadera en el plano lateral: (a) comparación entre el par de entrada y el par de salida; (b) función de transmisión.

Los resultados mostrados en la Figura 3.23 se obtuvieron mediante simulación realizada con los datos de la articulación de la cadera izquierda en el plano lateral. El par de entrada tiene un comportamiento no lineal. Cuando la pierna está colocada en la posición de 90°, el par de salida y el de entrada son cero, pero cuando la articulación de la cadera es desplazada hacia sus posiciones extremas el par de salida aumenta, pero el par de entrada tiende a cero (refiérase a la Figura 3.23(a)). Esto es debido a que cuando la articulación está en sus posiciones extremas la relación de transmisión del mecanismo SMART tiende a infinito y el servomotor tiende a no

consumir corriente. El par en el motor se puede deducir de $\tau = |k_e I_M|$, donde, k_e es la constante de par del motor en mNm/A, e I_M , es la corriente consumida por el motor en amperios. En cambio, el par a la salida tiende a aumentar en cuanto aumenta el ángulo de desplazamiento, esto es $\tau = |Wd \cos(\pi/2 - q)|$. Se puede afirmar que con la implementación del mecanismo SMART en la articulación del robot SILO2, la corriente consumida por el motor de corriente continua es mucho menor que cuando se conectase el mismo motor directamente sobre la articulación. En este caso, cuando la posición de la articulación tienda a moverse hacia las posiciones extremas, el par sobre el motor aumentará y por ende la corriente también. Por otro lado, cuando se esté utilizando el mecanismo SMART, en las posiciones extremas, la articulación está cuasi-bloqueada, por lo que se puede aprovechar esta singularidad en la estrategia de control utilizada.

En la Figura 3.23(b), se aprecia la relación de transmisión de SMART durante un control de velocidad cuando la pierna ejecuta un movimiento pendular durante unos 25 segundos, aproximadamente. Los valores positivos representan el movimiento de la pierna en una dirección y los valores negativos, en la otra. Alguna sección de esta gráfica puede ser comparada con la Figura 3.10 presentada anteriormente.

3.4.3 Diseño de sistemas de control de fuerza para el robot humanoide SILO2

Todos los sensores que realizan la estimación del ZMP deben estar siempre en contacto uniforme con el suelo para poder producir señales útiles. Cuando se está en apoyo bipodal, la envolvente exterior convexa de la superficie de soporte es mayor y la estabilización del bípedo resulta una tarea no excesivamente complicada. Pero, cuando se está en apoyo monopodal (lo que sucede la mayor parte del tiempo que dura el ciclo de locomoción (Winter, 1990)), y, por lo tanto, la otra pierna está en el proceso de transición, la superficie de apoyo es mucho menor y existe, simultáneamente, una interferencia dinámica ocasionada por la pierna no apoyada que se está moviendo a su nuevo destino. Esto da como resultado un efecto de inestabilidad, por lo que el robot podrá volcar si los algoritmos de control no proporcionan una reacción muy rápida y cambian su configuración espacial (por ejemplo moviendo el tronco), de modo que el ZMP “regrese” o se “encamine” a una posición estable. Por otro lado, es posible que se tengan implementados muy buenos algoritmos de control, pero que en el momento en que el robot pise el suelo, alguno de los sensores colocados bajo la suela del pie del robot no haga buen contacto, y entonces se tendrá una estimación errónea del ZMP por lo que se

ejecutará un movimiento inadecuado de la postura del robot y, entonces, el robot caerá inevitablemente.

Ahora bien, los sensores implementados sobre el mecanismo SMART podrán contribuir, taxativamente, en este caso, a la estabilización del SILO2, no solamente, cuando se tengan problemas concretos, sino en todos los casos en donde el robot realice una trayectoria y se deba tener un control de la interacción con el entorno. Una ventaja importante en esta aproximación es que el sensor de fuerza de SMART no funciona solamente cuando el pie hace contacto sobre el suelo, sino, también cuando no lo hace.

En este sentido, las primeras pruebas de este sensor han sido realizadas sin contacto con el suelo y sin más carga externa que la del propio peso del pie, pantorrilla o pierna según sea el caso. De este modo se pueden estimar los pares en cada articulación dependiendo de la fuerza medida sobre la biela de SMART. Así, se puede saber (con la ayuda de la información complementaria de los codificadores y los potenciómetros) cuando la pierna está realizando un movimiento de traslación sin contacto con el suelo, y, evidentemente, cuando alcanza a tocar la superficie de soporte. Como consecuencia, es posible diseñar nuevas estrategias de control para mejorar la estabilidad del bípedo realizando fusión sensorial de los sensores de SMART y de los sensores de estimación del ZMP.

Sobre el plano sagital se han implementado los sensores de fuerza de SMART en las articulaciones de las rodillas y de los tobillos. Estos sensores proporcionarán información adicional a los sensores de estimación del ZMP para contribuir en la estabilidad del robot en el plano de avance. Sobre el plano lateral están implementados los sensores de fuerza de SMART en la articulación de la cadera. Estos dos sensores efectuarán una contribución añadida a los sensores de estimación del ZMP en el mismo plano.

Es muy probable, y de hecho puede ser observado en el ser humano, que cuando existe una perturbación externa en el plano lateral del robot (es decir, una fuerza externa de empuje sobre la sección lateral del robot), el pie del lado en donde la perturbación es ejercida deja de tocar el suelo, si la fuerza supera un valor mínimo. Esto da a lugar a que la estimación del ZMP esté fuera del polígono de soporte del pie que está en contacto con el suelo (en este caso esta estimación no se llamaría ZMP), y por lo tanto el robot caería. Sin embargo, es posible obtener otra información adicional, en este caso, del abductor contrario a la aplicación de la fuerza perturbadora (mecanismo SMART de la cadera opuesta a la aplicación de la fuerza). Esta información adicional se puede fusionar con la del pie de apoyo para mejorar el control de estabilidad del bípedo frente a este tipo de perturbaciones o, al

mismo tiempo, es posible realizar alguna estrategia de control local por realimentación de fuerza sobre el abductor (cadera lateral derecha), de manera que la cadera se oponga a la fuerza de perturbación. Evidentemente, es posible emplear el tronco del robot para que el ZMP vuelva a existir, es decir que las fuerzas de reacción del suelo vuelvan a estar dentro del polígono de apoyo, pero esta forma de proceder, bien conocida, tiene un límite físico (dependiente del ángulo de reserva que se tenga para el tronco), implica una respuesta muy rápida (no siempre posible), y puede perturbar más la marcha. Por esta razón, se considera que el control de fuerza es un buen método para la acomodación de este tipo de perturbación en el plano lateral.

Así pues, una de las aportaciones de esta memoria consiste en colocar sensores de fuerza sobre cada mecanismo SMART, por lo que se le proporciona al robot una sensibilidad adicional en las caderas, en las rodillas y en los tobillos. De alguna manera, es posible decir que se está equipando al robot SILO2 con el equivalente a una “musculatura” en las articulaciones en donde el mecanismo SMART está instalado. Por ejemplo, en el caso de la cadera existe el movimiento de abducción/aducción, ocasionado por el actuador SMART sobre el plano lateral del robot, y que análogamente puede corresponder a los músculos “abductores de la cadera” y “aductor mayor del muslo” del cuerpo humano, respectivamente. En el caso de las articulaciones del tobillo y de la rodilla los movimientos son de flexión y extensión sobre el plano sagital. Al realizar una analogía con el sistema muscular humano, puede relacionarse con los músculos “tibial anterior” y “gemelos” para la articulación del tobillo y “bíceps crural” y “cuádriceps femoral” para la articulación de la rodilla (Sánchez, 1999) (Hall, 2003).

Para realizar las tareas de acomodación y/o estabilidad del SILO2 utilizando el actuador no lineal SMART, es necesario diseñar estrategias de control que incluyan la realimentación de fuerza. Estas estrategias pueden ser control de elasticidad, control de impedancia o control paralelo de fuerza/posición (Salisbury, 1980) (Hogan, 1985) (Whitney, 1987).

En la Figura 3.24 se muestra el efecto que el control de fuerza puede ocasionar sobre una articulación que es accionada por el mecanismo SMART. Se entiende que el mecanismo SMART está dotado de un sensor de fuerza. Por lo tanto, la articulación se comportará como un muelle de torsión bajo la influencia de una fuerza externa, al ser controlada con alguna estrategia de control de fuerza. El sistema de control de fuerza actuará sobre el servomotor de manera tal, que el desplazamiento de la articulación será proporcional a la magnitud y dirección de la fuerza externa aplicada.

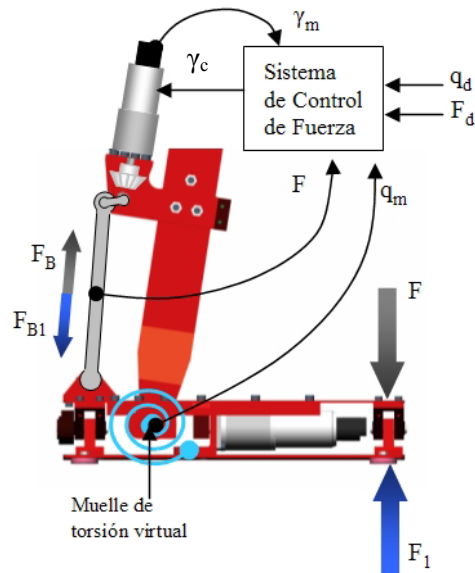


Figura 3.24 Diagrama conceptual del efecto del control de fuerza sobre una articulación.

Las estrategias de control de fuerza que se proponen poseen un lazo interno de posición de alta rigidez que utiliza un microcontrolador PID para efectuar un control de posición. Este lazo interno de posición mide el ángulo de entrada de SMART, es decir, del *encóder* óptico incremental que está instalado en cada servomotor de corriente continua. Estas estrategias de control poseen, además, dos lazos externos, uno de posición y otro para la realimentación de fuerza. El lazo externo de posición es proveído por la medición del ángulo de la salida, obtenido del medidor absoluto angular colocado sobre cada eje de salida del mecanismo SMART. El lazo externo de fuerza es elaborado mediante la medición de la deformación en cada biela de SMART, realizada por las galgas extensiométricas.

La Figura 3.25 muestra un esquema de control de fuerza/posición realizado sobre cualquier articulación en donde SMART está implementado.

Este es un sistema de control no muy complicado para su implementación, y todos sus parámetros pueden ser ajustados experimentalmente, obteniéndose buenos resultados, como se muestra posteriormente en el capítulo 4. La posición de salida q_e se calcula mediante la siguiente ley de control,

$$q_e = K_p (q_d - q_m) + K_f (F_d - F_m) \quad (3.34)$$

Luego, la posición de salida q_e se transforma por medio de las ecuaciones de cinemática inversa a valores de ángulos de entrada γ_e (refiérase a las ecuaciones (3.7) y (3.14)).

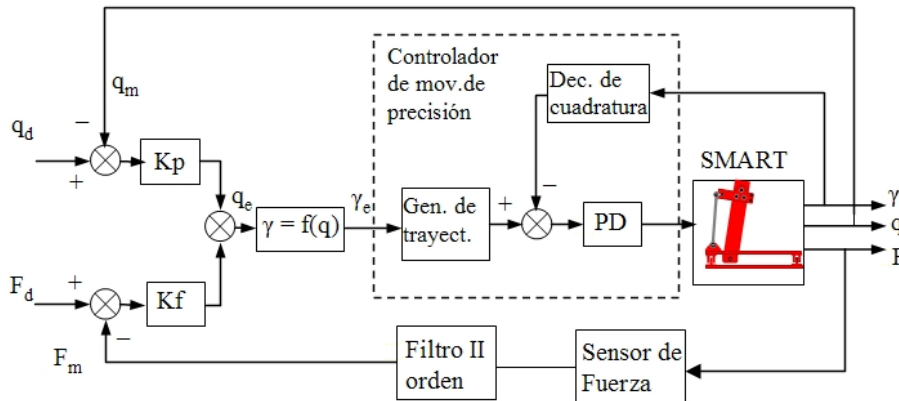


Figura 3.25 Esquema de control de fuerza posición sobre SMART.

Los errores de fuerza son convertidos a posición utilizando el concepto de rigidez o de elasticidad mecánica. Esto es, según la ley de Hooke, como $F = K\Delta x$, es posible obtener el cambio de posición al despejar Δx de la ecuación, resultando $\Delta x = K_f F$. Para un sistema de control por realimentación de fuerza, a la transformación de las fuerzas a posición, según la ecuación anterior, se la conoce como control de elasticidad (Salisbury, 1980). Esta es una estrategia adecuada para lograr la acomodación de las fuerzas de interacción en tareas que implican el contacto mecánico con el entorno.

Otra estrategia de control propuesta para las articulaciones no lineales del SILO2 ha sido la de control de impedancia (Hogan, 1985). Para ello hay que especificar el comportamiento dinámico deseado del sistema en su relación con el medio, mediante la impedancia mecánica del robot. En la Figura 3.26 se muestra un diagrama de bloques que representa el control de impedancia realizado en el SILO2.

El control de impedancia se ejecuta sobre las articulaciones en donde SMART actúa. Esto involucra una cierta complejidad debido a la no linealidad de este actuador. Pero como ha sido demostrado en la sección 3.4.2, existe una relación casi lineal entre la fuerza medida sobre la biela de SMART y el ángulo de salida de la articulación. Con esta característica es posible realizar algoritmos de control en donde no se tenga que linealizar la función no lineal que representa a SMART.

Indudablemente, en estos algoritmos de control se debe incluir la fuerza como entrada del sistema.

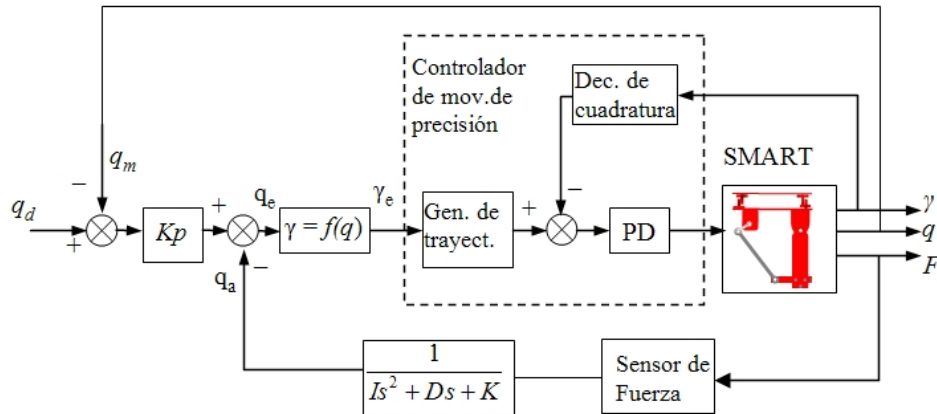


Figura 3.26 Esquema de control de impedancia para el SILO2.

El control de impedancia es un método más general que el control de elasticidad (ver el bloque de las fuerzas en la Figura 3.26), ya que introduce una relación dinámica al objetivo de control. Este control de impedancia puede reducirse a un control de elasticidad o a un control de amortiguamiento si se especifica solamente la relación K o D , respectivamente de la función de impedancia $Z = Is^2 + Ds + K$.

En este sistema de control todas sus constantes pueden ser ajustadas experimentalmente. La posición de salida q_e se calcula mediante la siguiente ley de control,

$$q_e = K_p(q_d - q_m) - F \left(\frac{1}{Is^2 + Ds + K} \right) \quad (3.35)$$

Luego, q_e es trasformada a valores de ángulos de entrada a través de la relación de cinemática inversa previamente desarrollada. Es necesario realizar esta transformación, debido a que los algoritmos de control que se están empleando involucran un lazo interno de posición que está operado por un controlador PID de posición (LM629) con salida PWM para controlar los movimientos del servomotor cuyo medidor de posición es el codificador óptico incremental. Este codificador óptico incremental mide el ángulo de entrada (γ) del sistema de cuatro barras de SMART.

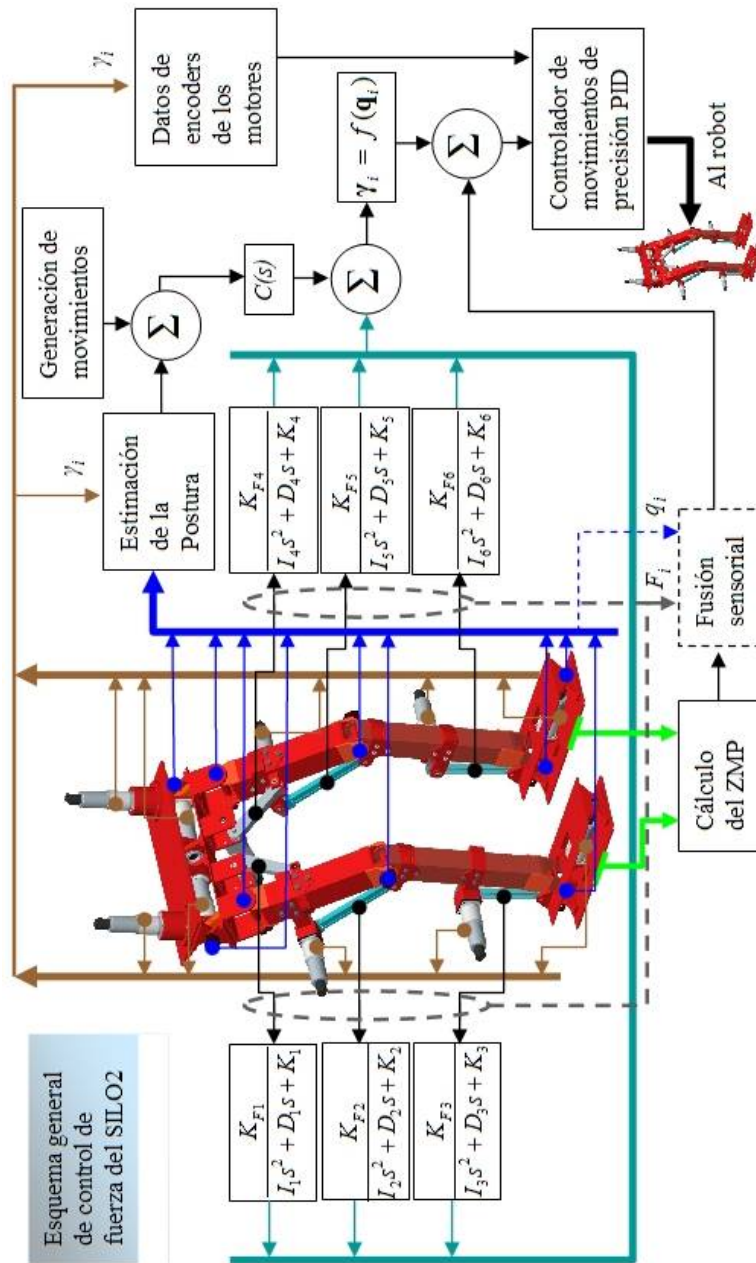


Figura 3.27 Esquema general de control de fuerza en las extremidades inferiores del SILO2.

En el control de impedancia, la fuerza medida es convertida a posiciones relativas a través de la impedancia mecánica deseada y establecida en el algoritmo de control según $q_a = F/(Is^2 + Ds + K)$. Esta posición es proporcional a la fuerza ejercida por el robot sobre un medio con restricciones de movimiento, logrando que el robot tenga un funcionamiento de acomodación sobre el entorno.

En Figura 3.27 se muestra el esquema general de control de fuerza propuesto para actuar sobre la cadena cinemática que forman las piernas del robot humanoide SILO2. Se propone un control de impedancia generalizado en las articulaciones que son accionadas por SMART, y un control de posición en las articulaciones con accionamientos clásicos. Por ejemplo, cuando el robot permanece en una postura estáticamente estable y es sometido a una perturbación exterior, el robot SILO2 se desplazará en la dirección de la fuerza aplicada y simultáneamente, brinda una oposición proporcional al desplazamiento producido por la fuerza. Esto ocurre debido al control de impedancia a que están sometidas algunas de las articulaciones.

Por otro lado, se propone una fusión sensorial entre los sensores que estiman el ZMP, los sensores de fuerza en las bielas de SMART y la postura del robot para controlar el equilibrio del robot en una postura estática o durante una locomoción. Esto compensaría algunas situaciones en las que los sensores del ZMP no dan una información correcta, debido a singularidades en el posicionamiento de los pies del robot (en la Figura 3.17 se han mostrado algunos detalles de algunos casos particulares).

3.5 Arquitectura del sistema de control del robot humanoide SILO2

La robótica es una disciplina con una orientación práctica cuya finalidad es la de automatizar tareas muy diversas, y que, a lo largo de los últimos treinta años ha evolucionado de forma notable con el concurso de otras disciplinas y el avance general de la ciencia y la tecnología en diversos campos. El incuestionable desarrollo de la robótica industrial ha contribuido a la creación de los sistemas de fabricación flexible, con lo que se ha posibilitado la automatización de series medias y pequeñas. Los logros conseguidos en el campo de la robótica industrial y el grado de madurez que ésta ha alcanzado han conducido en los últimos años a considerar su expansión a otros sectores, entre los que se encuentran, entre otras, aplicaciones de la vida diaria cuya automatización es reconocida como extraordinariamente compleja. El empleo de robots industriales se caracteriza por llevarse a cabo en un

entorno altamente tecnificado, y requiere para su funcionamiento de personal cualificado. Por el contrario, los robots humanoides constituyen una de las fronteras en el estado del arte de la robótica, y, aunque se está aún lejos de conseguir una plena operatividad de esta clase de robots, uno de los aspectos en los que se pone mayor énfasis es en que han de poder ser empleados por personal no especialmente capacitado o entrenado para ello.

Tabla 3.2 Algunas diferencias cualitativas entre la Robótica Industrial clásica y los Robots Humanoides.

Robot Industrial (RI)	Robot Humanoide (RH)
El sistema RI está compuesto por tres elementos bien diferenciados: <ul style="list-style-type: none"> • fuente de energía; • sistema de potencia y de control; • manipulador. Se le añaden garras y/o herramientas especializadas.	Un RH es autocontenido. Debe portar todos los elementos necesarios para su funcionamiento.
Manipulador de hasta 6 grados de libertad.	Cadena cinemática de muchos grados de libertad.
Base fija (o con movilidad restringida).	No hay base fija, la cadena cinemática se abre y se cierra durante el ciclo de marcha.
Empleo en la automatización de sistemas de fabricación.	Aplicaciones en definición con un amplio espectro de posibilidades.
Control metodológicamente bien definido y conocido.	Control muy complicado, no resuelto.
Necesita pocos sensores para su funcionamiento interno.	Necesita muchos sensores para su funcionamiento interno.
No importa mucho el consumo energético.	Es vital conseguir un consumo energético muy bajo.
Diseñados para entornos de fabricación altamente tecnificados.	Deben diseñarse para entornos humanos.

Esta diferencia fundamental que acabamos de señalar (en la Tabla 3.2 se recogen algunas otras) debe de tenerse en cuenta tanto en el diseño como en la realización de robots humanoides, y, como consecuencia, la definición de la arquitectura del

sistema de control es un tema de especial importancia. El robot humanoide SILO2 ha sido diseñado para habilitar la realización de investigaciones en esta área de la robótica y para servir de plataforma experimental que permita evaluar en la práctica los avances que se vayan obteniendo. Por esta razón, para facilitar un progreso coherente, es necesario organizar la arquitectura del sistema de control de forma modular para que pueda ir creciendo o modificándose de acuerdo con las necesidades particulares de las investigaciones que se pretenden llevar a cabo. Dada la complejidad del sistema y la amplitud y diversidad de las investigaciones en ejecución, se ha considerado como esencial el que dicha arquitectura incluya una interfaz operador-máquina que sirva tanto para ayuda en el desarrollo (p.e. monitorización de datos de sensores), como para su operación.

3.5.1 Arquitectura multisensorial y de control del robot humanoide SILO2

El robot SILO2 es una estructura mecánica articulada de 23 grados de libertad. Por ello, se sistema sensorial básico consiste en 23 codificadores ópticos incrementales colocados en el eje del rotor de cada motor, 23 potenciómetros para obtener la medición absoluta de los ángulos de salida de las articulaciones, 23 sensores de corriente, 8 sensores de fuerza colocados de cuatro en cuatro bajo la suela de cada pie del robot para realizar la estimación directa del ZMP, tres acelerómetros para detectar la aceleración sobre los ejes del centro de masas y tres medidores de velocidad angular para detectar la rotación del cuerpo del robot. Los codificadores ópticos incrementales, potenciómetros y sensores de corriente son empleados para la adecuada implementación del control posición o de fuerza en las articulaciones del robot. Los sensores de fuerza de cada pie han sido estratégicamente colocados sobre su perfil plano de soporte, de manera que no solo se midan las fuerzas de reacción del robot, sino también se determine eficientemente el ZMP verdadero. Los acelerómetros y medidores de velocidad angular son utilizados para detectar movimientos y rotaciones sobre los ejes principales del sistema de referencia del robot. Asimismo, y como ya se ha indicado previamente en este capítulo de la memoria, la necesidad del empleo de otros sensores adicionales como los sensores de fuerza en los accionamientos no lineales SMART y un sistema de visión artificial, ha motivado que la arquitectura se haya preparado igualmente para poder adquirir y procesar la información proveniente de estos sensores.

La Figura 3.28 muestra un diagrama de bloques que ilustra la arquitectura del sistema multisensorial del SILO2 (Montes *et al.*, 2004a). Debe destacarse el diseño modular del sistema electrónico, lo cual permite una fácil expansión de las

capacidades que posee el robot. El hardware para la adquisición de datos y para la ejecución de los algoritmos de control consiste en un computador maestro Pentium III a 700 MHz con cinco tarjetas de control de cuatro ejes y una tarjeta de control con tres procesadores esclavos PID.

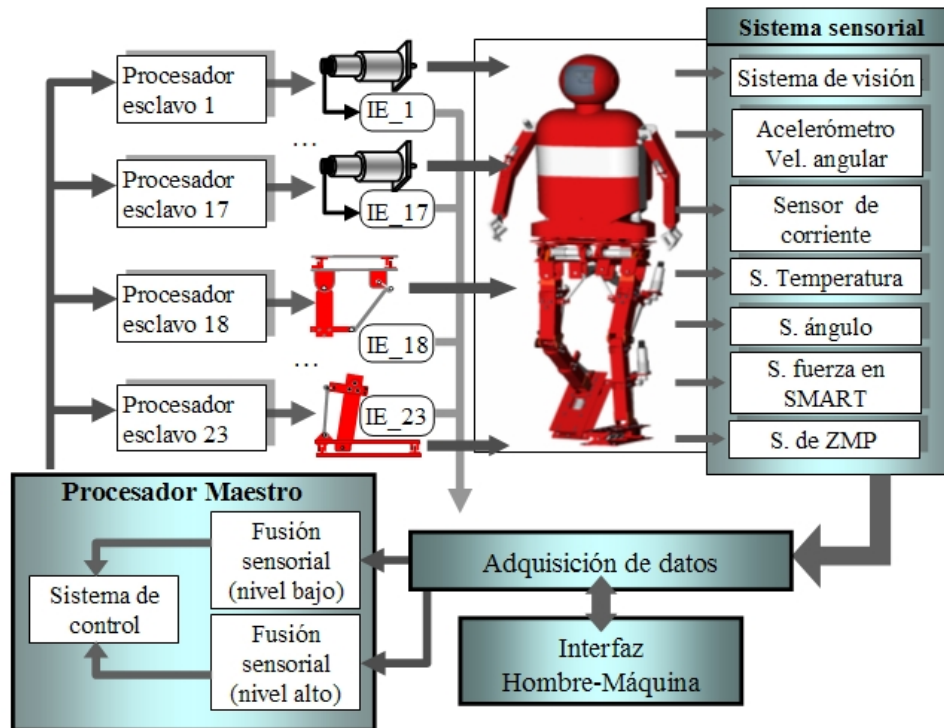


Figura 3.28 Arquitectura del sistema SILO2.

Cada tarjeta de control de cuatro ejes posee: cuatro procesadores esclavos LM629, que realizan control PID de posición o velocidad de manera descentralizada; cuatro puertos de salida PWM (20 KHz) o de salida analógica (-10v/+10v); 16 canales de entrada de señales analógicas de alta velocidad; 32 canales de entrada de un bit y 16 canales de salida de un bit. La tarjeta de control de cuatro ejes puede reconfigurar las conexiones entre el procesador maestro y los procesadores esclavos con los puertos de salida PWM o analógicos. Esta flexibilidad evita la sobrecarga del procesador maestro en la realización de tareas de control descentralizando las funciones a los procesadores esclavos. Por lo tanto, también permite que el procesador maestro tome el control completo de las operaciones o parte de ellas en cualquier momento de la ejecución de la tarea. El diagrama de bloques de esta tarjeta de control de cuatro ejes se presenta en la Figura 3.29. Todo el software se

ejecuta sobre el sistema operativo en tiempo real Neutrino II, que asegura altos niveles de rendimiento y fiabilidad en esta clase de aplicaciones.

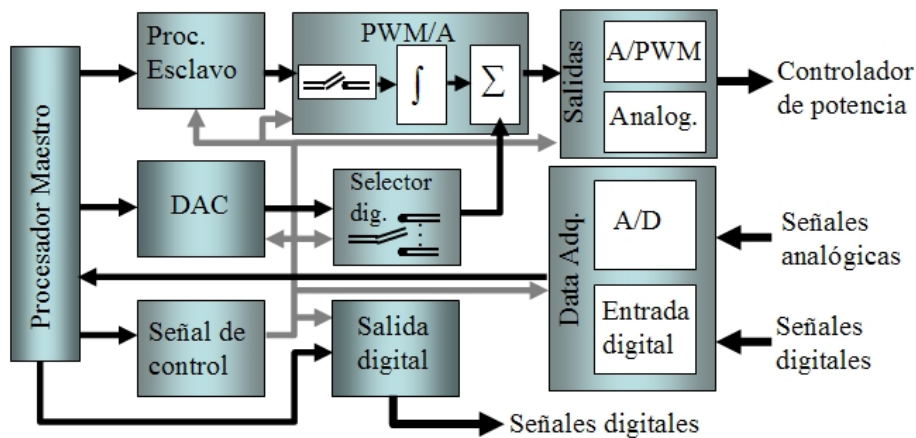


Figura 3.29 Diagrama de bloques del *hardware* de control y de adquisición y salida de datos.

3.5.2 Interfase operador-máquina para el robot humanoide SILO2

Por otro lado, el avance en el control de todo tipo de robots, y, entre ellos, los robots humanoides, requiere la inclusión de muchos tipos de sensores (como ha sido descrito anteriormente) y el empleo efectivo de los mismos, lo que implica en muchas ocasiones la necesidad de realizar una fusión sensorial de los mismos. Por esta razón, la recolección de un gran número de señales provenientes de todo el sistema sensorial llega a ser una tarea fundamental. Además, puede ser muy conveniente desarrollar una interfaz gráfica, de fácil uso, que muestre la información relevante referente al estado completo del robot. Con esto, además de facilitar las etapas del desarrollo de los prototipos (electrónicos y mecánicos) se dispone de una herramienta que puede utilizarse para la teleoperación o la supervisión remota de los robots. Por ello, se ha desarrollado un sistema de supervisión en tiempo real junto con el software de la interfaz operador-máquina para ser empleada en el robot humanoide SILO2. Con este sistema de supervisión se tiene una idea mejorada del comportamiento del robot.

Uno de los factores claves cuando se trabaja con un sistema de control tan complejo, que posee 23 grados de libertad y que utiliza actuadores lineales y no lineales, es

garantizar que todos los recursos apropiados sean proporcionados de manera adecuada para asegurar la adquisición de datos en tiempo real, con la finalidad de que todo el sistema funcione apropiadamente. Como ha sido indicado anteriormente, un total de 96 señales deben ser adquiridas desde toda la estructura del robot. Estas deben ser filtradas, procesadas por el sistema de control y almacenadas en el correspondiente archivo de datos para un análisis ulterior. Todo esto debe ser realizado teniendo en cuenta los requerimientos de tiempo real.

Por lo tanto, la idea general detrás de este enfoque es que se debe obtener la mayor cantidad de información del sistema, para que el robot pueda ser estudiado y controlado de la mejor manera. Además, se ha diseñado un sistema completo de electrónica de precisión, para facilitar las tareas de control y de adquisición de datos.

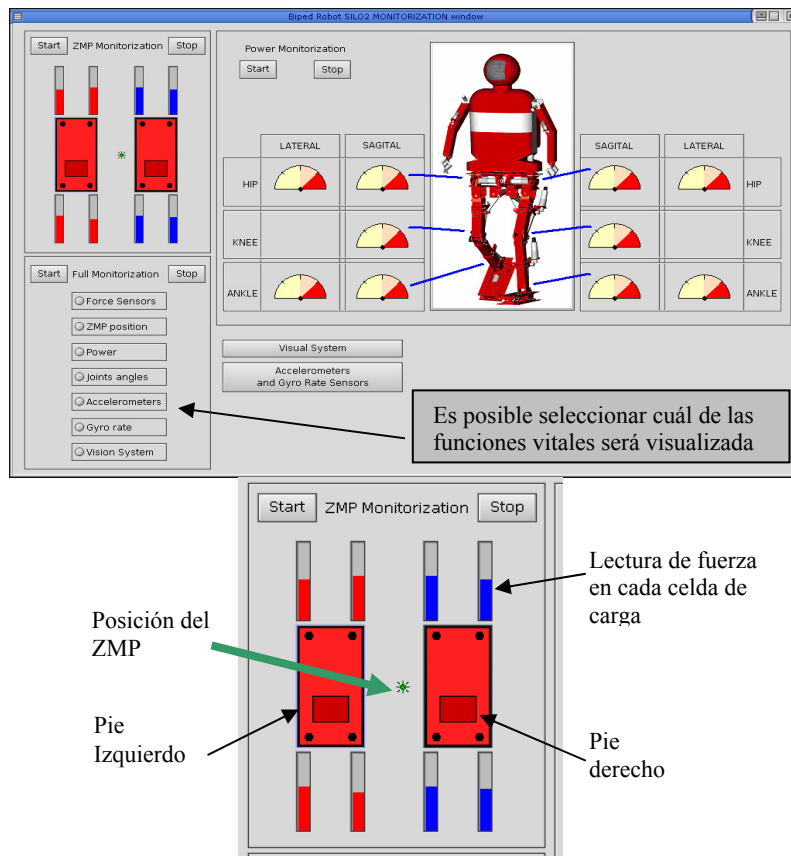


Figura 3.30 Ventana principal de la interfase operador-máquina del SILO2 y detalle de la monitorización del ZMP.

Se ha considerado pues la valía de proporcionar realimentación visual, a través de un monitor, del estado del sistema del robot, hacia el operador, para poder conocer en cada momento el comportamiento del robot y de sus subsistemas. Este aspecto es muy importante en las primeras etapas del desarrollo de un robot como SILO2, cuando es posible que ocurra cualquier circunstancia adversa que podría causar un inadecuado funcionamiento del sistema de control, en la cual se podría requerir una reacción rápida del operador humano para evitar que el robot tenga un fallo grave. Por esta razón se ha desarrollado una interfase gráfica que proporciona información completa acerca de todas las variables concernientes a las funciones vitales del robot (Pedraza *et al.*, 2003).

La Figura 3.30 muestra una vista general de la interfase operador-máquina del SILO2. Esta figura muestra una primera pantalla de la interfase de usuario en donde se aprecian las características principales de la cadena cinemática cerrada conformada por las dos piernas del robot. En esta primera versión sólo es posible observar a través de la pantalla del monitor la estimación del ZMP, la medición de las fuerzas sobre las barras de SMART, el consumo de corriente de los servomotores, la posición de salida de cada articulación sin contar con la cadera en el plano transversal, el valor que nos dan los acelerómetros y medidores de velocidad angular colocados en los pies del robot e imágenes del sistema de visión.

A modo ilustrativo, en la Figura 3.30, se muestra una gráfica de la posición del ZMP. Este parámetro es una de las principales “funciones vitales” de un robot bípedo, así como uno de los índices más eficaces acerca de la estabilidad del robot durante la ejecución de un ciclo de locomoción (Vukobratović y Stokic, 1975), y ha sido utilizado por muchos investigadores para la síntesis de modos de caminar (Takanishi *et al.*, 1989) (Fujimoto *et al.*, 1998). El gráfico que muestra las fuerzas medidas por cada una de las ocho celdas de carga, que están colocadas bajo la suela de los pies, se presenta ampliado en la parte inferior de la Figura 3.30. En este ejemplo, la estimación del ZMP corresponde a una configuración del SILO2 en una postura estáticamente estable. En este momento se cargó el cuerpo con pesos en distintas partes para estimar el ZMP. Se puede observar con claridad que el ZMP está dentro de la envolvente exterior convexa de la superficie de soporte en apoyo bipodal y más cercana al pie derecho. Esto indica que si el bípedo tiene una postura simétrica en el plano sagital (y se asume que la masa de su estructura está uniformemente distribuida), existe una carga externa añadida sobre el lado derecho del robot.

La arquitectura de control que acabamos de presentar será empleada (total o parcialmente) en la implementación de los algoritmos de control de fuerza y en su

evaluación experimental, tal y como se presenta en el siguiente capítulo de esta memoria.

Capítulo 4

Implementación y evaluación experimental de estrategias de control de fuerza aplicadas al robot humanoide SILO2

4.1 Introducción

La plataforma experimental elegida para realizar la evaluación de los planteamientos teóricos presentados en el capítulo 3 de esta memoria es el robot humanoide SILO2 (Armada *et al.*, 2002a), cuyas características ya han sido introducidas oportunamente. Para la implementación de las diversas estrategias de control de fuerza seleccionadas, y para la realización de las correspondientes pruebas experimentales, se ha contado con una parte significativa de la cadena cinemática del SILO2, constituida por los 12 grados de libertad que accionan las dos piernas del robot: dos grados de libertad en cada tobillo, un grado de libertad en la rodilla, y tres grados de libertad en la cadera (véase la Figura 4.1). Esta parte de la cadena cinemática se abre y se cierra al contactar los pies con la superficie de apoyo sobre la que se desplaza el robot a lo largo del ciclo de marcha, y, por lo tanto, constituye el núcleo estructural del robot humanoide en lo que respecta a su interacción con el suelo. El péndulo invertido montado sobre la cadera del robot, que juega indudablemente un papel muy importante en la locomoción, solamente se emplea como elemento auxiliar de referencia, y no es objeto de investigación explícita, al no

ser nuestro objetivo en esta memoria la generación de modos de caminar (que es un tema de investigación con entidad propia), sino la implementación y evaluación de estrategias de control de fuerza en las extremidades inferiores, cuya finalidad es contribuir a mejorar la interacción del robot con el entorno. No obstante, los resultados obtenidos, que se presentan a continuación en este capítulo, son muy prometedores, y se prevé que su incorporación al sistema de control global del robot humanoide suponga una ayuda de gran relevancia proporcionando una adaptación suave al terreno durante la realización del ciclo de marcha, un rechazo global de perturbaciones, y, en definitiva, ofreciendo un comportamiento reactivo de forma automática. La comprobación completa de las ventajas que ofrece la incorporación de control de fuerza al control global, se deja para trabajos futuros, pero, de todos modos, en este capítulo de la memoria, se presentan resultados y evidencias experimentales que permiten avalar estas aseveraciones.

Entre los 12 grados de libertad que se emplean, seis de ellos están actuados por accionamientos no lineales SMART (tobillo y rodilla en el plano sagital, cadera en el plano lateral), mientras que los otros seis (tobillo en el plano lateral, cadera en los planos sagital (movimiento adelante y atrás de la pierna) y transversal (rotación azimutal de la pierna)), están actuados por un conjunto motor-reductor clásico. De esta distribución de los accionamientos en la cadena cinemática se desprende que en cualquiera de los planos de interés hay accionamientos lineales y no lineales, y, por lo tanto, para realizar cualquier movimiento o cambio de postura será necesario controlar de forma coordinada accionamientos con características muy diferentes. Debido a que, por realizaciones previas, se tiene ya un buen conocimiento acerca del control de los accionamientos lineales, en esta memoria se pone más énfasis en el empleo de los accionamientos no lineales, que han sido diseñados especialmente para ser utilizados en robots bípedos (Akinfiyev *et al.*, 2000), y, para ilustrar las diferencias entre ambos, se realiza un estudio comparativo.

En este capítulo se presenta, en primer lugar, una evaluación del comportamiento de los accionamientos no lineales SMART, para lo que se plantean y ejecutan varios experimentos en los que se somete dicho accionamiento a diversos regímenes de funcionamiento, con la finalidad de profundizar en su caracterización física, lo que es indispensable para su empleo posterior en las estrategias de control de fuerza a ensayar en el robot SILO2. Los resultados obtenidos en esta evaluación, confirman que la propuesta de mejorar la sensibilidad de SMART mediante la implementación de un sensor de fuerza en alguna de las barras que componen su mecanismo (Montes *et al.*, 2003) (Montes *et al.*, 2004a), es una aportación útil y presenta ventajas significativas, siendo la más destacable que la relación entre la fuerza medida en la biela y el ángulo de la articulación de salida, es lineal, tal como se había anticipado

en el análisis teórico de las fuerzas en los eslabones de SMART. Como se verá más adelante esta aportación es fundamental para la realización de las estrategias de control de fuerza.

Así pues, con la implementación de sensores de fuerza en una de las barras de SMART, se hace posible realizar un control por realimentación de fuerza en el espacio articular en donde esté acoplado este mecanismo no lineal (Montes *et al.*, 2004c). Este concepto es, entonces, expandido a todos los mecanismos SMART que están distribuidos a lo largo de la cadena cinemática del humanoide, donde desempeñan funciones específicas. Con esta finalidad todos los actuadores SMART son debidamente instrumentados y calibrados. A continuación, se implementan diversas estrategias de control de impedancia y de control de fuerza/posición, y se lleva a cabo la consiguiente evaluación experimental, que ha sido muy exhaustiva.



Figura 4.1 Robot humanoide SILO2.

El SILO2 también está equipado con sensores de fuerza (celdas de carga) en cada planta del pie (cuatro celdas de carga por pie) para realizar la estimación del ZMP. Empleando estos sensores es posible comparar las mediciones de fuerzas sobre las barras del mecanismo SMART con la estimación del ZMP, realizándose esto para diferentes posturas del robot. La combinación, mediante fusión sensorial, de las medidas del ZMP y de las fuerzas en las articulaciones SMART (y por lo tanto de los pares de salida), puede ser empleada para mejorar la postura del robot o para proporcionar información a los niveles superiores de la jerarquía de control para la ejecución de alguna actividad subsiguiente.

En resumen, los planteamientos teóricos acerca del control de fuerza del robot SILO2 presentados en el capítulo 3, son evaluados mediante los experimentos que se presentan a continuación. Esta metodología facilita el que se puedan observar algunos detalles que son imposibles de obtener solamente mediante simulación, y, por lo tanto, derivar las conclusiones oportunas. Esto es debido a que, por la complejidad inherente al problema planteado, es particularmente difícil modelar con absoluta precisión todos los parámetros físicos que intervienen en la realización de una tarea en la que el robot interactúa con su entorno.

4.2 Evaluación del actuador no lineal SMART equipado con sensores de fuerza

El mecanismo SMART presenta características no lineales en cuanto a la relación entre el ángulo de entrada y el de salida, así como a su reducción variable. Esto hace que el control del robot SILO2 aumente su complejidad significativamente. Por lo tanto, para que la inclusión de SMART proporcione realmente una ventaja significativa, es necesario compensar de alguna manera este acrecentamiento en la complejidad del control. Esto se lleva a cabo por el empleo de dos propiedades fundamentales. La primera es inherente al propio diseño de SMART, y ya ha sido anticipada: la utilización adecuada de este accionamiento reduce el consumo energético. Esto propicia que el robot SILO2 pueda lograr una actuación más autónoma que otros robots en donde se empleen solamente accionamientos con reducción clásica. Siendo esta ventaja importante de por sí, lo que puede ser determinante para su empleo, se propone emplear, adicionalmente, una segunda propiedad, basada en el empleo de estrategias de control de fuerza, en oposición al control de posición empleado por la mayor parte de los investigadores en esta área. En este caso, desde el punto de vista del control, se logra que el actuador SMART equipado con sensores de fuerza, y considerado en su relación entrada/salida, es

linealizado, por lo que el diseño del sistema de control se simplifica de forma notable, y desaparecen los problemas planteados por su no linealidad inherente. Obviamente, se puede objetar que, aun solventando el problema de la no linealidad añadida por SMART, el problema global del control del robot humanoide persiste, en principio, como en cualquier otro caso. Sin embargo, la metodología propuesta en esta memoria, proporciona una importante ventaja adicional: la implementación de forma directa, robusta y sencilla, de estrategias de control de fuerza, obteniéndose por lo tanto todas las ventajas que esto supone. Para alcanzar las mismas prestaciones en robots humanoides con la aproximación clásica (actuadores con relación de reducción constante) sería necesario instrumentar todas (o casi todas) las articulaciones con sensores de par (o indirectamente con sensores multiaxiales en algunos puntos concretos, como el tobillo, la cadera o las muñecas), lo que implica una enorme complejidad en el diseño mecánico (lo que compromete su viabilidad), y un coste muy elevado (Kaneko *et al.*, 2002), (Gienger *et al.*, 2002).

Antes de emplear SMART en el robot SILO2, y de implementar y evaluar las estrategias de control de fuerza en el mismo, se realiza, en este apartado, un análisis exhaustivo de los parámetros físicos de SMART, y mediante diversos experimentos se obtiene una información detallada acerca de su comportamiento en tiempo real.

Para realizar la evaluación experimental del accionamiento SMART, hay que adquirir los datos de los sensores involucrados en el mecanismo: sensor para medir el ángulo de salida (sensor rotatorio resistivo que devuelve mediciones absolutas); medidor del ángulo de entrada (codificador óptico incremental montado en el eje del motor); sensor de corriente eléctrica de efecto *Hall* (para obtener el par de entrada); sensor de fuerza en la biela del mecanismo SMART (realizado con galgas extensiométricas para medir la fuerza e indirectamente el par de salida); sensores del ZMP. Combinando estas mediciones se hace posible apreciar el comportamiento del accionamiento SMART bajo diferentes condiciones de carga. Esto facilitará en gran medida la implementación de las diferentes estrategias de control de fuerza.

4.2.1 Desempeño de SMART frente a una excitación sinusoidal

Se evalúa experimentalmente el accionamiento SMART de la articulación de la cadera en el plano lateral, con la pierna en el aire (es posible hacer lo mismo en cualquier articulación del SILO2 en donde SMART esté implementado, pero se ha elegido en este caso la cadera porque las condiciones de carga son las más duras), estableciendo un ciclo de movimiento sinusoidal de amplitud variable en su motor.

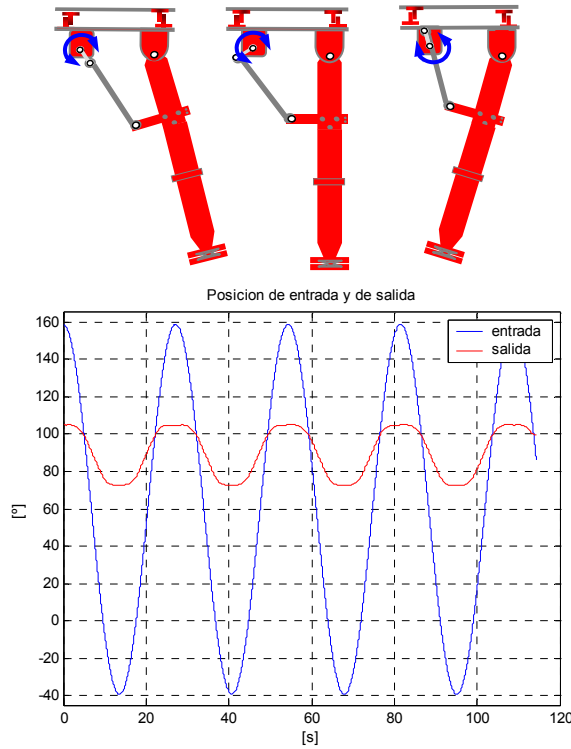


Figura 4.2 Ilustración del experimento. Posición de entrada (γ) y de salida (q) de la articulación de la cadera.

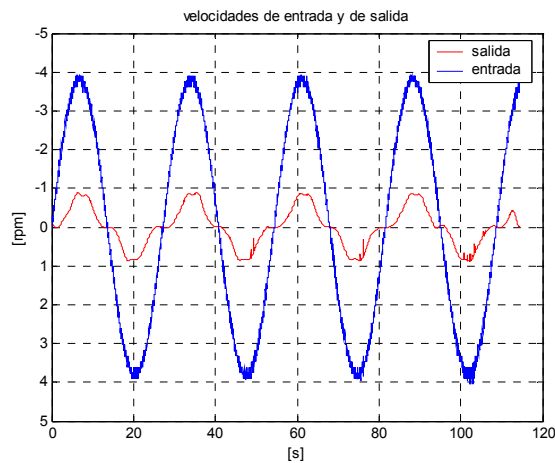


Figura 4.3 Velocidades de entrada (velocidad del motor $\dot{\gamma}$) y de salida (\dot{q}) de la articulación de la cadera.

La cinemática se resuelve mediante las ecuaciones planteadas en la sección 3.3.1.3. El ciclo de oscilación sinusoidal se realiza bajo un control de velocidad, cuya consigna es,

$$v_c = v_e \operatorname{sen} \left[6 \left(\frac{v_e}{d_{\max}} \right) t \right] \quad (4.1)$$

donde,

$$v_e = 4 \text{rpm}; \quad d_{\max} = 100^\circ$$

Esta velocidad v_e , y el desplazamiento deseado d_{\max} , corresponden a las consignas de entrada suministradas al controlador de posición de precisión. Este controlador acciona directamente al motor que mueve la articulación de entrada del mecanismo SMART, por lo que se hace necesario convertir los valores de consigna de salida a consignas de entrada según las ecuaciones de la sección 3.3.1.3.

La Figura 4.2 muestra los valores de los ángulos de entrada y de salida de la cadera bajo la acción de un ciclo de control sinusoidal, y, en la Figura 4.3, se muestran las velocidades respectivas. Se puede notar en la Figura 4.2 que la cadera alcanzó el máximo desplazamiento posible ($\Delta\gamma \approx 200^\circ$, $\Delta q \approx 33^\circ$) según la consigna de control establecida, y que también se consiguió la máxima velocidad en la entrada de SMART, $\dot{\gamma} = 4 \text{rpm}$ (ver Figura 4.3). Se puede apreciar que la velocidad de salida resulta cuatro veces menor que la velocidad de entrada, debido a que la mínima reducción del mecanismo SMART es de 3.93, cuando el desplazamiento de la cadera está por la zona media de la trayectoria. Además, el desplazamiento de salida se mantiene casi constante, y la velocidad de salida no es muy apreciable (tiende a cero) cuando la cadera recorre las zonas de máxima reducción de SMART, esto es cuando $q = 73.13^\circ$ y $q = 158.73^\circ$ (véase la parte superior de la Figura 4.2 y la Figura 3.15 para observar estas posiciones).

En la Figura 4.4 se muestra el par de entrada del mecanismo SMART de la cadera izquierda. En ella se pueden apreciar algunos efectos de interés del comportamiento de la cadera bajo el control de un ciclo de excursión sinusoidal. Cuando la cadera realiza un movimiento de aducción, es decir, cuando la pierna se mueve desde una posición exterior ($q = 73^\circ$) hacia una posición interior ($q = 105^\circ$), se presentan las siguientes características: el par de entrada es positivo al inicio del movimiento ($73^\circ \leq q < 74^\circ$), esto indica que la corriente que circula por el motor es positiva; los efectos gravitatorios están en la dirección de movimiento de la pierna ($74^\circ < q < 85^\circ$), por lo que se debe realizar un par contrario al movimiento (par negativo) para que el control siga la consigna de velocidad variable según la ecuación (4.1), esto es

un efecto de cuasi-frenado relativo; durante el intervalo $85^\circ < q < 100^\circ$ el par del motor debe vencer los efectos de la gravedad, por lo que a medida que aumenta el desplazamiento del ángulo de salida, también aumenta el par de entrada; y por último, el par empieza a disminuir ($100^\circ < q < 105^\circ$) debido a la reducción que presenta el mecanismo SMART al aproximarse a las zonas extremas de su recorrido, y tenderá a cero cuando el ángulo de salida esté en su máximo desplazamiento ($q=105^\circ$).

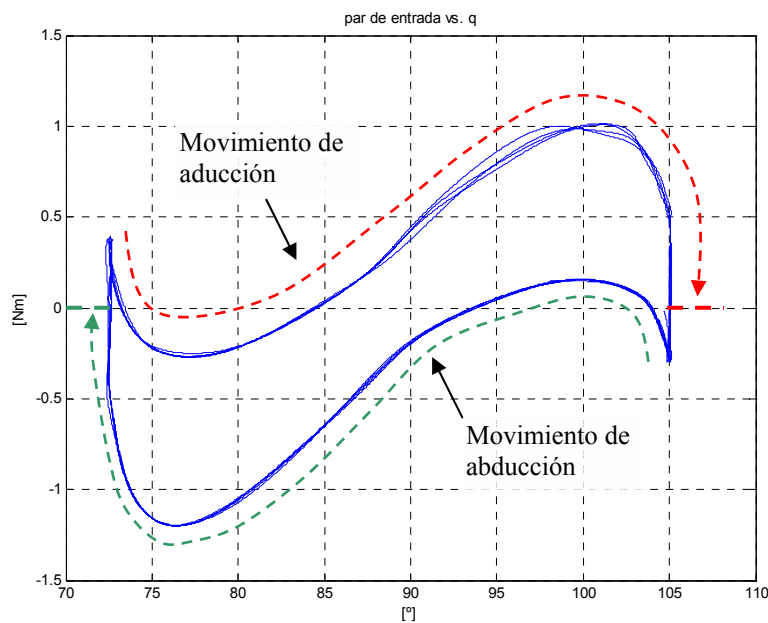


Figura 4.4 Par de entrada del accionamiento SMART de la cadera sujeta a un ciclo de locomoción sinusoidal.

Por otro lado, cuando la cadera realiza un movimiento de abducción (véase la Figura 4.4), es decir, cuando la pierna se desplaza desde una posición interior ($q=105^\circ$) a una posición exterior ($q=73^\circ$), se presentan las siguientes etapas: el par de entrada es negativo al inicio del movimiento (q va de 105° a 104°), esto indica que la corriente que circula por el motor es negativa; no obstante, cuando se efectúa el recorrido del ángulo de salida de $q=104^\circ$ a $q=94^\circ$ el par de entrada es positivo para tratar de seguir la consigna de control de velocidad variable descrita en la ecuación (4.1), esto ocurre debido a que los efectos gravitatorios están a favor del movimiento de la pierna y el motor deberá realizar un cuasi-frenado de ella; en el intervalo desde $q=94^\circ$ a $q=76^\circ$, el par del motor debe vencer los efectos gravitatorios que son contrarios al

movimiento que sigue a la consigna de control, por lo que a medida que el desplazamiento del ángulo de salida aumenta, el par de entrada aumenta; la última fase del recorrido se da cuando el ángulo de salida va desde $q=76^\circ$ a $q=73^\circ$, en este intervalo el par disminuye debido a que la reducción del mecanismo de SMART tiende a infinito, hasta que el par tienda a cero al final de la trayectoria ($q = 73^\circ$).

En este experimento se realizaron numerosos ciclos de locomoción sinusoidal, mostrando un efecto de periodicidad en todos los casos, esto es, en las posiciones y velocidades de entrada y de salida, y el par de entrada.

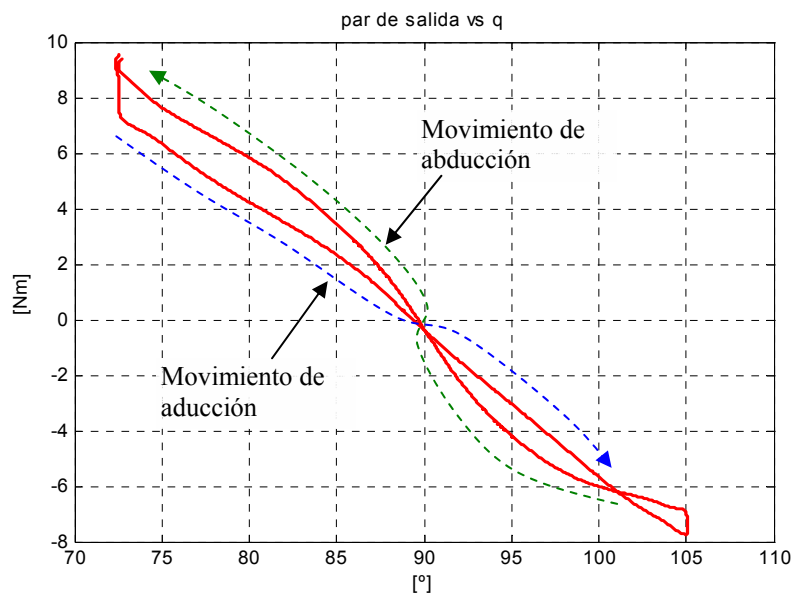


Figura 4.5 Par de salida del mecanismo SMART de la cadera cuando se le establece un ciclo de locomoción sinusoidal.

El par de salida de la articulación de la cadera se muestra en la Figura 4.5. Este par es obtenido de manera indirecta, tomando las lecturas de fuerza de la barra de SMART y empleando la ecuación (3.33) para realizar el cálculo del par de salida (téngase en cuenta que cuando el ángulo de salida, q , es de 90° , la fuerza en la biela se ajusta a cero, debido a que esta es la posición de equilibrio estático; nótese además, que la variación del ángulo θ_c , empleado para el cálculo del par de salida, es muy pequeña (menos de 5°) con relación al desplazamiento de la cadera). Como ya se ha indicado, se ha realizado un movimiento pendular de la pierna izquierda del

SILO2 según la consigna de control de velocidad definida en la ecuación (4.1) (véase la Figura 4.2). Por consiguiente, el par de salida deberá aumentar en cuanto vaya aumentando el desplazamiento angular del ángulo de salida, y deberá tomar valores máximos cuando la pierna esté en los extremos de su trayectoria (cuando $q=73^\circ$ y $q=105^\circ$, valores medidos experimentalmente). En estos valores extremos del recorrido, el par de entrada es prácticamente nulo (Figura 4.4), con lo que queda de manifiesto la ventaja mecánica de SMART: máximo par en el eje de salida, mínimo (tendiendo a cero) par en el eje de entrada. Se corroboran por tanto los resultados teóricos presentados en el capítulo anterior.

El comportamiento de este par de salida es muy diferente al comportamiento que tendría el par si se emplease una transmisión clásica (colocada directamente en el eje de salida, este es por ejemplo el caso de los accionamientos que mueven la cadera en el plano sagital), ya que en este caso el ángulo que incide directamente en el cálculo del par es el ángulo de salida, q , que varía (tal como muestra la Figura 4.5) en un rango amplio, por lo que el par necesario para mantener la pierna controlada en las mismas posiciones varía de forma no lineal, y toma valores muy superiores a los requeridos cuando se emplea SMART. En otras palabras, el efecto de emplear el mecanismo de cuatro barras SMART se traduce en una disminución del par que solicita la carga en el eje de salida.

De estos resultados experimentales se observa que el par de salida no muestra una linealidad perfecta, pero puede ser aproximada, en la práctica, por una recta, lo que va a facilitar la realización del control de fuerza en donde se encuentre involucrado el accionamiento SMART. Esto valida experimentalmente los resultados presentados en el capítulo 3 de la memoria.

Continuando con la evaluación experimental, de la gráfica del par de salida mostrada en la Figura 4.5, se puede indicar que el par es positivo cuando la biela de SMART experimenta una fuerza de compresión, y es negativo cuando la biela está sometida a una fuerza de tensión. La fuerza de compresión ocurre cuando la pierna está en la zona exterior del centro del cuerpo ($73^\circ \leq q < 90^\circ$) y la de tensión cuando la pierna está en la zona interior del cuerpo ($90^\circ < q \leq 105^\circ$). El pequeño desfase que existe en el par de salida ocurre, por ejemplo, cuando la articulación de la cadera se acerca, con el movimiento de abducción, a $q=73^\circ$, la velocidad tiende a ser cero, por lo que la fuerza de compresión va aumentando (por ende, el par de salida aumenta positivamente), y además, en este instante el movimiento va en contra de la gravedad. Una vez alcanzado el ángulo de salida $q = 73^\circ$, se da lugar al movimiento de aducción, relajando levemente la fuerza de compresión debido a que el movimiento va a favor de la gravedad. Por otro lado, cuando el ángulo de salida se

acerca a $q=105^\circ$, la velocidad tiende a ser cero, y el movimiento es contrario a la acción gravitatoria, por lo que la fuerza de tensión tiende a aumentar (por consiguiente, el par de salida tiende a ser más negativo). Después de alcanzar el ángulo de salida $q=105^\circ$, se inicia el movimiento de abducción, disminuyendo tenuemente la fuerza de tensión, puesto que el movimiento va a favor de la gravedad, hasta que el ángulo de salida sea $q=90^\circ$.

Para completar la evaluación de SMART frente a una entrada sinusoidal, se ha analizado el comportamiento del extremo de la pierna en el plano de fase. El comportamiento del extremo de la pierna se aprecia en la Figura 4.6 y en la Figura 4.7, con respecto a los ejes vertical y horizontal, respectivamente. En estas figuras se define el origen de coordenadas del pie cuando el ángulo de salida es igual a 90° , es decir, cuando la pierna forma un ángulo recto con respecto a la cadera, por lo que estas gráficas muestran el desplazamiento del extremo de la pierna desde esta posición origen (el eje X es la horizontal, y el eje Y la vertical).

En la Figura 4.6 se pueden observar con claridad los dos lazos que se forman debido a que el desplazamiento pendular en los extremos de la trayectoria no es el mismo. Esto es debido a la no linealidad del accionamiento SMART. Además, en la misma Figura 4.6, se observan tres puntos en donde la velocidad (\dot{y}) es cero. Uno de ellos es cuando la pierna pasa por la zona más baja de la trayectoria y los otros dos cuando la pierna está en las posiciones extremas. La velocidad máxima en ambas direcciones es 11.7 mm/s, aproximadamente, y se distinguen con claridad los movimientos de la pierna hacia dentro y hacia afuera del cuerpo.

Por otro lado, la velocidad del extremo de la pierna, en el eje horizontal, llega a ser cero sólo en los extremos de la trayectoria (ver Figura 4.7), y es máxima cuando la pierna pasa por la zona media (de manera similar a las características de un péndulo). La velocidad máxima para ambas direcciones viene a ser de 75 mm/s, aproximadamente. Se puede observar un ligero cambio cuando la posición en el eje X es cero (ángulo de salida de 90°); esto es debido a que el cambio del efecto gravitatorio con respecto al sentido del movimiento influye en el control de velocidad, y además, en ese momento de cambio, se acentúa el efecto de una pequeña holgura que existe en el acoplo del motor.

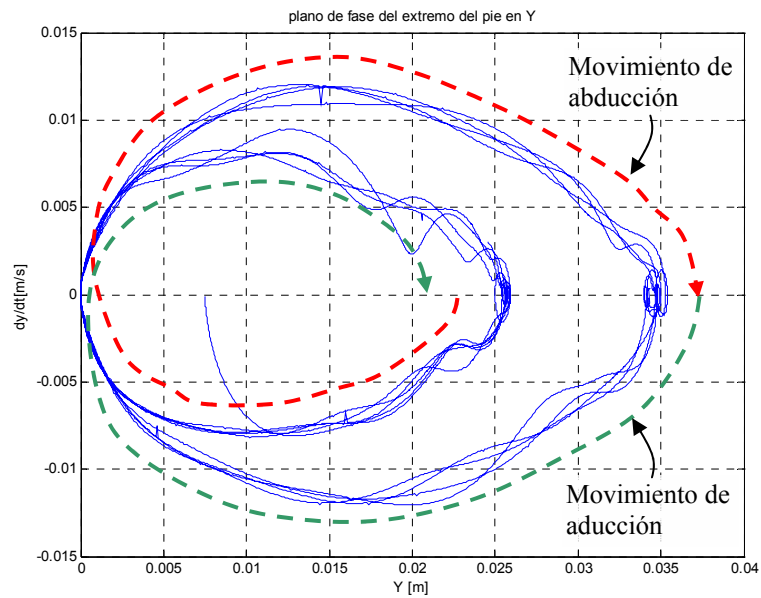


Figura 4.6 Comportamiento del extremo de la pierna en el eje Y.

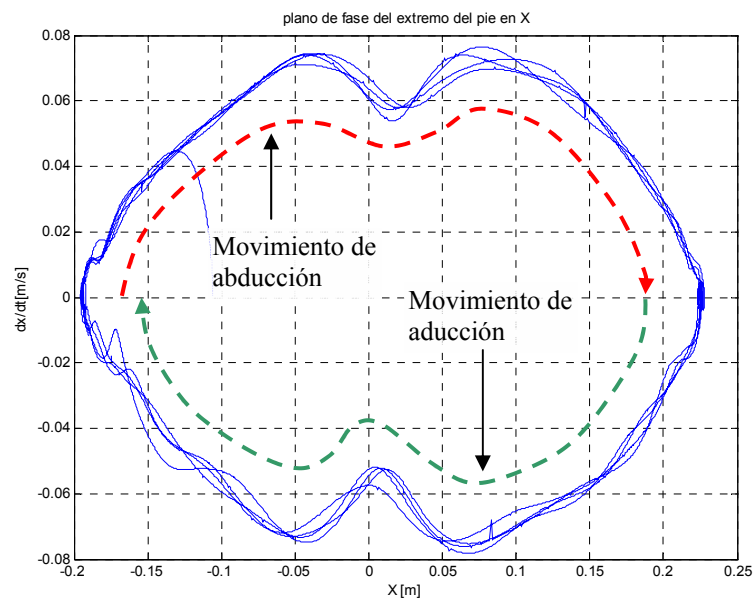


Figura 4.7 Comportamiento del extremo de la pierna en el eje X.

4.2.2 Desempeño de SMART accionado a velocidad constante

Se utiliza como base para este nuevo experimento la misma articulación de la cadera lateral izquierda en donde actúa SMART que en el apartado anterior. En este caso se realiza un control sencillo cuya consigna es de velocidad constante. La velocidad de consigna es enviada directamente al controlador de posición de precisión utilizado para actuar sobre las articulaciones del SILO2. Como este controlador realiza la regulación del motor, entonces, la consigna de control es la velocidad de entrada al accionamiento SMART. La Figura 4.8 muestra las velocidades de entrada y de salida obtenidas durante las pruebas.

La velocidad utilizada como consigna fue de $v_c = 5 \text{ rpm}$, y es señalada, en la Figura 4.8, como velocidad de entrada. No obstante, como era de esperar, la velocidad de salida sigue una pauta no lineal, pero mantiene un comportamiento periódico a lo largo de los ciclos que duró este experimento. Esto es debido a que la relación de transmisión inversa que relaciona a ambas velocidades es no lineal, esto es $1/R_t = \dot{\gamma}/\dot{q}$. Se aprecia, asimismo, que la velocidad de salida, en los extremos de la trayectoria es exactamente cero, debido a que la relación de transmisión inversa (reducción) tiende a infinito. Por otro lado, en la zona central de la curva de velocidad de salida, se observan unos puntos mínimos y máximos relativos debido a efectos de holgura en la caja de engranajes del motor, puestos en evidencia debido a los efectos gravitatorios. Sin tener en cuenta esos puntos relativos, se tiene una velocidad promedio de 1.25 rpm , en la zona media, durante el movimiento de aducción, y de -1.7 rpm , durante el movimiento de abducción. Esto ocurre debido a que la curva de relación de transmisión inversa tiene dos valores diferentes, en la zona media, dependiendo de la trayectoria del ángulo de entrada (movimiento de la manivela de SMART), siendo,

$$\frac{1}{R_t} = \begin{cases} 3.93 & -40.5 < \gamma < 158.7 \\ -2.79 & 158.7 < \gamma < 319.5 \end{cases} \quad (4.2)$$

El recorrido de la primera trayectoria del ángulo de entrada es de 199.2° , y el de la segunda trayectoria es de 160.8° , lo que completa una vuelta de la manivela sobre su eje. En ambos casos el recorrido del ángulo de salida es el mismo. A efectos prácticos, en el momento del diseño de la estrategia de control para el experimento, se ha escogido la primera etapa en donde la reducción en la zona media del mecanismo SMART es de 3.93. Esto sucede cuando la manivela gira en la zona exterior del mecanismo de cuatro barras. Este es el criterio que prevalece en todos los accionamientos SMART que se hallan en el robot SILO2, en el momento de la preparación de esta memoria.

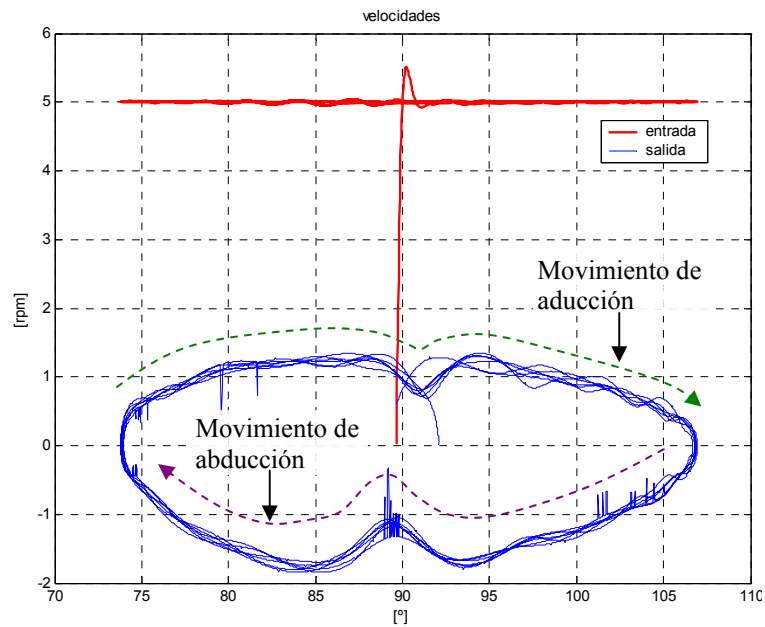


Figura 4.8 Comparación de velocidades cuando la consigna de control es de velocidad de entrada constante.

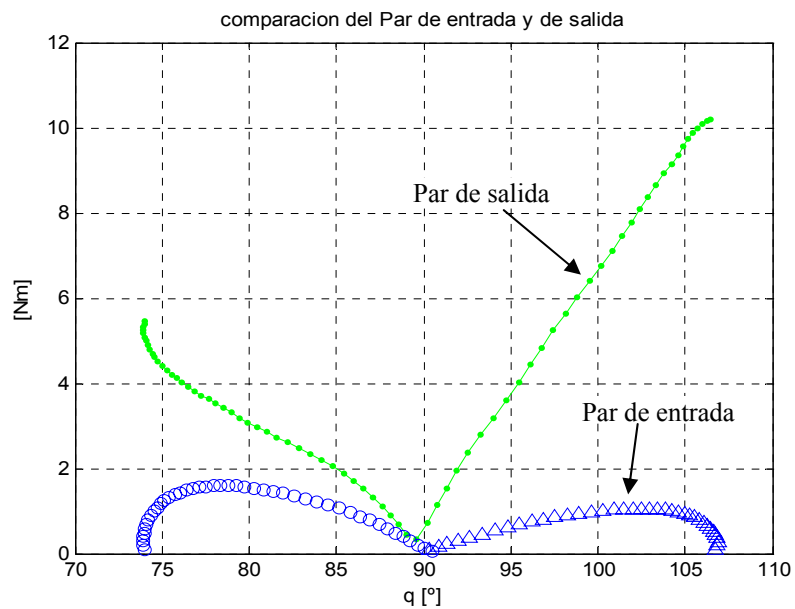


Figura 4.9 Comparación de los pares de salida y de entrada de SMART durante el movimiento de abducción.

Por otro lado, también se han obtenido el par de entrada y el par de salida de SMART durante este experimento. En la Figura 4.9 se muestran los valores absolutos de ambos pares durante el movimiento de abducción de la cadera. En este caso, la corriente máxima en el devanado del motor fue de 0.27 A, mientras que por analogía de la relación que existe entre el par mecánico y la corriente del motor, si se tuviese un accionamiento clásico, se consumirían 1.44 A, aproximadamente.

Se observa, en la Figura 4.9, que en los extremos del recorrido, el par de entrada tiende a cero debido a que la reducción de SMART tiende a infinito, en cambio el par de salida va en aumento a medida que se incrementa el desplazamiento del ángulo de salida con respecto a $q = 90^\circ$. El comportamiento del par de salida respecto al ángulo de salida, es prácticamente lineal, a diferencia de lo que sucedería si se emplease una articulación con reducción clásica, en cuyo caso el par es una función senoidal del ángulo. Por lo tanto, utilizando un mecanismo no lineal como SMART, se puede concluir que: si el desplazamiento del ángulo de salida aumenta, entonces el gasto de energía disminuye, con relación a un accionamiento clásico bajo las mismas condiciones de trabajo. Esto se puede comprobar observando la Figura 4.9.

4.2.3 Fusión sensorial

Los actuadores no lineales, como el mecanismo SMART, presentan ventajas teóricas con relación a los mecanismos con reducción constante. Esto ha sido explicado en el capítulo 3 y evaluado experimentalmente en el punto anterior. No obstante, este mecanismo, presenta alguna desventaja, como es la complejidad intrínseca que conlleva toda relación no lineal. Este problema es posible resolverlo si se tiene acceso directo a alguna variable, por ejemplo al par mecánico de salida y su relación con el ángulo de salida. Pero resulta complicado realizar la medición directa de esta variable debido a razones prácticas (complicación en el diseño mecánico) y económicas (alto coste de los sensores de par). En estas circunstancias existe otra alternativa, que es la de preparar una estimación de la variable que se desea medir, por medio de la utilización de otros tipos de sensores disponibles. En otras palabras la idea es utilizar un método basado en fusión sensorial.

La estrategia de fusión sensorial propuesta ha sido organizada en dos etapas consecutivas. La primera etapa se divide en dos niveles, denominados Fusión Sensorial de Nivel Bajo 1 y 2. En el primer nivel se utiliza la corriente del servomotor y el ángulo de salida medido por el sensor rotatorio para producir la estimación (fusión) del par de entrada requerido, y en el nivel 2 se utiliza el ángulo de salida y la fuerza medida en la barra del mecanismo SMART para producir una

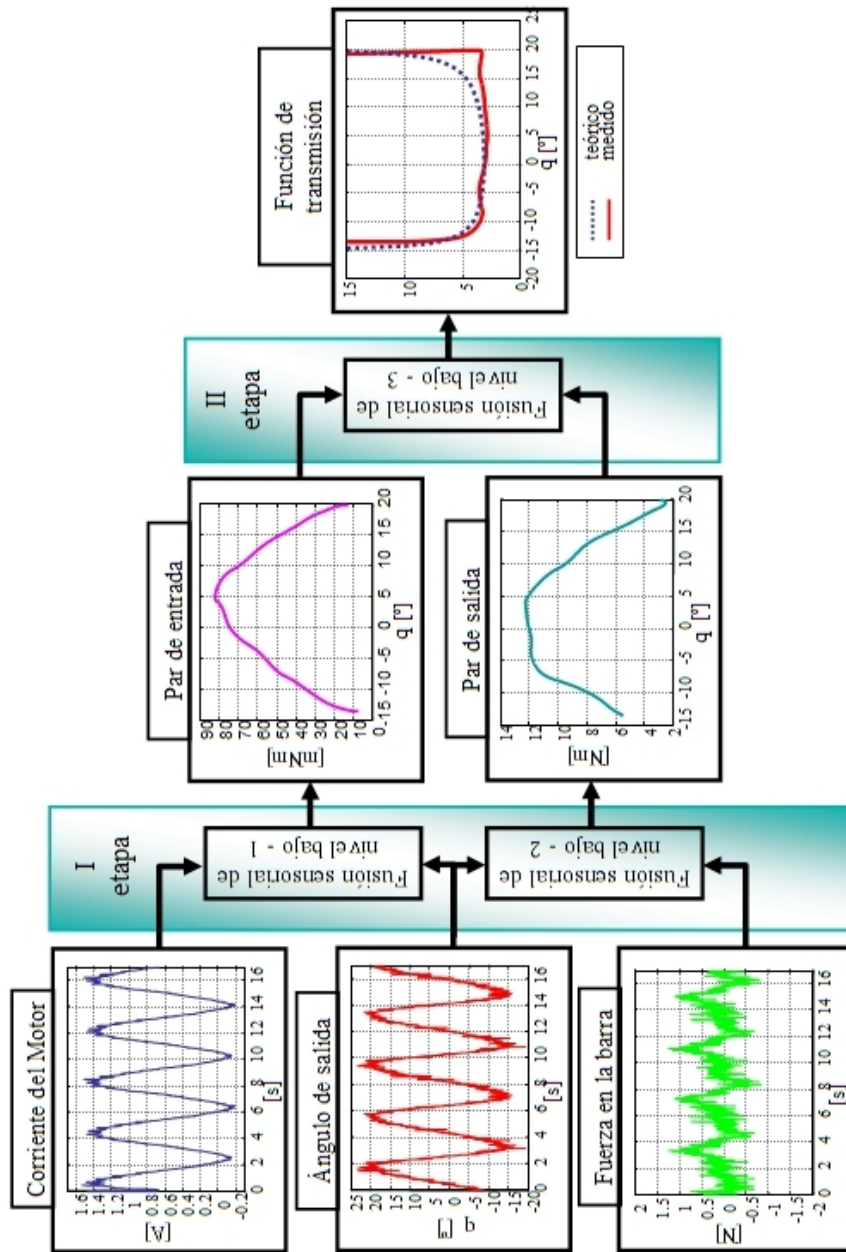


Figura 4.10 Estrategia de fusión sensorial de dos etapas.

estimación (fusión) del par mecánico que se ejerce en la articulación de salida. La segunda etapa de la fusión sensorial (fusión sensorial de nivel bajo 3) fusiona los pares de entrada y de salida estimados en la primera etapa, para producir una estimación de la función de transmisión no lineal del mecanismo SMART.

Por sencillez en la presentación, se muestran solamente los experimentos llevados a cabo en la articulación del tobillo del robot humanoide SILO2 (Montes *et al.*, 2004a). En la realización de estos experimentos se obtuvieron las mediciones de los ángulos de entrada y de salida de la articulación, así como también la medición de la corriente en el motor y la fuerza respectiva en la barra de SMART. Sobre estos datos (mediciones) se implementó una fusión sensorial. Los resultados experimentales se pueden apreciar en la Figura 4.10, donde es posible notar la relación entre el par del motor y el par de salida a lo largo del ángulo de la articulación de salida (bloques centrales). El par máximo en el motor ocurre cuando el ángulo de salida es cercano a 5° . En ese mismo instante, la manivela del mecanismo de cuatro barras (refiérase a la Figura 3.7) forma un ángulo de 90° con la pierna del robot y la relación de transmisión es la menor posible (por ende la corriente en el motor es la mayor posible). El mínimo par de entrada (par en el motor) ocurre en los extremos de la trayectoria del pie, cuando el ángulo de salida alcanza valores de -14° ó 20° (datos obtenidos experimentalmente), caso contrario ocurre con la función de transmisión del mecanismo, que tiende a infinito en los extremos de la trayectoria del mismo. Por otro lado, el par máximo en la articulación de salida ocurre cuando el pie forma un ángulo recto con la pierna, esto sucede cuando el ángulo de salida es de 0° . De los bloques centrales de la Figura 4.10 se destaca con claridad que los valores máximos de los pares de entrada y de salida no están en fase, debido a la característica no lineal del mecanismo SMART.

El lado izquierdo de la Figura 4.10 muestra los datos sin procesar correspondientes a las mediciones de la corriente en el motor, ángulo de salida y fuerza medida en la barra de SMART. En la misma figura se puede notar que el par de salida que debería ser teóricamente sinusoidal (bloque inferior de la zona central de la Figura 4.10), no sigue exactamente esta hipótesis, principalmente debido al retardo natural que involucra el proceso de filtrado.

Estos experimentos fueron realizados con una masa de 5.84 Kg. colocada sobre el extremo del pie a 185 mm de la articulación del tobillo (ver Figura 4.11). Además, se ha tenido en cuenta que la masa del pie es de 2.25 Kg., con su centro de gravedad localizado a 79 mm de la articulación del tobillo. Los datos fueron registrados cuando el pie realizó una trayectoria desde la parte inferior ($q = -14^\circ$) a la parte superior ($q = 20^\circ$) (véase la Figura 3.11).

Como consecuencia de los resultados que acabamos de presentar, es evidente que, con fines prácticos, la instrumentación de un sensor de fuerza en uno de los eslabones del mecanismo SMART habilita la medida indirecta, con buena precisión y alta repetitividad, del par suministrado a la salida de la articulación del tobillo.

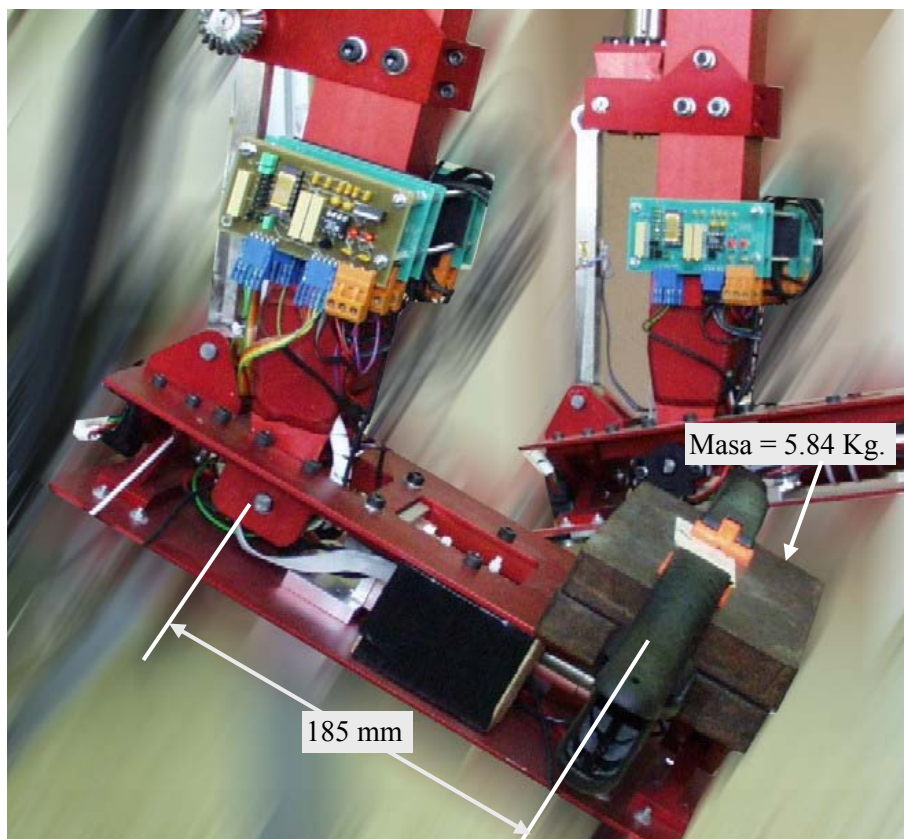


Figura 4.11 Pie del SILO2 cargado con una masa de 5.84 Kg.

El siguiente paso es correlacionar el par en la salida de la articulación (que es un grado de libertad pasivo, no motorizado externamente) y el par de entrada del motor (el único elemento de control con se cuenta), para obtener una evaluación final del actuador SMART (ver Figura 4.10).

La relación experimental entrada/salida del mecanismo SMART puede ser obtenida al dividir el respectivo par de salida (estimado) y el par de entrada. Esto conduce a

una caracterización experimental de la relación entrada/salida de SMART, que, en otras palabras es la relación de transmisión de este actuador.

El bloque de la derecha de la Figura 4.10 muestra una comparación entre la relación de transmisión teórica y la realmente medida del mecanismo SMART. Se puede notar en ese recuadro que la relación de reducción, de la transmisión medida, es muy alta en los extremos de la gráfica, tal como se había obtenido en los resultados teóricos. Sin embargo, en la zona central de la gráfica, se hacen visibles los efectos dinámicos del mecanismo. Esto ocurre inmediatamente después de salir de la zona de alta relación de reducción, aproximadamente cuando $q = -13^\circ$. Esto sucede cuando el pie empieza a subir (véase la Figura 3.11). También, se puede apreciar un efecto de holgura (debido al engranaje en forma de piñón) que aparece un instante antes de que el pie alcance el final de su trayectoria.

4.2.4 Comparación entre la articulación clásica y la accionada por SMART

Se han realizado otros experimentos, con la finalidad de efectuar una comparación del consumo de potencia eléctrica en los servomotores que accionan al mecanismo SMART con otro con reducción clásica, bajo las mismas condiciones de trabajo. Esto es, se utilizó el mismo tipo de servomotor, y se procuró facilitar la misma velocidad e igual desplazamiento en ambos casos. En la Figura 4.12 se muestra la condición de trabajo para el accionamiento SMART colocado en el tobillo del SILO2.

En este experimento se introduce una consigna de velocidad con perfil trapezoidal simétrico para realizar la trayectoria del pie desde $q = -14^\circ$ a $q = 20^\circ$. Este perfil trapezoidal de velocidad tiene las siguientes características: velocidad inicial y final cero, velocidad en la zona lineal del perfil 3 rpm, y rampa de aceleración de $64^\circ/s/s$. Con esto se logra que el desplazamiento en ambos casos ocurra en un tiempo $t = 2.16$ segundos.

Luego de analizar los resultados de los experimentos, se obtuvo que el actuador no lineal SMART y el de reducción clásica, consumen una potencia eléctrica promedio de 3.3 vatios y de 6.4 vatios, respectivamente, bajo las mismas condiciones (ver Figura 4.13). Esto da un ahorro promedio de energía del 48% a favor del mecanismo SMART en comparación con el actuador clásico. Un caso de particular interés puede ser visto en las posiciones de inicio y final de la trayectoria del pie, donde el actuador SMART, claramente, presenta un consumo de potencia que tiende a cero vatios (debido a la tendencia al infinito de la relación de reducción y de las

propiedades de autobloqueo del mecanismo), mientras que el actuador clásico consume más energía debido a que el par de salida está en aumento. La Figura 4.13 muestra valores absolutos de la potencia eléctrica medida en los dos tipos de actuadores.

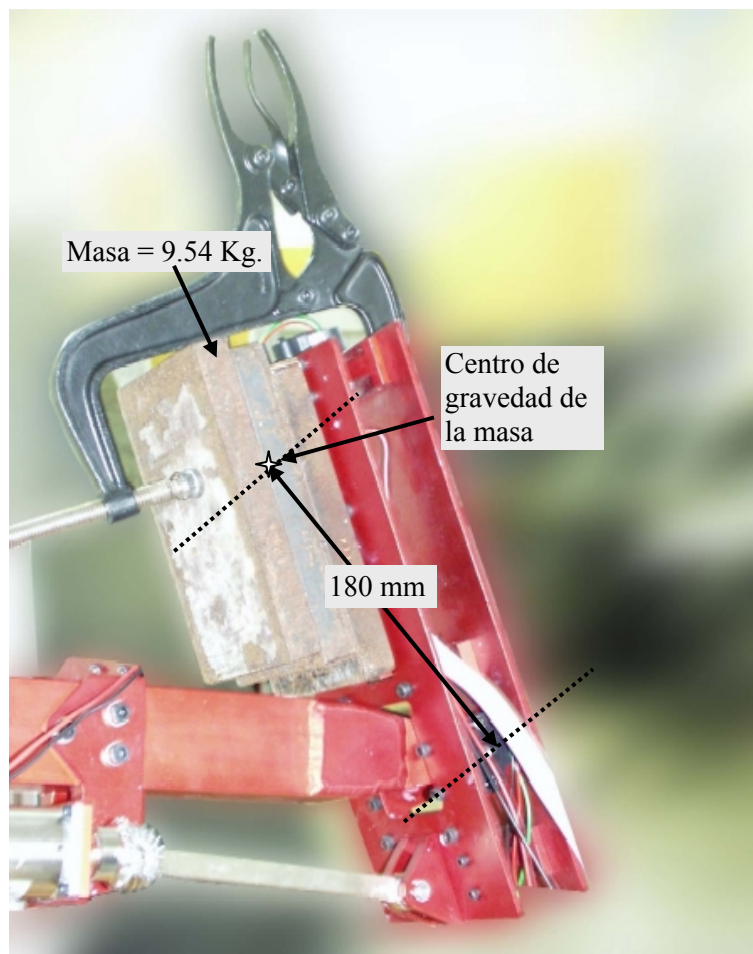


Figura 4.12 Pie del SILO2 colocado verticalmente para compararlo con una transmisión clásica.

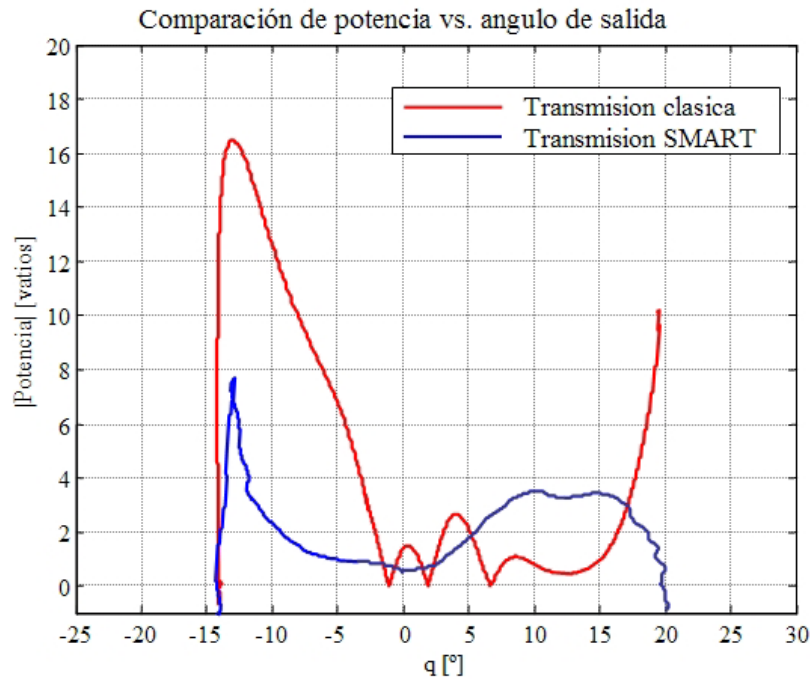


Figura 4.13 Comparación del consumo de potencia eléctrica entre el actuador SMART y uno clásico.

4.3 Implementación y evaluación de estrategias de control de fuerza en el robot humanoide SILO2

La implementación de los sensores de fuerza en las bielas de cada mecanismo SMART, se realizó con la finalidad de mejorar la sensibilidad de este actuador no lineal (Montes *et al.*, 2003), al añadir una sensibilidad adicional a la que poseía inicialmente (Montes *et al.*, 2004a). Tal como se ha mostrado en el apartado anterior, con esta nueva sensibilidad en el actuador SMART, se ha podido evaluar experimentalmente y con gran detalle el comportamiento dinámico del mecanismo SMART sujeto a distintas condiciones de trabajo. Además, ha sido posible confirmar que la relación que existe entre el par de salida y el ángulo de salida se puede aproximar a una línea recta (ver Figura 4.5), y consecuentemente, la relación que existe entre la fuerza en la biela de SMART y el ángulo de salida, puede ser tomada como una relación lineal. Esta última cualidad resulta fundamental para

poder realizar estrategias de control por realimentación de fuerza en las articulaciones en donde se encuentren implementados los accionamientos SMART, debido a que se simplifica notablemente el problema del modelado. Esto facilita también la implementación de estrategias de control de fuerza en todo el robot humanoide SILO2, haciendo que las articulaciones con accionamientos clásicos deban seguir a las articulaciones actuadas con SMART.

En el capítulo 3 de esta memoria se han propuesto algunas estrategias de control por realimentación de fuerza para robots humanoides, que serán evaluadas experimentalmente sobre el SILO2, en este apartado. Los controladores propuestos de fuerza/posición y de impedancia se han implementado en las articulaciones accionadas por SMART, y esto ha permitido la evaluación experimental de sus prestaciones sobre el SILO2 en diversas situaciones de interés que se prevé se presenten en el funcionamiento habitual de esta clase de robots. Los experimentos se realizan en los dos planos, sagital y lateral, con un énfasis especial en este último. Esta atención especial al plano lateral está motivada por su papel relevante durante la ejecución del ciclo de marcha, y porque ha sido muy poco investigado hasta la fecha.

El sistema de control en tiempo real del robot humanoide es de cierta complejidad, e involucra de hecho multitud de controladores que deben sintonizarse individualmente en función de las condiciones de operación que se requieran a cada articulación. El enorme cambio en los requerimientos que se solicitan a cada actuador del robot durante un cambio de postura o a lo largo del ciclo de marcha, al abrirse y cerrarse la cadena cinemática sobre la superficie soporte, conlleva, en la práctica, la necesidad de alcanzar compromisos en la sintonía de los controladores, o a un cambio en los parámetros del controlador, cambio que debe ser calculado por los niveles superiores de la arquitectura de control.

La arquitectura de control del SILO2 incluye, en su nivel más bajo, una serie de microcontroladores de posición de precisión, que son los habitualmente empleados para controlar la posición de accionamientos clásicos. Para implementar estrategias de control de fuerza en lazos externos, estos controladores del lazo interno de posición han sido sintonizados de modo que ofrezcan una alta rigidez, con la finalidad de que no tengan mucha influencia en el control de fuerza/posición o en el control de impedancia, que se implementa en la capa inmediata superior de software. Como se ha mencionado anteriormente en la sección 3.4 del capítulo 3 de esta memoria, estos controladores de fuerza poseen dos lazos externos, uno de posición del alta rigidez, con relación al lazo interno de posición (a través de la medición del ángulo de salida) y otro de fuerza. Las estrategias de control se basan

fundamentalmente en estos dos lazos externos, sin embargo, el lazo interno de posición ayudará a controlar, directamente, el ángulo de entrada. Aparte de esto, el microcontrolador de posición proporciona otros recursos fundamentales, como la decodificación de cuadratura, y ha sido utilizado con éxito en robots manipuladores (Roy y Whitcomb, 2002) y en algunos robots caminantes (González de Santos *et al.*, 2000a) (Prieto *et al.*, 2000). Se facilita la tarea de programación con la utilización de este microcontrolador, porque se aprovecha el código existente dentro del mismo. Además, se dispone de una librería universal que realiza las acciones elementales (de control de posición y de velocidad) que tiene todo robot o sistema mecatrónico que se desee controlar. Igualmente, se puede prescindir de introducir el modelo dinámico del robot, dentro del algoritmo de control, ya que se está trabajando con controladores de fuerza basados en posición (esto es debido a que se tiene un lazo interno de posición). No obstante, la tarea fundamental consiste en acoplar adecuadamente los lazos externos de posición y de fuerza con respecto al controlador interno de movimientos de precisión. Es por ello que ha sido necesario y muy útil evaluar previamente los parámetros físicos del mecanismo SMART (refiérase a la sección 4.2).

4.3.1 Control de fuerza en la articulación del tobillo en el plano sagital

En la articulación del tobillo del pie derecho, sobre el plano sagital del robot, se han implementado diferentes estrategias de control de fuerza. Antes de realizar estos experimentos, se han llevado a cabo modificaciones mecánicas en el prototipo del SILO2, y el mecanismo de cuatro barras que acciona el tobillo derecho fue mejorado con relación al utilizado en los primeros experimentos. Las mejoras se realizaron para obtener un mejor comportamiento mecánico de la articulación del tobillo con vistas a mediante diferentes estrategias de control de fuerza. En este caso, se instaló el eje del motor directamente conectado a la manivela del mecanismo, evitando así los problemas de holguras en los piñones, y la misma fue rediseñada con la finalidad de soportar más esfuerzos y torsiones. Además, la nueva biela tiene una sección transversal en forma de “I”, de tal manera que se eviten las flexiones y para que las fuerzas medidas por las galgas extensiométricas sean las que pasan a lo largo de la biela de SMART. En la Figura 4.14 se muestra dos vistas del nuevo pie derecho del SILO2. Los mismos cambios se han realizado en las rodillas y en el tobillo izquierdo.

Del mismo modo que en los experimentos anteriores, se utiliza un puente de Wheatstone completo, pero en este caso la salida del puente es amplificada 10000 veces. Esto tiene una ventaja debido a que el sistema es mucho más sensible y con

señales pequeñas se pueden obtener buenos resultados. No obstante, esto podría presentar graves inconvenientes si la relación señal/ruido fuera baja, ya que entonces las mediciones serían inadecuadas y la amplificación utilizada inútilmente.

Hay que destacar que las mediciones obtenidas en todos los experimentos realizados son muy buenas. Esto es debido a que el nuevo diseño de la biela reduce al máximo las flexiones, por lo que la componente principal de las fuerzas transcurre en la dirección principal de la biela, realizando una función de filtro mecánico a componentes de fuerzas no deseadas. Además, se utiliza un filtro analógico de segundo orden (frecuencia de corte de 25 Hz) para evitar el ruido de alta frecuencia de las mediciones de fuerza y el ruido ambiental.

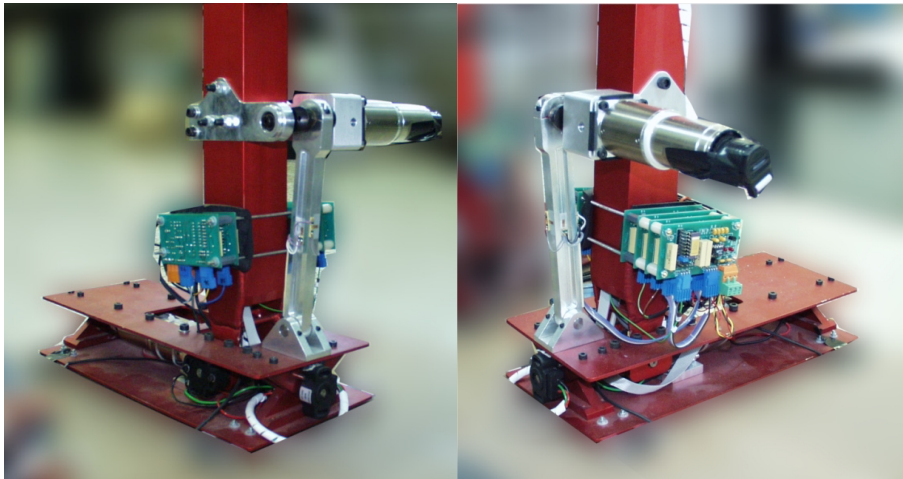


Figura 4.14 Pie derecho del SILO2 con el nuevo mecanismo de accionamiento.

4.3.1.1 Control de fuerza/posición

La evaluación experimental de las estrategias de control de fuerza comienza con un control fuerza/posición que se lleva a cabo en la articulación del tobillo (se muestran los resultados obtenidos en el tobillo derecho). El esquema del controlador de fuerza/posición implementado corresponde al mostrado en la Figura 3.25. Como se indica en dicho diagrama de bloques, las entradas al sistema son una referencia de posición y una referencia de fuerza (en los lazos exteriores), siendo, en este ejemplo, la posición deseada $q_d = -14^\circ$, y la fuerza deseada $F_d = -10N$. Esto significa que si la fuerza externa actuando sobre el pie, no es mayor, en valor absoluto, que F_d , se realiza un control de posición, debido a que, en este caso, domina el objetivo de

posicionamiento. Si la fuerza es mayor que la de consigna, domina el control de fuerza y el tobillo se moverá bajo su acción hasta que la fuerza sea menor que la de consigna, en cuyo caso el control de posición vuelve a dominar, e inicia su acción para restaurar la posición de consigna.

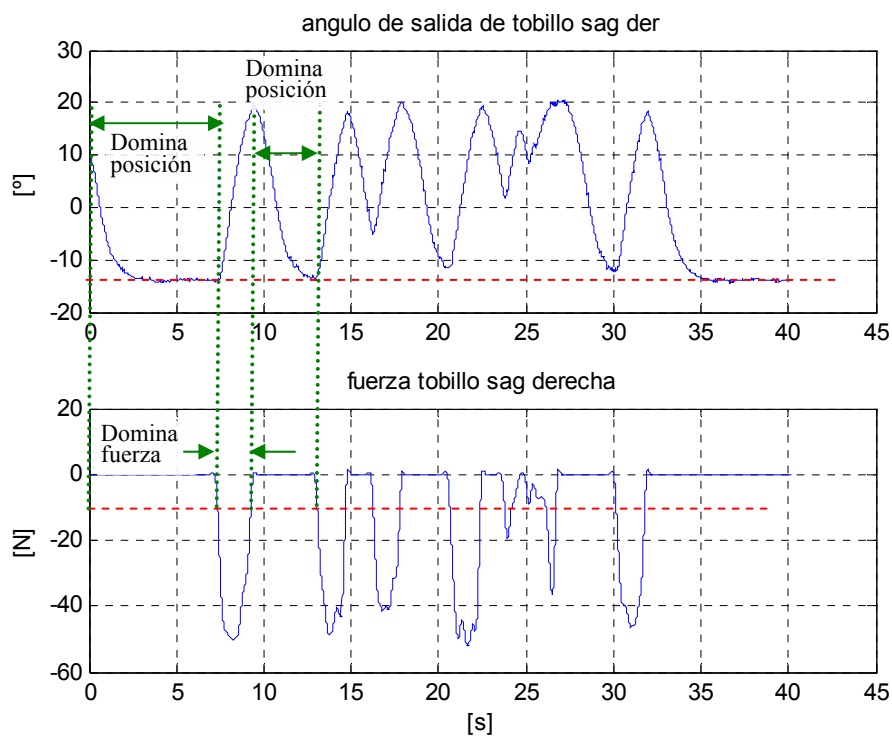


Figura 4.15 Respuesta de la articulación del tobillo del SILO2 funcionando con control de fuerza/posición.

En esta estrategia de control fuerza/posición, la fuerza medida es convenientemente filtrada, y el error de fuerza es convertido, a través de una ganancia K_f , a un error de posición, que se combina con el error de la posición articular de salida, y esta combinación es convertida en una nueva consigna de posición, que es suministrada al controlador de posición. Para que la interacción entre ambos errores produzca una respuesta adecuada, fue necesario realizar los correspondientes ajustes de ganancias experimentalmente.

En la Figura 4.15 se muestra la respuesta experimental de la articulación del tobillo sujeto a una tarea de control de fuerza/posición. El experimento consiste en que,

estando el pie en el aire, este se moverá inicialmente a una posición articular de salida $q = -14^\circ$, que es la consigna de posición, luego, cuando una fuerza externa actúe sobre la punta del pie, entonces, éste trasladará su posición a otra de manera proporcional a la fuerza ejercida sobre el pie.

De las gráficas de respuesta, se observa con nitidez que cuando la fuerza es superior a la de consigna, el desplazamiento del pie se realiza hacia posiciones más positivas que la anterior. En este experimento se observan siete movimientos del pie debido a la presencia de fuerzas externas, en un intervalo de 40 segundos. Como se puede observar en la Figura 4.15, se ha realizado un control de baja rigidez con la finalidad de comparar (con más claridad) los efectos de la fuerza en el desplazamiento del pie. En este caso el controlador de fuerza domina al de posición, siempre que existan fuerzas externas mayores a las establecidas como deseadas, en caso contrario domina el controlador de posición.

Se puede profundizar en el análisis anterior como sigue. En la Figura 4.16 y en la Figura 4.17 se muestra con más detalle la respuesta de la articulación del tobillo sometida a un control de fuerza/posición. En estas figuras se escoge un ciclo del experimento realizado, que va desde el tiempo inicial hasta el tiempo $t = 13s$. Durante este tiempo ocurre, en primer lugar, un movimiento del tobillo desde $q = 10^\circ$ hasta $q = -14^\circ$, en donde el controlador de posición domina debido a que la fuerza externa no sobrepasa a la fuerza deseada; a continuación, al aplicar la fuerza externa, el ángulo de salida aumenta hasta alcanzar el desplazamiento máximo de 20° (en este caso domina el controlador de fuerza); y, en tercer lugar, al liberar la fuerza externa, el pie busca la consigna de posición deseada de $q = -14^\circ$.

Durante el primer trayecto, la velocidad de la articulación del tobillo comienza en cero *rpm* y termina en cero *rpm* porque el pie ha alcanzado la posición deseada. En el segundo tramo del recorrido, el pie es sacado de su posición deseada y es movido en la otra dirección (velocidad contraria con respecto al primer movimiento) hasta que existe una compensación del error de fuerza y del error de posición, y, en este momento, la velocidad de salida es nula y la posición articular es de 20° . La última trayectoria se realiza entonces bajo control de posición hasta alcanzar el ángulo deseado (véase la Figura 4.17).

Se puede concluir pues que es posible implementar con eficacia esquemas de control fuerza/posición sobre el actuador no lineal SMART.

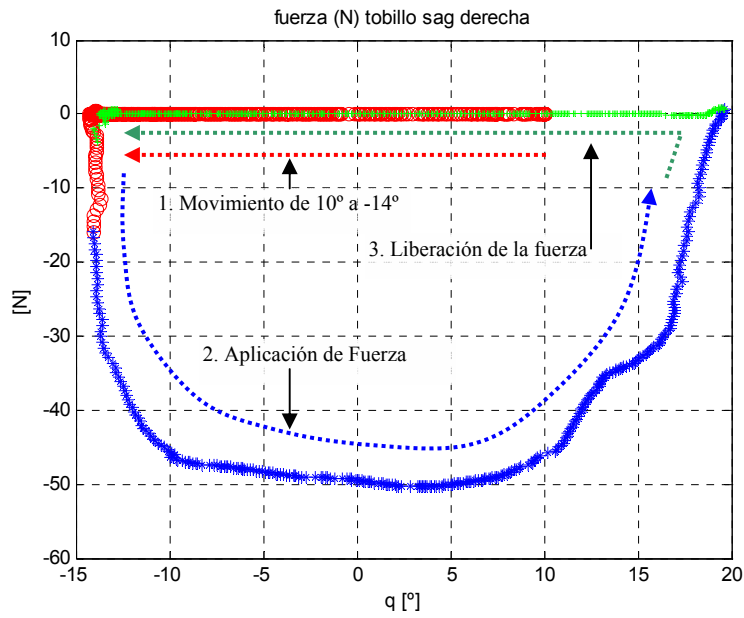


Figura 4.16 Relación de la fuerza en la biela con el ángulo de salida del tobillo.

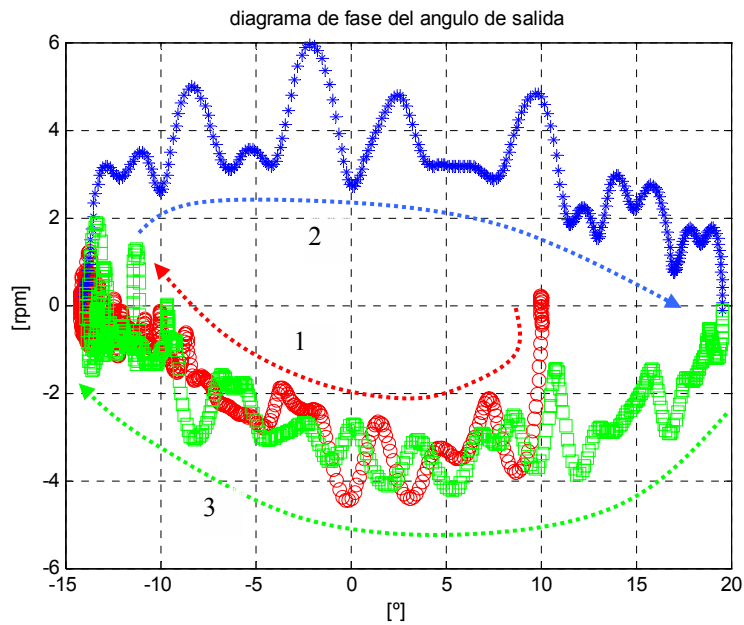


Figura 4.17 Comportamiento de la articulación del tobillo sagital derecho.

Esta estrategia de control fuerza/posición puede emplearse para facilitar cambios de postura en el SILO2 o para proveer de nuevas prestaciones de acomodación de fuerzas de contacto en un modo de caminar. Para este fin, se hace indispensable realizar un control con la rigidez adecuada de tal manera que, sea lo suficientemente fuerte para sostenerlo, y, al mismo tiempo, sea flexible para que se acomode suavemente sobre el terreno cuando se le aplique una carga externa y/o realice un paso.

4.3.1.2 Control de fuerza/posición en la interacción con un medio flexible

Se plantea en este apartado otro tipo de experimento para investigar las prestaciones que ofrece el control fuerza/posición en la articulación del tobillo cuando el pie del robot interactúe con un medio flexible. Como medio flexible se ha elegido, en este caso, una pletina de acero de 1 mm de grosor. En la Figura 4.18 se muestra una secuencia de fotos que ilustra la realización del experimento.

Este experimento tiene como objetivo observar la respuesta del tobillo durante la interacción con un medio de baja rigidez. En este caso la pletina flexible no está fijada en los extremos, por lo que puede haber algún deslizamiento indeseado en el momento de la realización del experimento.

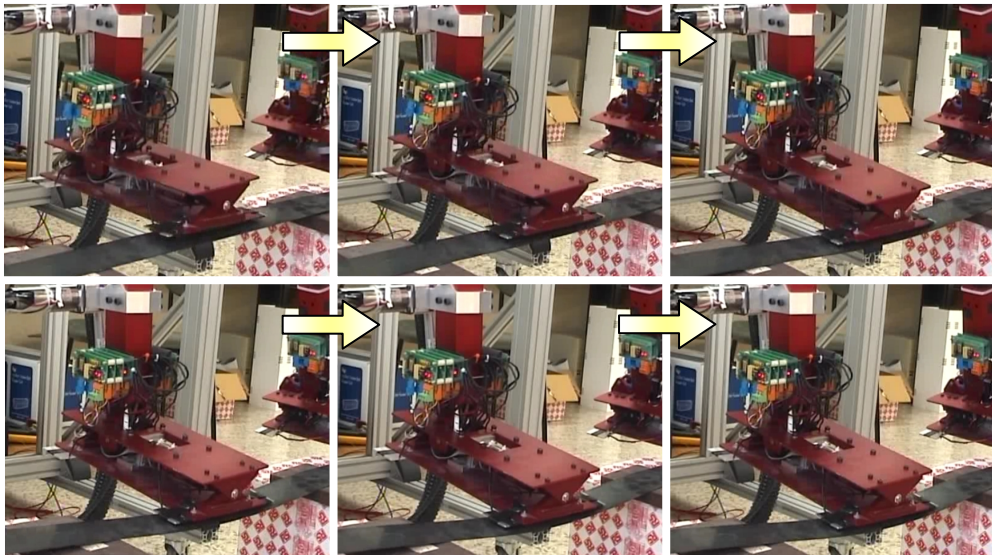


Figura 4.18 Secuencia de la trayectoria del pie cuando hace contacto con una pletina flexible bajo control de fuerza/posición.

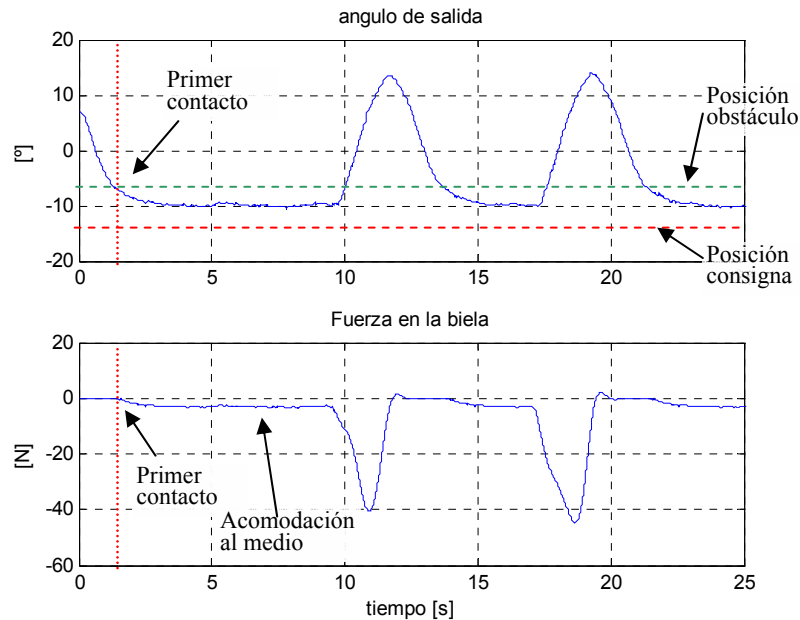


Figura 4.19 Respuesta de la articulación del tobillo cuando hace contacto con una pletina flexible.

Es posible utilizar estos resultados en la práctica, en diversas situaciones, por ejemplo cuando el robot se desplace sobre un terreno blando (arena, tierra), situación en la que este modo de control puede ayudar a la estabilidad, o cuando, en un futuro más o menos utópico, se requiera una aplicación del robot SILO2 para prestar servicios, como por ejemplo, el accionar los pedales de un automóvil mientras esté conduciendo. Obviamente, para poder realizar estas funciones, habría que implementar habilidades cognitivas de alto nivel.

En la Figura 4.19 se muestran simultáneamente los resultados de fuerza y posición angular de la articulación del tobillo derecho. La consigna de posición deseada es $q_d = -14^\circ$, pero el obstáculo (pletina) es colocado antes de esa posición, a aproximadamente -7° . Se observa en la gráfica que cuando el pie toca la pletina, la fuerza de tensión aumenta levemente y la posición se desplaza hasta $q = -10^\circ$. En ese instante existe una interacción entre el error de posición y el error de fuerza, de tal manera que la posición y la fuerza final son estables. Indudablemente, se puede deducir, que el desplazamiento desde la posición en donde el pie hizo contacto con la pletina ($\sim -7^\circ$) hasta cuando se detuvo ($\sim -10^\circ$) se debió a la flexibilidad del medio.

En ese tiempo tuvo lugar el procedimiento de acomodación del pie al medio en donde estaba interactuando, con sólo efectuar el contacto de la punta del pie.

En una situación como esta, es posible que algunos sensores que realicen la estimación del ZMP también hayan tocado el medio de contacto, pero también es posible que no. Es por ello que el sensor de fuerza colocado en la biela del mecanismo SMART podrá cooperar con el ZMP para conseguir una mejor estabilidad del SILO2 cuando se vea involucrado en tareas similares.

En la gráfica de la Figura 4.19 se observan dos desplazamientos positivos de la posición angular del tobillo. Esto se debe a que se aplicó una fuerza externa contraria al movimiento inicial, de tal manera que repitiese la acción de contacto con la pletina. Ambos resultados son similares.

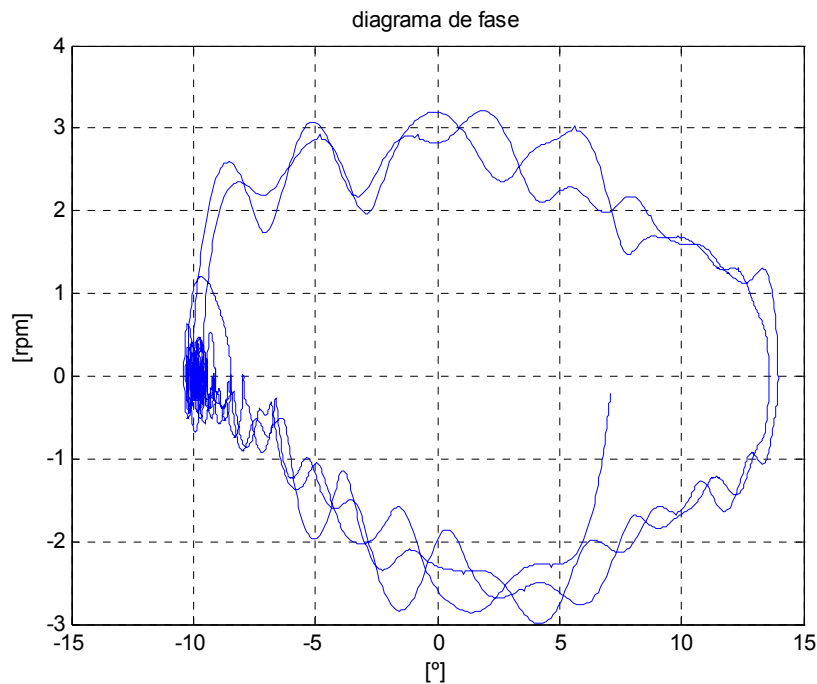


Figura 4.20 Comportamiento de la articulación de salida del tobillo.

La Figura 4.20 muestra el comportamiento del desplazamiento del tobillo en el plano de fase. Se observa con claridad que cuando la velocidad del pie es cero, la posición de la articulación del tobillo es de -10° . Este es un punto de estabilidad en donde el

aporte de las fuerzas medidas compensa la consigna de desplazamiento establecida como deseada, por lo que se pone de manifiesto un compromiso fuerza/posición para que el pie se acomode a su entorno, independientemente de la rigidez que éste pueda tener.

4.3.1.3 Control de impedancia

El controlador de impedancia utilizado para realizar estos experimentos corresponde al mostrado en la Figura 3.26 del capítulo 3 de esta memoria. Los experimentos fueron realizados para evaluar la respuesta del controlador a la aplicación de un escalón de fuerza. Para ello se colocó el pie del SILO2 sobre un bloque y se le indicó una consigna de posición más allá del obstáculo, con la finalidad que lo detectara antes y actuase la impedancia establecida en la articulación del tobillo.

El bloque de impedancia del controlador que convierte la fuerza medida en variables de posición (en este caso, grados sexagesimales del ángulo de salida) tiene la forma de una función de transferencia de un sistema de segundo orden,

$$\frac{1}{Z} = \frac{1}{K} \left(\frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \right) \quad (4.3)$$

Por lo tanto la realización del experimento se centró en la obtención de dos diferentes clases de resultados. En primer lugar, el experimento se basó en mantener constante el factor de amortiguamiento (ζ), y se varía la frecuencia natural no amortiguada de la impedancia del mecanismo (ω_n), en un cierto rango. En segundo lugar, se mantuvo constante la frecuencia natural no amortiguada de la impedancia (ω_n), y se ha variado el factor de amortiguamiento de la misma (ζ), en un rango de interés. De este modo, se pretende observar el comportamiento dinámico de la fuerza de interacción y el error de movimiento del pie cuando se establece el contacto con el medio, al variar la frecuencia natural y el factor de amortiguamiento de la impedancia deseada.

En realidad sería más correcto hablar de relación de admitancia en lugar de impedancia, debido a que esta última es el resultado de la división de la fuerza entre la posición (F/q_a) y no como se está presentando en este experimento. No obstante, se está utilizando la palabra impedancia debido a que, en un sentido amplio, se utiliza para establecer la relación que existe entre la fuerza, la posición y las derivadas de la posición, si se da el caso.

En la Figura 4.21 se muestra una familia de curvas que representa la relación que existe entre la impedancia deseada del tobillo ($1/Z = x_a / F$) y la frecuencia natural

no amortiguada del sistema (ω_n), para distintos valores del factor de amortiguamiento (téngase en cuenta que x_a corresponde al q_a de la Figura 3.26).

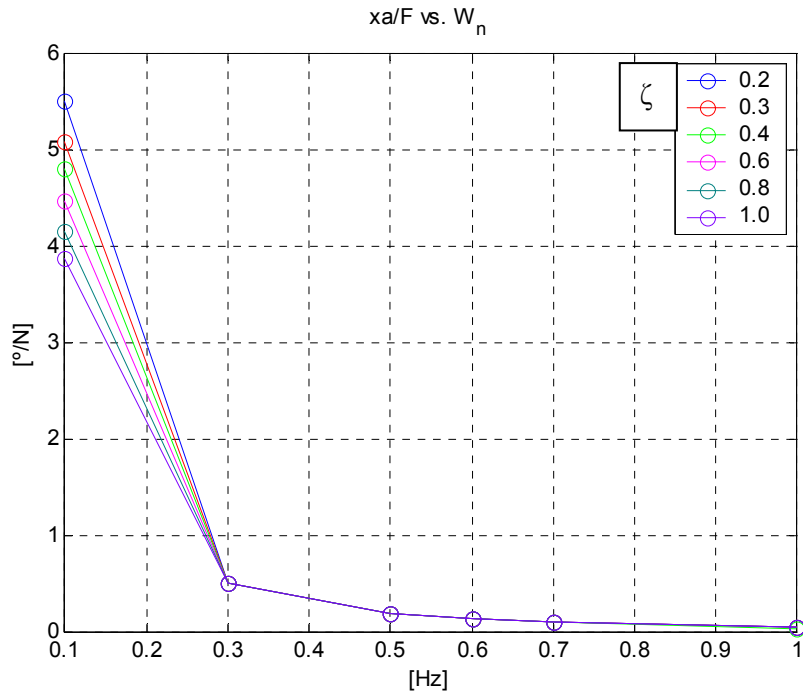


Figura 4.21 Relación de la impedancia del tobillo con respecto a la variación de la frecuencia natural no amortiguada de la función de transferencia de la impedancia deseada.

En esta implementación del control de impedancia, x_a , es la posición de salida del bloque de impedancia cuando sobre el mismo actúa una fuerza externa medida. Por lo tanto la unidad de impedancia en este experimento es $[N/\sigma]^1$, ya que se controla el tobillo del SILO2 en posición angular. En la Figura 4.21 se observa que cuando el valor del factor de amortiguamiento (ζ) aumenta, la relación posición de salida/fuerza tiende a disminuir cuando la frecuencia natural no amortiguada del sistema es de 0.1 Hz. En este caso la fuerza ejercida por el pie aumenta a medida que aumenta el factor de amortiguamiento, debido a que la impedancia deseada

¹ Las unidades correctas son radianes en vez de grados. Se utilizan los grados para mayor claridad en las figuras.

aumenta. Por otro lado, a frecuencias naturales mayores a 0.3 Hz el sistema es poco perceptible al cambio de fuerza, es decir, que la posición de salida del bloque de impedancia varía muy poco, aún con diferentes valores de la relación de amortiguamiento. El sistema no responde adecuadamente a frecuencias naturales mayores a 1.0 Hz, por lo que se comporta como un sistema insensible al cambio de fuerza.

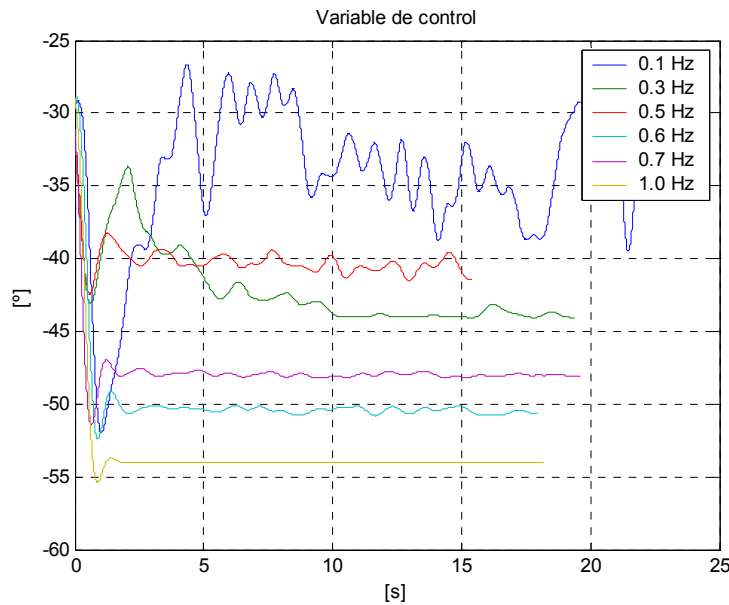


Figura 4.22 Consigna de control de posición al controlador de movimiento de precisión.

En la Figura 4.22 se muestra la variable manipulada que es inyectada al controlador de movimientos de precisión de la tarjeta de control. Esta es una consigna de posición angular de entrada para SMART. La consigna de salida está dada por la ecuación (3.35), que luego será convertida a consigna de posición de entrada. Las señales mostradas en la Figura 4.22 fueron registradas cuando el factor de amortiguamiento es $\zeta=0.4$. Se observa que cuando la frecuencia natural no amortiguada del sistema es 1.0 Hz, el comportamiento del sistema es prácticamente insensible al cambio de fuerza, pero, por el contrario, en el otro extremo del rango de variación de ω_n ($\omega_n=0.1$ Hz), se nota una gran sensibilidad, debido a que la impedancia deseada es muy baja, y esto resulta en que se tiene muy baja precisión en el posicionamiento.

En la Figura 4.23 se muestra una familia de curvas que representan la relación que existe entre la impedancia deseada del tobillo ($1/Z = x_a/F$) y el factor de amortiguamiento del sistema (ζ).

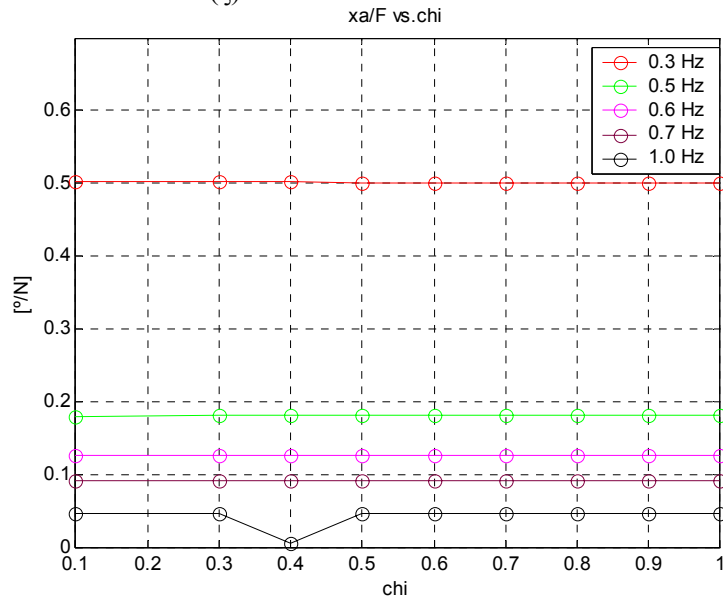


Figura 4.23 Relación de la impedancia del tobillo con respecto a la variación del factor amortiguamiento.

En la Figura 4.23 se observa que cuando el valor de la frecuencia natural del sistema (ω_n) aumenta, la relación posición de salida/fuerza tiende a disminuir en todos los casos. En este caso la fuerza ejercida por el pie aumenta a medida que aumenta la frecuencia natural, debido a que la impedancia deseada aumenta. No es posible observar variaciones en cada curva a medida que aumenta ζ , porque se han tomado los datos cuando el pie hizo contacto con el obstáculo, por lo que la impedancia inversa (admitancia) es casi constante.

4.3.2 Control de fuerza/posición en la articulación de la cadera en el plano lateral

Se ha implementado un control de fuerza/posición en la articulación de la cadera del SILO2, siguiendo el diagrama de bloques presentado en la Figura 3.25. En este experimento, la posición de salida deseada del mecanismo SMART de la cadera lateral izquierda, es $q = 90^\circ$, esto es, se desea que la pierna izquierda forme un ángulo recto con la cadera.

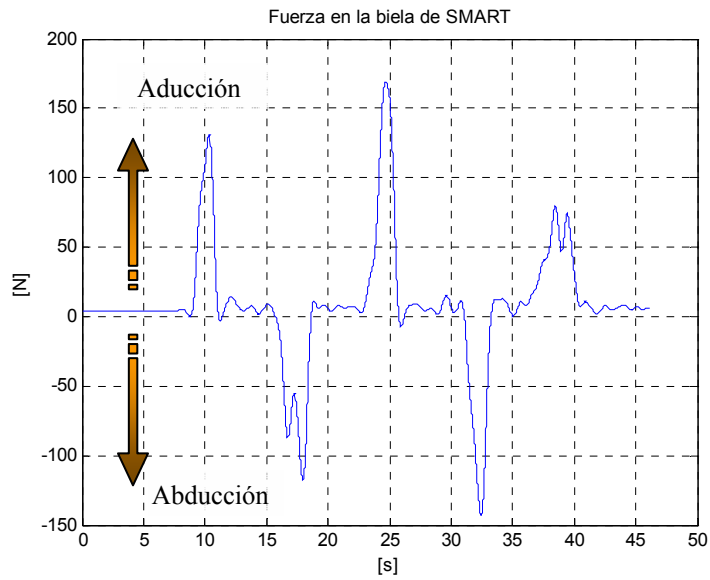


Figura 4.24 Fuerza en la biela del mecanismo SMART de la cadera.

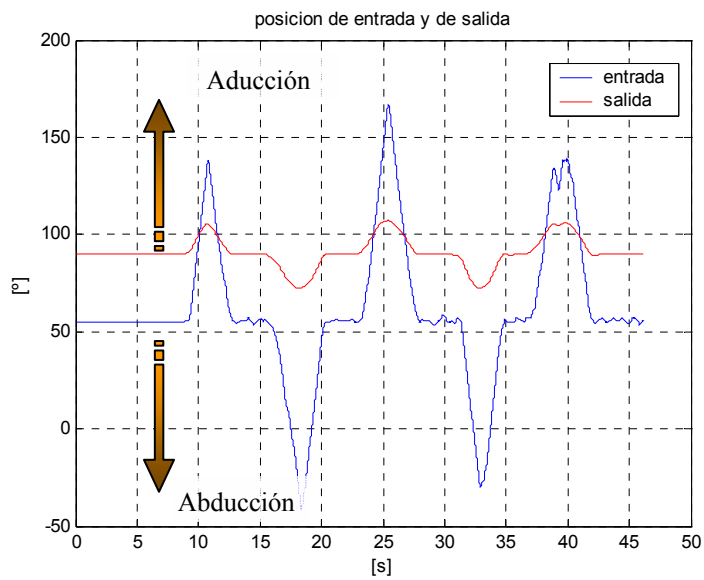


Figura 4.25 Posición de entrada y de salida del mecanismo SMART de la cadera con control de fuerza/posición.

El experimento consiste en mover la pierna izquierda hacia adentro y hacia afuera mientras el robot está suspendido en el aire, partiendo de la posición articular deseada. Si no se aplica una fuerza externa a la pierna, esta deberá permanecer inmóvil en su posición deseada.

Al aplicar una fuerza exterior, la pierna obedecerá proporcionalmente a la fuerza aplicada, y cuando la fuerza exterior deje de actuar, la pierna regresará a su posición original (posición deseada). Este comportamiento se muestra en la Figura 4.24 y en la Figura 4.25. Se observa que cuando se aplica una fuerza de compresión en la biela de SMART (para el modelo de colocación de las galgas extensiométricas, esta fuerza es positiva) esta da a lugar a un movimiento de aducción de la pierna izquierda. En cambio, cuando se le aplica una fuerza de tensión, el movimiento emergente es de abducción. Claro está, cuando se deja de aplicar la fuerza externa, la articulación de la cadera lateral izquierda regresa a la posición original $q = 90^\circ$.

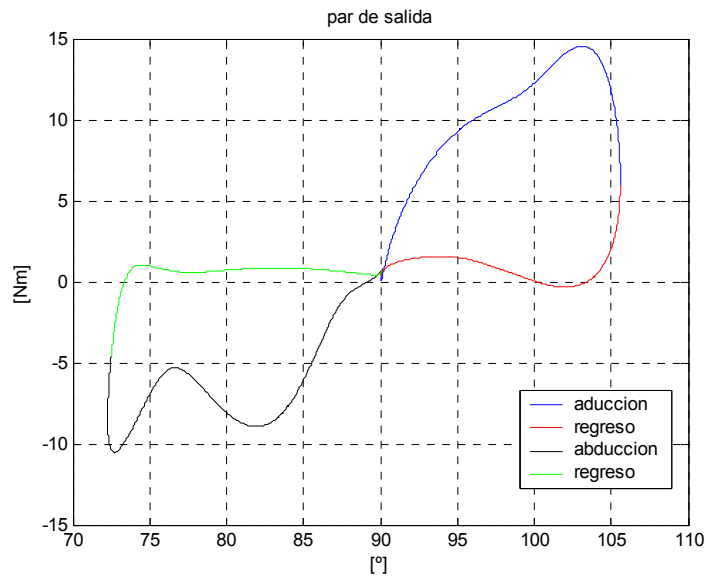


Figura 4.26 Par de salida de la cadera lateral izquierda.

Otra manera de observar los resultados del experimento es analizando la relación del par de salida con respecto al ángulo de salida (véase la Figura 4.26). Cuando el par de salida es positivo esto es debido a que el movimiento es hacia el plano medio del cuerpo (aducción), y cuando es negativo el movimiento es hacia afuera del cuerpo. En este caso la sección del controlador de fuerza es la que domina el movimiento. Cuando la fuerza externa tiende a cero se habilita el regreso de la pierna a su

posición original. En esta etapa el controlador de posición domina la acción, como se muestra en las figuras anteriores.

Los resultados del experimento que se acaban de presentar muestran una buena respuesta del control fuerza/posición implementado en la cadera del robot SILO2.

4.3.3 Control de fuerza del robot humanoide SILO2 en el plano lateral

En el apartado anterior se analizó la respuesta del actuador SMART de la cadera en el plano lateral, controlado mediante un algoritmo fuerza/posición, sometido a fuerzas externas. Sobre esta base es posible abordar estrategias de control más complejas en el plano lateral, que involucren, por ejemplo, las dos caderas y los dos tobillos en el plano lateral cuando el robot esté en apoyo doble. En este caso, cuando se aplique al robot una fuerza lateral exterior éste se deberá desplazar en la misma dirección que la fuerza, para mantener la estabilidad. Cuando se suprima la fuerza exterior, el robot deberá regresar a su posición natural de equilibrio.

Para abordar el control de fuerza en la cadena cinemática del plano lateral del SILO2, es conveniente estudiar previamente cual es la relación del ZMP con el par de salida de las caderas. Esto se lleva a cabo en el siguiente apartado.

4.3.3.1 Relación del ZMP con el par de salida de las caderas

Como se ha indicado en el capítulo 2, el ZMP es un criterio adecuado para la determinación del margen de estabilidad del ciclo de locomoción, empleado fundamentalmente en robots bípedos (Vukobratović *et al.*, 1990) (Vukobratović y Borovac, 2004) (Arakawa y Fukuda, 1997) (Fujimoto *et al.*, 1998). En primera instancia, hay que utilizar un sensor del ZMP para poder estimar el punto en donde se encuentra la fuerza de reacción vertical del suelo. Otros investigadores, como (Hirai *et al.*, 1998) (Gienger *et al.*, 2001), entre otros, han utilizado con éxito sensores para la estimación del ZMP de robots bípedos obteniendo muy buenos resultados. Una forma sencilla de construir un sensor que calcule el ZMP consiste en disponer sensores de fuerza en las plantas de cada pie del robot. La cantidad mínima de sensores que debe ser colocada bajo cada suela del robot es de tres. En el SILO2 se han instalado cuatro celdas de carga piezoeléctricas en cada pie, y han sido distribuidas como se muestra en la Figura 4.27.

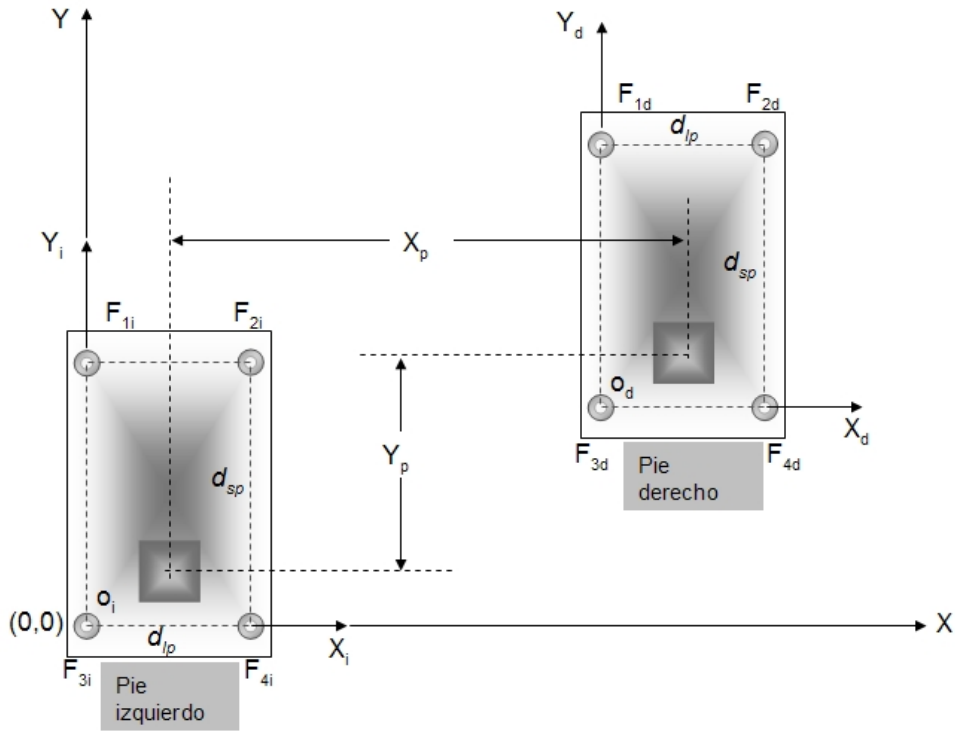


Figura 4.27 Sistema de referencia para la realización del cálculo del ZMP del SILO2 en apoyo bipodal (vista superior).

Se tienen dos sistemas de referencia locales (planos $X_i o_i Y_i$ y $X_d o_d Y_d$), esto es, para el cálculo individual del ZMP en cada pierna (ZMP local) y un sistema de referencia general que realiza la estimación del ZMP del robot (plano $X o_i Y$). Evidentemente, puede suceder que el ZMP local sea el mismo que el ZMP general cuando el robot se encuentre en apoyo monopodal. El sistema de referencia local escogido, tiene su origen en la ubicación de la celda de carga que se encuentra en lado izquierdo de cada talón del pie (F_{3i} y F_{3d}), y el sistema de referencia general, tiene el punto de origen en el sensor de fuerza localizado en lado izquierdo del talón del pie izquierdo del robot (F_{3i}) (véase la Figura 4.27).

Se asume que las celdas de carga están colocadas simétricamente, y además, a través de las ecuaciones cinemáticas, se debe conocer la posición de ambos pies; en estas condiciones es posible calcular los ZMP locales como,

para el pie izquierdo,

$$\begin{aligned} ZMP_{li} &= \frac{d_{lp}(F_{2i} + F_{4i})}{\sum_{n=1}^4 F_{ni}}, \quad \text{para el plano lateral} \\ ZMP_{si} &= \frac{d_{sp}(F_{1i} + F_{2i})}{\sum_{n=1}^4 F_{ni}}, \quad \text{para el plano sagital} \end{aligned} \quad (4.4)$$

para el pie derecho,

$$\begin{aligned} ZMP_{ld} &= \frac{d_{lp}(F_{2d} + F_{4d})}{\sum_{n=1}^4 F_{nd}}, \quad \text{para el plano lateral} \\ ZMP_{sd} &= \frac{d_{sp}(F_{1d} + F_{2d})}{\sum_{n=1}^4 F_{nd}}, \quad \text{para el plano sagital} \end{aligned} \quad (4.5)$$

donde,

$d_{lp} = 160 \text{ mm}$, es la distancia entre las celdas de carga en el plano lateral,

$d_{sp} = 257 \text{ mm}$, es la distancia entre las celdas de carga en el plano sagital,

(ZMP_{si}, ZMP_{li}) , es el ZMP local del pie izquierdo, y (ZMP_{sd}, ZMP_{ld}) es el ZMP local del pie derecho, en los planos sagital y lateral, respectivamente.

El ZMP general será una función de los ZMP locales, de las fuerzas de reacción en cada pie, y de las distancias de separación de los pies que hay en ambos planos, el sagital y el lateral, así se tiene que,

$$ZMP_l = \frac{ZMP_{li} \sum_{n=1}^4 F_{ni} + (X_p + ZMP_{ld}) \sum_{n=1}^4 F_{nd}}{\sum_{n=1}^4 (F_{ni} + F_{nd})}, \quad \text{para el plano lateral} \quad (4.6)$$

$$ZMP_s = \frac{ZMP_{si} \sum_{n=1}^4 F_{ni} + (Y_p + ZMP_{sd}) \sum_{n=1}^4 F_{nd}}{\sum_{n=1}^4 (F_{ni} + F_{nd})}, \quad \text{para el plano sagital} \quad (4.7)$$

siendo,

X_p , distancia entre la articulación de los tobillos del robot en el plano lateral o entre los ejes de referencia Y_i y Y_d .

Y_p , distancia entre la articulación de los tobillos del robot en el plano sagital o entre los ejes de referencia X_i y X_d .

A continuación, se evalúa experimentalmente el comportamiento del ZMP cuando se establece un ciclo de locomoción sinusoidal en el plano lateral del bípodo. En este caso, se realiza un movimiento simultáneo, en las articulaciones de los tobillos y de las caderas para que la cadena cinemática cerrada (formada por las piernas del robot con el suelo) realice movimientos oscilatorios (véase la Figura 4.28). El ciclo de oscilación sinusoidal se realiza con una consigna de control de velocidad de,

$$v_c = v_{rpm} \cos \left[6 \left(\frac{v_{rpm}}{d_{max}} \right) t \right] \quad (4.8)$$

donde,

v_{rpm} , es la velocidad máxima de salida de 4 rpm, en las cuatro articulaciones

d_{max} , es el máximo desplazamiento de salida en las articulaciones (9.54°)

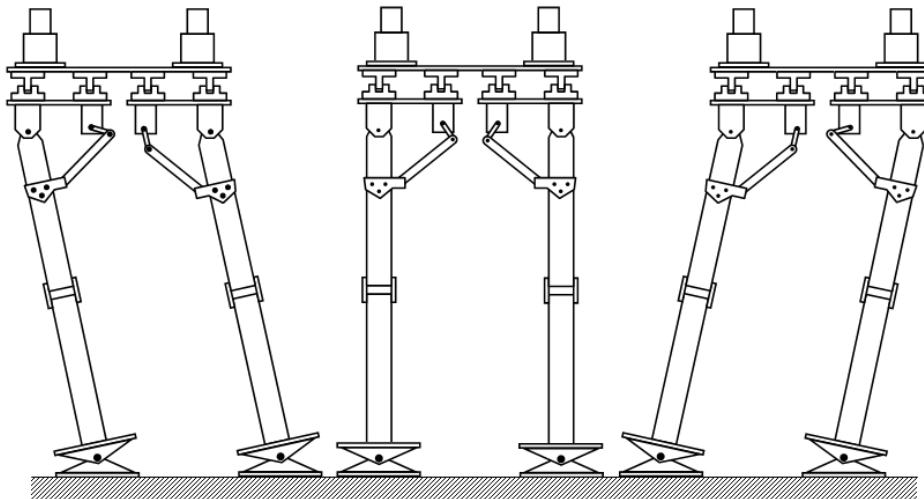


Figura 4.28 Movimiento oscilatorio en el plano lateral de la cadena cinemática cerrada del SILO2.

La consigna de control de velocidad se introduce, directamente, al controlador de posición de precisión utilizado para la evaluación experimental del SILO2. La velocidad y desplazamiento máximo están establecidos para las salidas de las cuatro articulaciones, por lo que no hay que realizar ningún cálculo adicional para los tobillos laterales, debido a que están accionados por una transmisión clásica; no obstante, en cuanto a las caderas laterales, hay que realizar los cálculos necesarios a fin de compensar la no linealidad del mecanismo que los acciona (a través de la cinemática inversa presentada previamente en el capítulo 3).

Cuando se aplica el ciclo de locomoción sinusoidal al SILO2 en el plano lateral, se observa el desplazamiento del ZMP (ver Figura 4.29).

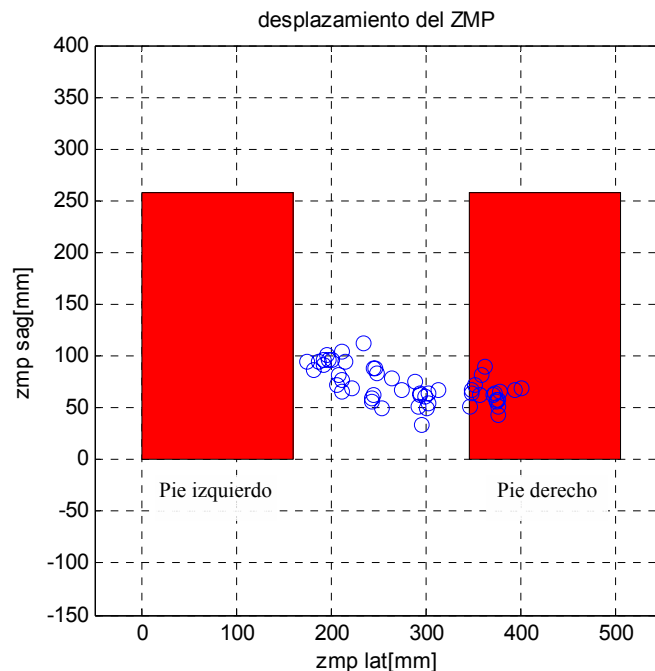


Figura 4.29 Desplazamiento del ZMP durante la oscilación del SILO2 en el plano lateral.

Se observa en la Figura 4.29 que el máximo desplazamiento del ZMP ocurre en el plano lateral, sin embargo, también existe desplazamiento en el plano sagital. El desplazamiento del ZMP en el plano lateral es de, aproximadamente, 250 mm y en el plano sagital de unos 50 mm, aproximadamente. Esto se debe, principalmente, a que la postura del robot no estaba, simétricamente, bien establecida en el plano sagital, por lo que la masa no estaba distribuida simétricamente, o también puede ser

debido a posibles holguras en las articulaciones de los tobillos y rodillas en el plano sagital.

La Figura 4.30 muestra unos gráficos que comparan la relación que hay entre el ZMP lateral con los pares de salida en las articulaciones de las caderas izquierda y derecha.

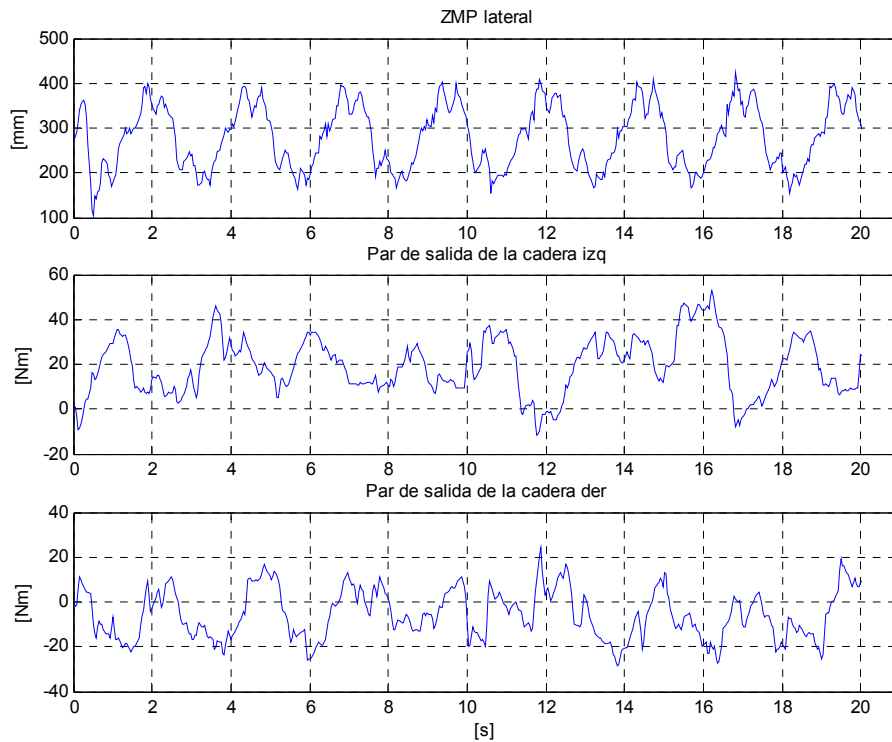


Figura 4.30 Comparación del ZMP lateral con los pares de salida en las caderas laterales.

Los pares de salida de las caderas son calculados, indirectamente, a través de la medición de las fuerzas en la bielas del mecanismo SMART de cada una (refiérase a la sección 3.4.2).

En la Figura 4.30 se puede observar la periodicidad del desplazamiento del ZMP en el plano lateral durante la ejecución del experimento. No obstante, la medición del par de salida en las caderas no muestra una periodicidad persistente, debido a que cuando se realizó este experimento, las condiciones de carga sobre el SILO2 eran muy livianas (no estaba instalado el tronco).

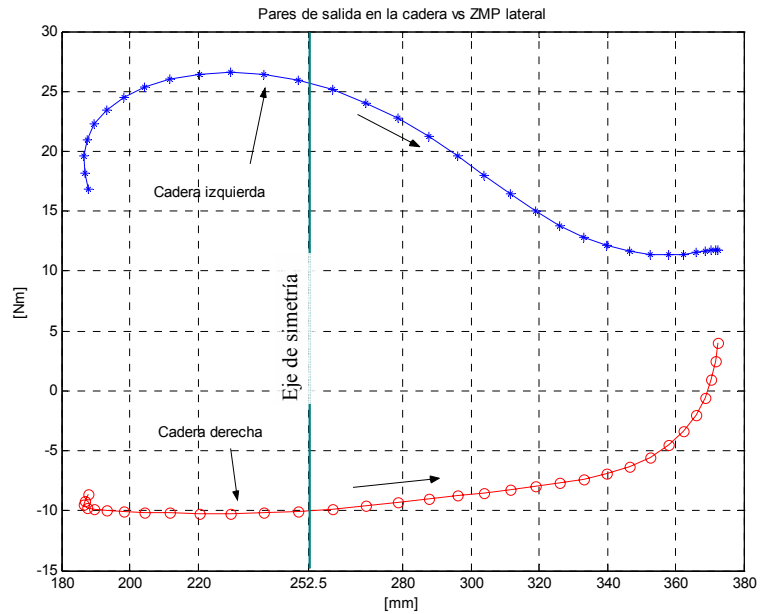


Figura 4.31 Relación del par de salida de las caderas con el ZMP lateral durante la oscilación de izquierda a derecha.

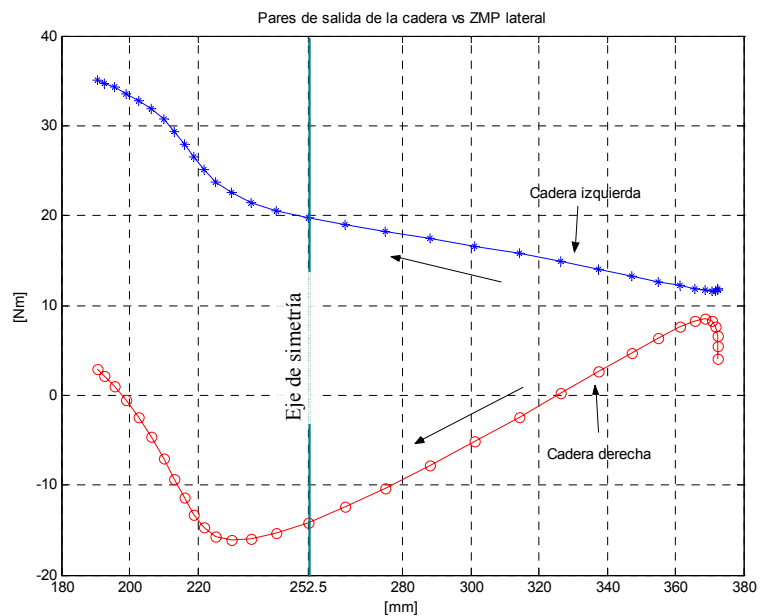


Figura 4.32 Relación del par de salida de las caderas con el ZMP lateral durante la oscilación de derecha a izquierda.

Por otro lado, es posible deducir la correspondencia que existe entre el par de salida de las caderas y el desplazamiento del ZMP lateral; cuando el desplazamiento del ZMP es máximo (cuando el ZMP tiende hacia el pie derecho), el par de salida de la cadera derecha es máximo, también. Cuando el desplazamiento del ZMP lateral es mínimo (el ZMP se mueve hacia el pie izquierdo), el par de salida de la cadera izquierda es máximo (vea la Figura 4.30).

Estas consideraciones pueden ser observadas con más detalle en la Figura 4.31 y en la Figura 4.32. En ellas se muestra el vaivén del robot de izquierda a derecha, y posteriormente, de derecha a izquierda. En el vaivén del SILO2 de izquierda a derecha, se nota que, al inicio, el par de la cadera izquierda es máximo y tiende a disminuir cuando alcanza la máxima posición de la derecha, en cambio el par de la cadera derecha aumenta a medida que el cuerpo se desplaza hacia la zona derecha (véase la Figura 4.31). Por otro lado, cuando se realiza el vaivén del robot de derecha a izquierda, el par de la cadera izquierda tiende a aumentar y el par de salida de la cadera derecha tiende a disminuir (Figura 4.32). Al final del recorrido (vaivén de derecha a izquierda) se muestran algunos efectos dinámicos que influyen en el par de la cadera derecha.

Así pues se observa que existe una relación entre el ZMP lateral con los pares de salida de las caderas en el plano lateral, y esta relación será más notoria en cuanto se adicione la parte superior del cuerpo al robot. Se nota que cuando el robot oscila hacia la derecha, el par de la cadera derecha aumenta y el par de la cadera izquierda disminuye, caso contrario ocurre cuando la oscilación del robot es en el otro sentido, de derecha a izquierda.

Esta relación entre el ZMP y los pares en las caderas puede ayudar a mejorar la estabilidad del bípedo en el plano lateral al añadir las lecturas de los pares de salida de las caderas a las estimaciones del ZMP. En algunos casos, es posible que algún sensor de fuerza que conforma el sensor del ZMP no haga contacto con el suelo (esto puede ocurrir en cuanto el suelo no esté completamente liso), con lo cual se realizará una estimación errónea del ZMP, pero se pueden obtener simultáneamente las estimaciones de los pares de salida de las caderas laterales, lo que complementará las mediciones del ZMP, dando un valor aproximado de la situación real del ZMP, y por ende, facilitando la estabilización del robot en el plano lateral.

Una situación similar se podría tener en el plano sagital. Para el plano sagital se cuenta con los sensores de par de salida que se encuentran implementados en los tobillos y rodillas. Por lo que se hace posible realizar una fusión sensorial que relacione las estimaciones del ZMP, en ambos planos, con las mediciones indirectas de los pares de salida (o incluso de las fuerzas en las bielas de cada mecanismo

SMART) de las caderas en el plano lateral y de los tobillos y rodillas en el plano sagital. Con ello será posible disponer de información más completa acerca de la situación del robot y en consecuencia, realizar las acciones adecuadas para la estabilización del mismo.

4.3.3.2 Control de fuerza/posición del robot humanoide SILO2 en el plano lateral

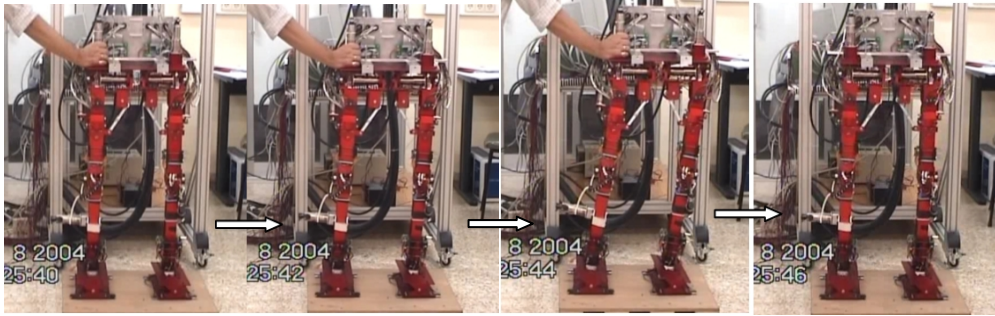
Una vez analizada la relación entre el ZMP y los pares en las caderas, se está en condiciones de abordar el problema del control de fuerza coordinado en el plano lateral. Se emplearán los sensores del ZMP para determinar los cambios en la postura del robot cuando le sea aplicada una fuerza externa

Una secuencia fotográfica de la realización del experimento se muestra en la Figura 4.33. Al inicio el robot tiene una postura perpendicular al plano del suelo, luego una fuerza lateral es aplicada desde la derecha, y el robot se desplaza hacia su izquierda de manera proporcional a la fuerza externa. Cuando la fuerza es liberada, el robot vuelve a su postura original. Seguidamente, se aplica otra fuerza externa al robot por el lado izquierdo y el robot es desplazado hacia su derecha, y cuando la fuerza deja de actuar, el robot vuelve a su postura original.

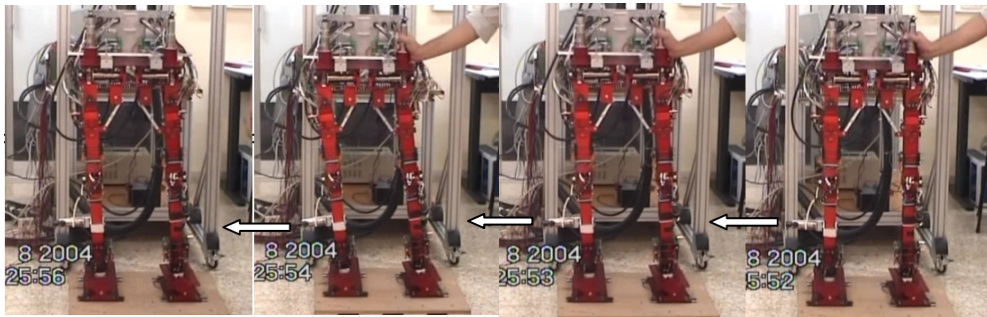
En este control de fuerza/posición coordinado, se realiza el control de fuerza al tomar las lecturas de las fuerzas que interactúan en las bielas de los mecanismos SMART de las caderas. Cuando se aplica una fuerza lateral derecha, la cadera izquierda siente un par mayor (lo que es corroborado por la lectura de fuerza de la biela en esa articulación) que la cadera derecha, indicando que es allí en donde se está oponiendo más fuerza al movimiento inducido por la fuerza exterior. Esta oposición al movimiento resulta en una acomodación proporcional a la fuerza exterior aplicada, de tal manera que la cadena cinemática del plano lateral concede un desplazamiento (en la dirección de las fuerzas), para que los pares que se desarrollen en las articulaciones de los tobillos y de las caderas no sean tan grandes.

Si el robot, sujeto a fuerzas externas se opone totalmente al movimiento (control de alta rigidez), entonces, la mayoría del esfuerzo sería transmitido a las articulaciones de los tobillos, y otra parte, menor, a las articulaciones de las caderas. Esto sería perjudicial si la fuerza externa fuese aplicada por un tiempo considerable, debido a que habría sobrecalentamiento de los motores y posiblemente algún daño irreparable en ellos. Los motores que sufrirían mas daño serían los de los tobillos, por dos razones, la primera debido a que soportan todo el peso del robot más la fuerza

externa aplicada, y segundo debido a que en esa articulación no se tiene un mecanismo SMART, sino un accionamiento clásico.



a)



b)

Figura 4.33 Secuencia fotográfica de la realización del experimento. (a) aplicación de la fuerza en el lado derecho; (b) aplicación de la fuerza en el lado izquierdo.

El esquema de control implementado se muestra en la Figura 4.34. La realimentación de las fuerzas de las caderas es utilizada para contribuir al control, tanto de las caderas como de los tobillos. El lazo de control de fuerza tiene constantes de baja rigidez, para que el robot se desplace hacia los lados cuando es sometido a fuerzas laterales externas.

Como la articulación de la cadera tiene un mecanismo SMART, entonces, hay que utilizar la cinemática inversa ($\gamma = f(q)$) para realizar el control de estas articulaciones, a través del controlador de movimientos de precisión. Caso contrario ocurre en la articulación del tobillo, debido a que incorpora una articulación clásica.

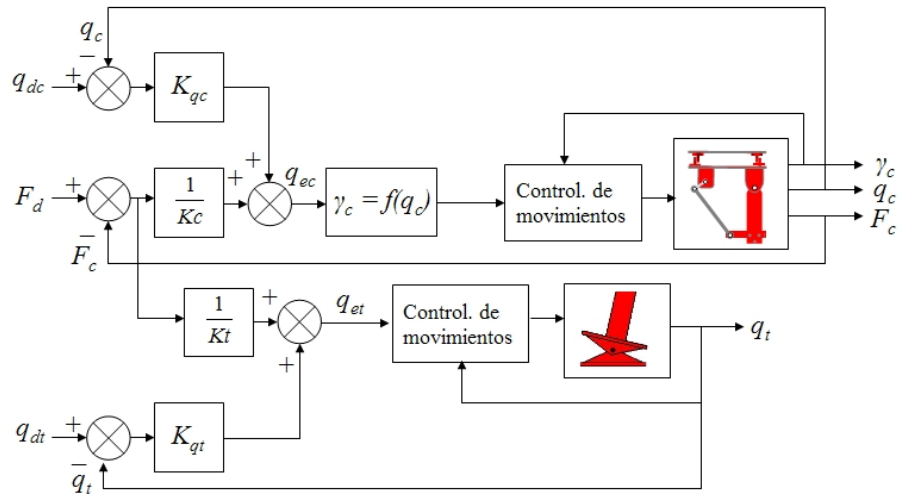


Figura 4.34 Diagrama de bloques del control de fuerza del SILO2 en el plano lateral.

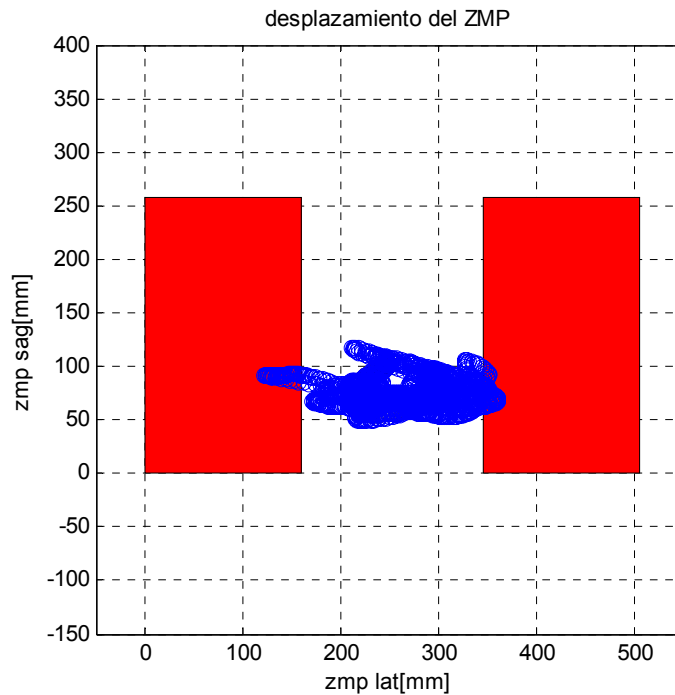


Figura 4.35 Desplazamiento del ZMP durante el experimento de control de fuerza/posición en el plano lateral.

En la Figura 4.35 se muestra el desplazamiento del ZMP durante la ejecución del experimento. Se nota que, a pesar de que han sido aplicadas fuerzas externas laterales, el desplazamiento del ZMP en el plano lateral, no se acerca a los límites del polígono de apoyo que forman los pies.

Durante la realización de este experimento no se contaba con el tronco del SILO2. La estabilización se hacía con el movimiento de la cadena cinemática formada por las piernas en el plano lateral. Por tanto, al tratar de estabilizar el robot, añadiendo la contribución del movimiento pendular del tronco, el desplazamiento del ZMP sería todavía menor que el obtenido durante este experimento.

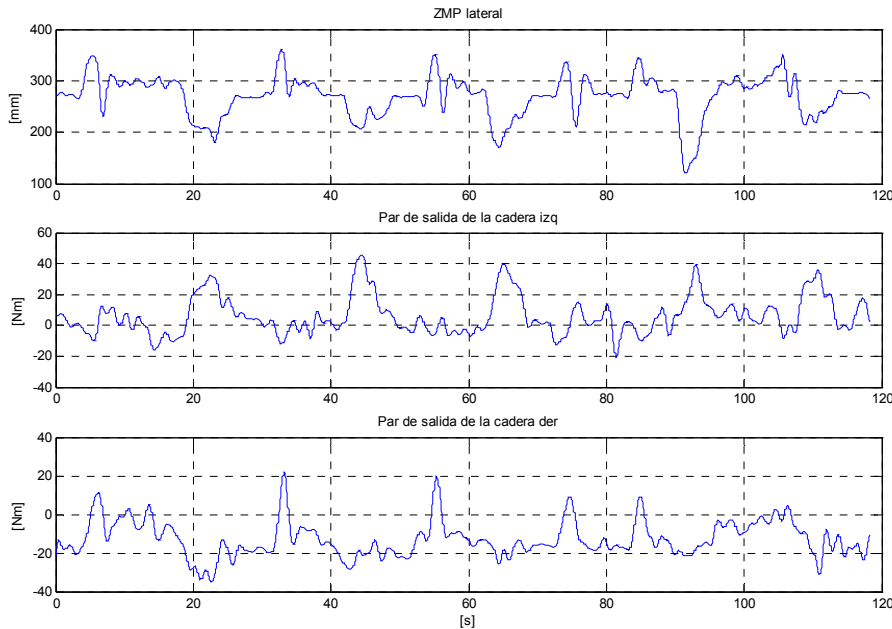


Figura 4.36 Comparación del ZMP lateral con los pares de salida de las caderas laterales.

En la Figura 4.36 se muestra la comparación del ZMP lateral con relación a los pares de salida de las caderas laterales. Se destaca que cuando el par de salida de la cadera izquierda aumenta, el ZMP se desplaza hacia el pie izquierdo. Cuando el par de salida de la cadera derecha aumenta, entonces, el ZMP lateral se desplaza hacia el pie derecho. En cada caso, la fuerza externa es aplicada en el lado contrario al desplazamiento del ZMP.

En este caso la relación que existe entre el ZMP lateral y los pares de salida de las caderas, es más clara que la observada anteriormente en la sección 4.3.3.1. Además, aunque existe, en este caso, la aplicación de una fuerza externa, la variación de los pares de salida resulta muy parecida a las variaciones de los pares de la sección 4.3.3.1. En este experimento los pares de salida de las caderas no han aumentado debido a que al realizar el control de fuerza, el cuerpo se acomoda al medio, en este caso la fuerza externa aplicada.

En la Figura 4.37 se compara el ZMP lateral con relación a los pares de salida de los tobillos laterales. Se muestra que los pares de salida en los tobillos son bajos, a pesar de la presencia de una fuerza externa. Si el SILO2 fuese controlado en posición y se le aplicase una fuerza externa lateral, por un periodo de tiempo no necesariamente muy grande, el par en los tobillos aumentaría considerablemente. Entonces, esto daría lugar a que la corriente en el motor aumente a valores mayores a los nominales y por lo tanto, el motor se quemaría inevitablemente.

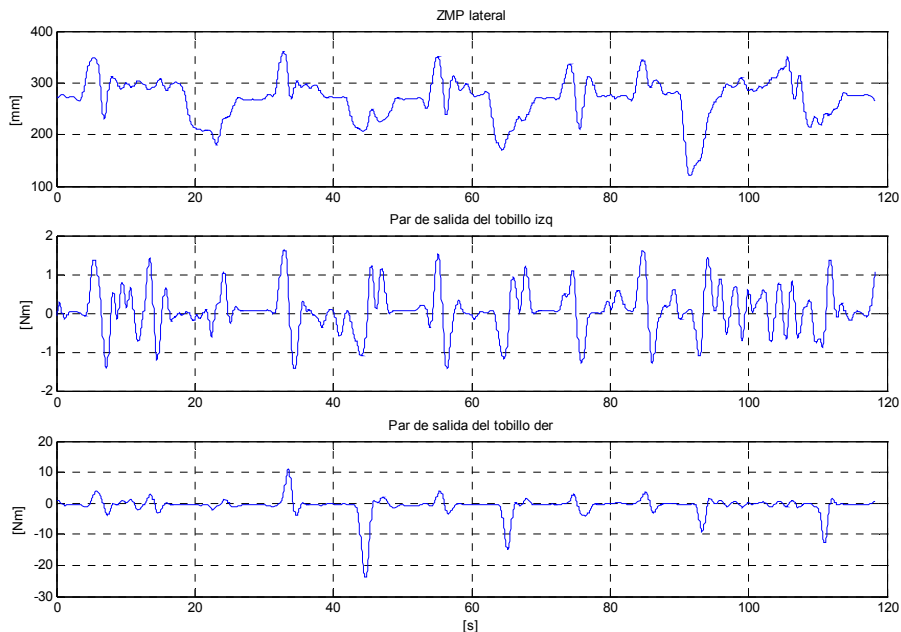


Figura 4.37 Comparación del ZMP con los pares de salida de los tobillos laterales.

El par de salida de los tobillos era mucho mayor durante la realización del experimento descrito en la sección 4.3.3.1. Con esto se muestra una ventaja importante de la realización del control de fuerza/posición en el plano lateral del robot.

140 4. *Implementación y evaluación experimental de estrategias de control de fuerza aplicadas al robot humanoide SILO2*

Capítulo 5

Análisis y diseño de sistemas de control de fuerza para robots cuadrúpedos

5.1 Introducción

En los últimos diez años, en los laboratorios del Instituto de Automática Industrial del CSIC, se han llevado a cabo investigaciones orientadas a proporcionar soluciones prácticas a diversos problemas que surgen en la automatización de tareas en entornos complejos, en los que el operador humano debe enfrentarse a situaciones de riesgo y condiciones de trabajo muy duras. En este sentido se han llevado a cabo investigaciones acerca del diseño y control de robots escaladores para la automatización de tareas de soldadura en la construcción naval (Armada, 2000) (Prieto *et al.*, 2001). En la misma dirección se ha propuesto y demostrado en la práctica que un robot caminante de cuatro patas (ROWER 1) puede constituir un elemento muy valioso para la automatización de las tareas de soldadura en el doble fondo de los buques de moderna construcción (González de Santos *et al.*, 2000b). Todos estos robots tienen la misión de realizar trabajos para aumentar la eficiencia de las tareas encomendadas, y, al mismo tiempo, evitar que el ser humano esté expuesto a situaciones de riesgo.

Otra área en donde el trabajo se desarrolla frecuentemente en situaciones de riesgo para los trabajadores es en el caso de la industria de la construcción. Dentro de la variada actividad que se despliega en esta industria, tenemos, por ejemplo, los

trabajos que deben de ser efectuados para la consolidación de las laderas de las montañas. Cuando se va a realizar algún tipo de obra pública como una autopista, el trazado de una línea férrea, o, simplemente una serie de viviendas, es relativamente frecuente que los lugares elegidos estén próximos a la ladera de una montaña. Cuando las laderas de una montaña, por su composición geológica, son susceptibles de sufrir deslizamientos, es necesario, como paso previo a las demás actividades, realizar una consolidación de la ladera, con la finalidad primordial de prevenir los deslizamientos, y, por lo tanto, evitar el riesgo de graves accidentes. Hoy en día, la consolidación de las laderas de montañas rocosas es ejecutada por trabajadores cualificados que emplean equipo industrial pesado. Frecuentemente el acceso a la zona de interés es dificultoso, y los trabajos requieren, usualmente, de la contribución de escaladores expertos que realizan diversas tareas.



Figura 5.1 Labores de consolidación en laderas de montañas.

La consolidación de las laderas consiste fundamentalmente en taladrar las mismas en numerosos puntos cuya posición es decidida por un estudio geológico previo. Las operaciones de taladrado (usualmente 20 m. de profundidad) se llevan a cabo empleando herramientas especializadas de gran potencia, y requieren una gran experiencia y atención por parte de los operadores. Una vez realizada cada perforación, esta se rellena de cemento. Toda la maquinaria necesaria para estas

operaciones debe ser situada en los puntos de interés y trasladada punto a punto, hasta conseguir una consolidación completa. Cuando es posible se emplean andamios como una solución para permitir a los operarios y a la maquinaria acceder a las paredes rocosas. Esta solución es altamente costosa, emplea mucho tiempo, las condiciones de trabajo son agotadoras, y los trabajadores están expuestos a un alto riesgo de accidentes. Otra alternativa es recurrir a vehículos que portan brazos articulados, lo que es apropiado cuando se dispone de una amplia área para su ubicación, lo que no siempre es posible (Figura 5.1).

Tabla 5.1 Características de soluciones diferentes al problema de la consolidación de laderas de montañas.

Andamios	<ul style="list-style-type: none"> • Alto impacto en el entorno • Alto costo de material • Alto costo de trabajo
Grúas y vehículos suspendidos	<ul style="list-style-type: none"> • Se necesita acceso libre • El rango operativo es pequeño
Solución robotizada	<ul style="list-style-type: none"> • Seguridad de los operadores • Eco-protección • Tiempo mínimo de colocación • Control de la postura del taladro • Recopilación de datos geológicos

En estas condiciones, para solventar algunos de los problemas actuales que se presentan en la consolidación de las laderas de las montañas, se ha llevado a cabo un proyecto europeo, ROBOCLIMBER (G1ST-CT-2002-50160), en el que ha participado el IAI-CSIC, y en el que se ha propuesto una solución robotizada a dichos problemas. Las características de las diversas soluciones a este problema se resumen en la Tabla 5.1. Dado que este robot debe desarrollar su actividad en un entorno no estructurado es necesario dotarle de las capacidades necesarias para que la interacción pie-suelo pueda ser debidamente controlada. Así pues, ROBOCLIMBER ha sido seleccionado para la investigar las ventajas que puede ofrecer el empleo de estrategias de control de fuerza.

5.2 Arquitectura del robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER

ROBOCLIMBER es un robot cuadrúpedo de grandes dimensiones que puede desplazarse por el suelo (caminante), y que puede, igualmente escalar las laderas de las montañas con la ayuda de cables de sujeción (escalador). El desarrollo de robots escaladores para un amplio espectro de aplicaciones ha sido reportado recientemente en la literatura (Armada *et al.*, 2003b), y, en particular, la aplicación de robots escaladores para la industria de la construcción es un área reciente, pero muy activa de investigación (Armada y González de Santos, 2001). Estrategias de modos de caminar y de escalado para diversos entornos y condiciones de trabajo han sido objeto de investigaciones previas por diversos autores (Hirose, 1984) (Song y Waldron, 1989) (Nagakubo y Hirose, 1994) (Gonzalez de Santos y Jimenez, 1995) (Hirose, 1997) (Grieco *et al.*, 1998) (Bares y Wettergreen, 1999) (Prieto *et al.*, 2000) (Prieto *et al.*, 2001).

ROBOCLIMBER lleva a bordo el equipo de taladrado y otros elementos auxiliares, es accionado mediante cilindros hidráulicos, y controlado desde una posición remota, sin necesidad de operadores a bordo (Nabulsi y Armada, 2004). Dada la complejidad de este robot, y la necesidad de que se desenvuelva en un terreno accidentado, se le ha considerado como un candidato ideal para analizar, diseñar, implementar y validar experimentalmente estrategias de control de fuerza. No obstante, las estrategias de control de fuerza que se proponen en esta memoria, son aplicables en general a cualquier robot cuadrúpedo.

Todo el concepto del robot se basa en una estructura mecánica con una masa total de unos 2500 Kg. Las patas de ROBOCLIMBER tienen una configuración cilíndrica (Acaccia *et al.*, 2000) (Armada y Molfino, 2002) (Anthoine *et al.*, 2003) y están alimentadas por medio de un sistema hidráulico y controladas por un sistema de control situado a bordo (Nabulsi *et al.*, 2003) (Nabulsi *et al.*, 2004) (Nabulsi *et al.*, 2004). Cada pata del robot tiene 3 grados de libertad, donde una articulación es de rotación y las otras dos son prismáticas, y la masa total de cada una de las patas es de 170 Kg. El sistema está diseñado para sobrepasar obstáculos algo mayores que 500 mm., y, además, el robot puede soportar, a bordo, el equipo necesario (unos 1500 Kg. adicionales) para realizar las tareas de consolidación y de monitorización de las laderas de las montañas (Zoppi *et al.*, 2003).

5.2.1 Configuración general de ROBOCLIMBER

En una primera configuración, que no incluye el equipo de taladrado, y sobre la que ha sido posible realizar los primeros experimentos, la estructura de acero de

ROBOCLIMBER tenía una masa de 1973 Kg. La articulación de rotación y una articulación prismática de cada pata del robot están sobre el plano transversal del robot, mientras que el movimiento de la otra articulación prismática es ortogonal al plano transversal del robot. En la Figura 5.2 se muestra ROBOCLIMBER en su primera configuración. La configuración mecánica del robot se muestra en la Figura 5.3. En dicha figura se muestra la vista superior del robot y la vista lateral de la pata.

En la configuración mecánica del robot (ver Figura 5.3(a)) se pueden observar las cuatro articulaciones rotacionales, y las cuatro articulaciones radiales prismáticas. Las articulaciones rotacionales tienen un recorrido de $\pm 45^\circ$, y las articulaciones radiales prismáticas tienen un desplazamiento de 300 mm. La tercera articulación (véase Figura 5.3(b)), tiene un desplazamiento prismático de 700 mm, (refiérase al Apéndice B de la memoria para más detalles).



Figura 5.2 ROBOCLIMBER en el laboratorio C del IAI-CSIC.

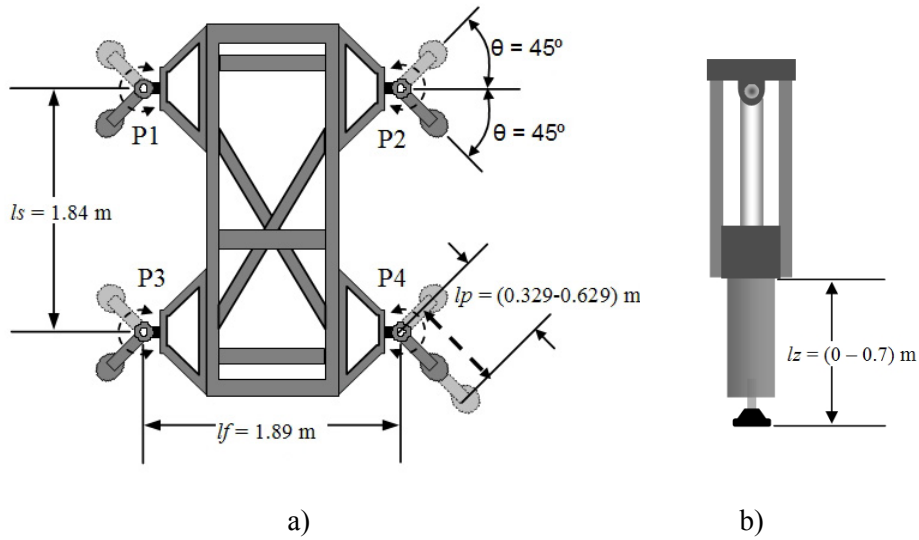


Figura 5.3 Parámetros cinemáticos de ROBOCLIMBER; (a) Vista del plano transversal de robot; (b) vista lateral de la pata.

La distancia que existe entre dos articulaciones adyacentes, visto el robot de frente, es $l_f = 1.89 \text{ m}$, y desde la vista lateral es $l_s = 1.84 \text{ m}$. Con estos parámetros cinemáticos de ROBOCLIMBER es posible obtener las ecuaciones del ZMP del robot cuando está dinámicamente equilibrado.

Así, el ZMP sobre el plano sagital es,

$$ZMP_s = \frac{d_1 \mathbf{a}(\mathbf{Kv} + \mathbf{b}) + \mathbf{cA}(\mathbf{Kv} + \mathbf{b})}{\mathbf{c}(\mathbf{Kv} + \mathbf{b})} \quad (5.1)$$

y sobre el plano transversal, resulta,

$$ZMP_t = \frac{d_2 \mathbf{d}(\mathbf{Kv} + \mathbf{b}) + \mathbf{dB}(\mathbf{Kv} + \mathbf{b})}{\mathbf{c}(\mathbf{Kv} + \mathbf{b})} \quad (5.2)$$

donde,

$$d_1 = \frac{l_s}{2} \quad d_2 = \frac{l_f}{2} \quad (5.3)$$

$$\mathbf{a} = [1 \quad 1 \quad -1 \quad -1] \quad \mathbf{c} = [1 \quad 1 \quad 1 \quad 1] \quad \mathbf{d} = [-1 \quad 1 \quad -1 \quad 1]$$

$$\begin{aligned}
\mathbf{b} &= \begin{bmatrix} 16.1 \\ 30.0 \\ -33.1 \\ 87.7 \end{bmatrix} & \mathbf{A} &= \text{diag.}[lp_1s_1 \quad lp_2s_2 \quad lp_3s_3 \quad lp_4s_4] \\
\mathbf{v} &= \frac{1}{v_s} \begin{bmatrix} v_{def1} - v_{do1} \\ v_{def2} - v_{do2} \\ v_{def3} - v_{do3} \\ v_{def4} - v_{do4} \end{bmatrix} & \mathbf{B} &= \text{diag.}[lp_1c_1 \quad lp_2c_2 \quad lp_3c_3 \quad lp_4c_4] \\
\mathbf{K} &= \text{diag.}[28651 \quad 20868 \quad 23978 \quad 20463]
\end{aligned} \tag{5.4}$$

Las funciones para el cálculo del ZMP (5.3) y (5.4) se pueden utilizar, indistintamente, si el robot tiene apoyadas tres o las cuatro patas. También se incluye en el cálculo cualquier tipo de desplazamiento de las articulaciones rotacionales o prismáticas radiales.

5.2.2 Implementación de sensores de fuerza en ROBOCLIMBER

Una medición es la determinación experimental de la magnitud de una cantidad física después de compararla con la correspondiente unidad patrón de medida. Sin embargo, la mayoría de las mediciones son efectuadas, indirectamente, aprovechando los efectos físicos de algunos dispositivos de medida: transductores o sensores. A menudo, las cantidades físicas a ser medidas son convertidas por un transductor a una señal eléctrica que posteriormente será amplificada y registrada.

La magnitud física que se va a adquirir es la fuerza (de un modo indirecto) por medio de deformaciones del elemento elástico del sensor. Por esta razón es muy común utilizar galgas extensiométricas, implementadas de forma precisa, para la medición de las fuerzas sobre un mecanismo sujeto a algún tipo de deformación. El sensor de fuerza construido con galgas tiene la configuración de un puente completo de Wheatstone (al igual que el utilizado en el SMART). Con esta configuración el sensor de fuerza alcanza la sensibilidad más alta cuando se utilizan galgas. Este puente convierte las variaciones de resistencia de las galgas, sujetas a tensión o a compresión, a variaciones de tensión a la salida del puente (ver Figura 3.19). El par de galgas que están opuestas en el puente varían su resistencia de modo inverso que el otro par de galgas; por ejemplo, cuando existe una fuerza de compresión las resistencias de las galgas R_{g_1} y R_{g_3} aumentan y las otras dos disminuyen su valor.

Con el propósito de preparar a ROBOCLIMBER para que pueda percibir las fuerzas de contacto con el suelo, se realizó un análisis previo mediante elementos finitos con el módulo de *Pro/Mechanica* del software de diseño y simulación de sistemas mecánicos *Pro-Engineer®*. La deformación sobre la pata fue calculada con la aplicación de distintas cargas sobre el pie del robot. La Figura 5.4 muestra el resultado gráfico de este análisis cuando se aplicó una carga de 7500 N.

Luego del análisis por elementos finitos, diversas configuraciones de sensores de fuerza fueron implementadas sobre las patas de ROBOCLIMBER. Incuestionablemente, del análisis por elementos finitos, era más favorable implementar el sensor de fuerza sobre el eje del pie del robot, pero al estar descubierto era posible que sufriera daños en su desplazamiento al contactar con el entorno. Por esta razón, se realizaron las primeras pruebas sobre otras partes de la pata del robot.

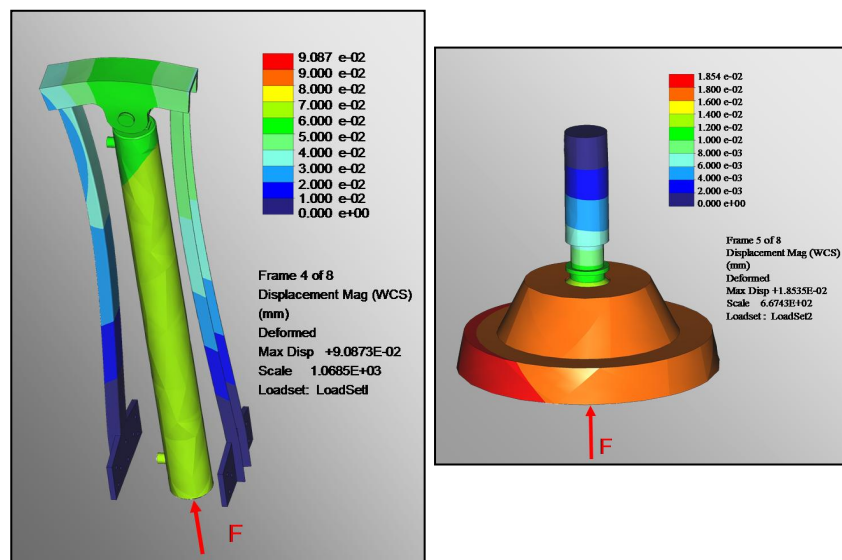


Figura 5.4 Análisis por elementos finitos sobre la pata de ROBOCLIMBER: (a) sobre la estructura de la pata; y, (b) sobre el pie.

La primera zona en donde se implementó el sensor de fuerza fue sobre la parte superior de la estructura de la pata. Esto fue debido a que en el análisis de elementos finitos, esta parte mostraba una deformación un tanto aceptable para ser medida por las galgas extensiométricos, y, además, esa zona no era una zona de las

más expuestas a posibles daños ocasionados desde el exterior. La desventaja de esa parte de la pata es que, debido a su ensamblaje mecánico, solo era posible la implementación de las galgas en una configuración de medio puente de Wheatstone, lo que a su vez implica una disminución de la sensibilidad del sensor de fuerza (ver Figura 5.5). Para afrontar la descompensación de temperatura que provocan las galgas, se incluyó medio puente de galgas de referencia. Este medio puente fue colocado sobre una pequeña área de no deformación de la estructura superior de la pata.

La segunda zona en donde se adhirieron las galgas, en configuración de puente completo, fue sobre una de las barras laterales de la pata, aunque se estimaba previamente que esa zona era poco sensible a las deformaciones causadas por fuerzas de reacción de la pata contra el suelo (ver Figura 5.5). Se realizaron múltiples experimentos para medir las fuerzas de contacto con el suelo de cada pata, pero los resultados no fueron aceptables.

Por último, el sensor de fuerza fue instalado sobre cada eje del pie del robot en configuración de puente de Wheatstone completo. El objetivo era obtener mediciones de fuerza a lo largo de la barra del pie, por lo que el comportamiento de este sensor es como si se tratase de una celda de carga de un solo eje (ver Figura 5.5).

El objetivo de medir las fuerzas sobre las patas del robot fue, en primera instancia, detectar el suelo y con ello realizar estrategias de modos de caminar que incluyan la realimentación de la detección del suelo. Con las tres diferentes configuraciones del sensor de fuerza, implementadas sobre la pata de la máquina, se logró conocer en que momento se detectaba el suelo, claro está, con diferentes sensibilidades. Hasta este momento solo se realizaban modos de caminar con control de posición por medio de un controlador PID de precisión.

Después de varios ensayos con los sensores de fuerza, y al obtener buenos resultados, se ampliaron los objetivos, y se planteó el realizar estrategias para la obtención del centro de presión (Goswami, 1999), o del ZMP (Vukobratović y Borovac, 2004), del robot. Por lo tanto, en otras palabras, lo que se desea es calcular el ZMP en tiempo real y emplear esta información en el sistema de control para mantenerlo dentro del polígono de soporte durante la realización de un modo de caminar. Esto es especialmente importante cuando se desean ejecutar modos de caminar estáticamente estables sobre un terreno irregular, especialmente con una máquina de estas características (1973 Kg. y grandes dimensiones) donde la probabilidad de vuelco es amplia. Por ejemplo, esto puede dar lugar a que, en un modo de caminar discontinuo de dos fases, el ZMP obtenido a través de las

mediciones de fuerza de las patas, siga al centro de gravedad del robot. Esto asegura que la proyección de la resultante de las fuerzas de reacción del suelo pase cerca (dentro de una zona establecida por la estrategia de control) de la proyección del centro de gravedad, claro está, dentro del polígono de soporte formado por las patas del robot en contacto con el suelo.

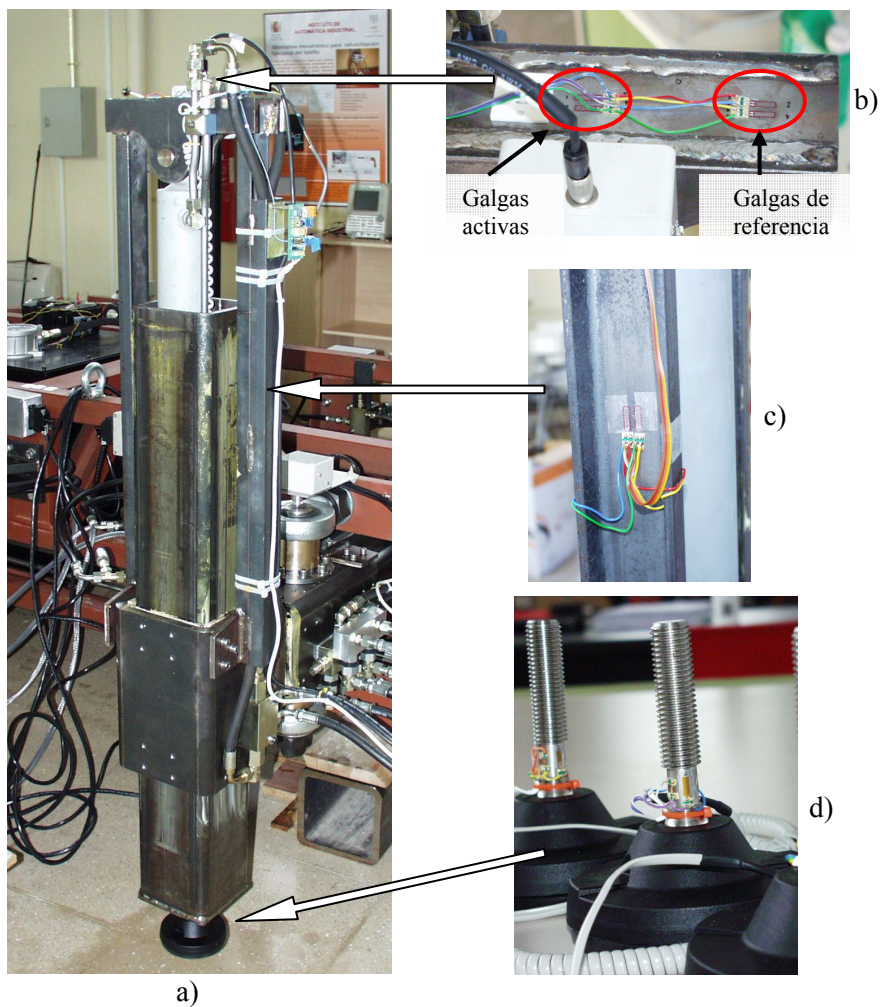


Figura 5.5 (a) Pata de ROBOCLIMBER; (b) Sensor de fuerza montado sobre la zona superior de la pata; (c) galgas pegadas en la barra lateral de la pata; y, (d) galgas sobre la barra del pie como una celda de carga.

5.2.2.1 Calibración y comparación de los sensores de fuerza

Los tres sensores de fuerza instalados sobre las patas de ROBOCLIMBER fueron calibrados con un instrumento patrón cuyas características se muestran en la Tabla 5.2. Se realizaron muchas pruebas de calibración sobre cada pata del robot en diferentes condiciones de trabajo. En cada caso, el instrumento patrón era colocado debajo de la pata en donde estaba instalado el sensor de fuerza a calibrar, y por medio de un control de posición, la pata se desplazaba hacia abajo 5 mm cada vez, hasta obtener la medición estable del instrumento patrón y de la tensión obtenida por el puente de galgas. La tensión de salida del puente de galgas es acondicionada por el amplificador de instrumentación modular descrito anteriormente en la sección 3.4.1. Estos datos fueron registrados, en tiempo real, por un sistema de adquisición de datos de *National Instrument*.

Tabla 5.2 Características del instrumento patrón

Medición máxima	Escala	Desviación estándar	Incertidumbre
3000 Kg.	1 Kg.	0.1722 Kg.	0.5992 Kg.

El proceso de calibración consiste en la obtención de una matriz diagonal de constantes que relaciona la razón de tensiones normalizadas medidas en cada uno de los cuatro puentes de Wheatstone y las fuerzas medidas a través del instrumento patrón. Además, se obtiene un vector de ajuste de compensación de fuerzas. Se tiene una matriz diagonal debido a que solo se mide la fuerza en un solo eje (el eje ortogonal al plano lateral del robot).

Esta función se expresa como, $\mathbf{F} = (1/v_s)\mathbf{K}\mathbf{v} + \mathbf{b}$ donde, \mathbf{K} es la matriz diagonal de relación de fuerzas/razón de tensión normalizada, \mathbf{v} es el vector de las diferencias de tensiones registradas por el sensor, v_s es la alimentación del puente de galgas que en conjunto con \mathbf{v} forman la razón de tensión normalizada, y \mathbf{b} es el vector de ajuste de compensación de fuerzas.

Para el sensor localizado en la parte superior de la estructura de la pata, se tiene que la ecuación de fuerza es,

$$\begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \\ F_4 \end{bmatrix} = \frac{1}{v_s} \begin{bmatrix} 87475 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 79598 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 82335 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 151113 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{def1} - v_{ud1} \\ v_{def2} - v_{ud2} \\ v_{def3} - v_{ud3} \\ v_{def4} - v_{ud4} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 3413 \\ 4344 \\ 4803 \\ 8410 \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

Para el sensor colocado en la barra de los pies del robot, la fuerza resulta,

$$\begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \\ F_4 \end{bmatrix} = \frac{1}{v_s} \begin{bmatrix} 28651 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 20868 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 23978 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 20463 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{def1} - v_{ud1} \\ v_{def2} - v_{ud2} \\ v_{def3} - v_{ud3} \\ v_{def4} - v_{ud4} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 16.1 \\ 30.0 \\ -33.1 \\ 87.7 \end{bmatrix} \quad (5.6)$$

donde, v_{def} es la tensión medida cuando las galgas extensiométricas están sometidas a una deformación debido a la aplicación de una fuerza sobre la pata, y v_{ud} es la tensión obtenida de las galgas cuando no están deformadas, es decir, cuando no se está aplicando fuerza a la pata.

No se presenta la función de fuerza que describe al sensor colocado sobre la barra lateral de la pata del robot debido a que los resultados obtenidos no fueron satisfactorios.

Es posible notar que cada puente de galgas es especialmente sensitivo a algunas fuerzas determinadas, esto está en función de su colocación sobre la estructura mecánica, de la propia forma física y de las propiedades del material.

Algunos resultados de la calibración de los sensores de fuerza son mostrados en la Figura 5.6. En esta figura se comparan las dos configuraciones de sensores de fuerza implementados sobre cada pata de ROBOCLIMBER, el que está ubicado en la parte superior de la pata y el que está en la barra de cada pie. Cada sensor muestra un comportamiento lineal y los resultados de calibración presentan un pequeño error cuando las fuerzas están distribuidas, estacionariamente, sobre las cuatro patas del robot. Cuando el robot adopta una postura inusual, la distribución de fuerzas presenta una conducta particular, y el error en la medición de fuerzas es mayor (Gardner, 1992). Esto quiere decir que el robot presenta una postura de mucha inclinación, y, que, por lo tanto, puede volcar.

También, es posible apreciar que la sensibilidad del sensor de fuerza colocado sobre la barra del pie es mayor que el sensor de fuerza colocado sobre la parte superior de la estructura de la pata. La razón de tensión obtenida en los sensores del pie es mayor que la obtenida en los sensores colocados en la estructura superior de la pata para la medición de la misma fuerza. Demostrando una sensibilidad 6 veces mayor para la pata 1; 8 veces mayor para la pata 2; 7, para la pata 3 y 13, para la pata 4, aproximadamente. Con estos resultados de la calibración se optó por utilizar el sensor de fuerza colocado sobre la barra del pie para realizar los experimentos con el robot.

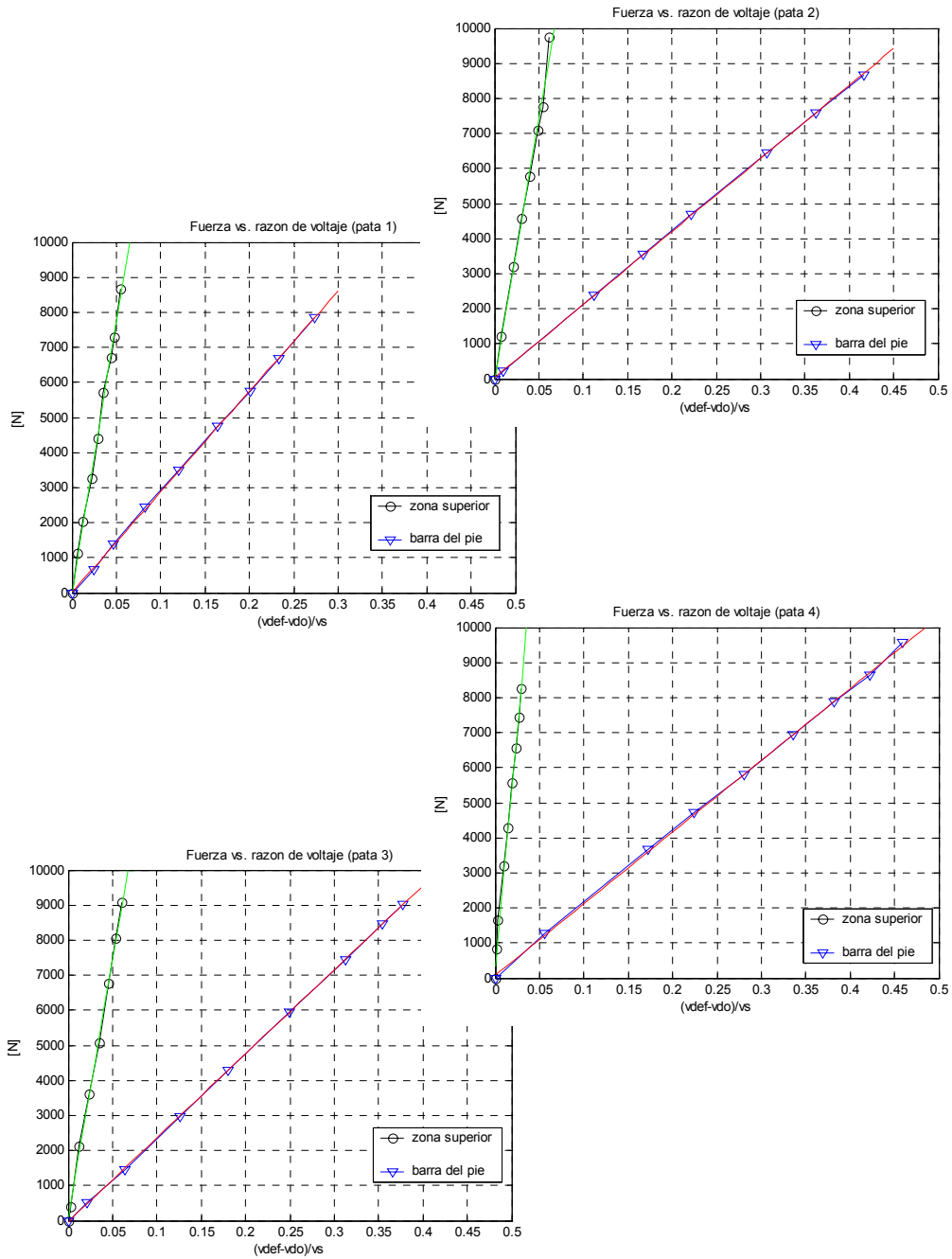


Figura 5.6 Resultados de calibración y comparación de dos diferentes configuraciones de sensores de fuerza.

5.3 Control de fuerza para el robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER

Se proponen diversas estrategias de control en donde se incluye la realimentación de fuerza para ser implementadas y evaluadas experimentalmente sobre ROBOCLIMBER. Una primera estrategia, muy sencilla pero de gran utilidad práctica, es la detección de obstáculos cuando la pata realiza su movimiento vertical de acercamiento al suelo. Un segundo grupo de estrategias que se proponen se basa en el control de impedancia, con lo que se pretende acomodar las fuerzas de contacto pie-suelo de acuerdo con unas especificaciones dadas de factor de amortiguamiento y de frecuencia natural no amortiguada. Otra estrategia de interés en muchos casos prácticos es el denominado control paralelo fuerza/posición. Por último se propone en este capítulo de la memoria una estrategia para controlar la postura de ROBOCLIMBER en base al uso del cálculo del ZMP empleando los sensores de fuerza.

Como ROBOCLIMBER emplea actuadores hidráulicos para realizar sus movimientos, el hardware de control es diferente al empleado para el SILO2, y comprende dos etapas en cascada: los controladores de las válvulas hidráulicas proporcionales, que controlan la velocidad de los cilindros hidráulicos, y los controladores de posición, que en base a la realimentación de posición medida por codificadores lineales y rotacionales, controlan la posición de salida de las articulaciones del robot. Para generar un movimiento, el controlador de posición genera una señal PWM (pulso y signo) que es transformada por una tarjeta de interfaz a una consigna de tensión (en el rango de ± 10 v.) que acomete a los servocontroladores de las válvulas proporcionales (se recogen más detalles acerca de la arquitectura de control de ROBOCLIMBER en el Apéndice B de esta memoria).

5.3.1 Control de fuerza para la detección de obstáculos

La finalidad de esta primera estrategia es la poder detectar, de forma controlada, diferentes obstáculos con los que se pueda encontrar la pata en los distintos niveles de su recorrido vertical. ROBOCLIMBER usa como algoritmo básico para su desplazamiento un modo de caminar discontinuo de dos fases (movimiento de patas, movimiento del cuerpo). Este modo de caminar, asume en principio que las secuencias de movimiento de las patas son siempre las mismas, así como los valores que deben alcanzar sus articulaciones. Por lo tanto, cuando el robot cuadrúpedo se desplaza sobre un terreno irregular (variaciones de altura significativas), la ejecución de este modo de caminar da lugar a que el cuerpo del robot modifique

constantemente su orientación, con lo que es imposible controlar su postura. Como consecuencia, es posible que su centro de gravedad salga del polígono de apoyo, y el robot vuelque. Con la detección del contacto con el suelo es posible modificar ligeramente el modo de caminar para que se adapte a las irregularidades del terreno. Con esta estrategia es posible, por tanto, caminar por un terreno irregular manteniendo la postura del robot.

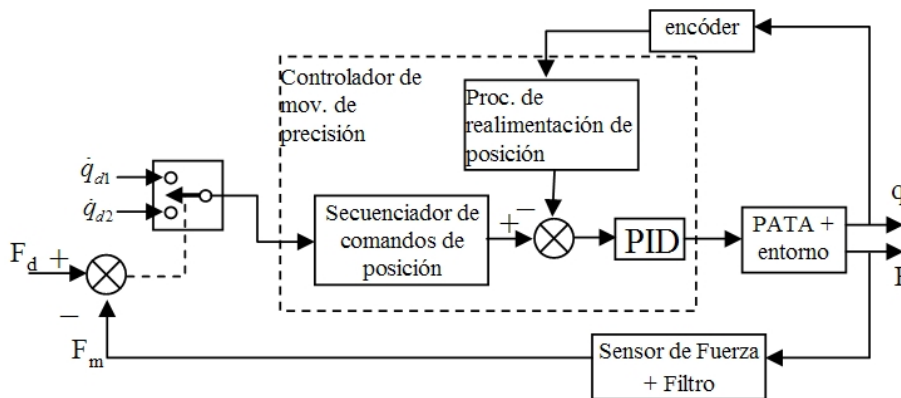


Figura 5.7 Control de velocidad por realimentación de fuerza para la detección de diferentes obstáculos.

Obviamente la detección del contacto del pie con el suelo puede obtenerse por otros medios más sencillos, por ejemplo, mediante un sensor todo o nada de fin de carrera. Sin embargo, el empleo de estos sensores sencillos está limitado a exactamente esta función de detección del contacto, sin dar ninguna información acerca de cómo (con qué fuerza) se produce la interacción del pie con el suelo. Mediante la estrategia propuesta es no solo posible detectar el contacto, sino decidir con qué fuerza debe realizarse ese contacto. De este modo, por ejemplo, al medir la fuerza de contacto, se puede obtener información muy valiosa acerca de las características del terreno sobre el que se desplaza el robot. Esta información puede ser empleada por los niveles superiores de control para mejorar la estabilidad o para modificar el modo de caminar de modo que el robot se adapte a los cambios del terreno. La Figura 5.7 muestra el diagrama de bloques de este esquema de control propuesto. En el siguiente capítulo de la memoria se muestran los experimentos de evaluación correspondientes.

5.3.2 Control de impedancia

Una estrategia de control que puede ofrecer resultados muy interesantes es el control de impedancia, el cual ha sido un método propuesto por algunos investigadores con la finalidad de permitir la acomodación de las fuerzas y pares de interacción del robot con el entorno (especialmente en el caso de robots manipuladores) (Hogan, 1985) (Volpe y Khosla, 1993) (Surdilovic, 1998) (Ferretti *et al.*, 2000), si bien no hay mucha experiencia en su empleo en robots caminantes (Gálvez *et al.*, 1998). Con esta finalidad debe de especificarse la impedancia deseada que deba tener el robot en su interacción con el entorno. En la Figura 5.8 se muestra el diagrama de bloques del control de impedancia propuesto para ser implementado sobre cada pata de ROBOCLIMBER.

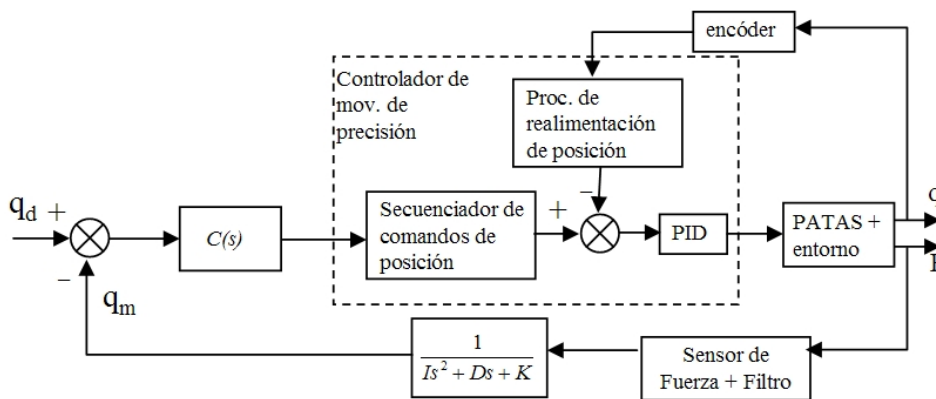


Figura 5.8 Controlador de impedancia.

En esta estrategia se tiene un lazo exterior de fuerza que es convertido a través de la impedancia deseada a una consigna de posición medida q_m (en la literatura también se encuentra el nombre de control de admitancia debido a que la posición resultante es el producto de la fuerza y la admitancia, pero también es posible decir que la posición es el cociente de la fuerza y la impedancia).

Inicialmente, se especifica una impedancia deseada dada por una función de transferencia de segundo orden, que para este caso es adecuado, porque el comportamiento dinámico de la pata es del mismo orden. A este sistema de control se le presenta como consigna una trayectoria de movimiento deseada, y entonces se regula la relación dinámica entre la fuerza de interacción con el entorno y el error de posición.

5.3.3 Control paralelo fuerza/posición

Adicionalmente al concepto de control de impedancia que se acaba de presentar en el apartado anterior, existe también un concepto de control de impedancia basado en el control de movimiento, en donde se implementa un control de movimiento mediante un lazo interno que genera ajustes de consignas de movimiento.

En este controlador también existen dos lazos externos, uno de posición de baja rigidez y otro que genera ajustes a la consigna de movimiento, pero que es dependiente de la fuerza de interacción con el entorno. Este ajuste a la consigna de movimiento tiene lugar a través de la transformación de la fuerza por medio de la impedancia deseada. Es decir, se tiene un controlador paralelo de fuerza/posición (ver Figura 5.9). Este es un controlador paralelo fuerza/posición porque la estrategia de control se plantea simultáneamente, una referencia de posición y otra de fuerza. De este modo, en las direcciones en donde se restringe el movimiento de la pata, se generan fuerzas lo suficientemente grandes para que el controlador de fuerza tenga un dominio sobre el controlador de posición. En cambio, si no aparecen fuerzas de interacción, o estas son muy pequeñas domina el controlador de posición.

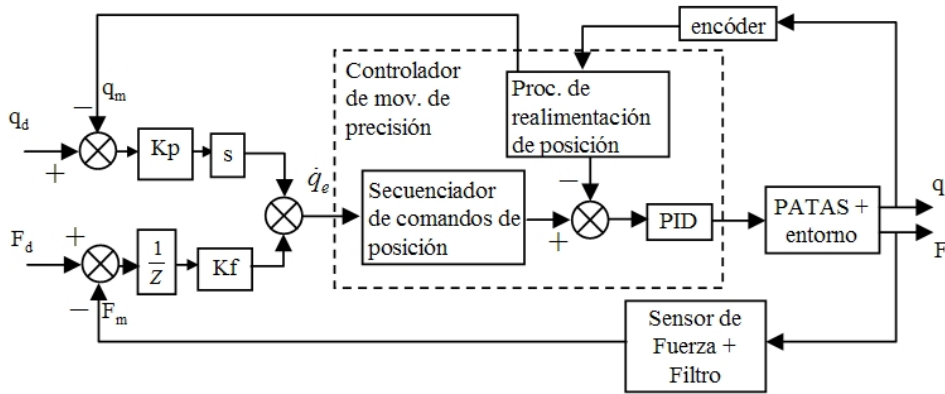


Figura 5.9 Controlador paralelo de fuerza/posición.

La velocidad de consigna que se introduce al lazo interno de posición \dot{q}_e , está definida mediante la siguiente ley de control,

$$\dot{q}_e = K_f \left[\frac{1}{Z} (F_d - F_m) \right] + K_p (q_d - q_m) s \quad (5.7)$$

En esta ecuación el error de fuerza es convertido a consignas de velocidad por medio de la impedancia Z especificada dentro del algoritmo, y el error de posición es convertido a consignas de velocidad a través de sK_p .

5.3.4 Control de fuerza para la estabilización de la postura de ROBOCLIMBER

Una problema de control importante es el de controlar la postura del robot cuando está sujeto a perturbaciones externas. En el caso de ROBOCLIMBER una fuente de perturbación externa que será frecuente en la práctica es la variación de su carga útil, y una segunda fuente de perturbación es el propio movimiento de las patas, que, a diferencia de otros robots, en este caso no es despreciable. Estas perturbaciones externas pueden ser causa de inestabilidad al desplazar el ZMP de su posición deseada. Para controlar la postura del robot se hace necesario pues calcular el ZMP cuando el robot está estáticamente estable, y también cuando está expuesto a una perturbación externa. En presencia de una perturbación externa, el ZMP es desplazado de su zona de estabilidad, y el robot deberá acomodar su postura de manera que el ZMP regrese a su zona establecida. Para ello, se propone utilizar el esquema de control que se muestra en la Figura 5.10.

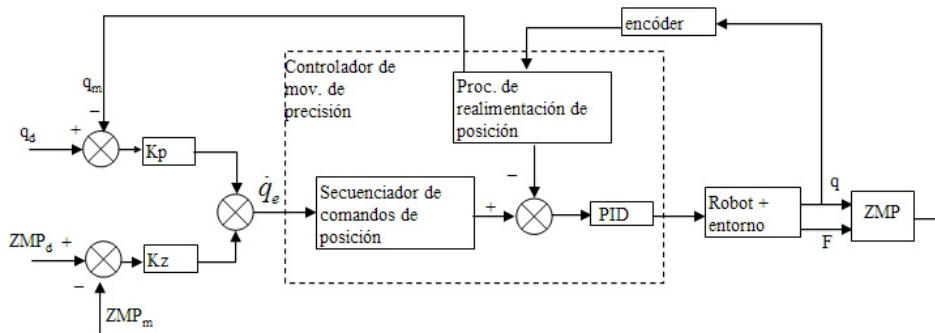


Figura 5.10 Control de fuerza para la estabilización de la postura de ROBOCLIMBER.

Como en otras estrategias de control propuestas, se tiene un lazo interno de posición de alta rigidez para poder controlar de manera adecuada los actuadores hidráulicos. En este caso, además de tener un lazo externo de posición para controlar el

desplazamiento de las patas (a lo largo del eje z), se cuenta con un lazo externo de ajuste del ZMP. Para ello, hay que tener los datos de las posiciones de las articulaciones que trabajan sobre el plano transversal y la medida de las fuerzas de reacción sobre las patas, para, con estos datos, poder obtener el ZMP ‘medido’ (ver ecuaciones (5.1) y (5.2)).

Esta estrategia sitúa el algoritmo de control en el espacio articular. El lazo externo de posición sólo efectúa la realimentación de las posiciones de las articulaciones prismáticas ortogonales al plano trasversal del robot. Además, el lazo de externo de ajuste del ZMP solo relaciona las fuerzas y las posiciones expresadas en el espacio articular con consignas de velocidad en el espacio articular (del eje ‘z’). La ley de control introduce una consigna de velocidad al controlador interno de posición para realizar la estabilización del ZMP, según,

$$\dot{\mathbf{q}}_e = \mathbf{K}_p (\mathbf{q}_d - \mathbf{q}_m) + \mathbf{K}_z (\text{ZMP}_d - \text{ZMP}_m(\mathbf{F}, \mathbf{q})) \quad (5.8)$$

El ZMP deseado se establece como punto extendido del centro de presión del robot cuando tiene una postura estáticamente estable, y cuando la posición de las patas forman una figura simétrica sobre el plano de apoyo.

5.3.5 Control de ROBOCLIMBER durante un modo de caminar cuasi-estático mediante realimentación del ZMP

Se propone ahora otra estrategia de control que incluye la realimentación de fuerza. En este caso se desea que el ZMP siga al centro de gravedad del robot cuando éste realiza un modo de caminar. Para ello, se calcula el ZMP en tiempo real evitando cualquier interferencia ocasionada por incertidumbres en las mediciones de las fuerzas, esto sucede cuando hay deslizamientos o en el momento en que sobreviene algún fenómeno transitorio de la distribución de las fuerzas. En esta estrategia de control se modifica el desplazamiento de las patas en el eje vertical de tal modo que el ZMP se acerque al centro de gravedad del robot (ver Figura 5.11).

Para ello se define como sistema de referencia del robot su centro geométrico en el plano transversal, esto es debido a que solo se miden las fuerzas que lo cruzan. Se pueden escribir las ecuaciones de equilibrio como $\mathbf{W} = \mathbf{A}\mathbf{F}$,

$$\begin{bmatrix} -F_z \\ -M_x \\ -M_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ p_{y1} & p_{y2} & p_{y3} & p_{y4} \\ -p_{x1} & -p_{x2} & -p_{x3} & -p_{x4} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_{z1} \\ f_{z2} \\ f_{z3} \\ f_{z4} \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

donde, F_z , es la sumatoria de fuerzas de reacción sobre el suelo; M_x , es el momento que existe sobre el eje 'x' del centro de gravedad; M_y , es el momento sobre el 'y' del centro de gravedad; p_{yi} , es la diferencia de la posición de las patas en el eje 'y' con el centro de gravedad sobre el plano sagital $p_{yi} = y_i - cdg_{sagital}$ y p_{xi} , es la diferencia de la posición de las patas en el 'x' con el centro de gravedad sobre el plano transversal $p_{xi} = x_i - cdg_{transversal}$.

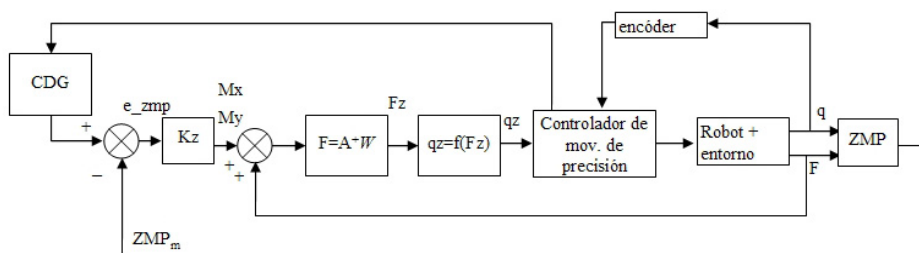


Figura 5.11 Estructura del sistema de control para la estabilización de ROBOCLIMBER durante un modo de caminar cuasi-estático.

Se está representando mediante la ecuación de equilibrio (5.9) la forma de resolver la distribución de fuerzas en un robot cuadrúpedo empleando mediciones de fuerzas en el eje vertical. Como el robot realiza una trayectoria cuasi-estática, entonces, es posible representar el problema de la distribución de la fuerzas de manera separada del problema de la dinámica (Kumar y Waldron, 1990). El objetivo del problema de la distribución de fuerzas es calcular qué fuerzas de contacto se deben tener con el entorno para luego saber que disposición de las patas hay que efectuar para que sigan a las fuerzas de contacto, previamente calculadas (Gálvez *et al.*, 2000).

ROBOCLIMBER es un robot estáticamente estable, que se puede sustentar con sólo tres patas de apoyo, si estas forman un polígono de soporte en donde el centro de gravedad o el ZMP, esté dentro de él. Como es necesario conocer las fuerzas de contacto que deben tener las patas, la ecuación (5.9) hay que despejarla para conocer cada una de las fuerzas. Si el apoyo es de solo tres de las patas es posible despejarla porque la matriz A, sería de 3x3, y encontrar la inversa de ella es una operación muy sencilla. Por el contrario, cuando se tienen las 4 patas en contacto con el suelo se tiene una matriz A (3x4), por lo que ya no será posible calcular su inversa. Existe un criterio sencillo y directo para encontrar la inversa de una matriz que no sea cuadrada, que es el empleo de la pseudoinversa de Moore-Penrose (Salisbury y Roth, 1983), que minimiza la suma de los cuadrados de las componentes de las fuerzas, y, así, la solución para F de la ecuación (5.9) queda como,

$$\mathbf{F} = -\mathbf{A}^+ \mathbf{W} \quad (5.10)$$

donde, $\mathbf{A}^+ = \mathbf{A}^T (\mathbf{A} \mathbf{A}^T)^{-1}$ es la pseudoinversa de A.

Ahora, en la estructura de control propuesta (Figura 5.11) se plantea el calcular los momentos M_x y M_y como el error que existe entre el ZMP y el centro de gravedad (cdg) multiplicados por una constante de ajuste experimental. Lo que se pretende es minimizar el error que existe entre el ZMP y el cdg. Luego, estos momentos combinados con la sumatoria de fuerzas de contacto, son utilizados junto con la pseudoinversa de A (o inversa dependiendo del número de patas en contacto) para encontrar las nuevas fuerzas de contacto que debe tener el robot. Teniendo un modelo que relacione las fuerzas con la posición de cada pie en el eje de las 'z' en las condiciones de postura adecuada, entonces es posible controlar en posición las articulaciones prismáticas de cada pata en el eje 'z'. Para ello, se han realizado algunas calibraciones con las posturas adecuadas en un modo de caminar discontinuo de dos fases para encontrar los modelos que representan a cada pata Figura 5.12. Cada esquema de la figura relaciona la posición de la articulación prismática en 'z' con la fuerza que está midiendo el sensor en esa misma dirección. Las líneas en azul representan el modelo matemático aproximado, obtenido por mínimos cuadrados, de la función $q_z = f(F_z)$.

El modelo para cada pata queda representado por,

$$\begin{bmatrix} q_{z1} \\ q_{z2} \\ q_{z3} \\ q_{z4} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1.67 \times 10^{-7} & 7.94 \times 10^{-7} & -3.85 \times 10^{-8} & 3.57 \times 10^{-8} \\ 3.51 \times 10^{-4} & -6.2 \times 10^{-3} & 3.51 \times 10^{-4} & -5.89 \times 10^{-4} \\ -0.33 & 16.01 & -1.06 & 3.08 \\ 522 & -1309 & 1387 & -4715 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_1^3 & F_2^3 & F_3^3 & F_4^3 \\ F_1^2 & F_2^2 & F_3^2 & F_4^2 \\ F_1 & F_2 & F_3 & F_4 \\ 1 & 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.11)$$

En una postura de contacto con tres patas, es posible solo mover la pata diagonalmente contraria a la pata que no está apoyada para desplazar el ZMP hacia el cdg. Según algunos criterios de control es posible dar por válida una banda estrecha del error del ZMP respecto al cdg, para luego seguir con el modo de caminar.

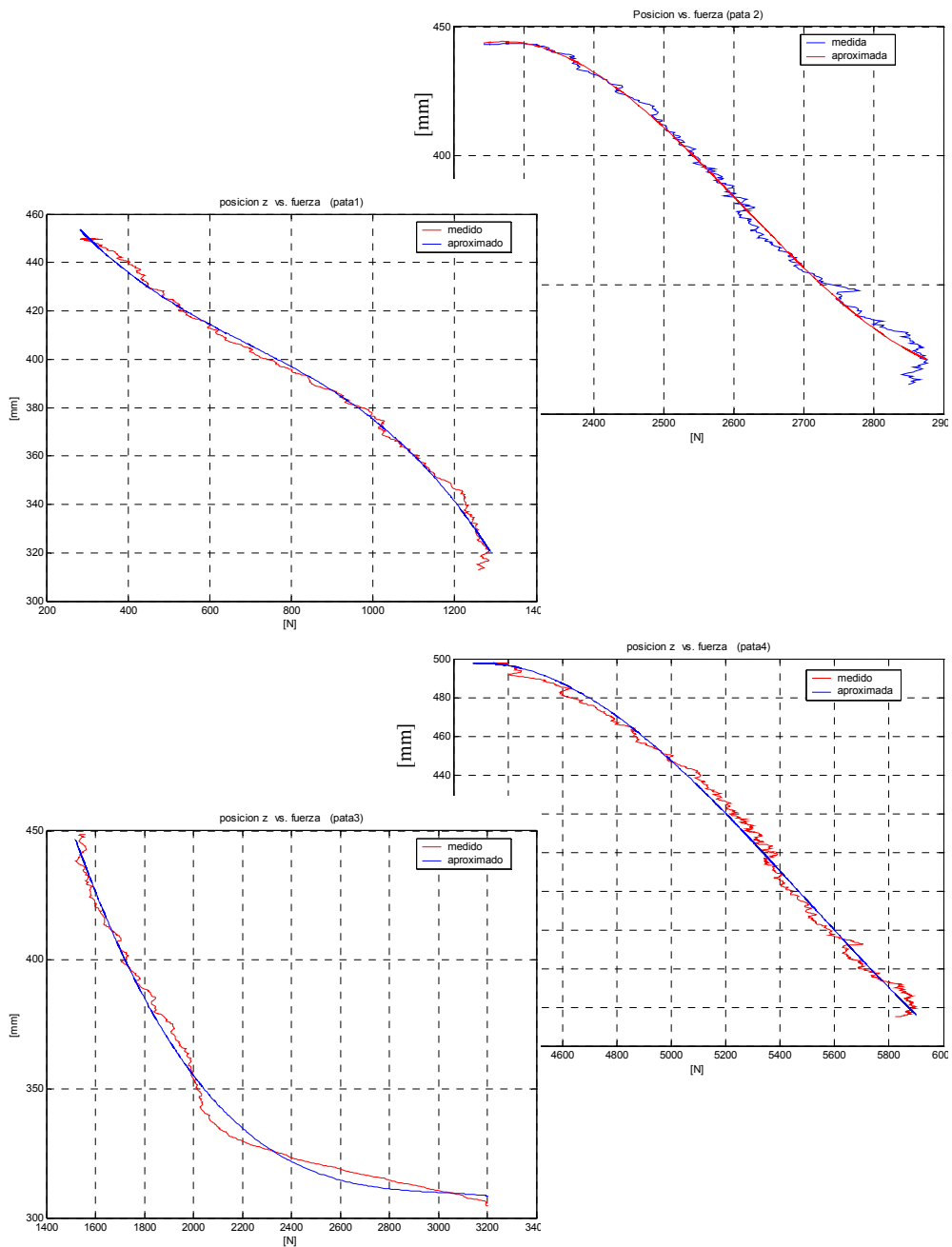


Figura 5.12 Relación posición vs. fuerza de cada pata en ROBOCLIMBER.

Otro criterio puede ser establecer $M_x = M_y = 0$, es decir, que los momentos alrededor de los ejes que cruzan el centro de gravedad se anulen, en lugar de calcularlos utilizando el concepto anterior de $M_x = K(ZMP_sag - cdg_sag)$ y $M_y = K(ZMP_trans - cdg_trans)$.

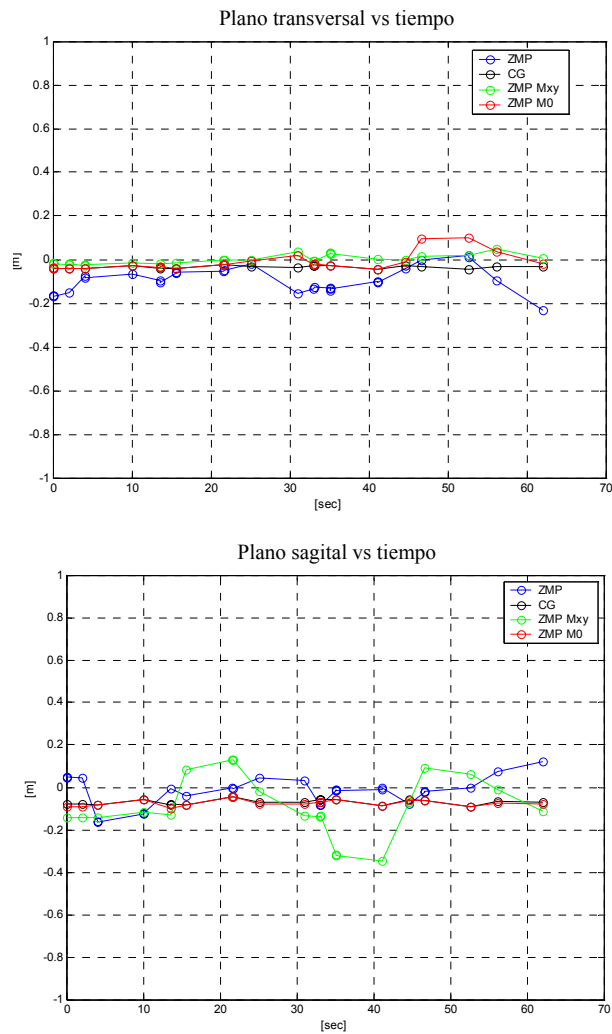


Figura 5.13 Resultados del ZMP para el plano transversal y sagital, respectivamente.

En la Figura 5.13 se muestran resultados de simulación realizados en MatLab® para la obtención del ZMP.

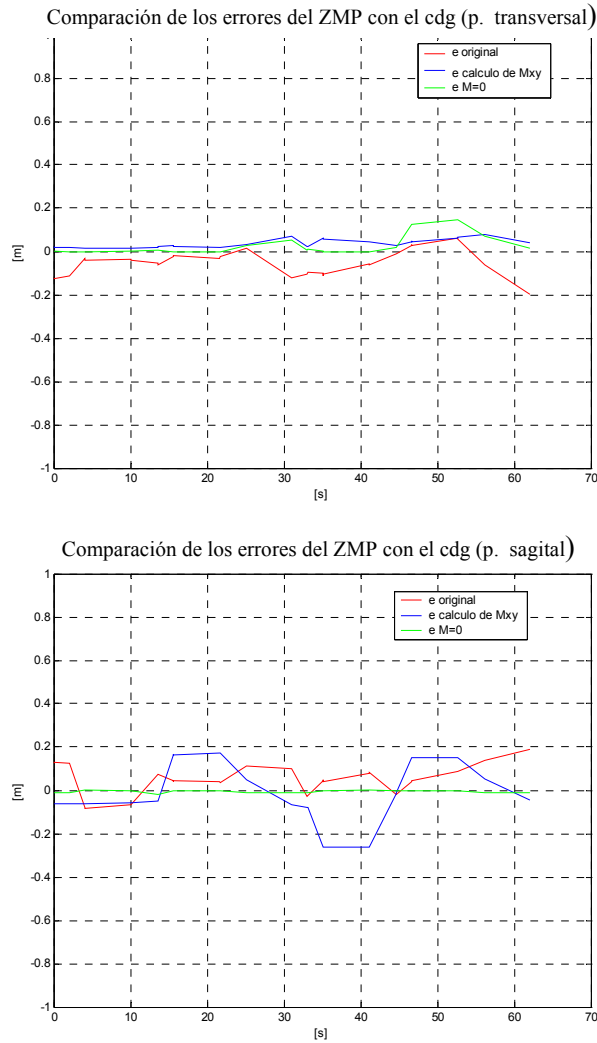


Figura 5.14 Comparación de los errores del ZMP con el centro de gravedad.

Después de comparar los resultados obtenidos del ZMP con la utilización de ambos criterios, el primero, el del cálculo de los momentos con la diferencia de ZMP y cdg y el segundo, estableciendo los momentos en 'x' y 'y' iguales a cero, se obtiene,

aparentemente, mejor estabilidad con el segundo criterio, pero para tomar una decisión definitiva conviene implementarlo y evaluarlo experimentalmente.

En cualquier caso, como se observa en la Figura 5.14, se puede apreciar que el error es muy pequeño para el criterio de $M=0$ en el plano sagital, pero en el plano transversal, el criterio del calculo de M_x y M_y , resulta algo menor que para el criterio de $M=0$. Generalmente, se puede dar como válido en esta simulación, que el criterio de establecer los momentos a cero proporciona una mejor estrategia para estabilizar el robot.

Capítulo 6

Implementación y evaluación experimental de estrategias de control de fuerza aplicadas al robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER

6.1 Introducción

ROBOCLIMBER es la plataforma experimental que ha sido utilizada para evaluar los planteamientos teóricos descritos en la sección 5.3 del capítulo anterior de esta memoria. Se lleva a cabo, en primer lugar, una evaluación experimental del sistema de percepción compuesto por los sensores de fuerza dispuestos en cada pata del robot, con la finalidad de conocer su comportamiento y su respuesta en tiempo real. Esta evaluación es la base para poder implementar y evaluar diversas técnicas de control que involucren la realimentación de fuerza.

Se aborda a continuación, como una primera aplicación, el problema de la determinación del centro de gravedad del robot. Dadas las dimensiones de ROBOCLIMBER, y la distribución forzosamente asimétrica de la carga sobre el mismo (es prácticamente imposible, por razones de su diseño y de su finalidad práctica, conseguir que el centro de gravedad se sitúe en el centro geométrico), esta tarea es fundamental para los cálculos de generación de modos de caminar estables, y para la correcta ejecución de los experimentos que se presentan a continuación.

Se implementa y evalúa experimentalmente el esquema de control de fuerza para la detección de obstáculos, en el que a través de una matriz de conmutación se permuta la consigna de velocidad utilizada para el control. Una serie de experimentos adicionales permiten mostrar la sensibilidad y la fiabilidad del sistema de control, que exhibe una excelente capacidad de reacción en los contactos del extremo de la pata con medios de diferente rigidez.

El problema de la determinación del ZMP utilizando la realimentación de fuerza se lleva a cabo tanto cuando la postura del robot es una postura estática, como durante la realización de un modo de caminar. Los resultados de esta última medición se comparan con los resultados obtenidos en las simulaciones realizadas en la sección 5.3.4, que se refieren a la disminución del error entre el ZMP y el centro de gravedad a lo largo de una trayectoria.

Se controlan también, el cabeceo (*pitch*) y balanceo (*roll*) del robot cuando está en una postura estáticamente estable y expuesto a perturbaciones exteriores. En estos experimentos se controla la posición del ZMP dentro de una zona de estabilidad, alterando la altura de las patas para modificar la distribución de las fuerzas sobre ellas. Esto sirve de base para preparar la estrategia antes descrita de disminuir el error del ZMP con el centro de gravedad del robot durante un modo de caminar.

Por otro lado, se implementan y evalúan experimentalmente las estrategias de control de impedancia en cada una de las patas del robot, así como para todo el robot en su conjunto. Con ello se hace que el robot se comporte como un muelle de diferentes características, dependiendo de la impedancia implementada sobre él. Otro tipo de estrategia evaluada ha sido la del control paralelo fuerza/posición sobre cada pata del robot. Para finalizar el capítulo se presentan los experimentos relacionados con el control fuerza (realimentación del ZMP) para la estabilización de la postura de ROBOCLIMBER.

6.2 Evaluación del sistema de percepción de fuerza en las patas

Innumerables experimentos han sido realizados sobre ROBOCLIMBER en los que se tomaron las mediciones de las fuerzas de reacción de las patas. Estas mediciones de fuerza fueron realizadas en dos zonas diferentes de cada pata en donde se instalaron los sensores de fuerza: sobre la parte superior de la estructura y sobre el eje del pie. Algunos resultados experimentales son mostrados en la Figura 6.1 y en

la Figura 6.2, donde es posible observar la fuerza sobre cada pata y la fuerza resultante en las dos diferentes configuraciones del sensor de fuerza.

Antes de realizar estos experimentos se midió la masa del robot con el instrumento de calibración descrito en el capítulo 3, dando un resultado de 1973 Kg. (19355 N). La secuencia de prueba que se realizó en el primer experimento fue la de subir el robot a 0.5 m sobre el suelo. Hasta el momento en el que las fuerzas no se han estabilizado en sus valores de régimen, debido al problema de la distribución/acomodación interna de fuerzas en un robot de cuatro patas, y al fenómeno de histéresis del material en donde están instaladas las galgas, se observaron fenómenos transitorios muy interesantes.

Con la primera implementación del sensor (ver Figura 6.1) sobre la zona superior de la estructura de cada pata, el robot permaneció de pie durante, aproximadamente, 50 segundos. Se observa que desde el primer momento en que una de las patas toca el suelo hasta que el robot se detiene (a la altura definida en la estrategia) transcurren 7 segundos, aproximadamente. En este instante ocurre un fenómeno de distribución de las fuerzas debido a que cada pata llevará (realmente) una velocidad distinta a la establecida como consigna, por lo que el cuerpo del robot puede oscilar levemente. Cuando las patas dejan de subir al robot, entonces la característica de histéresis tiene lugar. En este momento la lámina de acero, en donde están pegadas las galgas, empieza a regresar a su estado natural, después de la deformación tolerada al inicio del proceso. Las fuerzas se estabilizan 50 segundos después de haber hecho contacto las patas con el suelo, en este instante (segundo 60) la fuerza total medida es de 17700 N (1804 Kg. de masa) lo que representa un error relativo con respecto al peso real del 8.56%. Por otro lado, los fenómenos transitorios también pueden observarse cuando el robot inicia el descenso.

Con la segunda implementación del sensor de fuerza (sensor en la barra del pie) el robot subió a 0.50 m sobre el suelo y permaneció de pie 150 segundos, aproximadamente (ver Figura 6.2). En este experimento, se añadió una perturbación externa, que ha sido el desplazamiento de una masa de 85 Kg. (834 N) sobre la estructura del robot. El recorrido de la masa se inició en el tiempo $t \approx 80$ s hasta el tiempo $t \approx 180$ s. Para este caso, la medida promedio de las fuerzas fue de 19320 N (1969 Kg.), cuando el robot permanecía de pie sin la masa extra encima de él; cuando el objeto fue añadido, el promedio de las fuerzas medidas fue 20110 N (2050 Kg.) a lo largo de todo el recorrido sobre la estructura del robot. A pesar de que la fuerza total medida resulta casi constante, en los dos escalones producidos, es observable la variabilidad de la medición en cada pata provocada por la excursión del objeto sobre el robot.

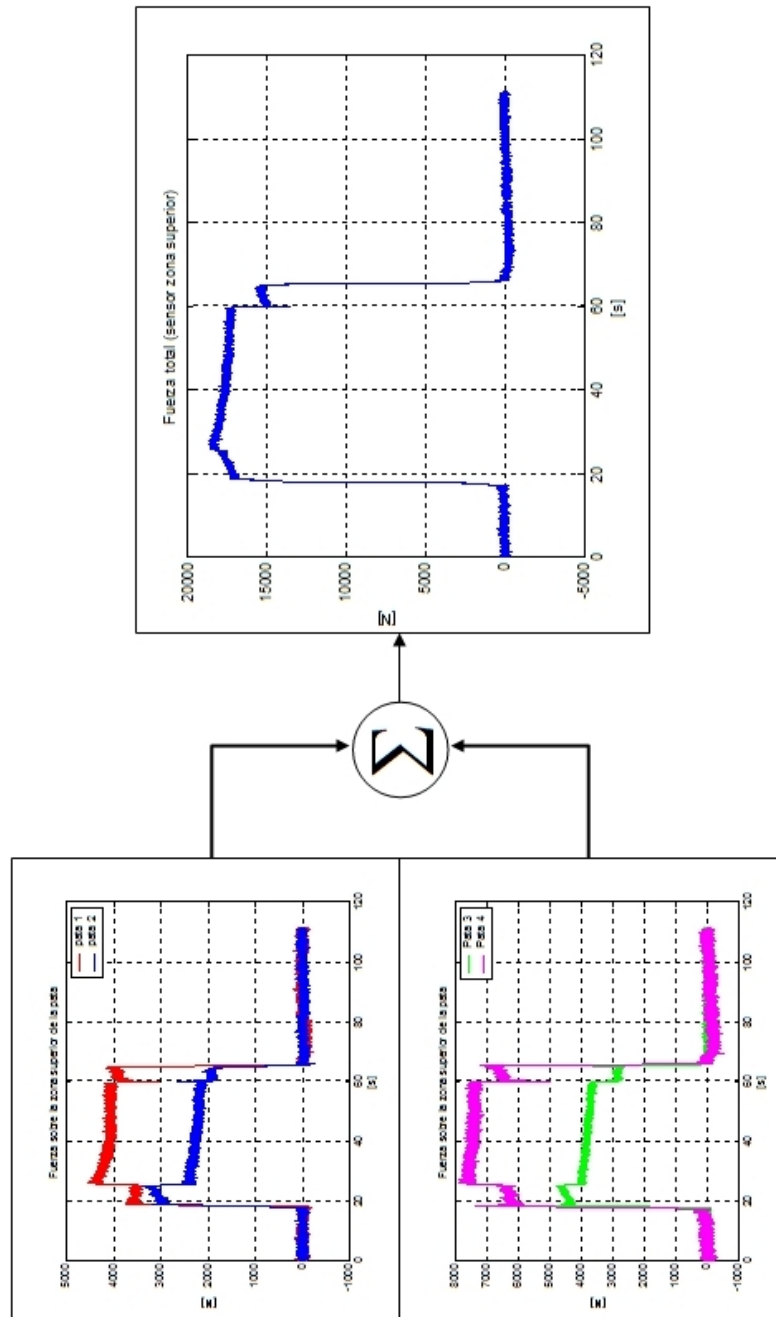


Figura 6.1 Mediciones de fuerza con el sensor implementado en la zona superior de la pata.

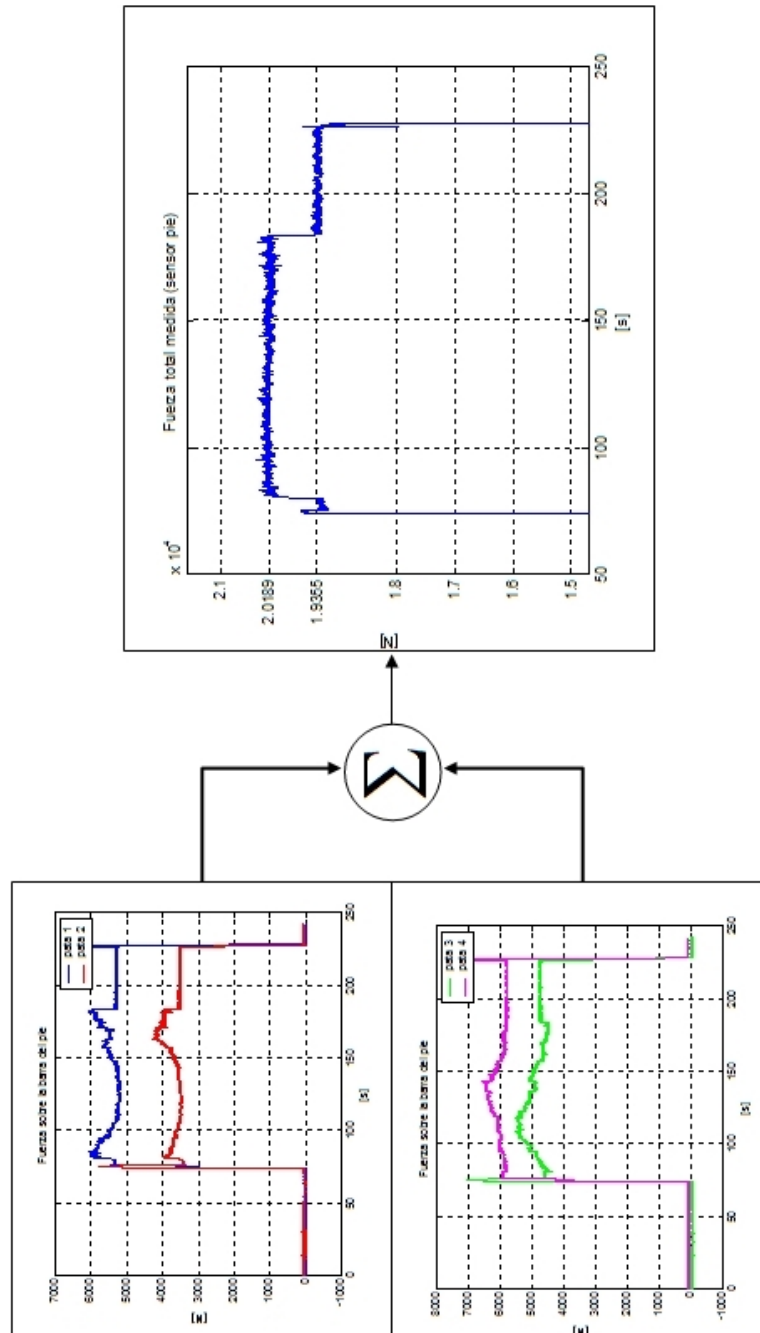


Figura 6.2 Mediciones de fuerza con el sensor implementado en la barra del pie.

No obstante, el error relativo calculado en ambas mediciones (en esta segunda implementación del sensor de fuerza), sin la perturbación o con ella, ha sido de 0.5% en el peor de los casos, lo que indica la alta sensibilidad y precisión del sistema del sensor de fuerza desarrollado en esta memoria. Se observan los fenómenos transitorios en el momento en que alguna de las patas hace contacto con el suelo y el cuerpo del robot empieza la subida, y en el instante en que se inicia el proceso de bajada. Lo que no ha sido posible observar es el fenómeno de histéresis, detectado en el experimento anterior, lo que representa una mejora muy importante que ofrecen los sensores de fuerza colocados en cada barra de los pies del robot.

6.3 Localización del centro de gravedad de ROBOCLIMBER

Los términos centro de masa y centro de gravedad a menudo son utilizados de manera intercambiable. El término más general es centro de masa, mientras que el centro de gravedad se refiere al centro de masa en un solo eje, que está definida por la dirección de la gravedad. En los otros dos ejes horizontales el término de centro de masa debería ser utilizado (Winter, 1990).

Por otro lado, en algunas áreas relacionadas con los robots con patas, como la biomecánica, en donde son utilizadas plataformas de fuerza, los términos de centro de gravedad y centro de presión son a menudo mal interpretados e incluso intercambiados. Por lo que conviene recordar, que el centro de gravedad de un cuerpo puede definirse como la localización neta de su centro de masa en la dirección vertical, esto es, el peso promediado del centro de gravedad de cada segmento del cuerpo, de acuerdo con la definición clásica en física,

$$x_0 = \frac{\sum_{i=1}^n m_i x_i}{\sum_{i=1}^n m_i} \quad y_0 = \frac{\sum_{i=1}^n m_i y_i}{\sum_{i=1}^n m_i} \quad (6.1)$$

donde, m_i es la masa de cada segmento del robot; x_i e y_i , las distancias a cada centro de masa de cada segmento, y n el número de segmentos.

Conviene recordar asimismo, que el centro de gravedad es una medición del desplazamiento, y es totalmente independiente de la velocidad y de las aceleraciones de todo el cuerpo o de los segmentos individuales (Winter, 1990). El centro de presión es independiente del centro de gravedad. Esta es también una medida del desplazamiento y está localizado en la línea de acción de la sumatoria de las fuerzas

de reacción que se ejercen desde el suelo. Muchos trabajos en robots caminantes colocan el centro de gravedad en el centro geométrico del plano trasversal inferior del cuerpo del robot. Se asume en este caso que la masa del robot está uniformemente distribuida y que el peso de las patas es despreciable. Para un robot de poco peso, esto puede ser factible debido a que el error en las mediciones no es tan significativo, pero para un robot de grandes dimensiones, como es el caso de ROBOCLIMBER, resulta necesario calcular el centro de gravedad. Con esto se disminuirán los errores cometidos en un control puro de las consignas de posición y/o velocidad, al realizar estrategias de locomoción estables.

Por estas razones se lleva a cabo un experimento interesante y sencillo para la localización del centro de gravedad del robot, con la finalidad de que el resultado que se obtenga sea utilizado en los demás experimentos. Se procede a colocar el robot en algunas posturas simétricas, en donde el centro geométrico del cuerpo del robot sea el centro geométrico de la postura del mismo (ver Figura 6.3).

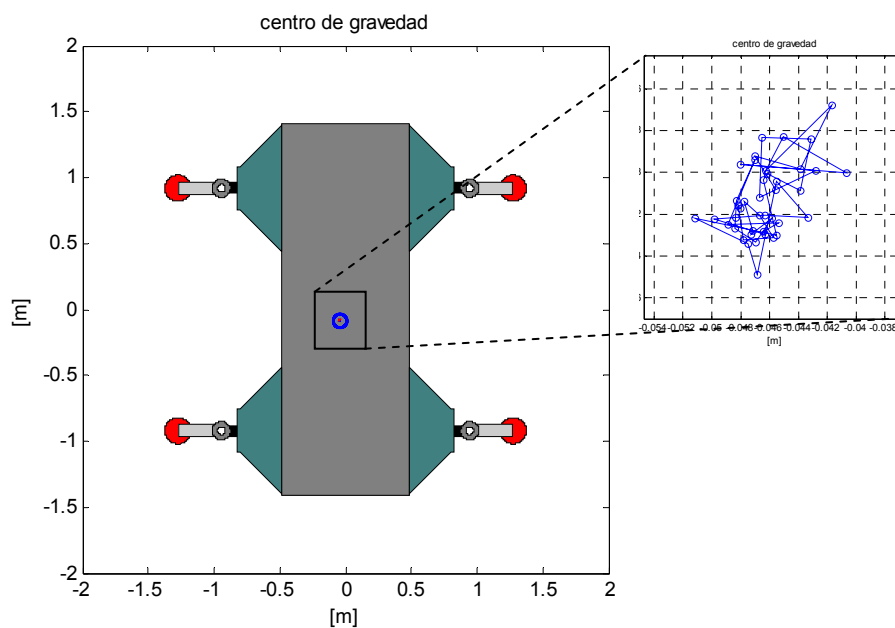


Figura 6.3 Centro de gravedad de ROBOCLIMBER.

Al disponer al robot en posturas simétricas, resulta posible utilizar las ecuaciones de localización del ZMP (ver ecuaciones (5.1) y (5.2)) para calcular el centro de gravedad. En la primera fase de uso del robot (1973 Kg.) el centro de gravedad en

una posición estática y simétrica, resultó en el plano transversal $cdg_{transversal} = -0.0464$ m y en el sagital $cdg_{sagital} = -0.0813$ m. Estos resultados fueron obtenidos con el método de aproximación por mínimos cuadrados.

Sin embargo, aunque sería fácil dar por sentado que el centro de gravedad del robot es constante, esto sería casi equivalente a decir que está ubicado en su centro geométrico. Esto, que podría ser válido para un robot de pequeñas dimensiones, debe de tomarse con cautela en el caso que nos ocupa. Esto es debido a que con las grandes dimensiones de ROBOCLIMBER es muy posible que el centro de gravedad se modifique cuando el robot se desplace. Uno de los motivos para esta variación en la posición del centro de gravedad, puede ser debido a que las patas tienen una masa que no se puede despreciar, y, por tanto, es previsible que cuando una de ellas esté en fase de transferencia influirá en el desplazamiento del centro de gravedad del robot. Si esta hipótesis se cumple, el robot ejecutará en la práctica movimientos de balanceo (*roll*) y cabeceo (*pitch*) en el momento en que el polígono de apoyo esté formado por tres ángulos (una pata en transferencia).

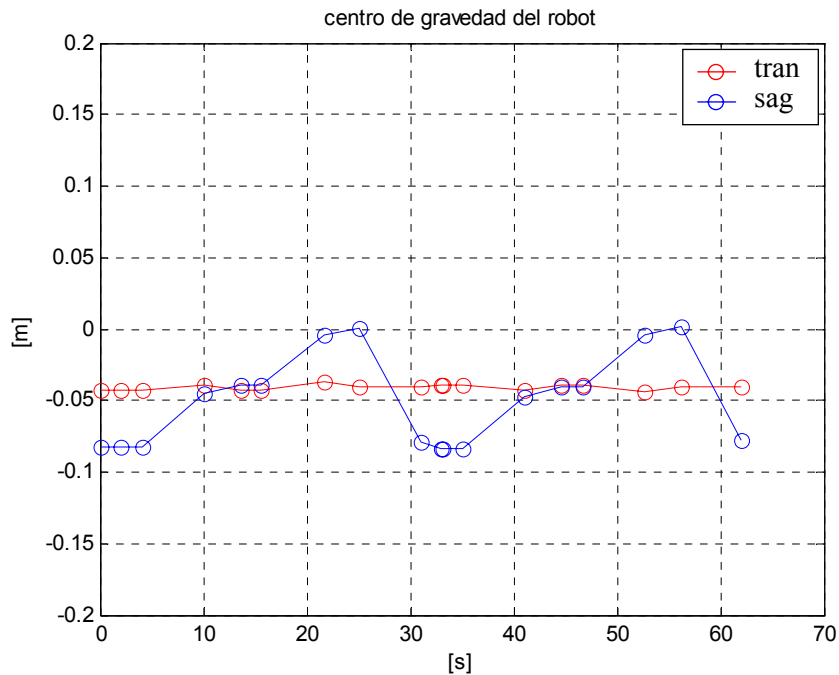


Figura 6.4 Evolución del centro de gravedad del robot durante un modo de caminar.

Para verificar esta hipótesis se ha ejecutado un modo de caminar y se ha medido la posición del centro de gravedad en tiempo real. La Figura 6.4 muestra los resultados de este experimento, en los que se constata que: se produce un desplazamiento del centro de gravedad de ROBOCLIMBER durante la realización de un modo de caminar discontinuo de dos fases. Es posible notar una mayor variación del centro de gravedad en el plano sagital que en el plano transversal. En este caso, se deduce (y se ha observado directamente) que el robot realiza más cabeceos durante su desplazamiento, siendo el balanceo prácticamente imperceptible. Este resultado confirma el interés de la realización de pruebas experimentales, para poder verificar supuestos teóricos. La determinación del desplazamiento del centro de gravedad durante la ejecución de modos de locomoción, es, obviamente de gran importancia para modificar los algoritmos y asegurar la estabilidad.

6.4 Control de fuerza para la detección de obstáculos

En esta sección se evalúa la estrategia de control de fuerza para la detección de obstáculos. Para ello se utilizan los sensores de fuerza colocados sobre las barras de los pies del robot. En todas las demás evaluaciones experimentales que se recogen en este capítulo, en donde se utilice la realimentación de fuerza, son estos sensores de los pies los que se emplearán.

El esquema de control corresponde al indicado en la Figura 5.7. Se desea detectar el contacto del pie con el suelo/obstáculos a diferentes niveles de altura, por medio de la lectura de la fuerza del sensor. Para ello, se han utilizado diferentes consignas de nivel de fuerza para que se realice la detección del obstáculo, con 50 N como fuerza mínima capaz de ser detectada. La detección del obstáculo fue realizada con éxito con las diferentes consignas de fuerza establecidas como deseadas. No obstante, por debajo de 50 N como consigna de fuerza, se apreciaron errores en la ejecución de la estrategia para realizar el experimento. Esto es debido a que el rizado de la fuerza medida, producido por el ruido térmico que ocurre en las galgas y por el factor de histéresis sobre el material mecánico (durante mucho tiempo de experimentación), sobrepasaba la consigna de fuerza deseada.

Por otro lado, el utilizar un límite inferior a 50 N como consigna no resulta necesario, debido a que el peso del robot en la primera fase está cercano a los 20000 N, por lo que, dependiendo de su postura al caminar, la fuerza soportada por las patas llega a ser de 12000 N. Consecuentemente, al establecer consignas por encima

de 200 N, la detección del obstáculo resulta casi “inmediata”, debido a que el sensor estará trabajando en una región donde la relación señal/ruido es más favorable.

En la Figura 6.5 y en la Figura 6.6 se muestran los resultados obtenidos en la detección de los obstáculos a diez niveles diferentes. La estrategia establecida ha sido la de controlar la conmutación de la velocidad de la articulación prismática ‘z’ de la pata 2 con la realimentación de la fuerza detectada. Para este experimento se empleó como consigna de fuerza deseada 150 N, y al detectar esta fuerza o mayor se producía el cambio de consigna de velocidad.

La conmutación de la consigna de velocidad es de 30 mm/s cuando la pata se desplaza hacia arriba (después de haber detectado el obstáculo) y de -50 mm/s cuando la pata se desplaza hacia abajo (para detectar el obstáculo) (ver Figura 6.6(b)). El ruido que se observa en la gráfica de velocidad cuando la pata se desplaza hacia abajo es producido por la vibración del sistema hidráulico que lo acciona, lo que se refleja en pequeños errores de lectura en el codificador óptico incremental que cierra el lazo de posición.

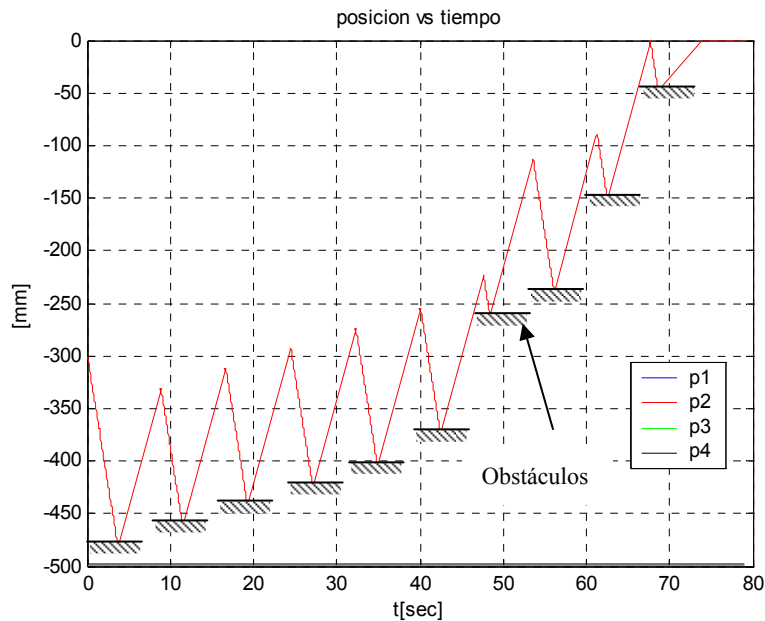
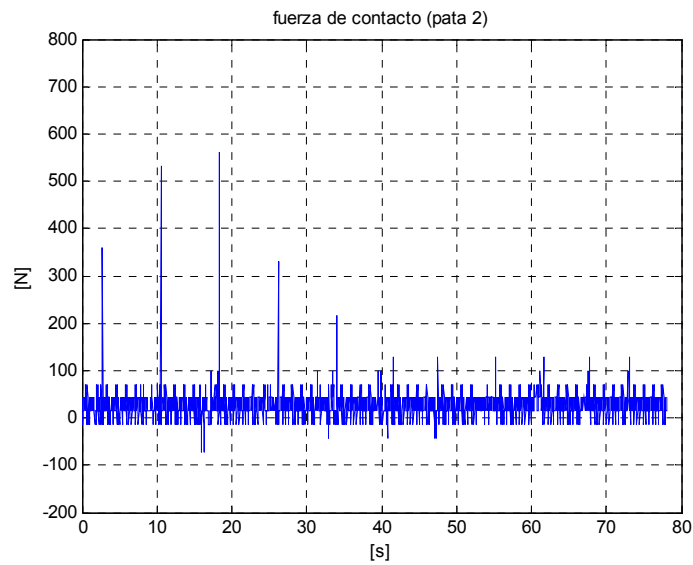
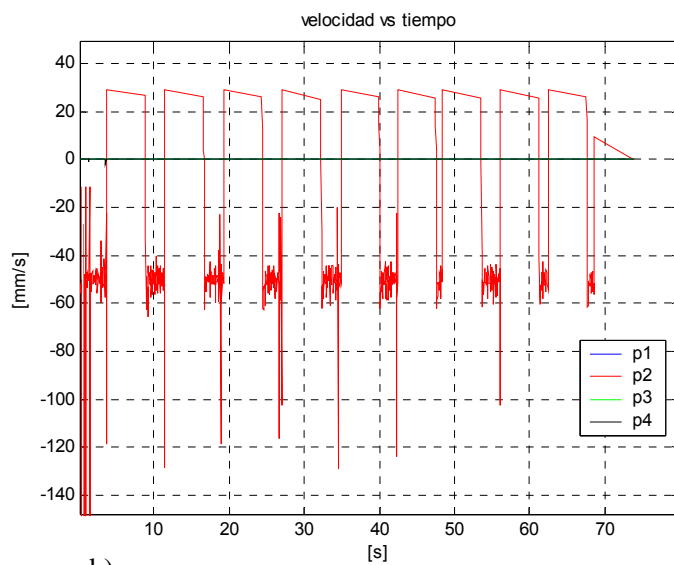


Figura 6.5 Desplazamiento de la pata 2 del robot cuando detecta un obstáculo.



a)



b)

Figura 6.6 Comportamiento del robot cuando detecta obstáculos: (a) fuerzas sobre la pata 2; y, (b) consignas de velocidad para la pata 2.

Se observa, además, en las figuras, que hasta el tiempo $t = 42$ s, los resultados son muy parecidos, pero posteriormente a este tiempo, éstos cambian. La explicación a esto se debe a que han sido utilizados materiales de diferente rigidez como obstáculos, y posteriormente a dicho instante los obstáculos tenían una rigidez inferior que en las primeras detecciones. Según la gráfica de fuerza, se notan niveles más pequeños en la medición, esto es debido a que el obstáculo más “blando” absorbe la energía de reacción cuando la pata hace contacto, lo que hace que el sensor detecte una subida de fuerza un poco más lenta, provocando que se dé la conmutación en un tiempo menor que cuando se emplean obstáculos con mayor dureza. Por lo tanto, el control de fuerza de contacto implementado se ajusta a la consigna de fuerza establecida en el algoritmo.



Figura 6.7 Secuencia fotográfica mostrando la detección de obstáculos (en este caso por la pata 2 de ROBOCLIMBER).

En la Figura 6.7 se muestra una secuencia fotográfica en donde, en este caso, la pata 2 detecta cuatro obstáculos según la estrategia planteada. Ha sido posible detectar obstáculos de baja rigidez, entre ellos la mano mostrada en la secuencia de fotografías.

En otra serie de experimentos, ha sido colocada una pletina flexible (sin ser fijada a los extremos) como obstáculo, con la finalidad de que una pata del robot la detectara. En este caso se utilizó la pata 1 para que realizara la tarea. En la Figura 6.8 se muestran los resultados obtenidos durante la realización del experimento. Las consignas de velocidad han sido las mismas que en la experiencia anterior, y la consigna de fuerza deseada para realizar la conmutación fue de 150 N. Se puede ver en los resultados que los valores de las fuerzas sobrepasan un poco la consigna deseada para que se de la conmutación, pero la velocidad del flanco de subida de fuerza no es tan elevada, como lo sería en el caso de haber hecho contacto con un material de mayor dureza. También, es posible indicar que cuando el control toma la decisión de cambiar de consigna de velocidad debido a la detección de las fuerzas, se inicia el flanco de bajada de la fuerza medida. Este flanco de bajada resulta más rápido debido a que la pata deja de tener contacto con el obstáculo.

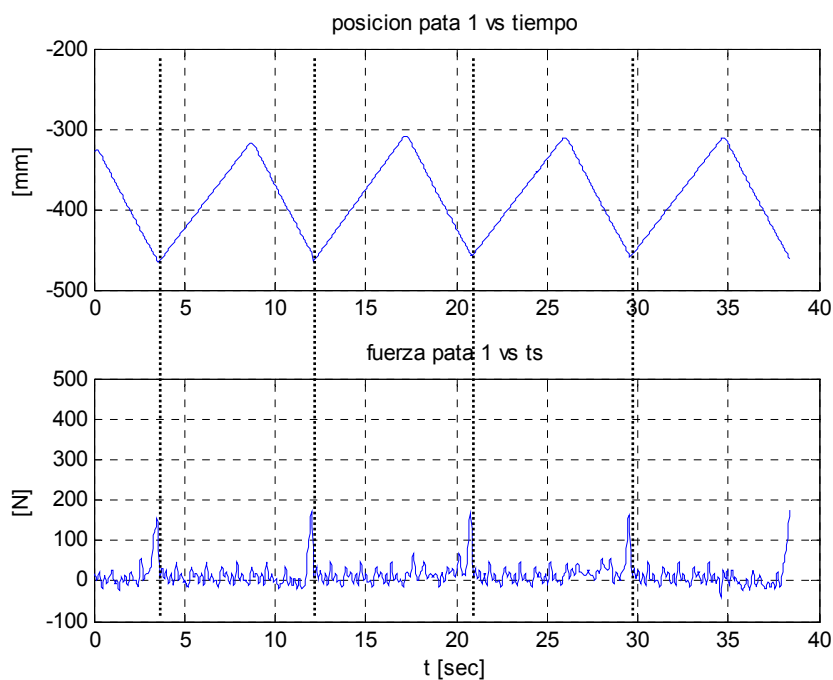


Figura 6.8 Datos de posición y fuerza obtenidos cuando la pata 1 hace contacto con una pletina flexible.

La Figura 6.9 muestra en una serie de fotos el recorrido de la pata 1 cuando hace contacto con la pletina. Se puede notar que la pata permanece en contacto con la lámina durante algunos cuadros de la serie, debido a que la pletina absorbe parte de la energía que lleva la pata. Entonces, la fuerza de reacción lleva un retardo con relación a cuando es proveniente de un material no flexible y con mayor dureza.

Comparando los gráficos de la Figura 6.6(a) y Figura 6.8 se puede notar que el flanco de subida es mayor cuando el obstáculo tiene mayor dureza, incluso sobrepasando tres veces la consigna de control de fuerza. Cuando el pie choca sobre un medio elástico, este tiene un comportamiento de acomodación ocasionando un retardo a las fuerzas detectadas, que depende de la rigidez del medio. Esta serie de experimentos indican lo sensible que puede ser ROBOCLIMBER para detectar suelos de diferentes elasticidades.

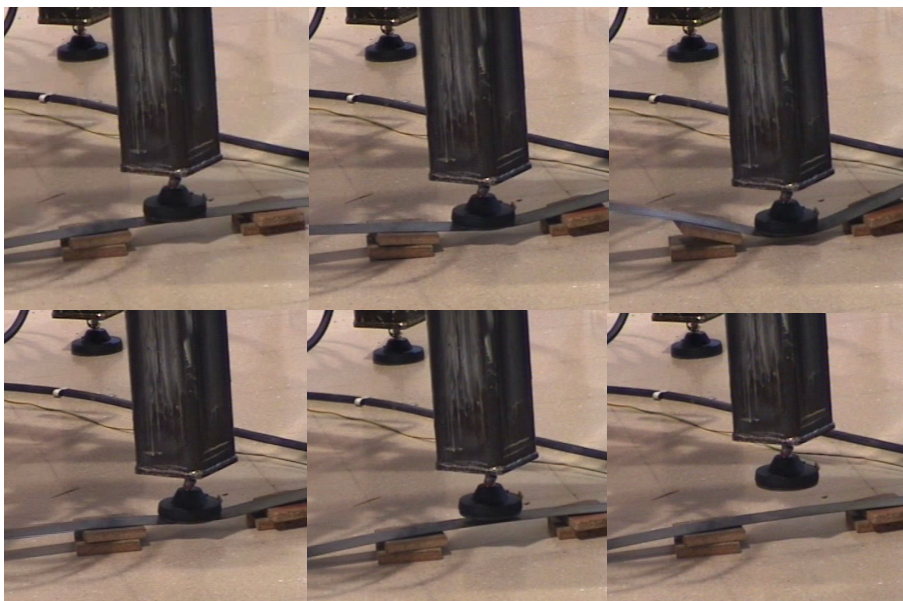


Figura 6.9 Secuencia de la trayectoria de la pata 1 cuando hace contacto con una pletina flexible.

Cabe observar que al implementar un modo de caminar con ROBOCLIMBER, las fuerzas deseadas no serán tan bajas. Estas fuerzas estarán relacionadas con las fuerzas medidas en posturas estáticas relatadas en anteriores experimentaciones. No obstante, es posible realizar una acomodación de las patas del robot (por ende, del cuerpo del robot) sobre el medio en donde está caminando, debido a la buena sensibilidad y linealidad del sensor implementado. También, se puede saber qué

tipo de suelo está pisando el robot, ya sea “blando o duro” o dicho de otra manera, la rigidez del medio por donde camina, conociendo el tiempo de retardo de las lecturas de fuerza. Para ello, es necesario realizar unos modelos que relacionen la rigidez del medio con relación a una función de fuerza que dependa del tiempo. Por lo tanto es posible realizar modos de caminar, sobre diferentes tipos de suelo, con la seguridad de que se conocerá sobre qué tipo de elasticidad se está haciendo el contacto, para que, de este modo, se pueda seleccionar una estrategia de control adecuada.

6.5 Determinación del ZMP

Realizando un experimento similar al de la sección 6.3 se puede localizar el ZMP del robot. Para este experimento se coloca el robot en una postura estáticamente estable y simétrica, formando las patas una figura en forma de rectángulo. Las dimensiones de este paralelogramo son de 2.22 m, en el plano transversal, por 1.84 m en el plano sagital. En estas condiciones, el ZMP fue de -0.08 m sobre el plano sagital y de -0.04 m sobre el plano transversal, teniendo en consideración el centro geométrico en el punto de intersección de las diagonales que existen sobre el plano transversal del cuerpo del robot.

Se midieron las variaciones del ZMP (en esta postura estática) cuando el robot estaba sujeto a un tipo de perturbación externa. Esta perturbación fue el recorrido de un operador humano de 834 N (85 Kg. de masa) sobre el cuerpo del robot, lo que supone el 4.3 % del peso del robot (19355 N). Esto representa una pequeña perturbación que indicará, desde otro punto de vista, la sensibilidad del sistema de medida de fuerza para detectar el desplazamiento del ZMP. La fuerza de reacción resultante medida fue de 20110 N (con un error relativo de 0.3%, aproximadamente). Esta es una fuerza normal que actúa en el punto donde la sumatoria de los momentos es cero (ZMP) cuando el operador estaba sobre el robot.

La Figura 6.10 muestra un diagrama del desplazamiento del ZMP sobre el cuerpo de la máquina durante un recorrido del operador sobre él. El operador se desplazó en sentido dextrógiro, iniciando el recorrido desde la pata uno y terminándolo en la pata dos.

El ZMP calculado, según las ecuaciones (3.36) y (3.37), realiza un desplazamiento similar al movimiento del operador encima del robot. Puede observarse que el desplazamiento del ZMP en el plano sagital fue de 0.117 m y en el plano transversal fue de 0.0768 m.

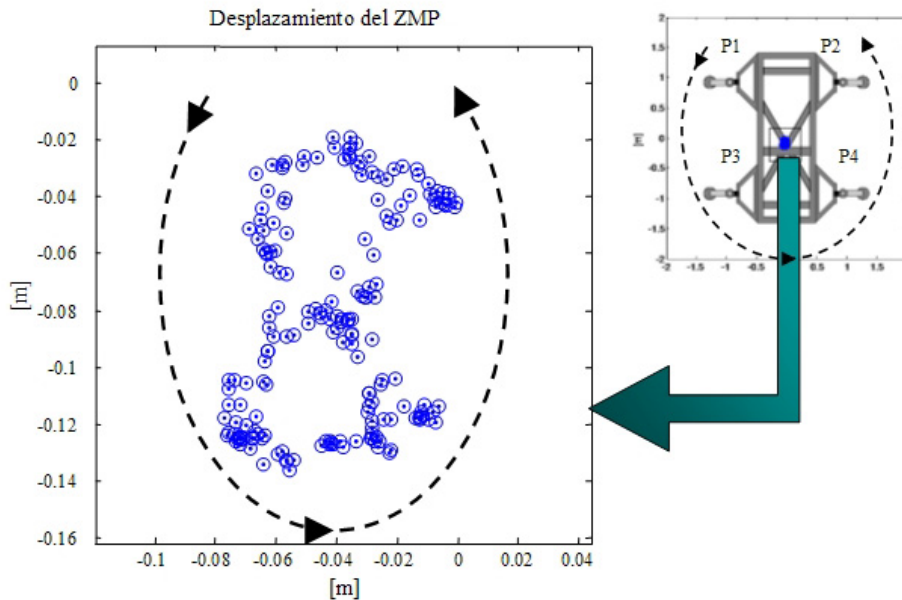


Figura 6.10 Desplazamiento del ZMP mientras un operador humano camina sobre el robot.

6.5.1 Modo de caminar discontinuo de dos fases

Se realizaron experimentos para detectar el ZMP cuando ROBOCLIMBER realiza un modo de caminar dinámicamente equilibrado. El modo de caminar empleado para realizar todos los experimentos ha sido el modo discontinuo de dos fases citado con anterioridad. La locomoción fue realizada sobre una superficie rígida y se asume que esta superficie es plana y horizontal. También se asume que el eje vertical (eje z) es ortogonal al plano lateral del cuerpo del robot.

Durante la realización de este experimento se tomaron mediciones, en tiempo real, de las posiciones de los 12 grados de libertad del robot y de las cuatro fuerzas verticales que se dan en cada pata. La Figura 6.11 muestra cuatro esquemas de las posiciones de las 12 articulaciones y de las fuerzas de contacto en las patas del robot.

En este experimento el peso del robot fue de 21500 N (2190 Kg.), mayor que en los experimentos preliminares. Esto es debido a que se ha añadido al robot un operador humano, una fuente de potencia de combustión interna y el equipamiento electrónico de control.

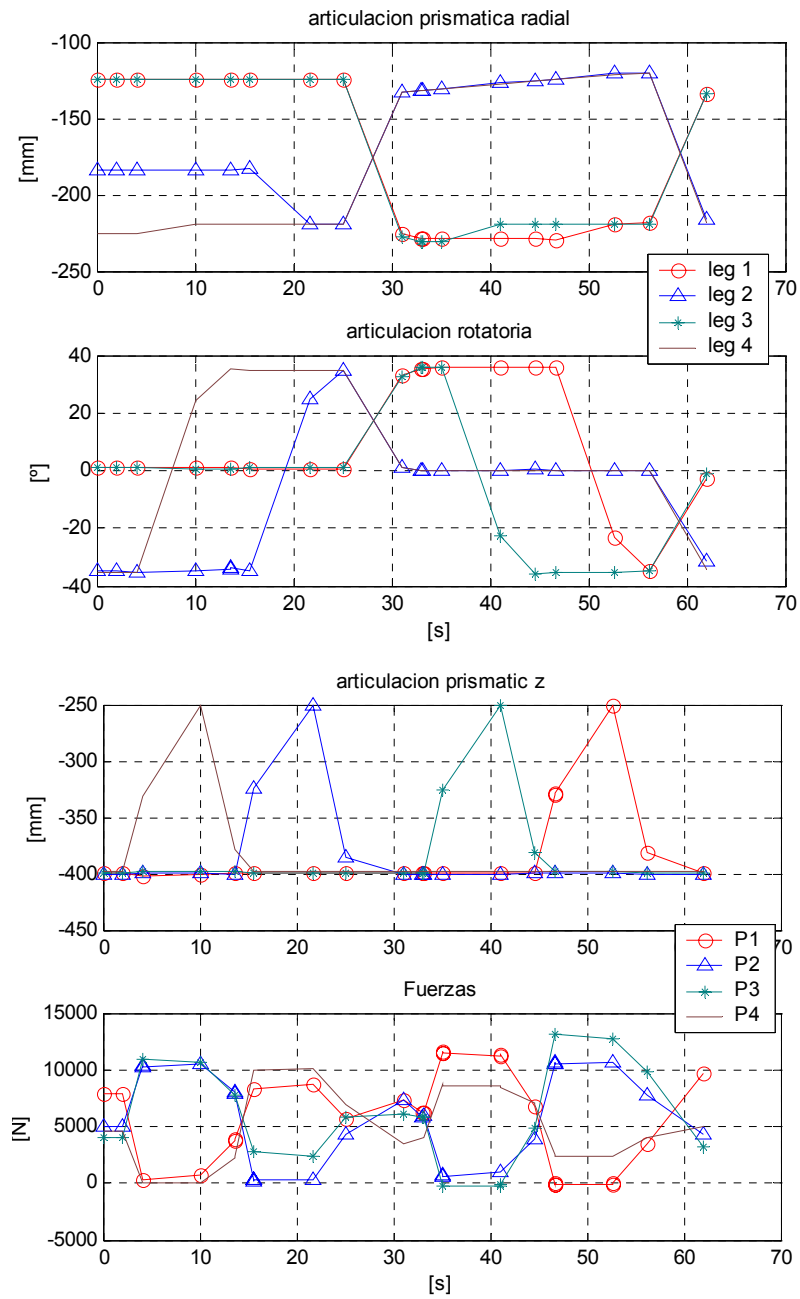


Figura 6.11 Medición de las posiciones y de las fuerzas en ROBOCLIMBER durante un paso completo.

Como es posible tener las mediciones de las fuerzas y las posiciones de las articulaciones, entonces, se puede calcular el ZMP en ambos planos, el transversal y el sagital, con las ecuaciones (5.1) y (5.2). El ZMP calculado durante un paso del robot se muestra en el Figura 6.12. Este resultado indica que el ZMP está dentro del polígono de apoyo (si no está dentro del polígono de apoyo, entonces esta medición no puede ser llamada ZMP), pero está muy cerca de los límites del polígono de soporte. Por otro lado, la fuerza promedio resultante medida durante este paso fue de 22400, lo que representa un 4.01 % de error relativo.

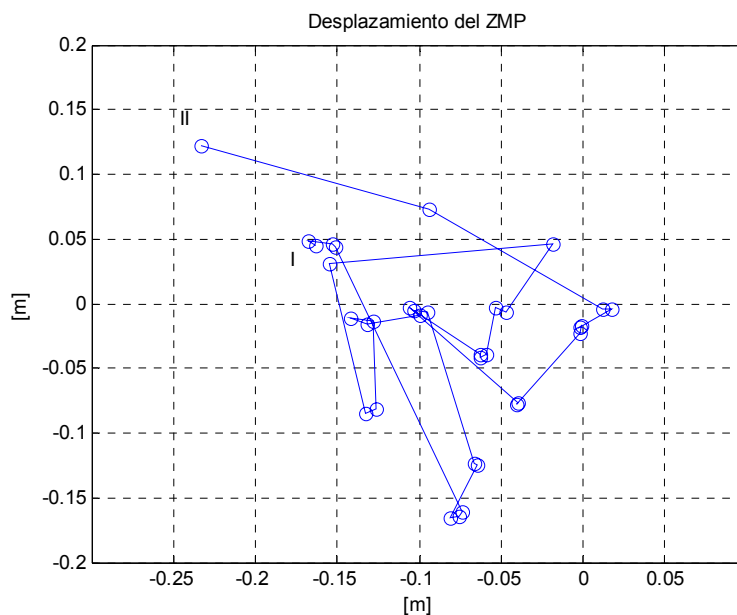


Figura 6.12 Determinación del ZMP durante un paso del robot.

También, es posible observar en la Figura 6.12 que al inicio del paso (I) el robot presenta otro ZMP que al final del paso (II), esto es debido a que la postura del cuerpo del robot tiene una leve variación puesto que la resolución de los dispositivos de medición de los desplazamientos de las articulaciones no es muy elevada.

Por otro lado, es posible realizar un control de estabilidad de ROBOCLIMBER haciendo que el ZMP siga al centro de gravedad durante un modo de caminar. Una simulación de este controlador, ha sido presentada en la sección 5.3.5. En este caso, el ZMP se modificará en cada paso, haciendo que el robot realice un modo de caminar más estable que con respecto a un modo de caminar en donde solo interviene el control de posición. En la Figura 6.13 se muestra un gráfico en donde se compara el desplazamiento del ZMP sin estabilización con el desplazamiento del

ZMP aplicando un control que incluya estabilización (simulado). Puede observarse que la posición de partida (I) y la de finalización de un paso (II) están muy próximas, aunque es de suponer que se tendrán los mismos errores de posición en las articulaciones que en el primer caso. Según la simulación se reducirá el recorrido del ZMP en el plano sagital por un factor de casi seis, lo que haría que el robot realizara cabeceos no tan notables, porque el ZMP se alejaría de alguno de los límites del polígono de soporte.

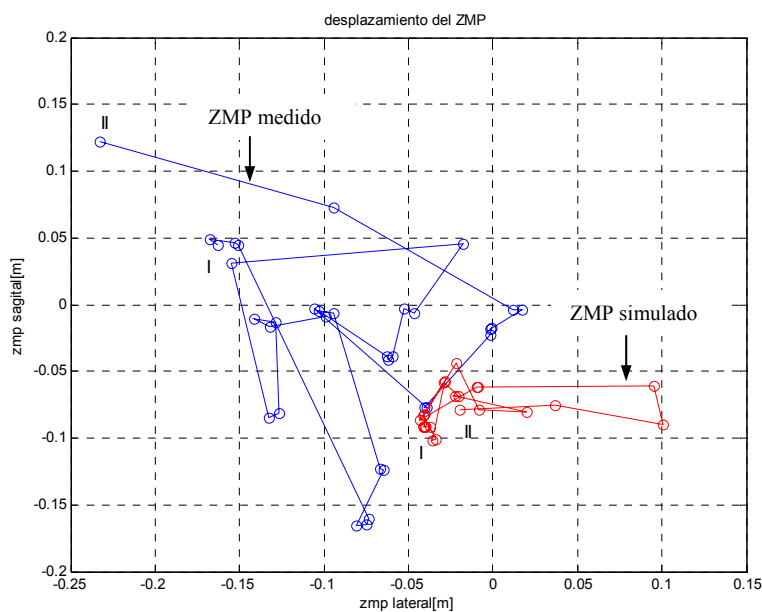


Figura 6.13 Comparación del ZMP durante un paso.

6.6 Implementación y evaluación de otras estrategias de control de fuerza en el robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER

Los esquemas de control propuestos en la sección 5.3.5 han sido implementados en ROBOCLIMBER y con ellos se han realizado numerosos experimentos. Los controladores propuestos de impedancia, paralelo fuerza/posición y control de fuerza para la estabilización de la postura utilizan un lazo interno de posición. El lazo interno de posición es rígido con relación al lazo externo de posición y de fuerza, por lo que hace que el actuador hidráulico funcione como generador de velocidad o

posición y no como generador de par (Gálvez, 2002). Por esta razón, los controladores propuestos que utilizan realimentación de fuerza se denominan controladores de fuerza basados en posición.

El tener un controlador de movimiento de precisión (microcontrolador para el manejo de servomotores) que realiza el lazo interno de posición o velocidad, facilita la programación de los algoritmos de control. Este tipo de microcontroladores han sido de utilidad en robots manipuladores (Roy y Whitcomb, 2002) y en algunos robots caminantes (González de Santos *et al.*, 2000a) (Prieto *et al.*, 2000). Se prescinde, entonces, de realizar la tarea de programar todo el algoritmo de control, porque se aprovecha el código que existe dentro del microcontrolador. También, se hace posible no introducir los modelos dinámicos del robot dentro del código de control, ya que se está trabajando con controladores de fuerza basados en posición. Por lo que la tarea radica en acoplar los lazos externos de posición y/o de fuerza, de manera adecuada, con respecto al controlador de movimiento de precisión.

6.6.1 Control de impedancia

El esquema del controlador de impedancia es el propuesto en la Figura 5.8. Este controlador se implementó en cada articulación prismática ortogonal de cada pata del robot. Se especificaron distintos comportamientos dinámicos mediante la implementación de diferentes impedancias mecánicas, para observar la interacción de la pata con el medio. Para poder observar el comportamiento de la articulación prismática con más detalle, se especificaron valores, relativamente, bajos de las constantes que están involucradas en la impedancia (la constante de inercia, la de amortiguamiento, y la de elasticidad).

Se desea destacar como este control de impedancia es capaz de regular la relación dinámica entre la fuerza de interacción y el error de posición cuando se establece una trayectoria de movimiento. Debido a que las constantes que componen el control de impedancia tienen valores relativamente bajos, no se podrá tener alta precisión de posicionamiento, pero se puede interactuar con pequeñas fuerzas con el medio. Esto resulta adecuado porque si el robot es capaz de interactuar con su entorno con fuerzas pequeñas, entonces, es capaz de interactuar con fuerzas mayores. Por lo tanto, se está en la búsqueda de los límites inferiores en donde el robot es capaz de trabajar.

En la ejecución del experimento se desea observar la respuesta de la pata a un escalón de fuerza, dada una trayectoria deseada. Para ello se toma como ejemplo la implementación del algoritmo de control de impedancia sobre la articulación

prismática ortogonal de la pata 2. Las condiciones iniciales del experimento son: posición deseada $x_d = -450\text{ mm}$, constante de elasticidad $K = 2000\text{ N/m}$, frecuencia de trabajo $f = 0.5\text{ Hz}$, factor de amortiguamiento $\xi = 0.7$, y como límite inferior de la fuerza de interacción de la pata con el medio, 200 N.

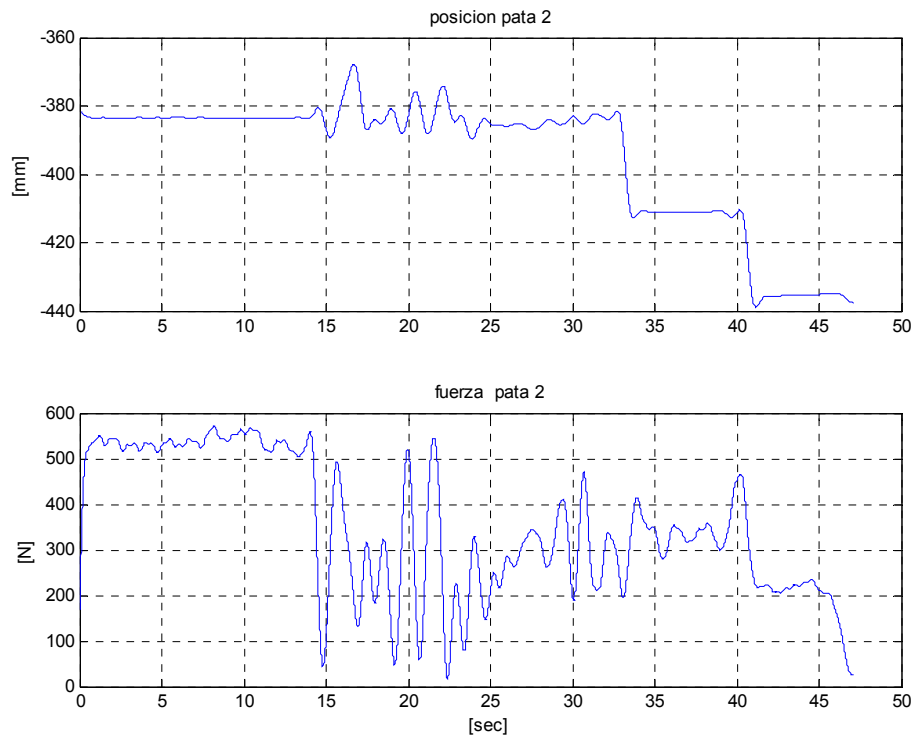


Figura 6.14 Respuesta de la pata 2 de ROBOCLIMBER con control de impedancia.

Con estas condiciones iniciales para el diseño de la impedancia deseada se obtiene la frecuencia natural $\omega_n = 2\pi f = \pi$, la constante de inercia $I = K/\omega_n^2 = 202.64\text{ Ns}^2/\text{m}$ y la constante de amortiguamiento $D = 2\xi\sqrt{KI} = 891.26\text{ Ns/m}$. Estos parámetros que conforman la impedancia mecánica (I, D y K), presentan valores bajos, lo cual quiere decir que no se va a alcanzar la posición final rápidamente, y la disipación de energía en el sistema bajo control de impedancia no va a ser elevada, debido a que el sistema así descrito es subamortiguado. Los parámetros de la impedancia pueden ser modificados, es decir, se puede diseñar la impedancia con valores mayores de sus constantes, para que las respuestas de interacción con el entorno sean más adecuadas. En otras palabras, en la práctica, es más interesante seleccionar los

parámetros para que el sistema sea sobreamortiguado, con el fin de obtener un posicionamiento preciso sin oscilaciones, y, al mismo tiempo, para conseguir que la mayor parte de la energía se disipe en la impedancia del robot, y que solo se transmita una pequeña proporción de energía al medio.

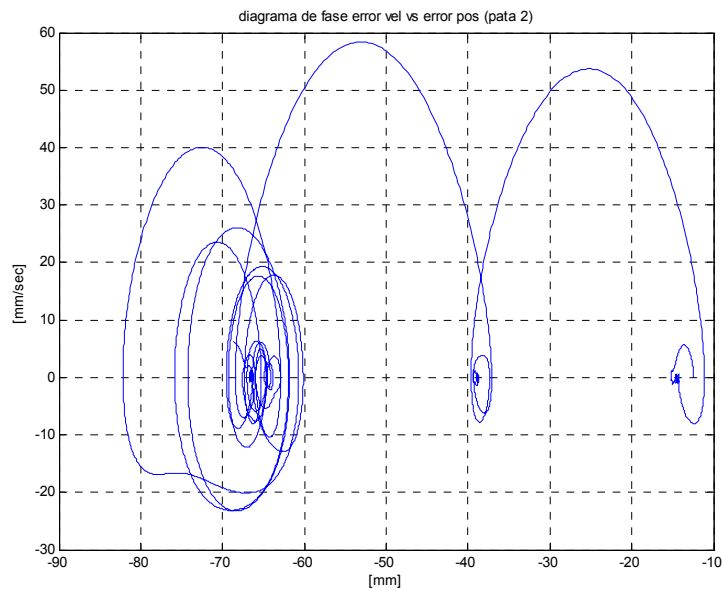


Figura 6.15 Comportamiento del error de posición de la pata 2.

El escalón de fuerza medido es convertido a consignas de posición con la función dependiente del tiempo,

$$q_m = F_2 \left(\frac{1 - e^{-\xi\omega_n t} \left(\cos(\omega_n \sqrt{1-\xi^2} t) + \frac{\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} \text{sen}(\omega_n \sqrt{1-\xi^2} t) \right)}{K} \right) \quad (6.2)$$

Para simular un escalón se establece una consigna de posición deseada y, se coloca un obstáculo en medio de la trayectoria con la finalidad de observar la interacción de la pata al entrar en contacto con el medio. En la Figura 6.14 se muestra la gráfica de posición de la pata 2 y su respectiva fuerza de interacción. Se observan tres escalones de posición, y los tres escalones se presentan relativamente estables, haciendo la salvedad de no tomar en consideración el tiempo transcurrido entre $t =$

15 s a $t = 33$ s. Durante este tiempo, se procedió a variar el primer escalón quitando uno de los obstáculos utilizado para realizar el experimento. Esto sucedió antes del tiempo $t = 15$ s, pero como la pata ejercía una fuerza cercana a 500 N con el obstáculo, la tarea fue dificultosa, y se presenta como una perturbación en la medida, hasta el tiempo $t = 33$ s. Durante este período se nota que la posición de la pata oscila en la posición establecida antes de la perturbación ($q_m = -383$ mm) tratando de adecuarse al medio de contacto.

Al inicio de los otros dos escalones se observa que el sistema es subamortiguado, exhibiendo la respuesta típica de un sistema de segundo orden, y que rápidamente alcanza la consigna final de posición. La perturbación al momento de retirar el obstáculo para llegar al tercer escalón es poco apreciable en comparación con el paso del primero al segundo. Esto es debido a que la fuerza de contacto es menor y las condiciones del experimento fueron más adecuadas para retirar el obstáculo.

En la Figura 6.15 se muestra el comportamiento dinámico del error, observándose con claridad los tres escalones establecidos en el experimento, debido a que la velocidad del error tiende a ser nula. En el primer escalón se nota que existe una perturbación externa y que el controlador trata de estabilizar el sistema. Durante la transición de un escalón a otro, la velocidad del error aumenta considerablemente (velocidad máxima en la que se mueve la articulación prismática) hasta que logra realizar contacto con el obstáculo. Como ha sido indicado anteriormente, las constantes que conforman la impedancia deseada utilizada para este experimento son bajas, pero son suficientes para obtener respuestas aceptables. Por lo que es preciso decir que, ajustando las constantes a valores altos, se obtendrá una alta precisión en el posicionamiento con alta disipación de energía acorde a las características de ROBOCLIMBER. Se utilizaron valores bajos en las constantes que ajustan la impedancia para poder realizar la experiencia con diferentes obstáculos, de no ser así, era imposible retirar un obstáculo para acceder al siguiente escalón.

6.6.2 Control paralelo fuerza/posición

El esquema del controlador paralelo fuerza/posición propuesto que se va a evaluar en este apartado, se corresponde al mostrado en la Figura 5.9. Como se indica en dicho esquema se plantean simultáneamente una referencia de posición y una de fuerza. En esta ocasión el control fue implementado simultáneamente sobre las cuatro patas del robot en el espacio articular. Esto es debido a que las patas del robot tienen una configuración cilíndrica y la fuerza es medida sólo en el eje vertical.

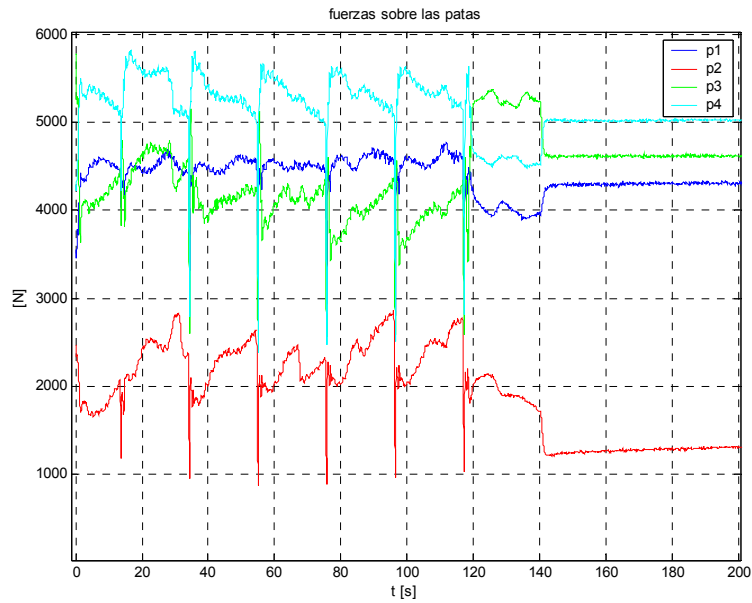


Figura 6.16 Percepción de fuerzas en las patas durante un control fuerza/posición.

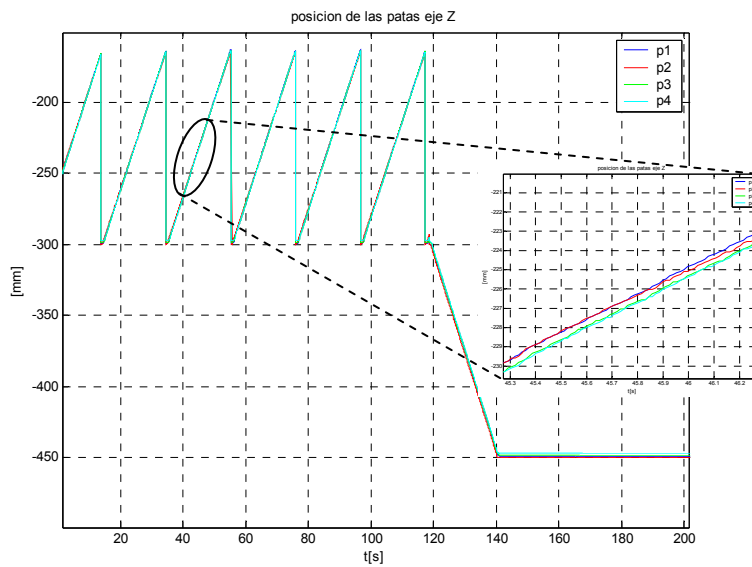


Figura 6.17 Posicionamiento de las patas durante un control fuerza/posición.

Para este experimento, el error de las fuerzas es convertido a consignas de velocidad a través de una rigidez deseada, la cual es una relación particular de la impedancia, y que en el error de posición en el lazo externo se ajusta experimentalmente con la finalidad de que interactúe adecuadamente con las fuerzas medidas. En este caso se introduce al controlador de movimientos de precisión una consigna de velocidad. Con esto se pretende tener un control de adaptación al medio “engañando” al microcontrolador de posición con comandos de velocidad que son función de la posición de salida y de la fuerza de contacto con el suelo.

Se definen las fuerzas deseadas de mayor valor (y diferentes en cada pata) que las expuestas en la sección anterior, debido a que el peso del robot resulta una fuerza permanente en el sistema (en caso contrario el robot caería al suelo instantáneamente). La matriz de elasticidad se define con valores bajos a fin de observar un comportamiento acentuado en el posicionamiento del robot. El comportamiento de las fuerzas de interacción y el desplazamiento de las cuatro patas del robot se aprecian en la Figura 6.16 y en la Figura 6.17, respectivamente.

Cada pata actúa independientemente de la otra, pero con la misma consigna de posición deseada $x_d = -450 \text{ mm}$ para cada una. Valores bajos en la matriz de elasticidad hacen que el robot se comporte como un resorte, esto se puede apreciar en la Figura 6.17. Además, influye el que no se emplee una matriz de amortiguamiento, lo que da lugar a que el robot no sustente la carga adicional (debido a que el peso del robot ya es una carga intrínseca) colocada encima del robot, que fue de 1600 N, aproximadamente. Al momento de colocar la carga externa al robot, este inicia el descenso de su cuerpo hasta casi alcanzar el suelo, esto lo hace a una velocidad de 6.75 mm/s, aproximadamente. Esta velocidad es proporcional a la carga colocada sobre el robot.

Los datos para este experimento fueron adquiridos desde el instante en que la carga exterior era añadida. En el recuadro de la Figura 6.17 se muestra que las variaciones de las patas son muy parecidas, pero distintas debido a que se controlan independientemente cada una de ellas.

Cuando el robot deba soportar cargas más grandes, la matriz de elasticidad deberá tener valores más altos. Por ejemplo, cuando se instale sobre el cuerpo del robot la maquinaria necesaria para realizar los procesos de taladrado para la consolidación de las laderas de montañas. Además de ser una carga pesada, es una carga variable porque los cilindros utilizados para taladrar el agujero son dejados dentro de él, lo que hace indispensable un comportamiento activo de acomodación del robot hacia la pared de la montaña. En este caso se hace necesaria una buena implementación de un control que incluya la realimentación de fuerza. También, es posible utilizar un

control de impedancia en lazo de las fuerzas en lugar de solo de un control de rigidez o de elasticidad.

6.6.3 Control de fuerza para la estabilización de la postura de ROBOCLIMBER

Para esta evaluación experimental se utiliza directamente el ZMP en el lazo externo de control, así como también se utiliza un lazo externo de posición. El controlador utilizado para realizar los experimentos se corresponde al de la Figura 5.10.

Para este caso el ZMP se establece como un punto extendido del centro de presión del robot, es decir, el ZMP está extendido a una zona o franja de estabilización para realizar el control. Esta estrategia sitúa el algoritmo de control en el espacio de las articulaciones prismáticas ortogonales al plano lateral del cuerpo del robot. El ZMP debe ser calculado constantemente con la finalidad de mantenerlo dentro de la zona establecida como zona de estabilidad, siendo esta,

$$\mathbf{ZMP} - \Delta_{\mathbf{ZMP}} \leq \mathbf{ZMP}_e \leq \mathbf{ZMP} + \Delta_{\mathbf{ZMP}} \quad (6.3)$$

donde,

$$\mathbf{ZMP} = \begin{bmatrix} \mathbf{ZMP}_{trans} & \mathbf{ZMP}_{sag} \end{bmatrix}^T \quad \Delta_{\mathbf{ZMP}} = \begin{bmatrix} \Delta_{\mathbf{ZMP}(trans)} & \Delta_{\mathbf{ZMP}(sag)} \end{bmatrix} \quad (6.4)$$

La estrategia para la realización del experimento es colocar el robot con las patas verticales desplazadas 500 mm , luego se coloca una carga sobre la parte frontal del robot, con lo que esto hace que el ZMP se salga de la zona de estabilidad, y al mismo tiempo, el robot realiza un cabeceo. Cuando la carga es retirada, el robot debe adoptar la postura original tratando de llevar al ZMP al interior de la zona estable. Todo esto se realiza con el robot adoptando una postura estáticamente estable. Para poder realizar el experimento se hace muy sensible el lazo externo del ZMP para que realice cabeceos acentuados, para luego observar como es capaz el algoritmo de control de llevar al robot a una postura de estabilidad, después de haberlo colocado en una postura inusual. Todas las constantes fueron ajustadas experimentalmente y han sido probadas en distintas posiciones de las patas.

La Figura 6.18 muestra el desplazamiento de las patas del robot durante la ejecución del experimento. Luego de la zona marcada con "I" se introduce la primera perturbación, donde, las patas 1 y 2 (delanteras) se contraen y las patas 3 y 4 (traseras) se prolongan inclinando el frente del robot hacia el suelo. Luego el robot intenta regresar a su posición inicial.

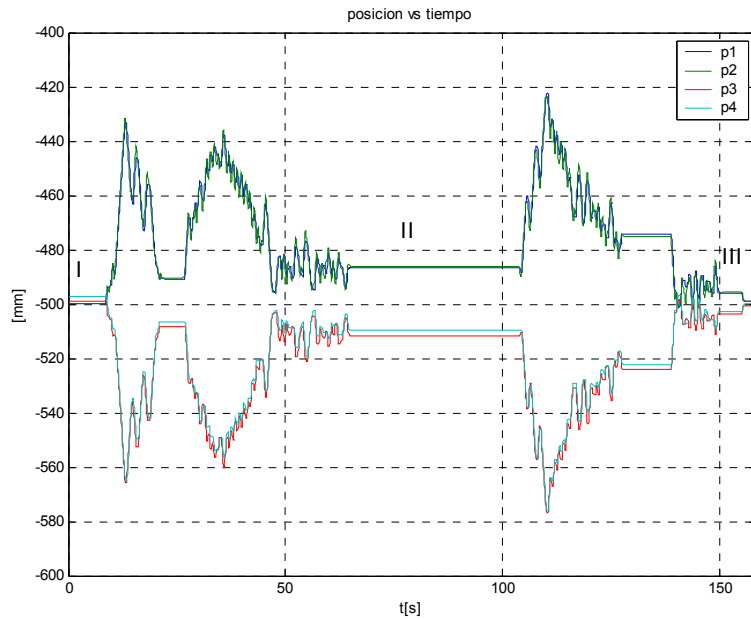


Figura 6.18 Posición de las patas del robot durante la ejecución del experimento.

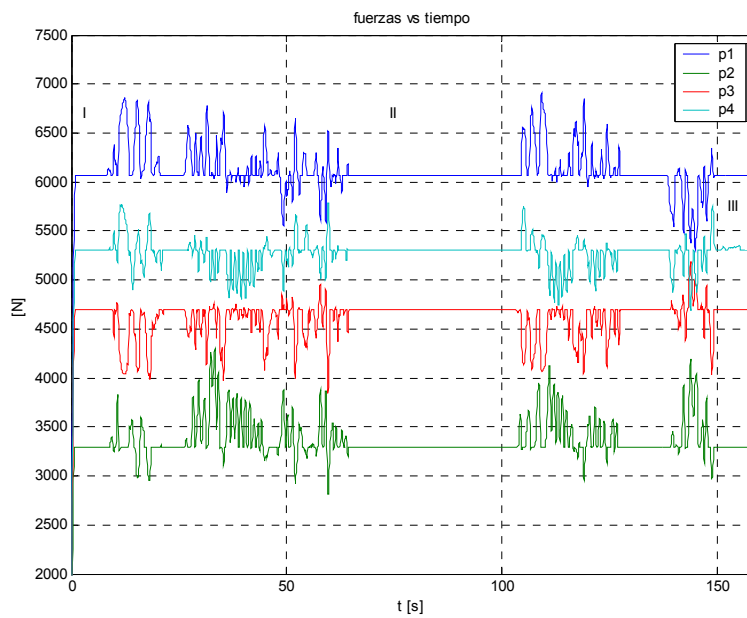


Figura 6.19 Fuerzas verticales en cada pata.

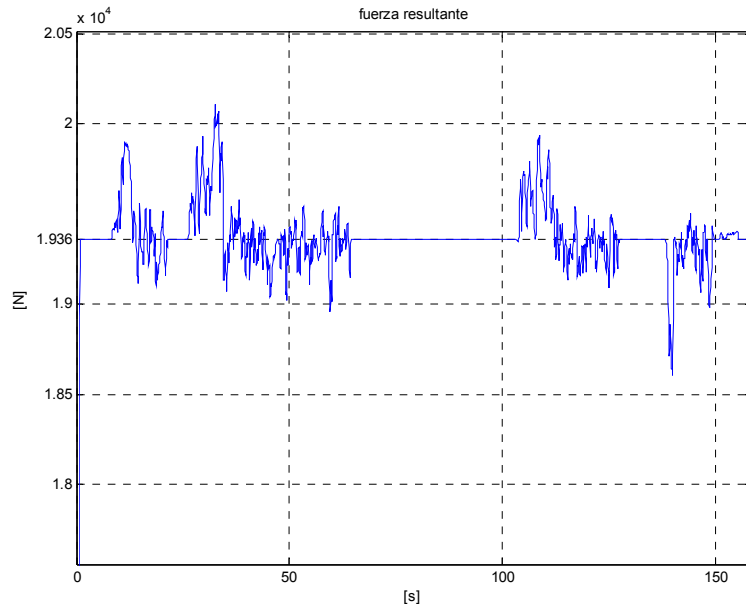


Figura 6.20 Fuerza total de reacción que actúa en el ZMP.

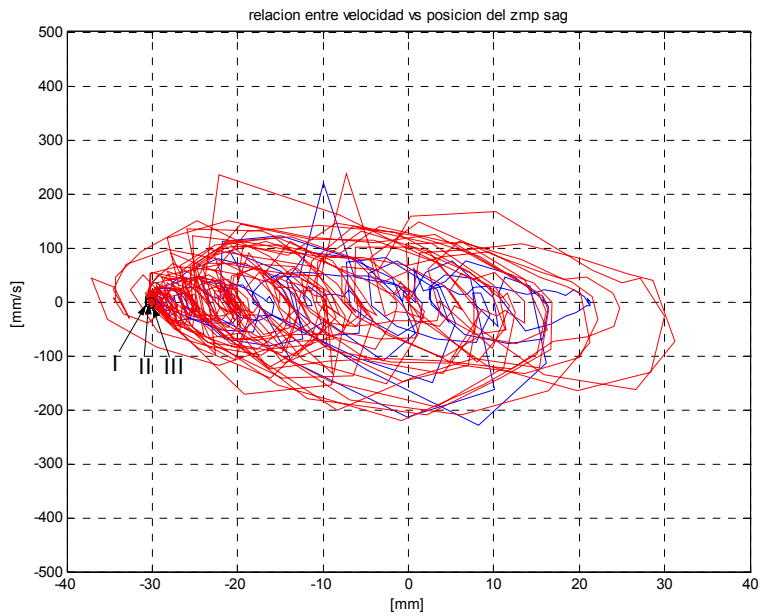


Figura 6.21 Comportamiento del ZMP en el plano sagital.

Es importante señalar que en cada caso en que el ZMP está dentro de la zona de equilibrio, la distribución de las fuerzas sobre las patas del robot se estabiliza, entregando una fuerza de reacción de 19360 N (1973 Kg.) que resulta ser, exactamente, el peso del robot (ver Figura 6.20). Por otro lado, las fuerzas verticales, en cada pata, logran alcanzar la misma distribución de fuerzas después de haber finalizado la perturbación del ZMP (Figura 6.19). Esto es un resultado muy interesante, ya que controlando el ZMP dentro de una banda estrecha llamada zona de estabilidad, también se consigue que la distribución de las fuerzas verticales sean las mismas para cada pata (o al menos muy cercanas) a las del inicio de la tarea.

En la Figura 6.21 se presenta el comportamiento del ZMP sobre el plano sagital. Esto es debido a que en ese plano el robot realiza el cabeceo, por lo que el desplazamiento del ZMP en el plano transversal es poco apreciable. En la misma figura se marca con la numeración I, II y III para denotar que el ZMP (en el plano sagital) regresa a su posición de estabilidad una vez el algoritmo de control haya devuelto al robot a una postura estable.

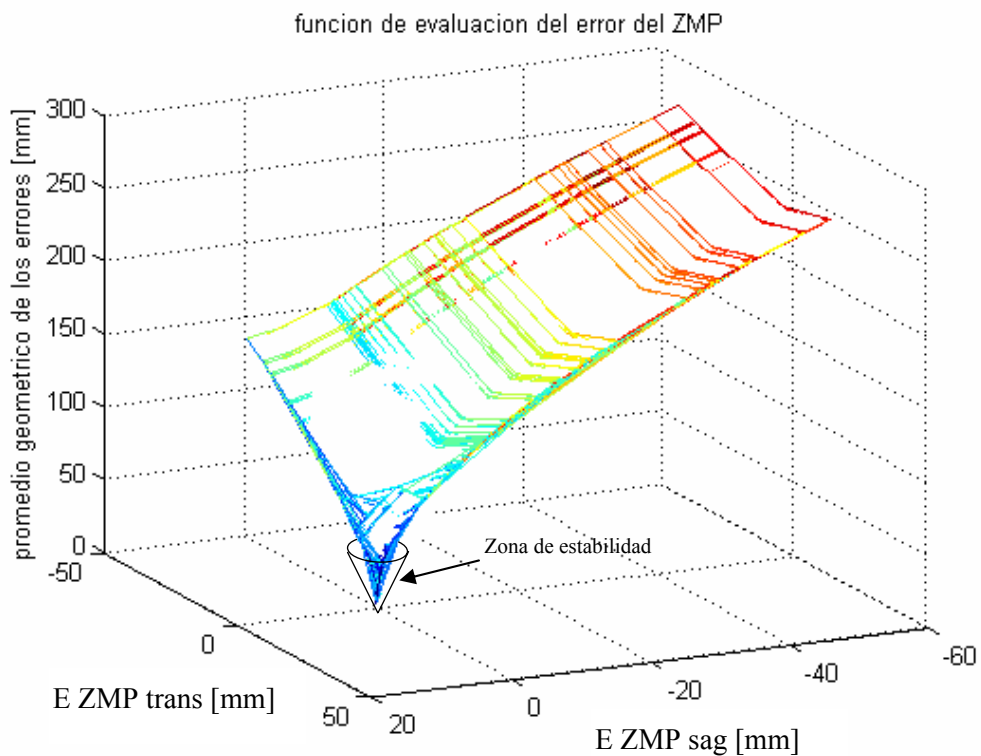


Figura 6.22 Comportamiento del error del ZMP.

El comportamiento del error del ZMP en ambos planos, el transversal y el sagital se muestra en la Figura 6.22. Se aprecia con claridad que el algoritmo de control busca la zona descrita como estable, para la ubicación del ZMP. Además, se puede apreciar, en la misma figura, que el ZMP alcanza una sección de la zona de estabilidad con dimensiones muy pequeñas, provocando a su vez que la distribución de las fuerzas sobre las patas del robot sea similar a cuando el robot adopta una postura estáticamente estable.

6.6.4 Control de la distribución de fuerzas en ROBOCLIMBER

Presentamos a continuación, otro tipo de experimento con características similares al explicado anteriormente. Se trata de hacer, en este caso, que el robot se mueva como una plataforma de elevación alterando el desplazamiento del ZMP. Con ello se trata de que el robot pueda tener un control del desplazamiento del cuerpo, controlando la excursión del ZMP. Por ejemplo, es posible mover positivamente el ZMP en el plano sagital para hacer que el robot descienda y viceversa, mover el ZMP negativamente en el mismo plano para que el robot se eleve. Por lo que de manera implícita, se tiene un control de movimiento en el eje Z, controlando la distribución de fuerzas en las patas del robot.

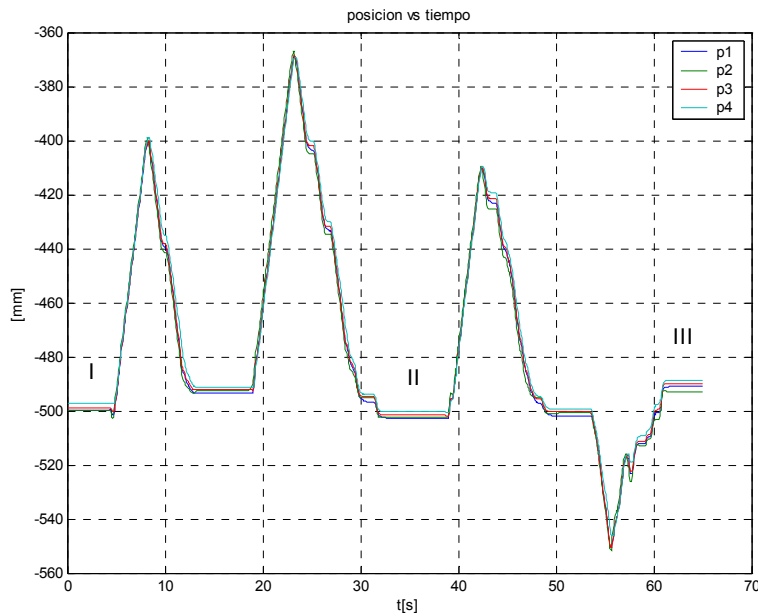


Figura 6.23 Posición de las patas del robot cuando es movido como una plataforma de elevación bajo control de fuerza.

La posición de las patas del robot en este experimento se muestra en la Figura 6.23. Las primeras tres crestas de la gráfica indican que el robot ha descendido hasta 150 mm al haber desplazado el ZMP sagital en la dirección positiva de movimiento. Hay que destacar que las trayectorias de las patas son prácticamente idénticas, por lo que se produce un movimiento global de elevación o descenso muy “limpio” (el propio control de fuerza al distribuir los esfuerzos entre las patas proporciona a cada una la “energía suficiente” para su movimiento, y por lo tanto se vencen los posibles rozamientos y las tensiones internas, y se consigue un movimiento suave).

Cada una de las patas del robot es controlada en el espacio articular en lo que respecta a los lazos interno y externo de posición. El lazo externo que involucra al ZMP es utilizado como una sola consigna para todas las patas (refiérase a la Figura 5.10). El desplazamiento positivo del ZMP se logra colocando una masa o aplicando una fuerza sobre la parte frontal del robot. Esta fuerza puede estar en el orden de los 300 N, aproximadamente, como valor mínimo según los experimentos realizados. El valor mínimo o valle que se muestra en la Figura 6.23 se logra desplazando el ZMP en sentido negativo. Esto se consigue colocando una masa en la parte posterior de robot o bien, aplicando una fuerza en sentido contrario a la dirección de la gravedad en la parte frontal del robot.

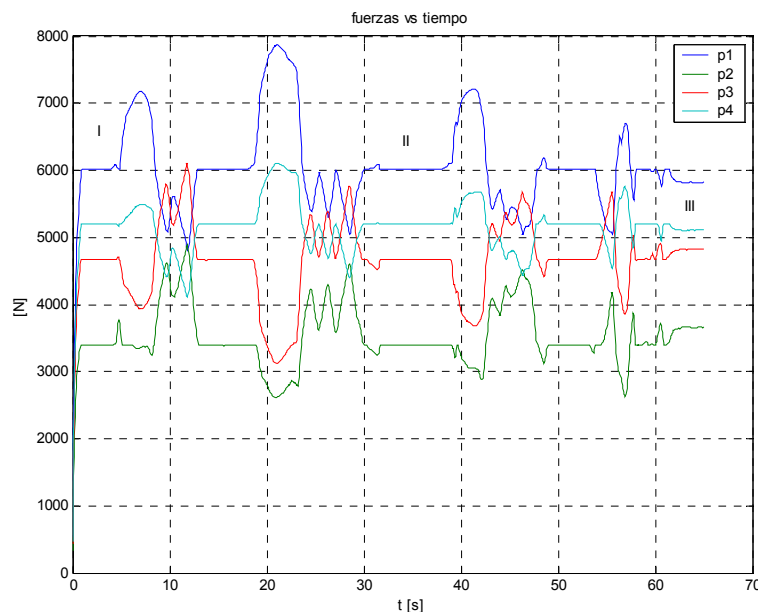


Figura 6.24 Medidas de las fuerzas verticales de las patas durante el movimiento ascendente y descendente del robot.

En la Figura 6.24 se muestran las fuerzas medidas sobre las patas del robot, mientras realiza desplazamientos de descenso y de elevación, controlados por el desplazamiento del ZMP en el plano sagital.

En dicha figura, se pueden notar los efectos de la distribución de las fuerzas en las patas de ROBOCLIMBER, en el momento que el robot está estable, durante la aplicación de la fuerza externa, y mientras el robot retorna a su posición original, debido a la liberación de la fuerza exterior. En esta última etapa, en la que el robot va en búsqueda de su posición inicial, debido a que la fuerza exterior es cero, ocurren efectos transitorios en las fuerzas. Esto es, el robot se empieza a acomodar para ubicar el ZMP en la zona de estabilidad y, por ende, tiende a que la distribución de las fuerzas al final del proceso sea la misma que al inicio de la fase de experimentación. La conclusión más importante de este resultado, es que controlando el desplazamiento del ZMP, se controla la distribución de las fuerzas en el robot.

Capítulo 7

Conclusiones, aportaciones y trabajos futuros

7.1 Conclusiones

Los horizontes de aplicación de los robots caminantes, se están ampliando, y esto requiere resolver diversos problemas, teóricos y de índole práctica, que dificultan su empleo y ponen barreras a su difusión. Uno de los aspectos más característicos de los robots caminantes, es que, para su desplazamiento, abren y cierran sus múltiples cadenas cinemáticas de forma continuada, lo que implica frecuentes interacciones con el terreno sobre el que se desplazan y con su entorno. Es por ello, que entre los diversos problemas planteados, hay uno de particular interés: el perfeccionamiento de los sistemas de control mediante el empleo de nuevas estrategias que permitan controlar de forma deseada la interacción del robot caminante con el entorno. Otro problema importante, la mejora de su estabilidad, puede resultar muy beneficiado del control de dicha interacción. Para contribuir a la solución de estos problemas se ha propuesto, en esta memoria, el empleo de estrategias de control de fuerza.

Así pues, esta Tesis Doctoral se ha centrado en la realización de investigaciones en el campo de la robótica, y más concretamente en el análisis, diseño y evaluación de estrategias de control de fuerza y su aplicación a los robots caminantes. Entre otras ventajas potenciales que ofrece la incorporación de sistemas de control de fuerza en robots caminantes, se pueden destacar como las más significativas: evitar el riesgo de deslizamiento en los pies, mejora de la estabilidad mediante el control de la distribución de las fuerzas en las patas, disminución de la influencia de

perturbaciones externas o internas (incluyendo errores de modelado), mejor adaptación al entorno, conseguir movimientos suaves (acomodaticios) del robot, evitar vibraciones innecesarias en la estructura mecánica, y optimizar el consumo de energía para hacer a los robots más autónomos.

Entre los diversos tipos de robots caminantes posibles, se ha afrontado el problema del control de fuerza en dos casos de especial interés: robots humanoides y robots cuadrúpedos, que presentan problemáticas diferenciadas, y también algunos elementos comunes. En la tesis se investigan y proponen nuevas estrategias de control de fuerza para estos tipos de robots caminantes, lo que involucra el diseño de sensores de fuerza específicos. Los algoritmos de control propuestos aportan nuevas soluciones al problema del control de fuerza de las máquinas caminantes, que son de especial interés cuando éstas se desplazan por terreno irregular o están sometidas a perturbaciones. Se han seleccionado un robot humanoide que emplea accionamientos lineales y no lineales, y un robot cuadrúpedo de grandes dimensiones, como candidatos para realizar la parte de implementación de algoritmos y de evaluación experimental. Sobre las dos plataformas seleccionadas, se han llevado a cabo numerosos experimentos con la finalidad de verificar el grado de consecución de los objetivos propuestos, con resultados muy satisfactorios.

7.1.1 Sobre el robot humanoide SILO2

Después de muchos años de investigaciones y de una importante actividad en esta área de la robótica a nivel internacional, la posibilidad de utilizar robots humanoides en aplicaciones prácticas está llegando a ser cada vez más factible, y las perspectivas hacia el futuro son muy prometedoras. Por otro lado, aunque se desea que los robots humanoides vayan teniendo alguna autonomía, de manera que puedan desplegar todas sus capacidades intrínsecas para realizar tareas “como robots”, el estado actual de las investigaciones en esta área aún están lejos de alcanzar esa meta. Mejorar el funcionamiento global de los robots humanoides de manera que, en un futuro próximo, se pueda facilitar su uso común en múltiples aplicaciones requiere, en nuestra opinión, y entre otras materias relevantes, que puedan trabajar durante un período largo de tiempo, consumiendo poca energía y sin perder sus habilidades cinemáticas. Es por ello que se propone considerar, en detalle, la eficiencia de los mecanismos de actuación al diseñar los robots humanoides, lo que incluso se torna más importante si se emplean fuentes de energía limitadas, como por ejemplo baterías.

Una aportación interesante por parte de los investigadores del Instituto de Automática Industrial del CSIC, al problema que acabamos de señalar, es la creación del mecanismo SMART, un actuador no lineal que posee algunas propiedades de los actuadores cuasi-resonantes, diseñado especialmente para facilitar algunos aspectos de la locomoción bípeda. Debido a que con el uso de este tipo de actuador se reduce el consumo de energía, sin sacrificar la velocidad de salida en la zona media de su recorrido, resulta posible utilizar motores más pequeños. Esto se traduce en que se posee un sistema eficiente desde el punto de vista energético, y en que se reducen los costes, puesto que es posible la utilización de dispositivos (motores) de menor tamaño.

Con la implementación de sensores de fuerza en el mecanismo SMART, se ha dotado de un grado de reacción a este mecanismo, es decir, se lo hace sensible a fuerzas externas, las cuales pueden ser aprovechadas para mejorar el control y la estabilidad del robot SILO2. Con esta sensibilidad extra, y la aplicación de estrategias de fusión sensorial, ha sido posible comprobar las propiedades (previstas teóricamente) de este accionamiento, y se puede, además, obtener en tiempo real los pares ejercidos (medidos de manera indirecta) en la salida de la articulación.

Han sido implementadas estrategias de control de fuerza en las articulaciones del SILO2 que son accionadas por SMART, permitiendo que los eslabones, en este caso pie y pierna, interactúen con el entorno acomodándose suavemente al mismo. Igualmente se ha controlado de forma eficaz el pie realizando una tarea de acomodación sobre una pletina flexible, al adaptarse la impedancia deseada de la articulación a la lámina flexible. Esto hace que el SILO2 pueda interactuar con cualquier tipo de terreno, y acomodarse a sus características mecánicas.

El control de la estabilidad propuesto para el robot SILO2 en el plano lateral utilizando solo la realimentación de las fuerzas de las caderas laterales ha sido implementado satisfactoriamente. Con esta estrategia de control se consigue que bajo la presencia de fuerzas externas en el plano lateral, el SILO2 permanezca equilibrado a pesar de desplazarse en la dirección de la fuerza, de tal manera que cuando la fuerza externa deja de actuar, el robot vuelve a su posición de descanso. Esto presenta la ventaja adicional de que los pares ejercidos en las articulaciones de los tobillos laterales disminuyen considerablemente en comparación con el control clásico de posición, en donde estos pares resultan muy altos bajo efectos de cargas laterales.

Se puede concluir asimismo, que al implementar sensores de fuerza en los accionamientos no lineales SMART, la característica intrínseca (no lineal) no constituye una dificultad importante para el control global del robot, debido a que la

relación que existe entre la fuerza medida o el par de salida con respecto al ángulo de salida de la articulación, presenta un comportamiento prácticamente lineal. Esto a su vez, dota al robot bípedo de un comportamiento tal que se puede adecuar e interactuar de manera directa con el entorno, e incluso a adoptar posturas estáticamente estables mientras está sometido a perturbaciones externas.

7.1.2 Sobre el robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER

ROBOCLIMBER, un robot cuadrúpedo caminante y escalador, de grandes dimensiones, accionado hidráulicamente, diseñado para poder escalar laderas de montañas, ha sido dotado de sensores de fuerza en sus patas. Con ello se ha conseguido que el robot pueda percibir el contacto pie-suelo directamente, y que se controle de forma deseada su interacción con el mismo, midiendo las fuerzas de contacto en tiempo real y con alta fiabilidad.

Con la realimentación de las fuerzas de los pies, ROBOCLIMBER puede detectar diferentes tipos y niveles de obstáculos. Se ha evaluado experimentalmente esta situación colocando obstáculos de madera, pletinas flexibles e incluso partes del cuerpo humano. Esto demuestra, que a pesar de que este robot tenga grandes dimensiones, y que los actuadores hidráulicos puedan desplazar cargas de más de 5000 Kg., el robot es capaz de realizar una tarea de manera “delicada”.

En un modo de caminar discontinuo de dos fases para un robot de cuatro patas, ROBOCLIMBER, se realiza la medición en tiempo real del ZMP, y se proponen algoritmos de control para disminuir el error que existe entre el ZMP y el centro de gravedad. Debido a que el peso de las patas de la máquina no se puede despreciar, el centro de gravedad del robot se desplaza durante la locomoción (en el plano transversal y en el sagital). En esta memoria se propone acercar el ZMP al centro de gravedad mediante la modificación de la altura de la pata que se encuentra en oposición a la que está en fase de transferencia.

Otras estrategias de control de fuerza han sido satisfactoriamente implementadas y evaluadas experimentalmente en el robot cuadrúpedo, cuando se halla en una postura estáticamente estable, sometido a perturbaciones externas. En estas condiciones, el algoritmo de control que emplea realimentación directa del ZMP, se ha mostrado muy eficaz, y es posible mover el robot hacia arriba y hacia abajo, y realizar movimientos de cabeceo bajo la influencia de una carga externa moderada aplicada en uno de sus extremos, anterior o posterior. En este caso, se controla el desplazamiento del ZMP, y al aplicar una fuerza exterior, el ZMP es desplazado y el

robot se mueve hacia esa dirección; cuando la fuerza externa es retirada el robot retoma la postura original, llevando al ZMP a su posición de equilibrio. En este momento, la distribución de las fuerzas del robot es la misma que antes de realizar la perturbación. Como consecuencia de esta metodología, se logra, de forma implícita, una distribución de fuerzas deseadas con sólo la medida del valor del ZMP.

Se ha diseñado e implementado un control de impedancia en la articulación prismática ortogonal al plano lateral del robot. Esta articulación es capaz de regular la relación dinámica que existe entre la interacción de la pata con el suelo. Con ello la pata está preparada para adaptarse al suelo ya sea plano o irregular, provocando un acomodamiento posterior del cuerpo del robot durante la realización de un modo de caminar. En las experimentaciones se realizaron pruebas con impedancias relativamente bajas para poder observar fácilmente el comportamiento que provocaba la pata en el momento del contacto con el suelo.

De manera general, se puede concluir, al terminar la fase de experimentación con el robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER, que al implementar sensores de fuerza en los pies, es posible realizar algoritmos de control de fuerza sobre un robot de grandes dimensiones, de tal manera que interactúe de una manera “afable” con su entorno. A su vez, resulta posible que el robot sea capaz de adaptarse a un terreno irregular, manteniendo una estabilidad durante la locomoción, buscando disminuir el error entre el ZMP y el centro de gravedad.

7.2 Aportaciones

Las aportaciones originales de esta Tesis Doctoral se resumen en los siguientes puntos:

- Se ha demostrado que los accionamientos SMART, al ser instrumentados con sensores de fuerza, ofrecen un comportamiento lineal entre el par en la articulación de salida y el ángulo de salida, lo que posibilita la implementación de estrategias de control de fuerza de forma natural, y se compensa, al mismo tiempo, el incremento en complejidad al sistema que supondría, en otro caso, su empleo como actuadores en robots humanoides.
- Se ha ampliado la capacidad de reacción de los robots humanoides mediante el diseño de sistemas de control de fuerza adicionales al lazo de control que emplea la medida del ZMP, mejorando la capacidad de respuesta frente a

perturbaciones y solventando algunos problemas que surgen cuando se emplea solamente el ZMP como argumento para la estabilidad.

- Se han diseñado diversas estrategias de control de impedancia y de control de fuerza/posición para robots humanoides, y se han evaluado experimentalmente en el robot SILO2.
- Se ha propuesto una nueva estrategia de control de fuerza para la estabilidad del robot SILO2 en el plano lateral, utilizando solo la realimentación de las fuerzas de las caderas laterales, lo que ha sido llevado a la práctica satisfactoriamente.
- Se ha demostrado que es posible realizar un mapa del ZMP con las mediciones de fuerza en los mecanismos SMART de las caderas (para el plano lateral), y con los de los tobillos y rodillas (para el plano sagital).
- Se ha dotado de sensibilidad a los pies de ROBOCLIMBER para la detección de fuerzas de contacto frente a diferentes obstáculos, ya sean rígidos o flexibles.
- Se ha propuesto un nuevo algoritmo de control para disminuir el error que existe entre el ZMP y el centro de gravedad, en un modo de caminar discontinuo de dos fases para robots cuadrúpedos, y se ha validado experimentalmente sobre ROBOCLIMBER.
- Se ha propuesto un nuevo algoritmo de control para robots cuadrúpedos, que emplea realimentación directa del ZMP. Como consecuencia, se logra, de forma implícita, una distribución de fuerzas deseadas con sólo la medida del valor del ZMP.
- Se ha diseñado un nuevo sistema de control de impedancia para robots cuadrúpedos, capaz de regular la relación dinámica que existe entre la interacción de la pata con el suelo. Con ello la pata está preparada para adaptarse al suelo ya sea plano o irregular, provocando un acomodamiento posterior del cuerpo del robot durante la realización de un modo de caminar. Este sistema de control ha sido evaluado satisfactoriamente en ROBOCLIMBER.

7.3 Trabajos futuros

A tenor de los resultados obtenidos en esta Tesis Doctoral, se proponen algunos trabajos futuros que pueden dar continuidad a las investigaciones ya emprendidas:

- Implementar modos de caminar que empleen la fuerza de interacción del contacto de los pies con suelo, para que la estructura del robot humanoide no reciba un impacto directo, al mismo tiempo que los pies del robot se acomoden con suavidad al suelo. Esto daría como resultado un movimiento de locomoción parecido al caminar humano.
- Realizar una fusión sensorial con los sensores del ZMP y los sensores de fuerza implementados en SMART, y combinarlos con los errores de posición de las articulaciones con la finalidad de mejorar la estabilidad de los robots humanoides, durante el seguimiento de una trayectoria o cuando está sometido a perturbaciones externas en todas las direcciones.
- Implementar durante la locomoción una estrategia de estabilidad en donde el ZMP siga al desplazamiento del centro de gravedad de ROBOCLIMBER, al realizar la distribución de fuerzas necesarias efectuando desplazamientos de las articulaciones prismáticas ortogonales al plano lateral del robot o acomodando, gradualmente, el cuerpo en la dirección requerida.
- Realizar un control de suspensión activa durante el proceso de taladrado del nuevo prototipo ROBOCLIMBER II (proyecto FP6-2003-SME-1 016842) en las laderas de la montaña, para que la energía se disipe en los resortes virtuales de las patas y no en toda la estructura. Esto evitaría daños irreparables en el hardware y el sistema sensorial que lleva a bordo.

Apéndice A

El robot humanoide SILO2

A.1 Introducción

La construcción de robots bípedos se inició en la década de los '70, del siglo pasado, y fue liderada por el profesor Hirokazu Kato de la Universidad de Waseda en el marco de un proyecto en el Instituto de Robótica Humanoide, que cuenta con un centenar de investigadores. El primer robot humanoide que crearon fue el Wabot-1, en el año 1973. El siguiente robot humanoide del profesor Kato surgió en el año 1984, el Wabot-2. Tras este robot, y durante unos cuantos años más, no sucedió gran cosa en el mundo de los robots humanoides.

Por el contrario, en los últimos diez años se ha registrado una explosión de trabajos acerca de los robots humanoides en diferentes universidades e institutos de investigación en el mundo.

El robot humanoide SILO2 (acrónimo de Sistema Locomotor de 2 patas) se ha desarrollado en el Instituto de Automática Industrial del Consejo Superior de Investigaciones Científicas (IAI-CSIC), con la finalidad de servir de plataforma experimental para implementar y comparar diferentes algoritmos de control para robots humanoides. El diseño mecánico del robot humanoide SILO2 cuenta con accionamientos no lineales, denominados SMART, acoplados a algunas articulaciones de la estructura mecánica. Esto tiene como objetivo principal la disminución del consumo de energía, con la finalidad de lograr un grado de autonomía “suficiente” del robot. Evidentemente, el empleo de accionamientos no lineales resulta una ventaja con relación al empleo en las articulaciones de

accionamientos clásicos, pero al mismo tiempo, presenta una desventaja intrínseca que es la propia relación no lineal que existe entre la entrada y la salida del accionamiento SMART.

En el robot humanoide SILO2 (véase la Figura A.1) se encuentran implementados seis accionamientos SMART, uno para cada tobillo (en el plano sagital), otro para cada rodilla (en el plano sagital) y otro para cada cadera (en el plano lateral).

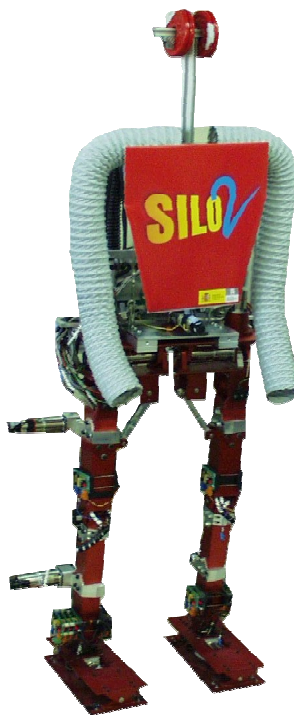


Figura A.1 Robot humanoide SILO2.

En este primer prototipo de SILO2 no se han empleado más mecanismos SMART, debido a que este mecanismo ocupa un espacio considerable y esto dificulta el diseño mecánico. No obstante, por la experiencia alcanzada hasta la fecha, y para los diseños posteriores, se tendrán en cuenta para ser aplicados en las articulaciones de los tobillos (plano lateral) y de las caderas (plano sagital), así como en los brazos. Con esto se podrán evitar los altos pares en los tobillos durante la fase de apoyo monopodal, y los altos pares en las caderas durante la transferencia de una pierna o en el movimiento de avance del cuerpo.

A.2 Descripción del sistema

El robot humanoide SILO2 se diseñó para experimentar algoritmos de modos de caminar en un robot que posee simultáneamente actuadores lineales y no lineales. En el diseño del robot SILO2 interviene no solamente el diseño mecánico, que exige, entre otras cosas, el desarrollo de una estructura ligera y resistente, sino también el diseño de la arquitectura electrónica, de tal manera que se posibilite realizar un control apropiado de todo el sistema en tiempo real. La arquitectura electrónica debe poseer una alta relación señal/ruido en los amplificadores que recogen las señales de los sensores, una elevada capacidad de procesamiento en la adquisición de datos, y la modularidad necesaria para ampliar el sistema, entre otras.

A.2.1 Estructura mecánica

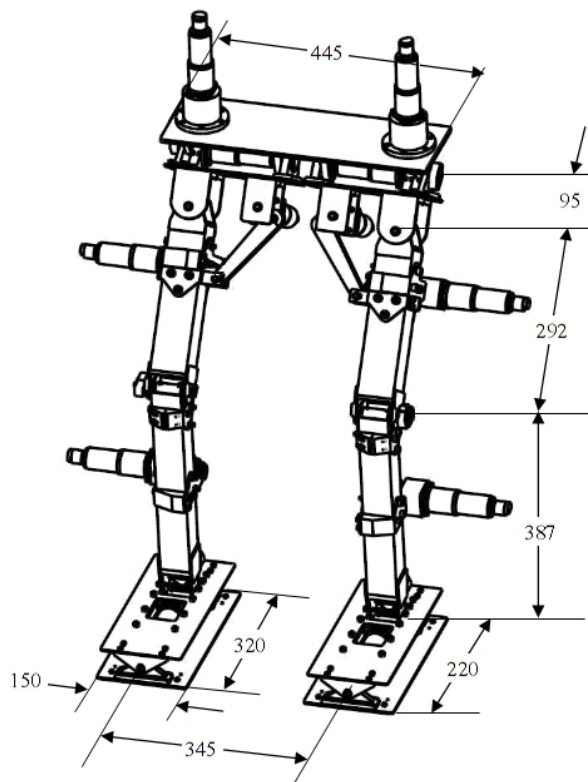


Figura A.2 Dimensiones de la cadena cinemática que forman las piernas del SILO2.

Debido a que la evaluación experimental presentada en esta memoria se ha basado en la cadena cinemática de las extremidades inferiores del SILO2, sólo se muestran las principales dimensiones de esta parte del robot (ver Figura A.2).

En la Tabla A.1 se muestran alguna de las características mecánicas de las doce articulaciones que conforman las extremidades inferiores del robot SILO2. Se señala el tipo de accionamiento utilizado, el intervalo de recorrido angular de cada articulación (ángulo de salida cuando el accionamiento SMART es utilizado), y la reducción del accionamiento (rango de reducción cuando se trata de SMART). La caja reductora de todos los servomotores utilizados es de 134:1 nominal.

Tabla A.1 Rango de operación de las articulaciones del SILO2.

Articulación	Accionamiento	Intervalo de recorrido angular de salida	Rango de reducción	
Cadera lateral	izquierda	SMART	$73.13^\circ \leq q_{cli} \leq 106.35^\circ$	(3.93)(134) $\rightarrow \infty$
	derecha	SMART	$-106.35^\circ \leq q_{cld} \leq -73.13^\circ$	(3.93)(134) $\rightarrow \infty$
Cadera transversal	izquierda	Clásico	$-180^\circ \leq q_{cti} \leq 15^\circ$	134
	derecha	Clásico	$-15^\circ \leq q_{ctd} \leq 180^\circ$	134
Cadera sagital	izquierda	Clásico	$-70^\circ \leq q_{csi} \leq 70^\circ$	134
	derecha	Clásico	$-70^\circ \leq q_{csd} \leq 70^\circ$	134
Rodilla sagital	izquierda	SMART	$-63.95^\circ \leq q_{rsi} \leq -3.37^\circ$	(1.94)(134) $\rightarrow \infty$
	derecha	SMART	$-63.95^\circ \leq q_{rsd} \leq -3.37^\circ$	(1.94)(134) $\rightarrow \infty$
Tobillo lateral	izquierda	Clásico	$-12^\circ \leq q_{tli} \leq 12^\circ$	134
	derecha	Clásico	$-12^\circ \leq q_{tld} \leq 12^\circ$	134
Tobillo sagital	izquierda	SMART	$-14.9^\circ \leq q_{tsi} \leq 20.2^\circ$	(3.14)(134) $\rightarrow \infty$
	derecha	SMART	$-14.9^\circ \leq q_{tsd} \leq 20.2^\circ$	(3.14)(134) $\rightarrow \infty$

A.2.2 Sistema sensorial

La cadena cinemática de las extremidades inferiores del SILO2 posee doce codificadores ópticos incrementales, uno en cada motor; diez medidores absolutos de ángulo rotatorio, para medir el ángulo de salida de las articulaciones, con excepción de las caderas transversales; ocho celdas de carga piezoeléctricas para

realizar el cálculo del ZMP; seis sensores de fuerza (con galgas extensiométricas) dispuestas en la biela de cada SMART; y doce sensores de corriente (uno para cada motor), con este sensor se estima el par proporcionado por el motor.

En la Figura A.3 se muestran un medidor rotatorio de ángulos absolutos y dos sensores de fuerza en el mecanismo SMART, los tres ubicados en las caderas laterales.

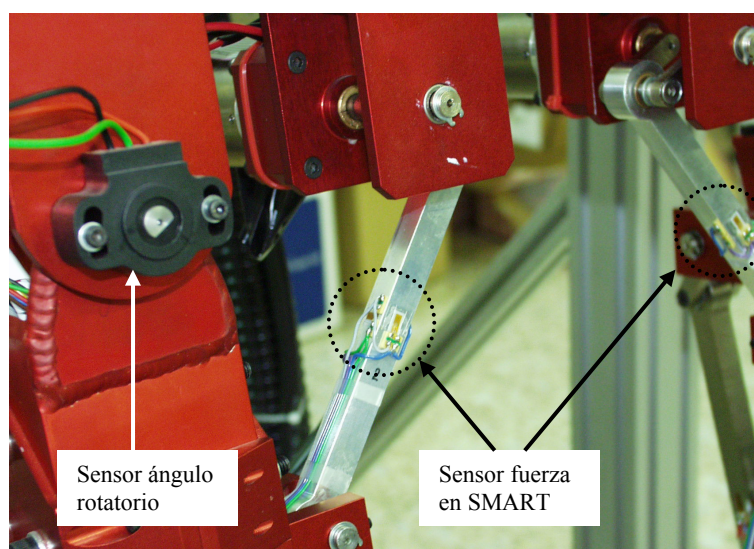


Figura A.3 Sensor rotatorio para la medición de ángulos absolutos y sensor de fuerza en SMART.

Otro de los sensores utilizados se muestra en la Figura A.4, se trata de las celdas de carga colocadas en la suela de cada pie del SILO2 (en la figura se presenta el pie izquierdo) para realizar los cálculos del ZMP. Se indican las distancias que existen entre cada sensor en el eje X y el eje Y (las distancias están en milímetros).

Los sensores para medir la corriente de cada motor se presentan en la Figura A.5. Cada tarjeta electrónica está formada por cuatro sensores de corriente de efecto Hall de alta precisión, con rango de medición de $(-5 \leq I_{(i)} \leq 5) A$ en régimen continuo. La salida está acondicionada con filtros activos pasabajos de cuarto orden y con rango de $(-5 \leq V_{sal(i)} \leq 5) V$, adecuado para ser admitido por la tarjeta de adquisición de datos. El retardo en el proceso de acondicionamiento de la señal es de, aproximadamente, unos 30 ms.

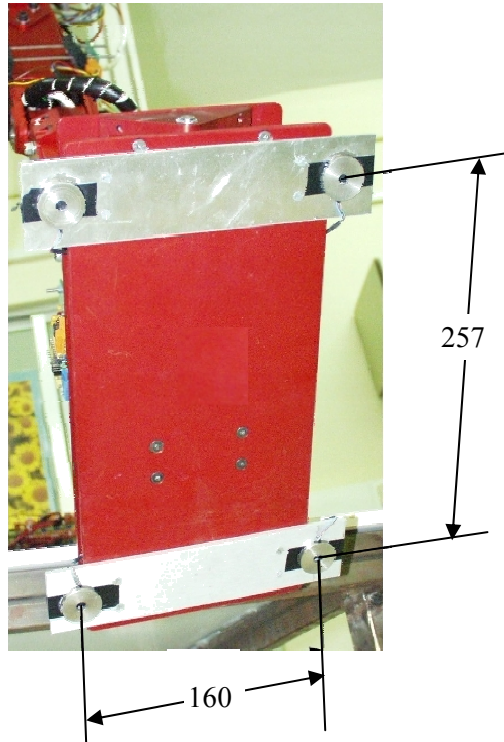


Figura A.4 Celdas de carga en la suela del pie izquierdo.

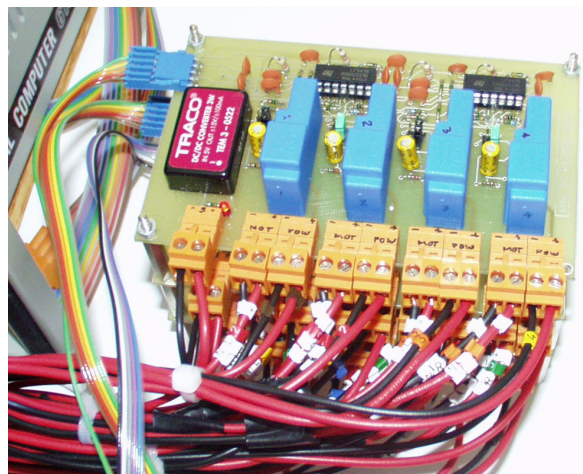


Figura A.5 Sensores de corriente.

Las señales provenientes de las celdas de carga (utilizadas para calcular el ZMP) y de los puentes completos de galgas extensiométricas, son acondicionadas por una tarjeta electrónica modular, diseñada para adaptar las salidas de todo tipo de transductores o sensores. Esta compuesta por un amplificador de instrumentación de alta ganancia, de bajo ruido, alta repetitividad y adecuado para trabajar con este tipo de transductores (ver Figura A.6).

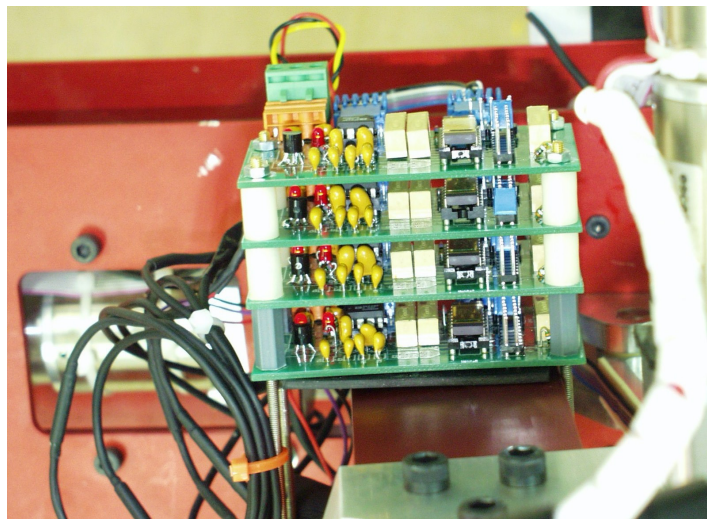


Figura A.6 Amplificador de instrumentación modular.

A.2.3 Sistema de control

El sistema de control del SILO2 utiliza un computador maestro basado en un microprocesador Pentium III a 700 MHz, y cuatro tarjetas de control/ADQ con dieciséis procesadores esclavos.

Los cuatro procesadores esclavos que posee cada tarjeta de control/ADQ son los microcontroladores de movimiento de precisión LM629. Estos microcontroladores poseen un regulador PID digital y un generador de trayectoria. El lazo de posición se cierra usando los codificadores ópticos incrementales que están en cada motor.

La tarjeta de control/ADQ también posee 16 canales de adquisición de datos analógicos de alta velocidad, 32 entradas digitales de un bit, 16 canales de salidas de un bit y cuatro puertos de salida PWM o de salida analógica de -10/+10 v. El procesador maestro es capaz de reconfigurar las conexiones de los procesadores esclavos con los puertos de salida PWM o analógico (según sea el caso). Esta

flexibilidad evita la sobrecarga del procesador maestro en aquellas tareas que pueden ser ejecutadas directamente por los procesadores esclavos. Por otro lado, es posible que el procesador maestro tome todo el control del sistema del robot aplicando alguna estrategia de control diferente al control PID que realizan los procesadores esclavos. En la Figura A.7 se muestra la tarjeta de control/ADQ

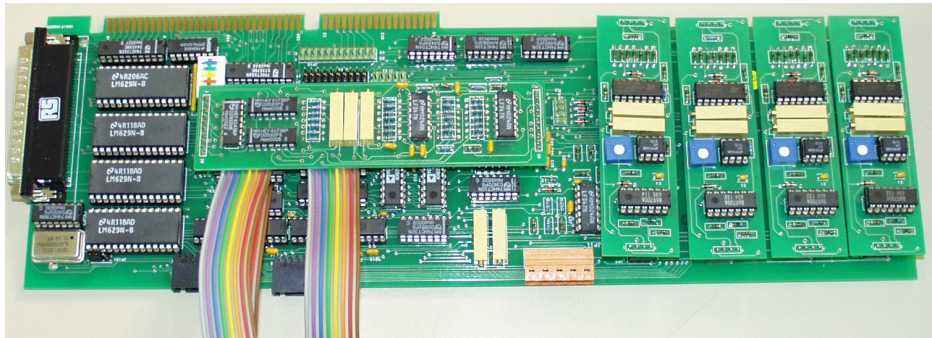


Figura A.7 Tarjeta de control/ADQ

A.3 Relaciones cinemáticas

Los parámetros de Denavit-Hartenberg de la cadena cinemática de las extremidades inferiores de SILO2 se muestran en la Tabla A.2. La cadena cinemática desarrollada empieza por el pie derecho y termina en el pie izquierdo.

Tabla A.2 Parámetros cinemáticos de las extremidades del SILO2

Articulación	a_i	d_i	θ_i
1	0	45	θ_1
2	$l_1=387$	0	θ_2
3	$l_2=292$	0	θ_3
4	$l_{c1}=95$	0	θ_4
5	0	0	θ_5
6	$l_3=345$	$l_{c2}=35$	θ_6
7	0	$l_{c2}=35$	θ_7
8	$l_{c1}=95$	0	θ_8
9	$l_4=292$	0	θ_9
10	$l_5=387$	0	θ_{10}
11	0	0	θ_{11}
12	$l_{p1}=35$	$l_{p2}=235$	θ_{12}

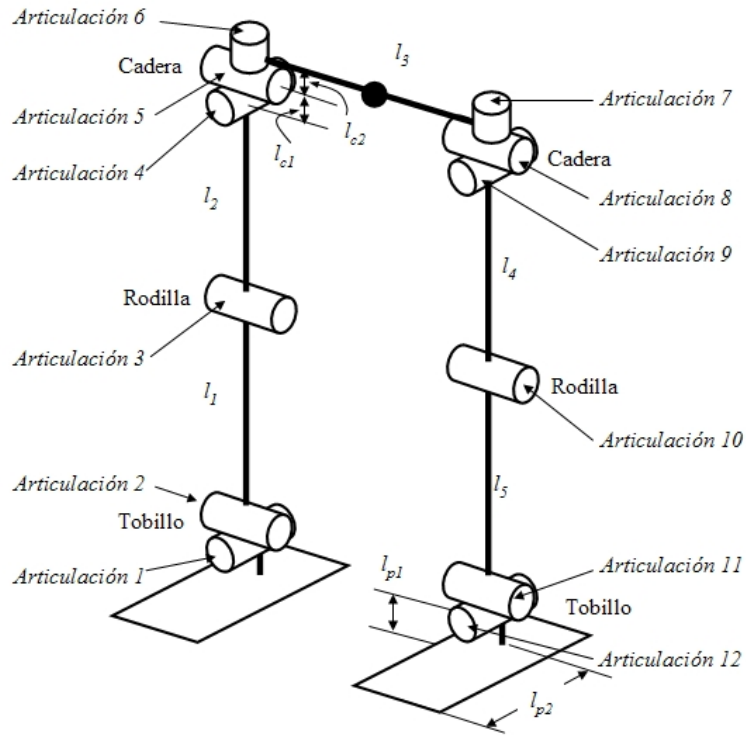


Figura A.8 Configuración cinemática de las extremidades del SILO2.

Las matrices de paso homogéneas asociadas a cada uno de los sistemas de referencia fijados en cada articulación son,

$${}^0_1A = [\cos(\theta_1) \ 0 \ \sin(\theta_1) \ 0; \ \sin(\theta_1) \ 0 \ -\cos(\theta_1) \ 0; \ 0 \ 1 \ 0 \ 0; \ 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.1})$$

$${}^1_2A = [\cos(\theta_2) \ -\sin(\theta_2) \ l_1 \cos(\theta_2); \ \sin(\theta_2) \ \cos(\theta_2) \ 0; \ 0 \ 0 \ 1 \ 0; \ 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.2})$$

$${}^2_3A = [\cos(\theta_3) \ 0 \ -\sin(\theta_3) \ l_2 \cos(\theta_3); \ \sin(\theta_3) \ 0 \ \cos(\theta_3) \ l_2 \sin(\theta_3); \ 0 \ -1 \ 0 \ 0; \ 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.3})$$

$${}^3_4A = [\cos(\theta_4) \ 0 \ \sin(\theta_4) \ l_{c1} \cos(\theta_4); \ \sin(\theta_4) \ 0 \ -\cos(\theta_4) \ l_{c1} \sin(\theta_4); \ 0 \ 1 \ 0 \ 0; \ 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.4})$$

$${}^4_5A = [\cos(\theta_5) \ 0 \ -\sin(\theta_5) \ 0; \ \sin(\theta_5) \ 0 \ \cos(\theta_5) \ 0; \ 0 \ -1 \ 0 \ 0; \ 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.5})$$

$${}^5_6A = [\cos(\theta_6) \ -\sin(\theta_6) \ 0 \ l_3 \cos(\theta_6); \ \sin(\theta_6) \ \cos(\theta_6) \ 0 \ l_3 \sin(\theta_6); \ 0 \ 0 \ 1 \ l_{c2}; \ 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.6})$$

$${}^6_7A = [\cos(\theta_7) \ 0 \ -\sin(\theta_7) \ 0; \ \sin(\theta_7) \ 0 \ \cos(\theta_7) \ 0; \ 0 \ -1 \ 0 \ -l_{c2}; \ 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.7})$$

$${}^7_8A = [\cos(\theta_8) \ 0 \ \sin(\theta_8) \ -l_1\cos(\theta_8); \sin(\theta_8) \ 0 \ -\cos(\theta_8) \ -l_1\sin(\theta_8); 0 \ 1 \ 0 \ 0; 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.8})$$

$${}^8_9A = [\cos(\theta_9) \ 0 \ -\sin(\theta_9) \ -l_4\cos(\theta_9); \sin(\theta_9) \ 0 \ \cos(\theta_9) \ -l_4\sin(\theta_9); 0 \ -1 \ 0 \ 0; 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.9})$$

$${}^9_{10}A = [\cos(\theta_{10}) \ -\sin(\theta_{10}) \ 0 \ -l_5\cos(\theta_{10}); \sin(\theta_{10}) \ \cos(\theta_{10}) \ 0 \ -l_5\sin(\theta_{10}); 0 \ 0 \ 1 \ 0; 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.10})$$

$${}^{10}_{11}A = [\cos(\theta_{11}) \ 0 \ \sin(\theta_{11}) \ 0; \sin(\theta_{11}) \ 0 \ -\cos(\theta_{11}) \ 0; 0 \ 1 \ 0 \ 0; 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.11})$$

$${}^{11}_{12}A = [\cos(\theta_{12}) \ -\sin(\theta_{12}) \ 0 \ 0; \sin(\theta_{12}) \ \cos(\theta_{12}) \ 0 \ 0; 0 \ 0 \ 1 \ -l_{p2}; 0 \ 0 \ 0 \ 1] \quad (\text{A.12})$$

Por otro lado, los parámetros de Denavit-Hartenberg de la pierna en el plano sagital se muestran en la Tabla A.3. El desarrollo se inicia desde la articulación de la cadera.

Tabla A.3 Parámetros cinemáticos de la pierna del SILO2 (plano sagital)

Articulación	a_i	d_i	θ_i
1	$l_1=482$	0	θ_1
2	$l_2=387$	0	θ_2
3	$l_3=235$	0	θ_3

Las matrices de paso homogéneas de cada uno de los sistemas de referencia asociados a cada articulación son,

$${}^0_1A = \begin{bmatrix} \cos \theta_1 & -\text{sen } \theta_1 & 0 & l_1 \cos \theta_1 \\ \text{sen } \theta_1 & \cos \theta_1 & 0 & l_1 \text{sen } \theta_1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.13})$$

$${}^1_2A = \begin{bmatrix} \cos \theta_2 & -\text{sen } \theta_2 & 0 & l_2 \cos \theta_2 \\ \text{sen } \theta_2 & \cos \theta_2 & 0 & l_2 \text{sen } \theta_2 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.14})$$

$${}^2_3A = \begin{bmatrix} \cos \theta_3 & -\text{sen } \theta_3 & 0 & l_3 \cos \theta_3 \\ \text{sen } \theta_3 & \cos \theta_3 & 0 & l_3 \text{sen } \theta_3 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.15})$$

Multiplicando estas matrices se obtiene la matriz de transformación que relaciona la posición y orientación del sistema de referencia solidario al eslabón 3 (punta del pie) de la pierna del robot con la posición y la orientación del sistema de referencia 0, en

la articulación sagital de la cadera (base de la pierna), que está fija al cuerpo del robot. La matriz de transformación, resulta ser,

$${}^0_3T = \begin{bmatrix} \cos(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3) & -\text{sen}(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3) & 0 & l_3 \cos(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3) + l_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) + l_1 \cos(\theta_1) \\ \text{sen}(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3) & \cos(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3) & 0 & l_3 \text{sen}(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3) + l_2 \text{sen}(\theta_1 + \theta_2) + l_1 \text{sen}(\theta_1) \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.16})$$

A partir de esta matriz se obtiene la expresión del extremo del pie en el plano sagital. Esta posición está en función de las posiciones de las articulaciones de la pierna, quedando como,

$$p_x = l_3 \cos(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3) + l_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) + l_1 \cos(\theta_1) \quad (\text{A.17})$$

$$p_y = l_3 \text{sen}(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3) + l_2 \text{sen}(\theta_1 + \theta_2) + l_1 \text{sen}(\theta_1) \quad (\text{A.18})$$

Las ecuaciones anteriores resuelven el problema de la cinemática directa. Resolviendo las ecuaciones (A.17) y (A.18) en función de las variables articulares θ_i , se resuelve el problema de la cinemática inversa. Pero se tienen dos ecuaciones con tres incógnitas, por lo cual el sistema de ecuaciones es indeterminado. Hay que introducir una tercera ecuación al sistema, en este caso, una ecuación de orientación del extremo final de la pierna, siendo esta,

$$\phi = \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 \quad (\text{A.19})$$

Ahora bien, hay que especificar el valor de la orientación final del pie ϕ , en conjunto con las coordenadas de la posición (p_x, p_y) , si no la pierna es redundante y por lo tanto existirían infinitas soluciones al resolver la cinemática inversa. En la Figura A.9 se muestra la disposición de la pierna derecha en el plano sagital y sus parámetros cinemáticos.

Observando la gráfica de la Figura A.9 se encuentran los puntos p_{wx} y p_{wy} , siendo estos,

$$\begin{aligned} p_{wx} &= l_1 \cos \theta_1 + l_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) \\ p_{wy} &= l_1 \text{sen} \theta_1 + l_2 \text{sen}(\theta_1 + \theta_2) \end{aligned} \quad (\text{A.20})$$

Elevando al cuadrado ambas ecuaciones (A.20), sumándolas y realizando algunas operaciones algebraicas se obtiene,

$$\cos \theta_2 = \frac{p_{wx}^2 + p_{wy}^2 - l_1^2 - l_2^2}{2l_1 l_2} \quad (\text{A.21})$$

La existencia de una solución impone que $-1 \leq \cos \theta_2 \leq 1$, de otra manera el punto dado podría estar fuera del espacio de trabajo alcanzable por la pierna. También hay que tener en cuenta el recorrido restringido de algunas articulaciones, en especial, la articulación de la rodilla.

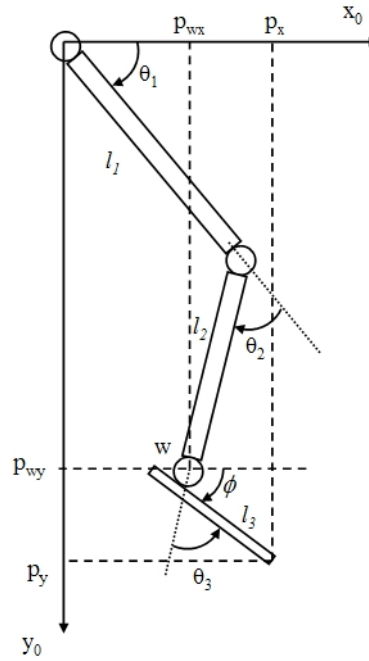


Figura A.9 Parámetros cinemáticos de la pierna en el plano sagital.

Se puede establecer que $\text{sen } \theta_2 = \pm \sqrt{1 - \cos^2 \theta_2}$, donde el signo + indica la postura correcta de la rodilla y el signo - indica la postura contraria de la rodilla. Por lo tanto, el ángulo θ_2 puede ser calculado como,

$$\theta_2 = \arctan\left(\frac{\text{sen } \theta_2}{\cos \theta_2}\right) \quad (\text{A.22})$$

Ahora, θ_1 se encuentra sustituyendo el θ_2 dentro de las ecuaciones (A.20). Operando sobre ambas ecuaciones se obtiene,

$$\begin{aligned} \cos \theta_1 &= \frac{p_{wx}(l_1 + l_2 \cos \theta_2) + p_{wy}l_2 \text{sen } \theta_2}{p_{wx}^2 + p_{wy}^2} \\ \text{sen } \theta_1 &= \frac{p_{wy}(l_1 + l_2 \cos \theta_2) - p_{wx}l_2 \text{sen } \theta_2}{p_{wx}^2 + p_{wy}^2} \end{aligned} \quad (\text{A.23})$$

Análogamente a la solución de la ecuación (A.22), se obtiene el ángulo θ_1 ,

$$\theta_1 = \arctan\left(\frac{\text{sen } \theta_1}{\text{cos } \theta_1}\right) \quad (\text{A.24})$$

Despejando los valores de θ_1 y θ_2 en la ecuación (A.19) se obtiene el ángulo θ_3 , de esta forma,

$$\theta_3 = \phi - (\theta_1 + \theta_2) \quad (\text{A.25})$$

A.3.1 Cinemática del mecanismo SMART

El accionamiento SMART es un mecanismo de cuatro barras que está ubicado en seis articulaciones del robot humanoide SILO2 con la finalidad de aprovechar sus ventajas intrínsecas de ahorro de energía.

Se tomará como ejemplo la articulación de la cadera para desarrollar la cinemática de SMART (ver Figura A.10).

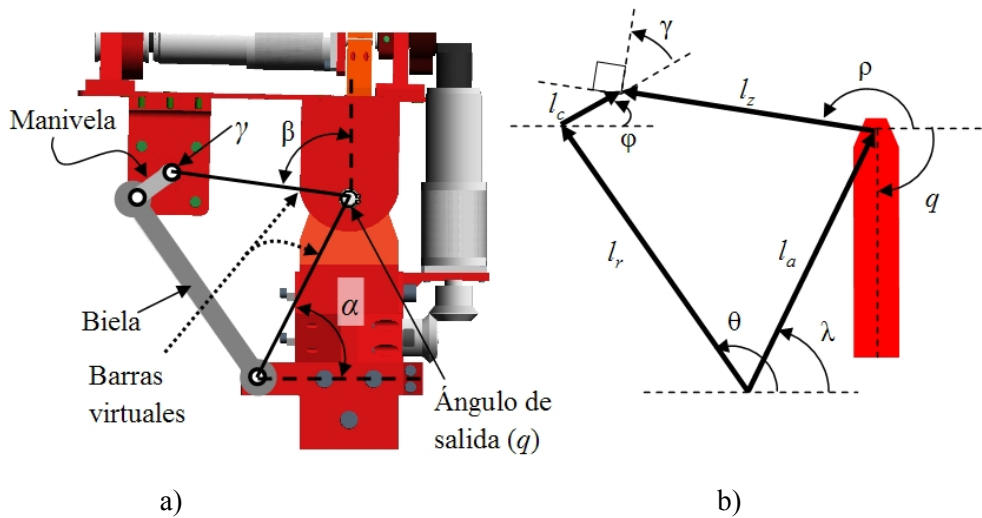


Figura A.10 (a) SMART de la cadera; (b) Representación vectorial del mecanismo.

En la Figura A.10(b) se muestra una representación vectorial de SMART. En este caso se pretende obtener una ecuación del ángulo λ en función del ángulo ϕ . Para ello, hay que realizar una suma vectorial del mecanismo de cuatro barras, quedando como,

$$\vec{l}_r + \vec{l}_c = \vec{l}_a + \vec{l}_z \quad (\text{A.26})$$

Reemplazando los vectores por sus correspondientes valores trigonométricos se tiene,

$$\begin{aligned} l_r \cos \theta + l_c \cos \varphi &= l_a \cos \lambda + l_z \cos \rho \\ l_r \sin \theta + l_c \sin \varphi &= l_a \sin \lambda + l_z \sin \rho \end{aligned} \quad (\text{A.27})$$

Como se desea obtener $\lambda(\varphi)$ hay que eliminar el ángulo θ de las ecuaciones (A.27). En este caso ρ es un ángulo constante formado entre el eje de las x y la barra virtual l_z , mientras la cadera permanece inmóvil y horizontal. Siguiendo con la resolución del problema, se despejan los términos que contienen el ángulo θ , y se elevan al cuadrado ambas ecuaciones,

$$\begin{aligned} l_r^2 \cos^2 \theta &= l_a^2 \cos^2 \lambda + l_z^2 \cos^2 \rho + l_c^2 \cos^2 \varphi + 2l_a l_z \cos \lambda \cos \rho \\ &\quad - 2l_a l_c \cos \lambda \cos \varphi - 2l_z l_c \cos \rho \cos \varphi \\ l_r^2 \sin^2 \theta &= l_a^2 \sin^2 \lambda + l_z^2 \sin^2 \rho + l_c^2 \sin^2 \varphi + 2l_a l_z \sin \lambda \sin \rho \\ &\quad - 2l_a l_c \sin \lambda \sin \varphi - 2l_z l_c \sin \rho \sin \varphi \end{aligned} \quad (\text{A.28})$$

Sumando las ecuaciones (A.28) y operando sobre ellas, se obtiene,

$$\begin{aligned} l_r^2 &= l_a^2 + l_z^2 + l_c^2 + 2l_a l_z (\cos \lambda \cos \rho + \sin \lambda \sin \rho) \\ &\quad - 2l_a l_c (\cos \lambda \cos \varphi + \sin \lambda \sin \varphi) - 2l_z l_c (\cos \rho \cos \varphi + \sin \rho \sin \varphi) \end{aligned} \quad (\text{A.29})$$

Multiplicando la ecuación anterior por $2/l_a l_c$ y realizando algunas manipulaciones, resulta,

$$k_1 + k_3 (\cos \rho \cos \varphi + \sin \rho \sin \varphi) = \cos \lambda (k_2 \cos \rho - \cos \varphi) + \sin \lambda (k_2 \sin \rho - \sin \varphi) \quad (\text{A.30})$$

donde,

$$k_1 = \frac{l_r^2 - l_a^2 - l_z^2 - l_c^2}{2l_a l_c} \quad k_2 = \frac{l_z}{l_c} \quad k_3 = \frac{l_z}{l_a} \quad (\text{A.31})$$

La ecuación (A.30) es una variante de la ecuación de Freudenstein, cuya forma propuesta es,

$$\cos(\rho - \varphi) = \frac{k_2}{k_3} \cos(\lambda - \rho) - \frac{1}{k_3} \cos(\lambda - \varphi) - \frac{k_1}{k_3} \quad (\text{A.32})$$

Esta ecuación no tiene una forma conveniente para calcular la posición de salida dependiendo de las posiciones específicas de entrada, por esta razón, hay que simplificar la ecuación de Freudenstein para poder obtener el ángulo de salida. Para ello hay que tener en cuenta algunas identidades trigonométricas, tales como,

$$\cos \lambda = \frac{1 - \tan^2 \frac{\lambda}{2}}{1 + \tan^2 \frac{\lambda}{2}} \quad \text{sen } \lambda = \frac{2 \tan \frac{\lambda}{2}}{1 + \tan^2 \frac{\lambda}{2}} \quad (\text{A.33})$$

Reemplazando las identidades trigonométricas (A.33) en la ecuación (A.30), y realizando algunas operaciones, se tiene,

$$\begin{aligned} & \tan^2 \frac{\lambda}{2} [k_1 + k_3 (\cos \rho \cos \varphi + \text{sen } \rho \text{sen } \varphi) + (k_2 \cos \rho - \cos \varphi)] + \\ & \tan \frac{\lambda}{2} [-2(k_2 \text{sen } \rho - \text{sen } \varphi)] + \\ & [k_1 + k_3 (\cos \rho \cos \varphi + \text{sen } \rho \text{sen } \varphi) - (k_2 \cos \rho - \cos \varphi)] = 0 \end{aligned} \quad (\text{A.34})$$

La ecuación (A.34) es una ecuación cuadrática del tipo $ax^2 + bx + c = 0$, en donde las constantes resultan ser,

$$\begin{aligned} a &= k_1 + k_3 (\cos \rho \cos \varphi + \text{sen } \rho \text{sen } \varphi) + (k_2 \cos \rho - \cos \varphi) \\ b &= -2(k_2 \text{sen } \rho - \text{sen } \varphi) \\ c &= k_1 + k_3 (\cos \rho \cos \varphi + \text{sen } \rho \text{sen } \varphi) - (k_2 \cos \rho - \cos \varphi) \end{aligned} \quad (\text{A.35})$$

Ahora bien, resolviendo la ecuación cuadrática para el ángulo λ , se tiene que,

$$\lambda = 2 \arctan \left[\frac{k_2 \text{sen } \rho - \text{sen } \varphi - \sqrt{k_2^2 - 2k_2 \cos(\rho - \varphi) - (k_1 + k_3 \cos(\rho - \varphi))^2}}{k_1 + k_3 \cos(\rho - \varphi) + k_2 \cos \rho - \cos \varphi} \right] \quad (\text{A.36})$$

Para obtener el ángulo de salida q en función del ángulo de entrada γ , hay que recurrir a algunas relaciones geométricas y trigonométricas de la Figura A.10. Primero se tiene que el ángulo de salida en función del ángulo λ es,

$$q = \frac{\pi}{2} + \alpha - \lambda \quad (\text{A.37})$$

donde, $\alpha = 63.43^\circ$.

Y que $\varphi = \beta - \gamma$, por lo que se pueden reemplazar en la ecuación (A.36), quedando finalmente, $q = f(\gamma)$,

$$\begin{aligned} q &= -2 \arctan \left[\frac{k_2 \text{sen } \rho - \text{sen}(\beta - \gamma) - \sqrt{k_2^2 - 2k_2 \cos(\rho - \beta + \gamma) - (k_1 + k_3 \cos(\rho - \beta + \gamma))^2}}{k_1 + k_3 \cos(\rho - \beta + \gamma) + k_2 \cos \rho - \cos(\beta - \gamma)} \right] \\ &+ \frac{\pi}{2} + \alpha \end{aligned} \quad (\text{A.38})$$

donde, $\rho = 173.3^\circ$ y $\beta = 83.29^\circ$.

Apéndice B

El robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER

B.1 Introducción

El desarrollo de robots caminantes y escaladores, para realizar trabajos en diferentes aplicaciones, presenta un interés creciente, y es objeto de atención por la comunidad científica internacional..

El robot cuadrúpedo, caminante y escalador, ROBOCLIMBER (acrónimo de *Robot-Climber*, traducido al español como robot escalador) se ha realizado en el marco de un proyecto de la Comunidad Europea bajo el contrato G1ST-CT-2002-50160. Los participantes en el proyecto han sido: ICOP S.p.a. (coordinador), Space Applications Services (SAS), Otto Natter Prazisionenmechanik GmbH, Comacchio SRL, Te.Ve. Sas di Zannini Roberto & Co., MACLYSA, D'Appolonia S.p.a., Universidad de Genova (DIMEC), y el Instituto de Automática Industrial del Consejo Superior de Investigaciones Científicas (IAI-CSIC).

Esta máquina cuadrúpeda, caminante y escaladora, ha sido desarrollada para realizar operaciones automatizadas en la consolidación de las laderas de montañas rocosas, con el objetivo de evitar posibles derrumbamientos que puedan afectar diversas clases de infraestructuras tales como ferrocarriles, edificios, casas o carreteras que estén en la vecindad de la montaña. En la Figura B.1 se muestra ROBOCLIMBER a la entrada de uno de los laboratorios del IAI-CSIC.



Figura B.1 Robot cuadrúpedo ROBOCLIMBER.

B.2 Descripción del sistema

ROBOCLIMBER posee actuadores hidráulicos para mover todas sus articulaciones (Jelali y Kroll, 2003), doce en total. Ha sido diseñado para soportar cargas pesadas, como por ejemplo, la máquina de taladrado en la ladera de la montaña. Por esta razón la estructura del robot ha sido diseñada para soportar tales condiciones de carga, así como su sistema de potencia hidráulico, escogido para poder manejar grandes potencias con seguridad. Por otro lado, el sistema electrónico de control, diseñado en los laboratorios del IAI-CSIC ha sido adaptado adecuadamente para controlar, en tiempo real, todas las tareas que realizará ROBOCLIMBER. Así mismo, la arquitectura electrónica empleada posee una gran capacidad de

procesamiento en la adquisición de datos, acondicionadores de señales de bajo nivel de ruido, realización local del control de posición en lazo cerrado, entre otras.

B.2.1 Estructura mecánica

ROBOCLIMBER está formado por un cuerpo en forma de paralelepípedo y cuatro patas en configuración cilíndrica (ortogonal). Esta distribución facilita el control y el soporte de grandes cargas distribuidas por toda la estructura. Toda la estructura está fabricada en acero y las dimensiones principales se muestran en la Figura B.2.

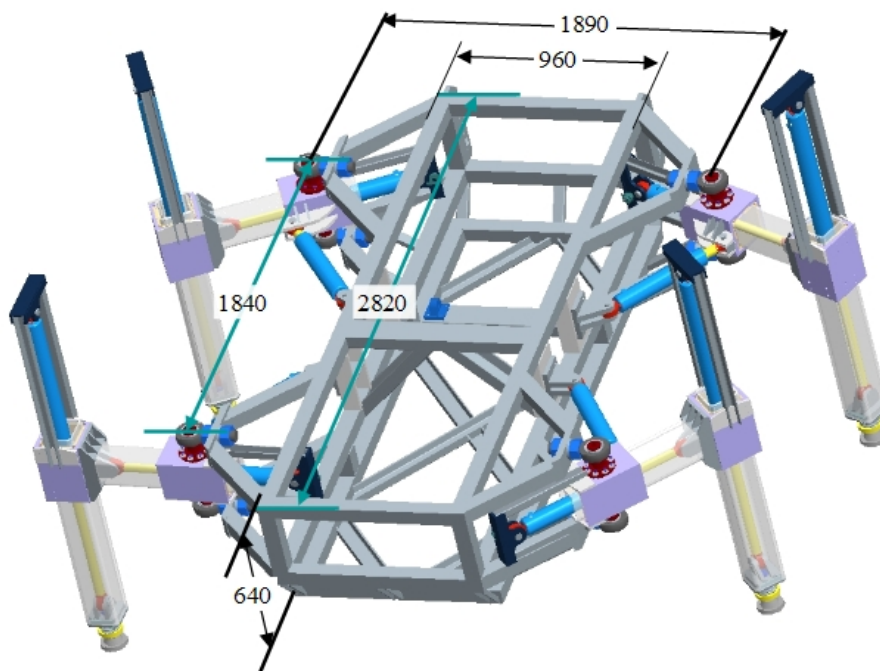
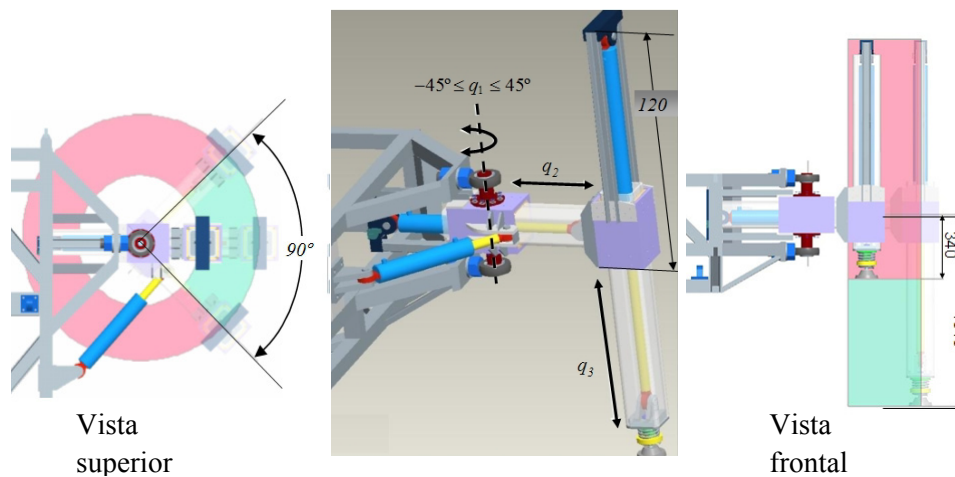


Figura B.2 Dimensiones de la estructura de ROBOCLIMBER.

La Figura B.3 muestra las dimensiones y los parámetros cinemáticos de la pata de ROBOCLIMBER. Como se indica en la Figura B.3, la pata del robot posee una articulación rotatoria y dos articulaciones prismáticas. La Tabla B.1 muestra el rango de valores de excursión de cada articulación.

Tabla B.1 Rango de operación de las articulaciones de la pata

Articulación	Intervalo de operación	Comentario
q1	$-45^\circ \leq \theta_1 \leq 45^\circ$	Articulación rotatoria con recorrido paralelo al plano lateral del robot
q2	$0 \leq d_1 \leq 300$	Articulación prismática radial
q3	$0 \leq d_2 \leq 700$	Articulación prismática ortogonal al plano lateral del robot

**Figura B.3** Dimensiones y espacio de trabajo de la pata (la zona verde indica el espacio de trabajo).

B.2.2 Sistema sensorial

ROBOCLIMBER posee doce codificadores ópticos incrementales, cuatro de ellos del tipo rotatorio (para medir el desplazamiento de las articulaciones rotacionales) y ocho lineales (para medir el desplazamiento de las articulaciones prismáticas); cuatro sensores inductivos de proximidad y cuatro sensores de fuerza (con galgas extensiométricas) colocados en el eje de los pies del robot.

En la Figura B.4 se muestran los sensores de fuerzas implementados en los ejes de los pies del robot.

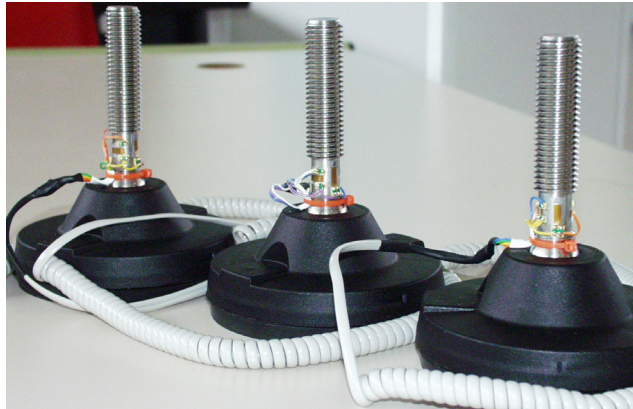


Figura B.4 Galgas extensiométricas en los ejes de los pies.

Las señales provenientes del puente completo de galgas extensiométricas son acondicionadas por una tarjeta amplificadora modular, diseñada para adaptar salidas de todo tipo de transductores o sensores. Esta compuesta por un amplificador de instrumentación de alta ganancia, de bajo ruido, alta repetitividad, etc.

B.2.3 Sistema de control

Según los requisitos del sistema una válvula proporcional controla la dirección del flujo de aceite de una fuente de energía hidráulica, hacia los cilindros hidráulicos que mueven las articulaciones de las patas. Para realizar este tipo de control se tiene un cilindro de doble acción, que permite que el flujo de aceite sea aplicado en ambas direcciones. En estas condiciones se hace posible supervisar la velocidad y la posición a través de un lazo cerrado de posición por los codificadores ópticos incrementales.

El sistema de control está basado en una tarjeta de control diseñada en el Departamento de Control Automático del IAI-CSIC. Posee cuatro tarjetas controladoras con tres microcontroladores PID con salidas PWM, que comandan a una tarjeta acondicionadora que convierte las señales PWM a señales analógicas en el rango de $\pm 10\text{v}$, para luego ser enviadas a las etapas excitadoras de las válvulas hidráulicas proporcionales.

Esta tarjeta controladora está conectada en una CPU industrial de 400 MHz, en donde los programas en lenguaje C, sobre un sistema operativo QNX[®], son ejecutados en tiempo real para realizar las diferentes tareas que debe hacer el robot.

La arquitectura del hardware del sistema de control de ROBOCLIMBER se presenta en la Figura B.5. El sistema de adquisición de datos se encuentra integrado en una quinta tarjeta de control para cuatro ejes. Esta tarjeta posee 16 canales de entrada analógica de alta velocidad, 32 canales entradas digitales de un bit, 16 canales de salida de un bit y cuatro puertos de salida PWM o configurable a salida analógica de ± 10 voltios.

Las salidas analógicas de la tarjeta de control/adquisición de datos se emplean para controlar los dispositivos adicionales que llevará ROBOCLIMBER al momento de realizar una tarea de consolidación de las laderas de montaña. Estos dispositivos son, la máquina de taladrado, el carrusel que soporta las barras de acero y algunas pinzas automáticas para el manejo de las barras de acero.

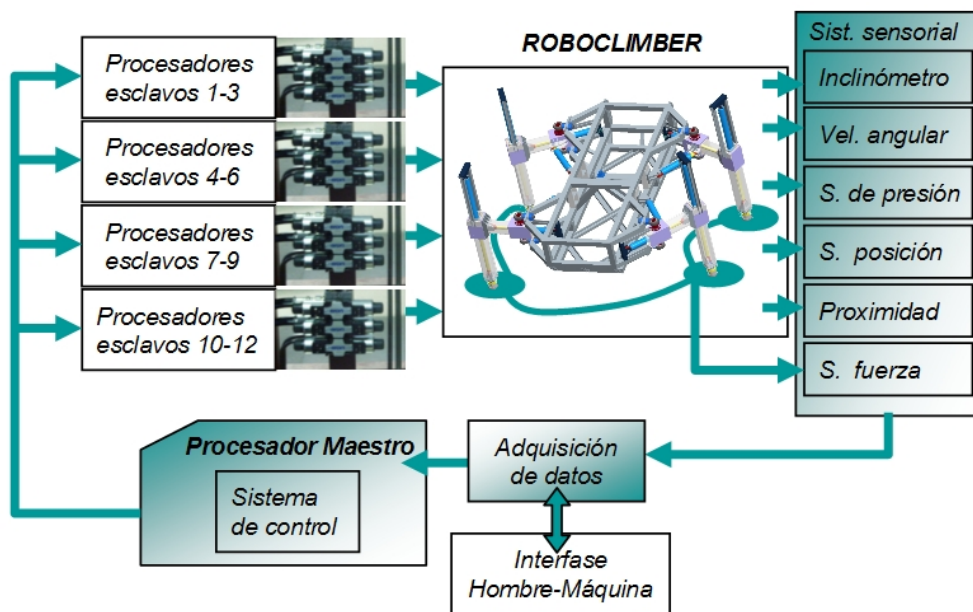


Figura B.5 Arquitectura del hardware de ROBOCLIMBER.

B.3 Relaciones cinemáticas

La Tabla B.2 resume los parámetros de Denavit-Hartenberg de la pata del robot en configuración cilíndrica.

Tabla B.2 Parámetros cinemáticos de la pata del robot

Articulación	a_i	d_i	α_i	θ_i
1	0	0	$\pi/2$	θ_1
2	0	d_2	$\pi/2$	0
3	0	d_3	0	0

Las matrices de paso homogéneas de cada uno de los sistemas de referencia asociados a cada articulación son,

$${}^0_1A = \begin{bmatrix} \cos \theta_1 & 0 & \text{sen } \theta_1 & 0 \\ \text{sen } \theta_1 & 0 & -\cos \theta_1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.1})$$

$${}^1_2A = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & d_2 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.2})$$

$${}^2_3A = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_3 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.3})$$

Multiplicando estas matrices se obtiene la matriz de transformación que relaciona la posición y la orientación del sistema de referencia solidario al eslabón 3 (punta del pie) de la pata del robot, con la posición y la orientación del sistema de referencia 0, en la articulación rotatoria (base de la pierna) que está fija al cuerpo del robot. La matriz de transformación, resulta ser,

$${}^0_3T = \begin{bmatrix} \cos \theta_1 & \text{sen } \theta_1 & 0 & d_2 \text{sen } \theta_1 \\ \text{sen } \theta_1 & -\cos \theta_1 & 0 & -d_2 \cos \theta_1 \\ 0 & 1 & 1 & -d_3 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.4})$$

A partir de esta matriz se obtiene la expresión del extremo del pie. Esta posición está en función de las posiciones de las articulaciones de la pata, quedando como,

$$p_x = d_2 \text{sen } \theta_1 \quad (\text{B.5})$$

$$p_y = -d_2 \cos \theta_1 \quad (\text{B.6})$$

$$p_z = -d_3 \quad (\text{B.7})$$

Combinando las ecuaciones (B.5) y (B.6) se obtiene los valores a las articulaciones una y dos,

$$\theta_1 = -\arctan \frac{p_x}{p_y} \quad (\text{B.8})$$

$$d_2 = \frac{p_x}{\text{sen } \theta_1} \quad (\text{B.9})$$

Así mismo, de manera directa de la ecuación (B.7), se obtiene el valor de la tercera articulación,

$$d_3 = -p_z \quad (\text{B.10})$$

Las relaciones entre las velocidades en las articulaciones y la velocidad del extremo de la pata se expresan mediante la matriz Jacobiano, dada por,

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} d_2 \cos \theta_1 & \text{sen } \theta_1 & 0 \\ d_2 \text{sen } \theta_1 & -\cos \theta_1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.11})$$

La obtención de las velocidades articulares partiendo de las velocidades del extremo de la pata, están dadas por la matriz Jacobiano inversa,

$$\mathbf{J}^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{p_y}{p_r^2} & \frac{p_x}{p_r^2} & 0 \\ \frac{\partial d_2}{\partial p_x} & \frac{\partial d_2}{\partial p_y} & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.12})$$

donde,

$$\frac{\partial d_2}{\partial p_x} = \frac{-\text{sen} \left(\arctan \left(\frac{p_x}{p_y} \right) \right) + \frac{p_x}{p_y} \cos \left(\arctan \left(\frac{p_x}{p_y} \right) \right)}{\text{sen}^2 \left(\arctan \left(\frac{p_x}{p_y} \right) \right)}, \quad \frac{\partial d_2}{\partial p_y} = \frac{-\frac{p_x^2}{p_y^2} \cos \left(\arctan \left(\frac{p_x}{p_y} \right) \right)}{\text{sen}^2 \left(\arctan \left(\frac{p_x}{p_y} \right) \right)}$$

$$p_r^2 = p_x^2 + p_y^2$$

Referencias

- Acaccia, G., Bruzzone, L.E., Michelini, R.C., Molfino, R.M., and Razzoli, R.P. (2000), "A tethered climbing robot for firming up high-steepness rocky walls", In *Proc. of the 6th IAS Intl. Conf. on Intelligent Autonomous Systems*, Venice, July 25-27, pp. 307-312.
- Akinfiev, T. and Armada, M. (1998), "Resonance and quasi-resonance drive for start-stop regime" In *Proceedings of the 6th International Conference MECHATRONICS'98*. Skovde, Sweden. Pergamon, pp. 91-96.
- Akinfiev, T., Armada, M., y Caballero, R. (2000), "Actuador para las piernas de un robot caminante", Patente de Invención ES2166735A1.
- Akinfiev, T., Armada, M., Fernández, R. y Montes, H. (2002), "Robot saltador y su método de control", Solicitud de Patente de Invención P200201196.
- Akinfiev, T., Armada, M., and Montes, H. (2003), "Vertical Movement of Resonance Hopping Robot with Electric Drive and Simple Control System" *Proceedings IEEE, 11th Mediterranean Conference on Control and Automation MED'03*, June 18-20, Rhodes, Greece.
- Akinfiev, T., Armada, M., Fernandez, R., Gubarev, V., and Montes, H. (2004), "Dual drive for vertical movement of resonance hopping robot", *Intl. Journal of Humanoid Robot.* (en prensa)
- Albu-Schäffer, A. and Hirzinger, G. (2002), "Cartesian Impedance Control Techniques for Torque Controlled Light-Weight Robots", In *Proc. of the International Conference on Robotics & Automation*, Washington, DC, may, pp. 657-663.

- Alexander, R.M. (1994), *How Animals Move*, Tree Ferns © Paul Franklin/Oxford Scientific films, Maris Multimedia.
- Almeida, F., Lopes, A., and Abreu, P. (1999), “Force-impedance control: a new control strategy of robotic manipulator”, In *Proc. of 2nd International Conference on Recent Advances in Mechatronics*, Istanbul, Turkey, May 24-26.
- Anthoine, P., Armada, M., Carosio, S., Comacchio, P., Cepolina, F., González, P., Klopff, T., Martin, F., Michelini, R. C., Molfino, R.M., Nabulsi, S., Razzoli, R.P., Rizzi, E., Steinicke, L., Zannini, R., and Zoppi, M. (2003), “ROBOCLIMBER”, In *Proc. ASER03, 1st International Workshop on Advances in Service Robotics*, March 13-15, Bardolino, Italy.
- Arakawa, T. and Fukuda, T. (1997) “Natural motion generation of a biped locomotion robot using the hierarchical trajectory generation method consisting of GA, EP layers”, In *Proc. of the IEEE Conf. on Robot. and Automat.*, Vol. 1, No. 211-216, Albuquerque, NM.
- Arbulú, M., Prieto, I., Gutiérrez, D., Cabas, L., Staroverov, P., and Balaguer, C. (2004), “User friendly graphical environment for gait optimization of the humanoid robot Rh-0”, In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, September 22-24, Madrid, Spain.
- Armada, M. (1991), “Telepresence and Intelligent Control for a Legged Locomotion Robot”, *Expert Systems and Robotics*, Springer-Verlag.
- Armada, M., and González de Santos, P. (1997), “Climbing, walking and intervention robots”, *Industrial Robot: An International Journal*, Vol. 24, No. 2, MCB University Press.
- Armada, M., González P., and Jimenez, M.A. (1998), “An introduction to CLAWAR machines developed by the Instituto de Automática Industrial”, *Clawar News*, pp. 11-13.
- Armada, M. (2000), “Climbing and walking – from research to applications”, In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, October 2-4, Madrid, Spain, pp. 39-48.

- Armada, M. and González, P. (2001) “Perspectives of climbing and walking robots for the construction industry”, In *Proceedings of International Conference of Climbing and Walking Robots*, Professional Eng. Publishing, London, UK.
- Armada, M. and Molfino, R.M. (2002), “Improving Working Conditions and Safety for Landslide Consolidation and Monitoring”, *Workshop on the role of CLAWAR in education, training, working conditions and safety*, on CD-Rom, November 27, Madrid.
- Armada, M., Caballero, R., Akinfiev, T., Montes, H., Manzano, C., Pedraza, L., Ros, R., and González de Santos, P. (2002a), “Design of SILO2 Humanoid Robot”, In *Proc. of IARP Workshop on Humanoid and Friendly Robotics*, December 11-12, Tsukuba, Japan, pp. 37-42.
- Armada, M., González, P., and Prieto, M. (2002b) “Climbing and Walking Robots for the Petrochemical Industry and for Underwater Applications”, In *Proceedings of International Conference of Climbing and Walking Robots*, Professional Eng. Publishing London, UK.
- Armada, M., Caballero, R., Akinfiev, T., Montes, H., and Pedraza, L. (2003a), “Extending Humanoid Robot functioning by proficient application of non-linear actuator”, In *Proc. 11th International Conference on Advanced Robotics*, ICAR 2003. University of Coimbra, Portugal, June 30 - July 3, Vol. 3, pp. 1757-1762.
- Armada, M., González de Santos, P., Jimenez, M. A., and Prieto, M. (2003b) “Application of CLAWAR machines”, *International Journal of Robotics Research*, Vol. 22, No. 3-4, pp. 251-264.
- Bares, J.E and Wettergreen, D.S. (1999), “Dante II: Technical description, results and Lessons learned”, *The international Journal of Robotics Research*, Vol. 18, No. 7, pp. 621-649.
- Bares, J.E and Whittaker, W.L. (1993), “Configuration of autonomous walkers for extreme terrain”, *The international Journal of Robotics Research*, Vol. 12, No. 6, pp. 535-559.
- Barrientos, A., Peñín, L. F., Balaguer, C., y Aracil, R. (1997), *Fundamentos de Robótica*, Ed. McGraw Hill, Interamericana de España, Madrid.

- Basañez, L. (1989), "Multi-sensor integration in robotics", *First Workshop on Robotics and CIM*, September 13-15, Lisbon
- Bentley, J.P. (1995), *Principles of Measurement Systems*, 3rd ed., Pearson Education Limited, Harlow, England.
- Berns, K. (2004), The walking machine catalogue, disponible en <http://www.walking-machines.org/>
- Bessonnet, G., Chessé, S., and Sardain, P. (2004), "Optimal gait synthesis of a seven-link planar biped", *Int. Journal of Robotics Research*, Vol. 23, No. 10-11, pp. 1059-1073.
- Bicchi, A., Salisbury, K., and Broca, D.L. (1993), "Contact sensing from force measurement", *International Journal of Robotic Research*, Vol. 12, No. 3, pp. 249-262.
- Brooks, R.A. (2003), *Cuerpos y máquinas: de los robots humanos a los hombres robots*. Ediciones B, España.
- Caballero, R., Armada, M., and Sanchez, V. (2000), "Extending Zero Moment Point to a segment using reduced order biped model", In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, October 2-4, Madrid, Spain, pp. 347-354.
- Caballero R., Akinfiev T., Montes H., and Armada M. (2001), "On the modeling of SMART non-linear actuator for walking robots", In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, September 24-26, pp. 159-166.
- Caballero, R., Akinfiev, T., Montes, H., Manzano, C., and Armada, M. (2002), "Design of the SMART actuated ROBICAM biped robot", In *Proceedings of International Conference of Climbing and Walking Robots 2002*, September 25-27, Paris, France, pp. 409-416.
- Caballero, R. (2002), "Control de robots bípedos con accionamientos no lineales", Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, España.
- Caballero, R., Armada, M., and Akinfiev, T. (2004), "Robust cascade controller for nonlinearly actuated biped robots: experimental evaluation", *The*

- International Journal of Robotics Research*, Vol. 23, No. 10-11, pp. 1075-1095.
- Carelli, R. and Mut, V. (1993), "Adaptive motion-force control of robots with uncertain constraints", *Robotics & Computer Integrated Manufacturing*, Vol. 10, No. 6, pp. 393-399.
- Castelfranchi, Y. y Stock O. (2002), *Máquinas como nosotros. El desafío de la inteligencia artificial*, Acento Editorial, Madrid.
- Chiaverini, S. and Sciavicco, L. (1993), "The parallel approach to force/position control of robotics manipulators", *Journal of IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 9, No. 4, pp. 361-373.
- Chiaverini, S., Siciliano, B., and Sciavicco, L. (1997), "An adaptive force/position control scheme for robot manipulators", *Journal of Applied Mathematics and Computer Science*, Vol. 7, No. 2, pp. 293-303.
- Chiaverini, S. and Siciliano, B. (1999), "A survey of Robot Interaction control schemes with experimental comparison", *Journal of IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, Vol. 4, No. 3, September 1999, pp. 273-285.
- Dally, J.W., Riley, W.F., and McConnell, K.G. (1993), *Instrumentation for Engineering Measurements*, Wiley, Singapore.
- De Schutter, J., Bruyninckx, H., Zhu, W.H., and Spong, M.W. (1998) "Force control: A bird's eye view", In *Control Problems in Robotics and Automation*, Springer-Verlag, London, pp. 1-17.
- Estremera, J., García, E., and González de Santos, P. (2000), "Human-machine interface of the SILO4 walking robot", In: *Proc. 3rd Int. Conf. On Climbing and Walking Robots*, Madrid, Spain, pp. 629-641
- Estremera, J. (2003), "Modos de caminar libres y sensores virtuales para robots caminantes", Tesis Doctoral, Universidad Complutense de Madrid, España.
- Etxebarria, V. (1999), *Sistemas de control no lineal y robótica*, Ed. Universidad de País Vasco, País Vasco, España.

- Ferretti, G., Magnani, J.A., Rocco, P., Ceconello, F., and Rosetti, G. (2000), "Impedance Control for Industrial Robots", In *Proc. of the IEEE International Conference on Robotics & Automation*, San Francisco, CA, pp. 4028-4033.
- Fisher, W.D. and Mujtaba, M.S. (1992), "Hybrid Position/Force Control: A Correct Formulation", *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 11, No. 4, MIT, pp. 299-311.
- Fujimoto, Y., Obata, S., and Kawamura, A. (1998), "Robust Biped Walking with Active Interaction Control between Foot and Ground", In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics & Automation*, Leuven, Belgium.
- Fujita, M. (2001), "AIBO: Toward the era of digital creatures", *The international Journal of Robotics Research*, Vol. 20, No. 10, pp. 781-794.
- Furushu, J. and Sano, A. (1990), "Sensor-Based Control of a Nine-Link Biped", *International Journal of Robotic Research*, Vol. 9, No. 2.
- Gálvez, J.A., González de Santos, P., and Armada M. (1998), "A Force Controlled Robot for Agile Walking on Rough Terrain", *ICV'98*, 23-24 March, Sevilla, Spain.
- Gálvez, J.A., Estremera, J., and González de Santos, P. (2000), "SILO4-a versatile quadruped robot for research in force distribution", In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, PEP, UK, pp. 371-383.
- Gálvez, J. A. (2002), "Percepción, control y distribución de fuerzas en robots móviles con patas", Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, España.
- García, E. (2002), "Optimización de la estabilidad y la velocidad de robots caminantes", Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, España.
- Gardner, J.F. (1992), "Efficient Computation of Force Distributions for Walking Vehicles on Rough Terrain", *Journal of Robotica*, Vol. 10, pp. 427-433.

- Gautschi, G. (2002), *Piezoelectric Sensorics: force, strain, pressure, acceleration and acoustic emission sensors, materials and amplifier*, Springer-Verlag, Germany.
- Gienger, M., Löffler, K., and Pfeiffer, F. (2001), "Design and sensor system of a biped robot", In: *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, Karlsruhe, Germany, pp. 205-212.
- Gienger, M., Löffler, K., and Pfeiffer, F. (2002), "Walking control of a biped robot based on inertial measurement", In: *Proceedings of The Third IARP Workshop on Humanoid and Human Friendly Robotics*, Tsukuba, Japan, pp. 22-29.
- González de Santos, P., Armada, M.A., Martin, A., and De Peuter, W. (1994), "A survey of locomotion concepts for planetary exploration rovers", *3rd ESA Workshop on Advance Space Technologies for Robot Applications*, ESTEC, Noordwijk, Holland.
- González de Santos, P. and Jimenez, M. A. (1995), "Generation of Discontinuous Gaits for Quadruped Walking Vehicles", *Journal of Robotic Systems*, Vol. 12, No. 9, pp. 599-611.
- González de Santos, P., Armada, M., and Jimenez, M.A. (1997), "An industrial walking machine for naval construction", In: *Proc. of the International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, Albuquerque, NM, pp. 28-33.
- González de Santos, P., Armada, M., Estremera, J., Gálvez, J.A., García, E., and Prieto, M. (2000a), "SILO4: A four-legged testbed for educational and research purposes", *Clawar News 2000*, UWE., UK, pp. 10-12.
- González de Santos, P., Armada, M., and Jimenez, M.A. (2000b), "Ship building with ROWER", *IEEE Robotics and Automation Magazine*, Vol. 7, No. 4, pp. 35-43.
- González de Santos, P., García, E., Estremera, J., and Armada, M. (2002), "SILO6: Design and configuration of a legged robot for humanitarian demining", *IARP HUDEM'02*, Viena.

- González de Santos, P., Estremera, J., García, E., and Armada, M. (2004), "Including joint torques and power consumption in the stability margin of walking robots", *Autonomous Robots*, Vol. 17, No. 3.
- Gorinevsky, D.M. and Schneider, A.Y. (1990), "Force Control in Locomotion of Legged Vehicles over Rigid and Soft Surfaces", *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 9, No. 2, MIT, 4-23.
- Gorinevsky, D.M., Formalsky, A.M., and Schneider, A.Y. (1997), *Force Control of Robotics Systems*, CRC Press LLC, Boca Raton, FL.
- Goswami, A. (1999), "Postural stability of biped robots and the Foot-Rotation Indicator (FRI) point", *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 18, No. 6, pp. 523-533.
- Grieco, J. C., Armada, M., Fernandez, G., and González de Santos, P. (1994), "A Review on Force Control of Robot Manipulators", *Journal of Informatics and Control*, Vol. 3, No 2-3, pp. 241-252.
- Grieco, J.C., Prieto, M., Armada, M., and González de Santos, P. (1998), "A six-legged climbing robot for high payloads", *IEEE International Conference on Control Applications*, Trieste, Italy.
- Hall, S.J. (2003), *Basics Biomechanics*, 4th Edition, McGraw-Hill Higher Education, International edition, NY.
- Harada, K., Kajita, S., Kanehiro, F., Fujiwara, K., Kaneko, K., Kazuhito, Y., and Hirukawa, H. (2004), "Real-time planning of humanoid robot's gait for force controlled manipulation", In: *Proc. of the 2004 IEEE International Conference on Robotics & Automation*, New Orleans, LA, pp. 616-622.
- Hasewaga, Y., Takemasa, A., and Fukuda, T. (2000), "Trajectory generation for biped locomotion robot", *Mechatronics 10*, pp. 67-89.
- Hemami, H., Weimer, F., and Koozekanani, S. (1973), "Some aspects of the inverted pendulum problem for modeling of locomotion systems", *IEEE Transactions on Automatic Control*.

- Hemami, H. and Golliday, C.L. (1977), "The inverted pendulum and biped stability", *Journal of Mathematical Biosciences*, Vol. 34, No. 1-2, pp. 95-110.
- Hirai, K., Hirose, M., Haikawa, Y., and Takenaka, T. (1998), "The development of the Honda humanoid robot", In *Proc. of the IEEE Conf. on Robot. and Automat.* Leuvin, Belgium.
- Hirose, S. (1984), "A Study design and Control of a Quadruped Walking Vehicle", *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 31, No. 2, pp. 113-133.
- Hirose, S. (1997), "TITAN VII: Quadruped Walking and Manipulating Robot on a Steep Slope", *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Albuquerque.
- Hiroshi, G., Tomharu, K., Masato, H., and Masao N. (1991), "Articulated structure for legged walking robot", Patent Number EP0433096.
- Hogan, N. (1985), "Impedance Control: An Approach to Manipulation", *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 107, pp. 1-24.
- Horowitz P. and Hill, W. (1990), *The art of electronics*, Cambridge University Press, 3^a ed., USA.
- Jelali, M. and Kroll, A. (2003), *Hydraulic Servo-systems: Modelling, Identification and Control*, Springer, London.
- Jiménez, M.A. (1994), "Generación e implementación de modos de caminar para robots cuadrúpedos", Tesis Doctoral, Universidad de Cantabria, España.
- Kaneko, K., Kajita, S., Kanehiro, F., Yokoi, K., Fujiwara, K., Hirukawa, H., Kawasaki, T., Hirata, M., and Isozumi, T. (2002), "Design of advanced leg module for Humanoid Robotics Project of METI", In: *Proc. of the 2002 IEEE Int. Conf. on Robotics & Automation*, Washington, pp. 38-45.
- Klein, C.A. and Briggs, R.L. (1980), "Use of Active Compliance in the Control of Legged Vehicles", *Journal of IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, Vol. SMC-10, No. 7, pp. 393-400.

- Kumar, V. and Waldron, K.J. (1990), "Force Distribution in Walking Vehicles", *Trans. of the ASME, Journal of Mechanical Design*, Vol. 112, pp. 90-99.
- Luo, R.C. and Kay, M. (1989), "Multisensor integration and fusion in intelligent systems", *J. IEEE Transactions and Systems, Man, and Cybernetics*, Vol. 19, No. 5, pp. 901-931.
- Luo, R.C., Yih, C.C., and Su, K.L. (2002), "Multisensor fusion and integration: approaches, applications, and future research directions", *IEEE Sensors Journal*, Vol. 2, No. 2, pp. 107-119.
- McGeer, T. (1990), "Passive dynamic walking", *International journal of Robotic Research*, Vol. 9, No. 2, 62-81.
- McMahon, T.A. (1984), *Muscles, Reflexes, and Locomotion*, Princeton University Press, New Jersey.
- Mennito, G. and Buehler, M. (1997), "LADD Transmissions: Design Manufacture, and New Compliance Models", *ASME Journal of Mechanical Design*, Vol. 119, No. 2, pp. 197-203.
- Montano, L. y Sagüés, C. (1997), "Control de esfuerzos en un robot industrial", *Informática y Automática*, Vol. 30, No. 2, pp. 35-50.
- Montes, H., Pedraza, L., Armada, M., Caballero, R., and Akinfiev, T. (2003), "Force sensor implementation for enhanced responsiveness of SMART non-linear actuators", In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, September 17-19, Catania, Italy, pp. 887-894.
- Montes, H., Pedraza, L., Armada, M., Akinfiev, T., and Caballero, R. (2004a), "Adding extra sensitivity to the SMART non-linear actuator using sensor fusion", *Industrial Robot: An Intl. Journal*, Vol. 31, No. 2, pp. 179-188.
- Montes, H., Nabulsi, S., Armada, M., and Sanchez, V. (2004b), "Analysis and evaluation of force sensing strategies in walking robots", *Journal of Slovakia Science Academy*, Slovakia.
- Montes, H., Pedraza, L., Armada, M., and Akinfiev, T. (2004c), "Force Feedback Control Implementation for SMART non-linear Actuator", In *Proceedings*

- of International Conference on Climbing and Walking Robots*, September 22-24, Madrid, Spain.
- Montes, H., Nabulsi, S., Armada, M., and Sanchez, V. (2004d), "Design and Implementation of Force Sensor for ROBOCLIMBER", In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, September 22-24, Madrid, Spain.
- Montes, H., Nabulsi, S., and Armada, M. (2004e), "Detecting Zero-Moment Point in legged robot", In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, September 22-24, Madrid, Spain.
- Muybridge E. (1887), *The Male and Female Figure in Motion*. Dover Publications Inc. New York
- Nabulsi, S. and Armada, M. (2004), "Climbing strategies for remote maneuverability of ROBOCLIMBER", In *Proc. of 35th International Symposium on Robotics (ISR'04)*, March 23-26, Paris, France.
- Nabulsi, S., Armada, M., and González de Santos, P. (2003), "Control Architecture for a Four-Legged Hydraulically Actuated Robot", In *Proc. of Measurement and Control in Robotics (ISMCR 2003)*, Madrid, pp. 291-295.
- Nabulsi, S., Montes, H., and Armada, M. (2004), "ROBOCLIMBER: control system architecture", In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, September 22-24, Madrid, Spain.
- Nagakubo, A. and Hirose, S. (1994), "Walking and Running of the quadruped Wall-Climbing Robot", *Proc. IEEE Int. Conf. Rob. Autom.*, San Diego, pp. 1005-1012.
- Nagchaudhuri, A., and Garg, D. P. (2001), "Adaptive Control and Impedance Control for Dual Robotic Arms Manipulating a Common Heavy Load", In *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics Proceedings*, 8-12 July, Como, Italy, pp.683-688.
- No, J. y Armada, M. (1980), "La Robótica, una nueva revolución para la industria?" *Metalurgia y Electricidad*, Vol. 44, No. 511, pp. 134-140.

- Ollero, A. (2001), *Robótica, manipuladores y robots móviles*, Ed. Marcombo, Barcelona, España.
- Pallás, R. (1998), *Sensores y acondicionadores de señal*, Marcombo, 3ª ed., España.
- Park, J.H. and Chung, H. (1999), “ZMP compensation by on-line trajectory generation for biped robot”, *IEEE*, Vol. 4, pp. 960-964.
- Pedraza, L., Montes, H., Caballero, R., and Armada, M. (2003), “Real Time Multi-Sensor Monitoring System for SILO2”, In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, September 17-19, Catania, Italy, pp. 975-982.
- Pfeiffer, F., Löffler, K., and Gienger, M. (2000), “Design Aspects of Walking Machines”, In *Proceedings 3rd International Conference on Climbing and Walking Robots*, October 2-4, Madrid, Spain, pp. 17-38.
- Pratt, G. and Williamson, M. (1997), “Elastic Actuator for Precise Force Control”, US Patent: US5650704.
- Prieto, M., Armada, M., and Ros, S. (2000), “Continuous Climbing Control for the Legged Robot REST-2”, In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, Professional Eng. Publishing, London, UK.
- Prieto, M., Uquillas, M., and Armada, M. (2001), “Compliance torque control of a multi-legged climbing robot”, In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, Professional Eng. Publishing, London, UK.
- QNX RTP Neutrino documentation*, Available at: <http://www.qnx.com/>
- Raibert, M.H. and Craig, J.J. (1981), “Hybrid position/force control of manipulators”, *ASME J. of Dynamics Systems, Measurement, and Control*, Vol. 103, pp. 126-133.
- Rocco, P., Ferreti, G., and Magnani, G. (1997), “Implicit Force Control for Industrial Robots in Contact with Stiff Surfaces”, *Journal of Automatica*, Vol. 33, No. 11, Elsevier Science Ltd., Printed in Great Britain, pp. 2041-2047.

- Roy, J. and Whitcomb, L.L. (2002), "Adaptive Force Control of Position/Velocity Controlled Robots: Theory and Experiment", *Journal of IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 18, No. 2, pp. 121-137.
- Salisbury, J.K. (1980), "Active stiffness control of a manipulator in cartesian coordinates", In: *Proc. of 19th IEEE Conference on Decision and Control*, Albuquerque, NM, pp. 95-100.
- Salisbury, J.K. and Roth, B. (1983), "Kinematic and force analysis of articulated mechanical hands", *ASME J. of Mechanisms, Transmissions and Automation Design*, Vol. 105, pp. 35-41.
- Sánchez, J. (1999), "Biomecánica de la marcha humana normal", In: *Biomecánica de la marcha humana normal y patológica*, Coord. J. Prat, Instituto de Biomecánica de Valencia, ISBN 84-923974-6-2, pp. 29-122.
- Sánchez, V. (1996), "The Swing Phase of Hip Disarticulation Amputee Walking: An Analysis of Walking Constraints and Methodological Implications for Gait Analysis", Ph.D. Thesis in Electrical Engineering, Northwestern University, USA.
- Schmucker, U., Schneider, A., and Ihme, T. (1996), "Six-Legged robot for service operations", *Proceedings of EUROBOT '96*, Kaiserslautern, Germany, October 9-11, pp. 135-142.
- Schmucker, U., Schneider, A., and Ihme, T. (1997), "Force Control for Legged Robots", In *Proc. of SYROCO '97*, Nantes, France, September 3-5.
- Schneider, A., Schmucker, U., and Ihme, T. (1995), "Force Control in locomotion of legged vehicle and body movement for mounting operations", In *Proc. 9th World Congress on Theory of Machines and Mechatronics*, Vol. 3, Milano, pp. 2363-2367.
- Siciliano, B. and Villani, L. (1999), *Robot Force Control*, Kluwer Academy Publishers, Norwell, Massachusetts.
- Siciliano, B. and Villani, L. (2000), "Parallel force and position control of flexible manipulator", *IEE Proc. Control Theory and Application*, Vol. 147, pp. 605-612.

- Song, S.M. and Waldron, K.J. (1989), *Machines that walk: the adaptive suspension vehicle*, The MIT Press.
- Spong, M.W. and Vidyasagar, M. (1989), *Robot Dynamics and Control*, John Wiley & Sons, Singapore.
- Surdilovic, D. (1998), "Synthesis of Impedance Control Laws at Higher Control Levels: Algorithms and Experiments", In *Proc. of the IEEE International Conference on Robotics & Automation*, Leuven, Belgium, pp. 213-218
- Takanishi, A., Ishida, M., Yamazaki, Y., and Kato, I. (1985), "The realization of dynamic walking by the biped robot WL-10RD", In *Proc. of the Intl. Conf. on Adv. Robot*, Tokyo, pp. 459-466.
- Takanishi, A., Tochizawa, M., Taraki, H., and Kato, I. (1989), "Realization of Dynamic Biped Walking Stabilized with Trunk Motion Under Known External Force", In *Proceedings of the International Conference on Advanced Robotics*.
- Ulbrich, H. and Pfeiffer, F (2003), "Intelligent biped robot Johnnie", In: Hannover Fair 2003, Germany.
- Van De Straete, H. and Schutter, J. (1999), "Optimal time varying transmission for servo motor drives", In *Proceedings of the Tenth World Congress on Theory of Machines and Mechanisms*, Vol. 5, Edited by Oulu University Press, pp. 2055-2062.
- Vargas, J.E. (1994), "Diseño y realización de algoritmos de locomoción libre para robots caminantes de cuatro patas", Tesis Doctoral, Universidad Complutense de Madrid, España.
- Virk, G.S., Muscato, G., Semerano, A., Armada, M., and Warren, H.A. (2004), "The CLAWAR project on mobile robotics", *Industrial Robot*, Vol. 31, No. 2, pp. 130-138.
- Volpe, R., and Khosla, P. (1993), "A Theoretical and Experimental Investigation of Explicit Force Control Strategies for Manipulators", *Journal of IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 38, No. 11, pp. 1634-1650.

- Vukobratović, M. and Juričić, D. (1969), "Contribution to the synthesis of biped gait", In *IEEE Trans.Bio-Medical Eng.*, Vol. 16, pp. 1-6.
- Vukobratović, M., Hristic, D., and Stojilkovic, A. (1974), "Development of active anthropomorphic exoeskeletons", *Medical and Biological Engineering*, Vol. 12, pp. 66-80.
- Vukobratović, M. and Stokic, D. (1975), "Dynamic Control of Unstable Locomotion Robots", *Journal of Mathematical Biosciences*, Vol. 24, pp. 129-157.
- Vukobratović, M., Borovac, B., Surla, D., and Stokic, D. (1990), *Scientific Fundamentals of Robotics 7. Biped locomotion: Dynamics Stability, control, and Application*, Springer-Verlag, New York.
- Vukobratović, M., and Borovac, B. (2004), "Zero-Moment point - Thirty five years of its life", *International Journal of Humanoid Robotics*, Vol. 1, pp. 157-173.
- Wahde, M. and Pettersson, J. (2002), "A brief review of bipedal robotics research", In: Proc. of the 8th UK Mechatronics Forum International Conference, UK, pp. 480-488.
- Waldron, K.J. (1986), "Force and Motion Management in Legged Locomotion", *IEEE Journal of Robotics and Automation*, Vol. RA-2, No. 4, pp. 214-220.
- Waldron, K.J. and Kinzel, G.L. (1999), *Kinematics, Dynamics, and Design of Machinery*, Wiley, New York, NY.
- Webster, J.G. (1999), *The measurement, instrumentation, and sensors handbook*, John G. Webster, editor-in-chief, CRC Press LLC, USA.
- Whitney, D. E. (1977), "Force feedback control of manipulator fine motions", *Transactions of ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, Vol. 99, No. 2, pp. 91-97.
- Whitney, D. E. (1987), "Historical Perspective and State of the Art in Robot force Control", *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 6, No. 1, Massachusetts Institute of Technology, pp. 3-14.

Winter, D.A. (1990), *Biomechanics and Motor Control of Human Movement*, John Wiley & Sons, Inc.

Yamaguchi, J. and Takanishi, A. (1997), "Development of a Biped Walking Robot having antagonistic driven joints using nonlinear spring mechanism", In *Proceedings of the 1997 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Albuquerque, New Mexico.

Yoshikawa, T. (2000), "Force control of Robot Manipulators", In *Proc. of the 2000 IEEE International Conference on Robotics & Automation*, San Francisco, CA, pp. 220-226.

Zoppi, M., Sgarbi, S., Molfino, R., and Bruzzone, L. (2003) "Equilibrium analysis for quasi-static, multi-roped walking robots", In *Proceedings of International Conference on Climbing and Walking Robots*, Professional Eng. Publishing, London, UK.