

Università degli Studi di Pisa

Facoltà di Ingegneria

**Centro Interdipartimentale di Ricerca  
“Enrico Piaggio”**

TESI DI LAUREA IN INGEGNERIA MECCANICA

**Co-design meccanico/controllistico in  
attuatori a rigidità variabile per  
manipolatori robotici intrinsecamente sicuri**

RELATORI: Ch.mo Prof. Ing. A. Bicchi \_\_\_\_\_

Ch.mo Prof. Ing. E. Manfredi \_\_\_\_\_

CANDIDATO: Gianluca Boccadamo \_\_\_\_\_

Anno Accademico 2004/2005

*Alla mia famiglia.*

*A Grazia.*

# Indice

<b>1</b>	<b>Introduzione</b>	<b>10</b>
1.1	Il Robot: le sue origini, la sua evoluzione . . . . .	11
1.2	La robotica di servizio . . . . .	15
1.3	Il trade-off sicurezza/prestazioni . . . . .	19
1.3.1	La quantificazione dell'indice di sicurezza . . . . .	20
1.3.2	Le soluzioni atte a garantire la sicurezza . . . . .	22
1.3.3	La valutazione delle prestazioni . . . . .	24
1.4	Obiettivi della trattazione . . . . .	25
<b>2</b>	<b>Le soluzioni che garantiscono la sicurezza nei manipolatori</b>	<b>26</b>
2.1	L'architettura SEA (Series Elastic Actuation) . . . . .	26
2.1.1	Il SEA ed i suoi vantaggi sul controllo di forza . . . . .	26
2.1.2	Implementazione e controllo del SEA . . . . .	28
2.1.3	Sicurezza e prestazioni nel SEA . . . . .	29
2.2	L'architettura DM <sup>2</sup> (Distributed Macro Mini) . . . . .	32
2.2.1	Attuazione parallela e distribuita . . . . .	33
2.2.2	Implementazione e controllo del DM <sup>2</sup> . . . . .	36
2.2.3	Sicurezza e prestazioni nel DM <sup>2</sup> . . . . .	37
<b>3</b>	<b>Il VSA (Variable Stiffness Actuator)</b>	<b>42</b>
3.1	Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA . . . . .	42
3.1.1	L'architettura VSA . . . . .	43
3.1.2	Sicurezza e prestazioni nel VSA . . . . .	46
3.1.3	Implementazione di un sistema VSA . . . . .	48

3.2	Il Variable Stiffness Actuator: struttura meccanica e risultati sperimentali . . . . .	54
3.2.1	Struttura meccanica . . . . .	54
3.2.2	Risultati Sperimentali . . . . .	55
3.2.3	Il Controllo del VSA . . . . .	57
<b>4</b>	<b>Progettazione meccanica ed ottimizzazione delle prestazioni dinamiche del sistema VSA II</b>	<b>61</b>
4.1	Il progetto di un nuovo attuatore VSA . . . . .	61
4.1.1	La fase di avanprogetto . . . . .	62
4.1.2	Lo schema implementativo adottato . . . . .	67
4.1.3	Il progetto meccanico . . . . .	69
4.2	L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA . . . . .	71
<b>5</b>	<b>Conclusioni</b>	<b>82</b>
5.1	Risultati raggiunti . . . . .	82
5.2	Sviluppi futuri . . . . .	83
5.3	Ringraziamenti . . . . .	83
<b>A</b>	<b>Codice per il calcolo strutturale sulla molla a lamina</b>	<b>84</b>
<b>B</b>	<b>Codice utilizzato per l'ottimizzazione</b>	<b>89</b>
	<b>Bibliografia</b>	<b>99</b>

# Elenco delle figure

1.1	Una rappresentazione del Golem. . . . .	11
1.2	Un automa pianista costruito alla fine del XVIII sec. . . . .	12
1.3	La barca radiocomandata di Nikola Tesla. . . . .	13
1.4	Fotogramma tratto da <i>Blade runner</i> : il replicante Roy Batty (a sinistra) insieme a J.F. Sebastian, l'ingegnere genetico responsabile della sua realizzazione. . . . .	14
1.5	Robot di servizio per uso professionale. Ammontare dello <i>stock</i> mondiale alla fine del 2002 ed installazioni previste per il triennio 2003 – 2006 . . .	16
1.6	Il Care-O-bot della Fraunhofer IPA. . . . .	17
1.7	Due esempi di <i>ludobot</i> prodotti dall'industria giapponese. . . . .	18
1.8	Robot per il servizio su apparecchiature. . . . .	19
1.9	Immagine ripresa da un crash-test tra due automobili in cui vengono utilizzati i famosi “ <i>dummies</i> ” della serie Hybrid III. . . . .	21
1.10	Due esempi di robot a struttura meccanica ottimizzata in favore della sicurezza. . . . .	23
2.1	Rappresentazione schematica dell'architettura SEA. . . . .	27
2.2	L'attuatore lineare basato sul modello SEA commercializzato da Yobotics Inc. . . . .	29
2.3	Schema a blocchi del sistema di controllo di forza realizzabile per mezzo dell'architettura SEA. . . . .	30
2.4	Modello concettuale del sistema di attuazione <i>Series Elastic Actuator</i> . . .	31

## ELENCO DELLE FIGURE

---

2.5	Soluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro per il SEA: tempo minimo di <i>task</i> in funzione della rigidità della trasmissione elastica. . . . .	33
2.6	Soluzione del Brachistocrono Sicuro per il SEA corrispondente al valore ottimo di $K_{trasm}$ . . . . .	34
2.7	Approccio parallelo e distribuito nel DM <sup>2</sup> . Su ogni giunto del robot agiscono contemporaneamente due motori: uno più potente (a bassa frequenza) posizionato al di fuori della struttura del manipolatore; l'altro, più piccolo (ed in alta frequenza), è in presa diretta col giunto. Usando un SEA per il motore alla base del robot se ne può diminuire l'inerzia riflessa. . . . .	35
2.8	Modello CAD di un manipolatore robotico a 2 gradi di libertà (g.d.l.) ideato a Stanford e basato sul sistema <i>Distributed Macro Mini</i> . . . . .	36
2.9	Schema a blocchi del sistema robot-controllore ottenuto utilizzando l'approccio DM <sup>2</sup> . . . . .	37
2.10	Modello concettuale del sistema di attuazione <i>Distributed Macro Mini</i> . . . . .	38
2.11	Soluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro per il DM <sup>2</sup> : tempo minimo di <i>task</i> in funzione della rigidità della trasmissione elastica. . . . .	40
2.12	Soluzione del Brachistocrono Sicuro per il DM <sup>2</sup> corrispondente al valore ottimo di $K_{trasm}$ . . . . .	41
3.1	Rappresentazione schematica dell'architettura VIA. . . . .	43
3.2	Andamento dell'HIC in funzione della rigidità della trasmissione elastica (si suppone che la velocità sia uniforme e pari a 10m/s prima che avvenga l'impatto). . . . .	44
3.3	Andamento intuitivo di velocità del link e rigidità di trasmissione in un attuatore VST per una movimentazione di giunto del tipo punto-punto: alle basse velocità si desidera alta rigidità per ottenere una migliore banda di controllo ed accuratezza nel posizionamento; alle alte velocità si predilige una bassa rigidità per avere valori contenuti dell'indice di danno. . . . .	45
3.4	Soluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro per il VSA: tempo minimo di <i>task</i> in funzione della rigidità media della trasmissione elastica. . . . .	47

## ELENCO DELLE FIGURE

---

3.5	Prestazioni teoriche di un'architettura VSA nel caso limite di intervallo di rigidità infinito. . . . .	48
3.6	Profili ottimali di velocità e rigidità ottenuti dalla soluzione del Brachistocrono Sicuro per un sistema VSA. . . . .	49
3.7	Rappresentazione schematica di un sistema VSA costituito da due attuatori montati in configurazione antagonista. . . . .	50
3.8	Modello CAD di una molla elicoidale conica: in un determinato intervallo di allungamento presenta una caratteristica meccanica dall'andamento approssimativamente quadratico. . . . .	51
3.9	Il braccio robotico UNIPi Softarm, costruito presso il Centro Interdipartimentale di Ricerca "E. Piaggio", è equipaggiato con dei muscoli artificiali di McKibben. . . . .	52
3.10	Modello CAD dell'attuatore pneumatico PPAM ( <i>Pleated Pneumatic Artificial Muscles</i> ). . . . .	53
3.11	Schema concettuale e modello CAD dell'attuatore VSA. . . . .	54
3.12	Una fotografia dell'attuatore VSA realizzato presso il Centro "E. Piaggio".	55
3.13	VSA in configurazione di alta cedevolezza di giunto (in verde) e bassa (in rosso). . . . .	56
3.14	Risultati sperimentali delle prove di impatto eseguite con il VSA: andamento dello $HIC$ al variare della velocità e della rigidità di giunto. . .	57
3.15	Andamento temporale dell'accelerazione durante un impatto a velocità del link pari a 9 rad/s e per differenti valori della rigidità di giunto. . .	58
3.16	Curva ad $HIC$ costante per il valore di $HIC_{max}$ pari a $75 \text{ m}^2.5/\text{s}^4$ . Per velocità $\dot{q} > 5 \text{ m/s}$ la rigidità di giunto deve variare in accordo con la curva per ottenere un livello di sicurezza $HIC \leq 75 \text{ m}^2.5/\text{s}^4$ . . . . .	59
3.17	Traiettoria di rigidità per il VSA calcolata dall'algoritmo di controllo sub-ottimo nel caso di riferimento sinusoidale al giunto attuato. . . . .	60
3.18	Traiettoria di posizione per il VSA con riferimento sinusoidale al giunto nel caso di configurazione cedevole (in verde), rigida (in rosso) e a rigidità variabile (in nero). . . . .	60

## ELENCO DELLE FIGURE

---

4.1	Schema di un dispositivo VSA con molla a lamina a lunghezza di libera inflessione variabile. . . . .	62
4.2	Andamento della rigidezza a flessione di una molla a lamina al variare della lunghezza di libera inflessione. Si è posto $E = 210000$ MPa e $I = 0.4$ mm <sup>4</sup> . . . . .	63
4.3	Schema di riferimento utilizzato durante la fase di progettazione dell'attuatore VSA II. . . . .	64
4.4	Rappresentazione schematica di un meccanismo con molla ad "U". . . . .	65
4.5	Risultati della simulazione eseguita per la molla ad "U" con il calcolo agli elementi finiti. . . . .	66
4.6	Rappresentazione schematica dell'elemento elastico con configurazione a quadrilatero articolato. . . . .	67
4.7	Andamento della rigidezza in funzione di $\theta$ ed al variare dei parametri $C$ e $k$ per l'elemento elastico con configurazione a quadrilatero articolato. . . . .	68
4.8	Andamento della coppia $M$ in funzione della rigidezza dell'elemento elastico. . . . .	69
4.9	Modello CAD dell'attuatore VSA II con riduttori di velocità integrati. . . . .	70
4.10	Modello CAD dell'attuatore VSA II senza riduttori di velocità integrati. . . . .	71
4.11	Disegno della sezione longitudinale del VSA II senza riduttori di velocità integrati montato sul supporto. . . . .	72
4.12	Schema concettuale di un sistema VSA al quale sia applicata una azione di pre-carico tramite la molla $K^*$ . . . . .	73
4.13	Andamento della rigidezza di giunto a riposo $\sigma_{eq}$ in funzione della rigidezza della molla di pre-carico $K^*$ . . . . .	75
4.14	Andamento dei controlli $u_1, u_2$ in funzione di $\sigma$ ottenuto per $K^*$ che varia da 0 a 10 Nm/rad <sup>2</sup> . Le curve corrispondenti al valore di $K^*$ per cui si ottiene il massimo intervallo di rigidezza sono evidenziate con linea tratteggiata. . . . .	76
4.15	Grafico del massimo intervallo di rigidezza di giunto raggiungibile (supponendo la presenza di saturazione sui motori) al variare della rigidezza $K^*$ . . . . .	77

## ELENCO DELLE FIGURE

---

4.16	Soluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro per il VIA pre-caricato: tempo minimo di $task$ in funzione della rigidezza della molla di pre-carico.	80
4.17	Soluzione del Brachistocrono Sicuro per il VSA pre-caricato corrispon- dente al valore ottimo di $K^*$ .	81

# Elenco delle tabelle

1.1	Tabella di corrispondenza tra la classificazione AIS dei danni subiti ed i valori numerici di HIC. . . . .	22
2.1	Parametri del modello SEA impiegati nella risoluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro. . . . .	32
2.2	Parametri del modello DM <sup>2</sup> impiegati nella risoluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro. . . . .	39
3.1	Parametri del modello VST impiegati nella risoluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro. . . . .	47
4.1	Parametri del modello VIA pre-caricato impiegati nella risoluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro. . . . .	80

# Capitolo 1

## Introduzione

L'Uomo, fin dall'inizio della sua storia, si è perennemente cimentato nelle sfide che derivavano dalla necessità o, più semplicemente, dalla sua stessa natura di sognatore, dalla sua capacità di intuire e talvolta creare ciò che ancora non è, ciò che non ha ancora né forma né sostanza. Tra gli innumerevoli esempi, il sogno di poter volare, di conquistare le vastità oceaniche, di esplorare il cosmo: tutti desideri che hanno alimentato la fantasia collettiva e l'impegno reale di molti, le cui tracce sono conservate nel mito e nell'arte.

La leggenda di Icaro e della sua folle corsa verso il sole con delle ali di cera ci narra dell'antica aspirazione a potersi staccare da terra e nel contempo ci rammenta che la conoscenza richiede quasi sempre alti tributi; nel 1870, con il romanzo *Ventimila leghe sotto i mari*, Jules Verne profetizza la costruzione di una prodigiosa macchina, il Nautilus, capace di portare un equipaggio all'esplorazione degli abissi marini; nel 1902, nel film *Le voyage dans la lune*, il regista Georges Méliès fantastica di uno sbarco sul nostro satellite, neanche immaginando che appena 67 anni dopo un'impresa del genere sarebbe diventata realtà.

E tra i sogni più antichi e forti che l'umanità abbia mai fatto c'è l'uomo artificiale, il Robot.

### 1.1 Il Robot: le sue origini, la sua evoluzione

Il termine *robot* deriva dal ceco medievale *robota*, che significa *corvée* o *lavoro forzato*. La sua introduzione è dovuta al drammaturgo ceco Karel Čapek, che lo utilizzò per la prima volta nel 1920 per indicare gli automi organici ed antropomorfi protagonisti del suo dramma *R.U.R (Rossum's Universal Robots)*, che si ribellavano contro lo sfruttamento umano.

In realtà l'idea dell'uomo artificiale ha radici ben più antiche: nella mitologia greca si parla di Pigmaliione, re di Cipro ed abile scultore, la cui statua Galatea prese vita, o del dio Vulcano, che fabbricava servi meccanici.

La tradizione ebraica ci consegna le leggende legate al Golem: questo ter-



Figura 1.1: Una rappresentazione del Golem.

mine fa la sua prima apparizione nella Bibbia (Antico testamento, Salmo 139,16) per indicare una massa ancora priva di forma, ed è presente nei testi della mistica ebraica dello *Zohar* e del *Sefer Jesira*. Il Golem era una statua d'argilla che, secondo la più nota di tali leggende, è stata plasmata da Rabbi Jehuda Löw ben Bezalel e veniva animata ponendole in bocca lo *schem hameforasc*, cioè il foglietto col nome impronunciabile di Dio. Ecco, quindi,

## 1.1 Il Robot: le sue origini, la sua evoluzione

---

come il nome di Dio infonde il suo soffio vitale a ciò che prima era massa informe; per “spegnere” il Golem bastava sfilargli il foglietto dalla bocca.

Il primo progetto documentato di robot umanoide venne fatto da Leonardo da Vinci, che ha lasciato dei disegni dettagliati nel *Codice Atlantico*. Si tratta di un cavaliere meccanico in grado di alzarsi in piedi, agitare le braccia e muovere testa e mascelle; probabilmente fu progettato per animare una delle feste alla corte sforzesca di Milano, ma tuttora non si sa nulla circa la sua reale realizzazione.

A partire dal XVIII secolo si iniziò a costruire una stupefacente serie di



Figura 1.2: Un automa pianista costruito alla fine del XVIII sec.

automi androidi ed animali meccanici; sicuramente tra i più celebri annoveriamo quelli di Jacques de Vaucanson, che nel 1738 fabbricò un pupazzo capace di suonare il flauto, così come un’anatra meccanica che, almeno secondo le testimonianze dell’epoca, batteva le ali, mangiava e defecava.

## 1.1 Il Robot: le sue origini, la sua evoluzione

---

Con l'avvento della rivoluzione industriale, il progresso tecnologico e l'uso di nuove e portentose forme di energia (il vapore prima, e successivamente l'energia elettrica), si incominciò a considerare delle creature meccaniche come qualcosa più che dei sofisticati giocattoli. Si insinuò, di conseguenza, la paura che il robot (o, in senso lato, la macchina automatica) potesse rimpiazzare l'essere umano o, quantomeno, potesse entrare in forte competizione con esso; l'opera letteraria che meglio incarna tale tematica è il *Frankenstein* (1818), capolavoro di Mary Shelley.

Taluni considerano che il primo robot in senso moderno sia la barca radiocomandata di Nikola Tesla, che fu messa all'opera nel 1898, in un'esibizione pubblica al Madison Square Garden. Il primo robot elettronico fu realizzato nel 1948 da Walter Gray, alla Bristol University.

E' con l'elettronica, infatti, che il robot può divenire programmabile, cioè

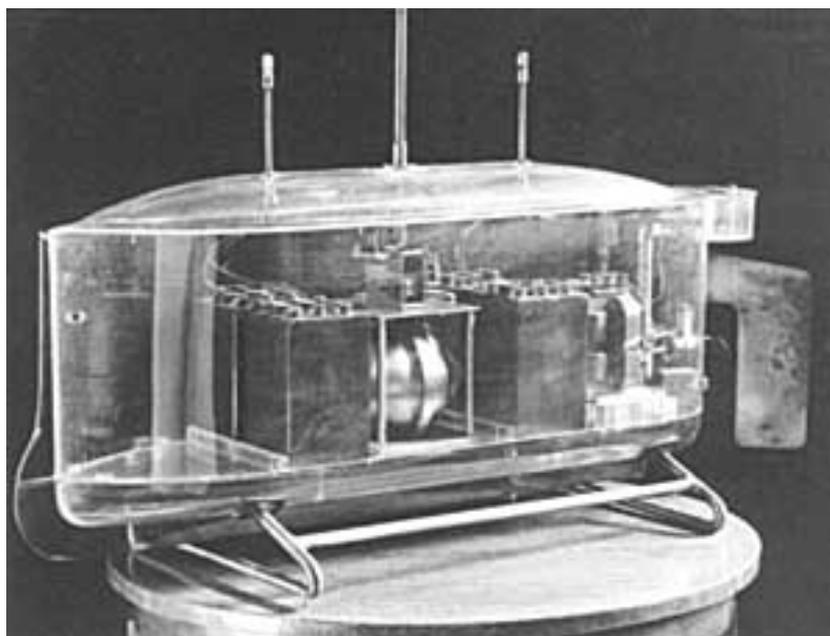


Figura 1.3: La barca radiocomandata di Nikola Tesla.

può acquistare quella flessibilità e quella capacità di poter sopperire a diversi compiti; è in base a questa capacità che si può misurare la migliore

## 1.1 Il Robot: le sue origini, la sua evoluzione

---

qualità di un automa. La grossa accelerazione nella ricerca e nelle realizzazioni in ambito robotico, dalla macchina di Gray fino ai giorni nostri, ha aperto molteplici prospettive di analisi del fenomeno.

Ad esempio, nei celebri *anime* e *manga* legati alla cultura popolare giap-



Figura 1.4: Fotogramma tratto da *Blade runner*: il replicante Roy Batty (a sinistra) insieme a J.F. Sebastian, l'ingegnere genetico responsabile della sua realizzazione.

ponese, al robot è quasi sempre associato il ruolo di supereroe al servizio dell'umanità. Ciò è per gran parte dovuto alla religione shintoista che, essendo di stampo animista, è alla base della tendenza ad antropomorfizzare gli oggetti.

Nella cultura occidentale spiccano principalmente la visione positivista di Isaac Asimov e quella postmoderna di Philip K. Dick; nel primo, il robot è una realtà con la quale l'uomo si confronta ed instaura una fruttuosa cooperazione: la base di tale convivenza è garantita dalle tre leggi della robotica<sup>1</sup>;

---

<sup>1</sup>Le tre leggi della robotica, formulate per la prima volta in [1] sono:

1. Un robot non può recare danno a un essere umano, né può permettere che, a causa del

per il genio visionario di Dick, invece, il robot porterà allo smarrimento della realtà: in [2], il *replicante* è descritto come un organismo del tutto uguale all'uomo, capace di provare emozioni e dotato di ricordi sintetici ma, allo stesso tempo, infinitamente riproducibile. Il dramma di questa identità ontologica “a metà” (in quanto il replicante è copia perfetta dell'uomo, ma non può identificarsi con lui), è reso magistralmente nel cult di Ridley Scott, *Blade Runner* (1982), tratto dal romanzo di Dick.

## 1.2 La robotica di servizio

La robotica è attualmente un campo in continua espansione: si pensi alle cifre fornite dall'UNECE (*United Nations Economic Commission for Europe*), in collaborazione con l'IFR (*International Federation of Robotics*) ([3]): nel 2002, il numero di robot industriali si stima ammontasse a 769900 unità, di cui 350170 in Giappone, 103500 negli Stati Uniti e 233000 nell'Unione Europea (con le sue 47000 unità installate, l'Italia si pone al secondo posto in Europa, dopo la Germania, e al quarto posto nel mondo); si prevede che entro la fine del 2006 lo *stock* mondiale di robot industriali sarà di 87500 unità, vale a dire una crescita annuale media del 4,5%.

Ma è la robotica di servizio che, stando alle stesse fonti, avrà la crescita più sostenuta nel prossimo futuro, sorpassando il mercato delle tradizionali applicazioni industriali; ciò è dovuto al suo campo altamente diversificato che, come si vedrà tra breve, spazia dall'intrattenimento alle applicazioni mediche.

L'IFR ha coniato la seguente definizione di *service robot*:

Un robot che opera in maniera parzialmente o totalmente autonoma per compiere dei servizi utili al benessere dell'uomo o

---

suo mancato intervento, un essere umano riceva danno.

2. Un robot deve obbedire agli ordini impartiti dagli esseri umani, purché tali ordini non contravvengano alla Prima Legge.
3. Un robot deve proteggere la propria esistenza, purché questa autodifesa non contrasti con la Prima e la Seconda Legge.

## 1.2 La robotica di servizio

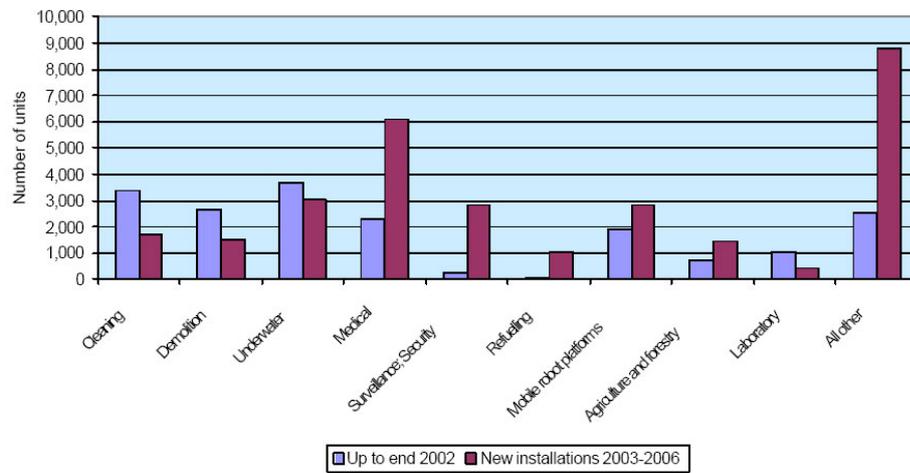


Figura 1.5: Robot di servizio per uso professionale. Ammontare dello *stock* mondiale alla fine del 2002 ed installazioni previste per il triennio 2003 – 2006

su apparecchiature, con l'esclusione di operazioni legate alla produzione.

Conseguentemente, ha adottato la seguente classificazione:

1. Robot per il servizio dell'uomo (salvaguardia personale, intrattenimento, ecc.).
2. Robot per il servizio su apparecchiature (manutenzione, riparazione, pulizia, ecc.).
3. Altri robot che compiono una funzione autonoma (sorveglianza, trasporto, acquisizione dati, ecc.) e/o robot di servizio che non possono essere classificati nei precedenti due gruppi.

Alla prima categoria appartengono, per esempio, il Care-o-bot della Fraunhofer IPA, un robot mobile ideato per l'assistenza domestica a disabili ed anziani: il sistema è progettato per essere in grado di manipolare e trasportare oggetti (ad es. cibi o bevande), è munito di un videotelefono per contattare



(a) Vista di fronte

(b) Vista di dietro

Figura 1.6: Il Care-O-bot della Fraunhofer IPA.

servizi di assistenza in caso di emergenza e può comunicare con diverse apparecchiature nel caso sia presente un sistema di automazione della casa. Nel campo della chirurgia annoveriamo il CASPAR (*Computer Assisted Surgical Planning And Robotics*, della ortoMAQUET), un braccio robotico montato su una base mobile che è in grado di assistere un chirurgo in interventi di ortopedia. Nel settore dell'intrattenimento si registra la posizione di avanguardia dell'industria giapponese: è della Sony il cagnolino Aibo, mentre la Honda Motor Co. propone l'androide Asimo<sup>2</sup> (*Advanced Step Innovative Mobility*), autentico gioiello della robotica.

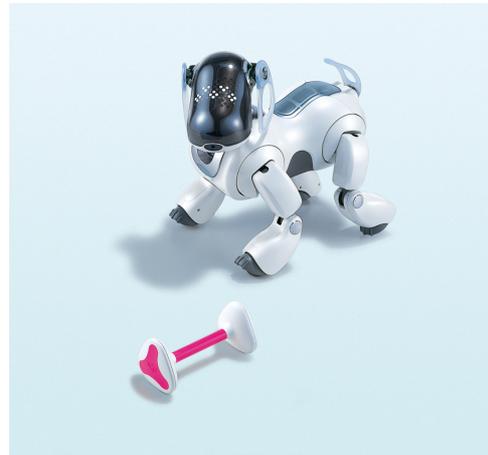
Per quanto riguarda i robot per il servizio su apparecchiature, citiamo lo Skywash, prodotto dalla Putzmeister Werke: si tratta di un enorme braccio a cinematica ridondante (11 DOF) installato su una piattaforma mobile che dimezza il tempo che normalmente si impiega per il lavaggio di un aeroplano. La Reis Robotics propone un robot per il rifornimento automatico di benzina: il cliente inserisce una scheda, digita il codice di autenticazione ed immette

---

<sup>2</sup>Una curiosità: la Honda all'inizio degli anni '90 si recò in Vaticano per avere il parere della Chiesa Cattolica riguardo l'idea di costruire robot antropomorfi, avendo il dubbio che alcuni occidentali potessero fraintendere le intenzioni dell'azienda, magari credendo che giocassero a "fare Dio".



(a) Asimo



(b) Aibo

Figura 1.7: Due esempi di *ludobot* prodotti dall'industria giapponese.

l'ordine di rifornimento; a questo punto il robot localizza l'automobile, apre il bocchettone per il rifornimento, sceglie il giusto numero di ottani ed eroga la quantità di carburante richiesta. E' della Kansai Electric Power Company and Toshiba Corporation, invece, il robot dedicato all'ispezione e pulizia delle tubature marine negli impianti nucleari; tramite un getto d'acqua ad alta pressione pulisce le pareti interne dei tubi e per mezzo di una telecamera le ispeziona per individuare eventuali zone danneggiate.

Alla terza categoria appartengono macchine come l'HACOMatic o il CyberGuard. Il primo, costruito dalla Hako-Werke, è dedicato alla pulizia di grandi superfici (supermercati, stazioni ferroviarie, aeroporti, ecc.) e può contare su capacità di navigazione completamente autonome. Il secondo, commercializzato dalla Cybermotion Inc., è un potente strumento che garantisce sicurezza, prevenzione per gli incendi, monitoraggio ambientale e gestione di edifici; anche questo robot è in grado di effettuare una navigazione autonoma e dispone di una stazione per la ricarica delle batterie e di un set di strumenti per la sorveglianza.

### 1.3 Il trade-off sicurezza/prestazioni

---



(a) Skywash



(b) Il robot “benzinaio” della Reis Robotics

Figura 1.8: Robot per il servizio su apparecchiature.

### 1.3 Il trade-off sicurezza/prestazioni

L'avvento della *Service Robotics* introduce nuove problematiche nel *design* meccanico e nel controllo di un robot. La cooperazione e la condivisione di uno spazio operativo tra l'uomo ed il robot, infatti, esige una strategia di gestione della sicurezza che non si può basare sulle metodologie normalmente in uso nella robotica industriale (come, ad esempio, la delimitazione del *workspace* tramite gabbie o reti metalliche, uso di allarmi visivi o acustici, ecc. (si veda [4], [5], [6]), atte più che altro ad evitare l'interazione fisica con la macchina automatica, mentre quest'ultima può venire spinta alle massime *performance*.

Nella robotica di servizio, quindi, bisogna garantire un alto livello di sicurezza per l'utente, cercando di far scendere il meno possibile le prestazioni ottenibili (ad esempio, un manipolatore che si muova al massimo ad una velocità di 1mm/s sarebbe indubbiamente sicuro, ma avrebbe delle prestazioni assolutamente pessime).

### 1.3.1 La quantificazione dell'indice di sicurezza

Nella movimentazione di un robot, la possibilità di pianificare traiettorie che assicurino adeguati livelli di sicurezza, implica il bisogno di definire un criterio univoco per quantificare il grado di sicurezza stesso.

E' tuttora una questione aperta nell'ambito della ricerca, sia per la complessità dell'argomento, sia per la difficoltà di reperire dei dati sperimentali relativi ai danni fisici sulle persone.

In [7], il livello di sicurezza è definito come:

$$\alpha = \frac{F}{F_C},$$

dove si indica con  $F$  la forza risultante da un impatto tra un braccio robotico e l'uomo, mentre  $F_C$  è la minima forza di impatto capace di provocare del danno fisico. La valutazione di  $F$  dovrebbe tenere conto, a rigore, della forma del braccio robotico (superfici smussate ovvero presenza di spigoli vivi) e della deformabilità delle varie parti del corpo umano; ciò, tuttavia, renderebbe assai complesso il computo, per cui, in genere, si fanno delle ipotesi semplificative su questi due fattori.

Anche la scelta di  $F_C$  presenta grossi margini di incertezza, essendo un parametro che varia notevolmente con l'età, il sesso, e la parte del corpo di una persona. In [8], il valore di  $F_C$  viene scelto pari a 490 N, cioè il 10% della forza che la testa di un uomo può sopportare senza ricevere danno.

Un indice di sicurezza che ha avuto una larga diffusione è l'HIC (*Head Injury Criterion*). E' un criterio che scaturisce dalle ricerche sugli effetti degli incidenti stradali effettuate dall'industria automobilistica: utilizzato per analizzare i dati provenienti dai *crash-test* effettuati con i famosi manichini "Hybrid

### 1.3 Il trade-off sicurezza/prestazioni

III” ([9], [10]), questo indice quantifica il maggiore o minore danno subito dalla testa del passeggero.



Figura 1.9: Immagine ripresa da un crash-test tra due automobili in cui vengono utilizzati i famosi “*dummies*” della serie Hybrid III.

I risultati delle ricerche effettuate finora confermano, infatti, che l’accelerazione subita dalla testa è la più importante causa del danno subito da una persona; emerge, inoltre, il fatto che la durata dell’impatto è un fattore altamente critico: per durate superiori ai 15 ms il contributo al danno può ritenersi trascurabile.

Varcando l’ambito automobilistico ([11]), l’HIC è ampiamente utilizzato nel settore delle protezioni per artificieri ([12], [13], [14]), in quello dei caschi sportivi ([15], [16]), e recentemente introdotto in robotica ([17]).

Lo *HIC* è espresso nel seguente modo (formula di derivazione empirica):

$$HIC = \max_{t_1, t_2} \left\{ (t_2 - t_1) \left[ \frac{1}{t_2 - t_1} \int_{t_1}^{t_2} a(t) dt \right]^{2.5} \right\}, \quad (1.1)$$

### 1.3 Il trade-off sicurezza/prestazioni

---

dove si è indicato con  $a(t)$  l'accelerazione subita dalla testa e con  $t_1$  e  $t_2$  gli istanti di inizio e fine impatto.

Se si assume  $t_1 = 0$ , la (1.1) assume la seguente forma, meno dispendiosa in termini di calcolo:

$$HIC = T_{max}^{-1.5} V_{max}^{2.5}, \quad (1.2)$$

dove  $T_{max}$  è l'istante in cui la testa raggiunge la sua velocità massima  $V_{max}$ . Il valore dell'HIC così trovato rappresenta una buona approssimazione della 1.1, oltre a presentare il vantaggio di poter mettere in relazione, nei casi più semplici, la velocità del corpo urtante con l'indice di danno.

Infine, è possibile mettere in relazione i valori dell'HIC con i livelli di danno definiti dall'AIS (*Abbreviated Injury Scale*): in tabella 1.1 si può vedere questa corrispondenza.

AIS value	HIC index values range	Danger evaluation
0	0 - 100	No injury
1	100 - 200	Minor injury
2	200 - 400	Moderate injury
3	400 - 700	Serious injury
4	700 - 1000	Severe injury
5	1000 - 1500	Critical injury
6	> 1500	Fatal injury

Tabella 1.1: Tabella di corrispondenza tra la classificazione AIS dei danni subiti ed i valori numerici di HIC.

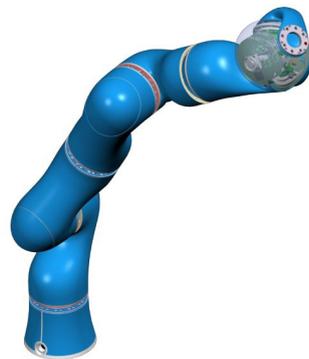
#### 1.3.2 Le soluzioni atte a garantire la sicurezza

La letteratura scientifica propone due principali metodologie di approccio per l'implementazione di sistemi robotici sicuri: quello della *active compliance* e

quello della *passive compliance*.

L'*active compliance* si basa essenzialmente sulla gestione dell'impedenza meccanica<sup>3</sup> tramite algoritmi di controllo software come, ad esempio, il controllo di forza ed il controllo di impedenza ([18], [19]).

Con la *passive compliance*, invece, si vuole garantire il livello di sicurezza prefissato ottimizzando la struttura meccanica del manipolatore (uso di materiali leggeri, rivestimenti morbidi, trasmissioni elastiche): ne sono un esempio il DLR Lightweight Robot, il PSR 2 SAFE ARM, i sistemi con giunti cedevoli o a rigidità regolabile discussi in [20] e [21].



(a) Il DLR Lightweight Robot



(b) Il PSR 2 SAFE ARM

Figura 1.10: Due esempi di robot a struttura meccanica ottimizzata in favore della sicurezza.

Questo tipo di filosofia si dimostra molto più affidabile rispetto al primo: se è vero, infatti, che gestire la sicurezza a livello di controllo è più semplice, è vero anche che per far fronte in maniera efficiente ad eventi che si sviluppano in 15 ms come nel caso di un impatto (1.3.1), ci sarebbe bisogno di un sistema di controllo estremamente veloce ed affidabile. Inoltre, anche ammesso

---

<sup>3</sup>Analogamente al campo elettrotecnico, si può definire impedenza meccanica il seguente rapporto:

$$Z(s) = \frac{F(s)}{V(s)},$$

dove  $V(s)$  è la velocità del corpo ed  $F(s)$  è la forza a cui è sottoposto.

che si possa rilevare sollecitamente un eventuale urto, c'è da considerare il tempo che il controllore impiega per determinare la strategia correttiva e per metterla in pratica: tirando le somme, il grosso rischio è che la dinamica di un controllore sia quasi sempre troppo lenta rispetto alla dinamica di un impatto.

Per questi motivi, la ricerca sta recentemente approfondendo i suoi studi per lo sviluppo di soluzioni nell'ambito della sicurezza passiva.

### 1.3.3 La valutazione delle prestazioni

Intuitivamente, un buon metodo per confrontare le prestazioni di diversi modelli di manipolatore intrinsecamente sicuri consiste nel valutare il tempo che essi impiegano per eseguire un certo *task* di posizionamento, secondo il criterio MTOC, *Minimum Time Optimal Control*.

In [22] vengono presentati degli algoritmi per il confronto di varie architetture secondo tale criterio: più in particolare, viene affrontato il problema del *Safe Brachistochrone*:

Dato un sistema meccanico, di cui si conoscano le inerzie e le forze massime fornibili dagli attuatori, determinare il tempo minimo necessario per portarlo dalla configurazione iniziale a quella finale, con il vincolo che un eventuale urto in un qualsiasi istante del moto produca un indice di danno minore del livello di sicurezza prefissato.

Nell'ambito della *passive compliance*, a parità di struttura meccanica del manipolatore, è l'elasticità della trasmissione che può rappresentare una valida soluzione per la gestione della sicurezza: in questo modo, in un eventuale urto, è possibile disaccoppiare il contributo dovuto all'inerzia del *link* dal contributo dato dall'inerzia dell'attuatore. Quest'ultima può assumere valori molto elevati, considerando che i motori utilizzati in robotica vengono di solito ridotti con alti rapporti di riduzione  $N$ , e quindi l'inerzia riflessa a valle risulta moltiplicata per  $N^2$ .

Di seguito, il problema del Brachistocrono Sicuro sarà risolto per le architetture che finora si sono rivelate le migliori in quanto a gestire il compromesso prestazioni-sicurezza: il SEA, il DM<sup>2</sup> ed il VIA.

## 1.4 Obiettivi della trattazione

Questo lavoro si inquadra nell'ambito della metodologia di attuazione VSA (*Variable Stiffness Approach*), studiata per applicazioni robotiche in cui si voglia garantire, al contempo, un sufficiente livello di sicurezza e delle buone prestazioni.

Nel prossimo capitolo si illustreranno alcune soluzioni presenti in letteratura che cercano di risolvere il compromesso sicurezza-prestazioni. Nel terzo capitolo sarà discusso il modello di attuazione a rigidità variabile ed i risultati sperimentali ottenuti con un prototipo di attuatore VSA. Nel quarto capitolo verrà affrontato il problema della progettazione di un nuovo attuatore che presenti migliori caratteristiche di compattezza e la possibilità di equipaggiare un manipolatore robotico a più gradi di libertà; inoltre, verrà presentato uno studio di ottimizzazione del sistema dinamico VSA.

## Capitolo 2

# Le soluzioni che garantiscono la sicurezza nei manipolatori

Nel seguente capitolo verranno passate in rassegna le soluzioni che, tra quelle presenti in letteratura, hanno meglio risolto il compromesso tra sicurezza e prestazioni in un manipolatore robotico: se ne evidenzieranno le peculiarità e le si metteranno a confronto seguendo il criterio presentato in 1.3.3, al fine di determinare l'architettura che offre le migliori *performance*.

### 2.1 L'architettura SEA (Series Elastic Actuation)

Il modello SEA, introdotto in [23], presenta caratteristiche che lo rendono atto a gestire la movimentazione di un manipolatore in sicurezza, anche se inizialmente fu ideato per implementare un controllo di forza stabile ed accurato.

#### 2.1.1 Il SEA ed i suoi vantaggi sul controllo di forza

Quando si ha a che fare con l'interfaccia meccanica tra un motore ed il suo carico, il motto “the stiffer the better” (quanto più rigido, tanto meglio) è

## 2.1 L'architettura SEA (Series Elastic Actuation)

---

una tradizionale premessa di buon design. Ciò è vero nel caso del controllo di posizione: un'interfaccia rigida ne migliora la precisione, la stabilità e la larghezza di banda.

Tuttavia, l'uso di una interfaccia rigida non è senza contropartite, anche nei sistemi con controllo di posizione. La maggior parte dei motori elettrici può trasmettere basse coppie, mentre può raggiungere velocità relativamente alte: risulta necessario, dunque, l'uso di riduttori ad alti rapporti di riduzione. L'introduzione di questi ultimi, però, comporta la comparsa di attriti aggiuntivi, di un certo *ripple* nella coppia erogata, fenomeni di *backlash* ed alti errori di coppia a fronte di piccoli errori di posizione. Inoltre, se si suppone il rapporto di riduzione pari a  $N$ , l'inerzia riflessa risulta  $N^2$  volte superiore, per cui eventuali carichi di impatto hanno effetti più deleteri sulle dentature degli ingranaggi.

Inoltre, come già discusso (par. 1.3.3), questo aumento dell'inerzia riflessa si dimostra deleterio in termini di sicurezza, stante il maggior danno che ne deriva in caso di urto inaspettato con l'ambiente esterno.

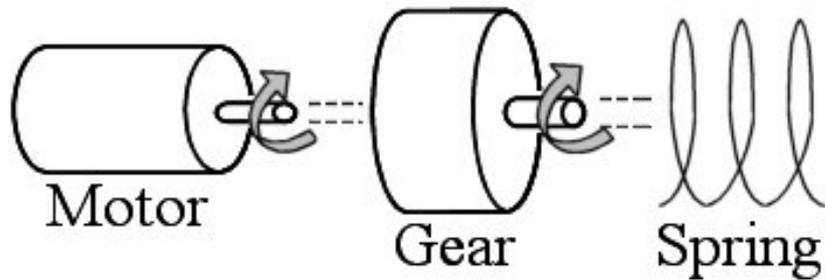


Figura 2.1: Rappresentazione schematica dell'architettura SEA.

Un'interfaccia elastica tra motore e carico può introdurre dei benefici per ovviare ai problemi dovuti all'introduzione della riduzione. In figura 2.1 si può vedere una rappresentazione schematica dell'architettura SEA: uno dei

## 2.1 L'architettura SEA (Series Elastic Actuation)

---

primi effetti dell'introduzione della trasmissione elastica è quello di far comportare il sistema come un filtro passa-basso. Se questo, da un lato, riduce sensibilmente i picchi dovuti al carico esterno sui denti degli ingranaggi, dall'altro limita l'azione degli attuatori alle sole frequenze permesse dalla banda passante: si tratta, in questo caso, di trovare il giusto compromesso per cercare di conciliare caratteristiche positive e negative del sistema.

Di sicuro, la peculiarità più innovativa del modello SEA è dovuta alla trasformazione di un problema di controllo di forza in uno di controllo di posizione: la forza esercitata sull'esterno, infatti, è proporzionale tramite la costante elastica  $k$  della molla alla rotazione relativa tra albero condotto posto a valle della molla ed albero conduttore posto a monte.

Tutto ciò fa sì che si possa ottenere un controllo di forza accurato ma, soprattutto, molto più stabile. Infatti, con il modello SEA, non si hanno più quegli inconvenienti legati al controllo di forza tradizionale: commettere, cioè, grossi errori di forza con piccoli errori di posizionamento e rendere instabile l'applicazione di una forza su una superficie rigida a causa dell'elevato guadagno dei controllori (reso necessario per una buona accuratezza nel posizionamento). Infine, un'altra caratteristica di siffatta architettura è quella di poter immagazzinare energia tramite la componente elastica: questa caratteristica migliora notevolmente l'efficienza dei sistemi di locomozione basati su gambe artificiali ([24], [25]).

### 2.1.2 Implementazione e controllo del SEA

In figura 2.2 si può vedere un'attuatore lineare basato sul modello SEA commercializzato da Yobotics Inc.: l'albero del motore, all'uscita dal riduttore, è collegato ad una vite di manovra: quest'ultima aziona un supporto, collegato tramite delle molle al link da attuare. Questo tipo di attuatore è utilizzato per gli arti superiori del robot umanoide COG (sviluppato al MIT) e per il sistema Robowalk (ideato da Yobotics Inc.) per la riabilitazione post-traumatica degli arti inferiori.

La rappresentazione con schema a blocchi di un controllo di forza adattabile

## 2.1 L'architettura SEA (Series Elastic Actuation)

---



Figura 2.2: L'attuatore lineare basato sul modello SEA commercializzato da Yobotics Inc.

al SEA è presentata in figura 2.3: si può subito notare come il controllo di forza venga ricondotto ad un controllo di posizione; infatti, effettuando una retroazione sulla compressione della molla (opportunamente moltiplicata per la costante elastica della molla) è possibile ottenere la misura dell'errore tra forza attuale e forza desiderata; tramite questa misura, il controllore può attuare le sue azioni correttive sulla dinamica del sistema.

### 2.1.3 Sicurezza e prestazioni nel SEA

Come già anticipato nel paragrafo 2.1.1, il modello SEA può rappresentare una valida soluzione per la gestione della sicurezza nei manipolatori robotici. La possibilità di poter immagazzinare energia potenziale nei suoi elementi elastici, nonché la capacità di ridurre l'inerzia vista a valle del sistema di attuazione, possono renderlo intrinsecamente sicuro nel caso di impatti inaspettati con persone o con l'ambiente esterno.

La scelta del valore della rigidità della trasmissione elastica è frutto di

## 2.1 L'architettura SEA (Series Elastic Actuation)

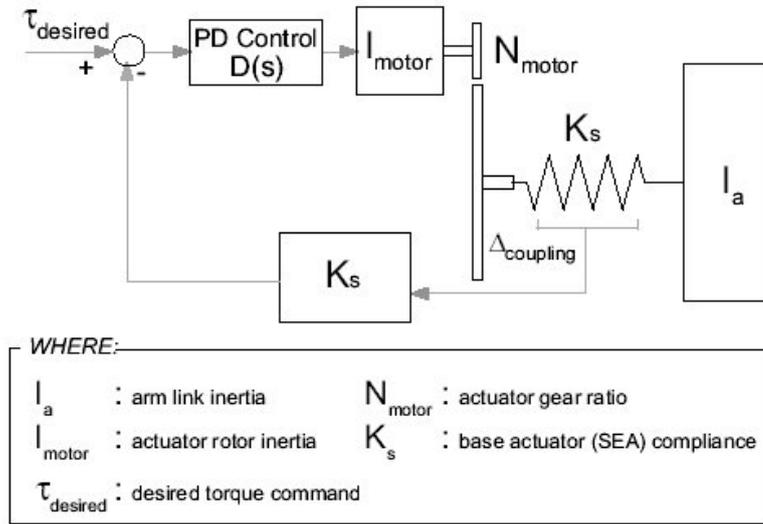


Figura 2.3: Schema a blocchi del sistema di controllo di forza realizzabile per mezzo dell'architettura SEA.

un compromesso tra sicurezza e prestazioni ottenibili dall'attuatore: come sostenuto precedentemente, un basso valore della rigidezza rende più graduale il trasferimento di energia tra l'attuatore e l'oggetto urtato, con l'effetto di limitare il danno in caso di urti inaspettati; per contro, la conseguente riduzione della banda passante fa inevitabilmente scadere le *performance* del sistema.

Occorre, quindi, determinare un valore ottimo della rigidezza che possa conciliare queste due opposte tendenze: a questo scopo, si può risolvere il problema del Brachistocrono Sicuro relativo al modello SEA al variare della costante elastica di trasmissione; il valore ottimo sarà quello a cui corrisponderà un tempo di *task* minimo.

In figura 2.4 è proposto uno schema concettuale del sistema di attuazione SEA; si è indicato con  $M_{rot}$  l'inerzia del rotore (valutata a valle della scatola di riduzione), con  $M_{link}$  l'inerzia del link e con  $M_{ope}$  la massa della testa del soggetto urtato;  $f$  è la coppia erogata dall'attuatore;  $K_{riv}$  è la costante elastica del rivestimento del link;  $K_{trasm}$ , infine, è la rigidezza della trasmissione

## 2.1 L'architettura SEA (Series Elastic Actuation)

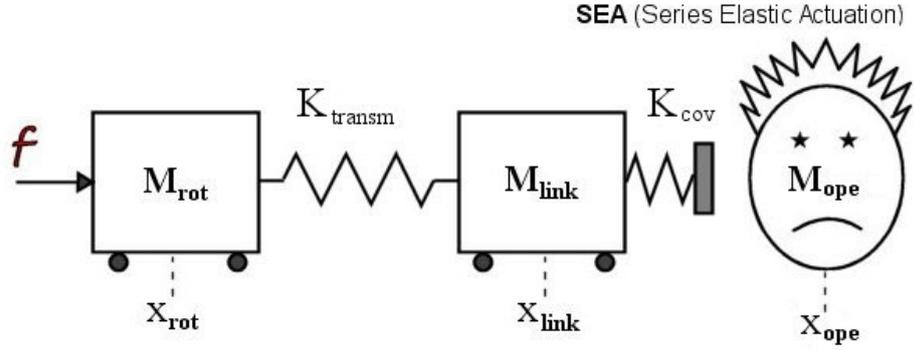


Figura 2.4: Modello concettuale del sistema di attuazione *Series Elastic Actuator*.

elastica, cioè il parametro da ottimizzare.

Le seguenti equazioni offrono una descrizione matematica del modello concettuale

$$\begin{cases} M_{rot} \ddot{x}_{rot} = K_{trasm} (x_{link} - x_{rot}) + f \\ M_{link} \ddot{x}_{link} = K_{trasm} (x_{rot} - x_{link}) \end{cases} \quad (2.1)$$

Il problema del Brachistocrono Sicuro si formula nei termini delle seguenti equazioni

$$\begin{cases} \min_T \int_0^T 1 dt \\ M_{rot} \ddot{x}_{rot} = K_{trasm} (x_{link} - x_{rot}) + f \\ M_{link} \ddot{x}_{link} = K_{trasm} (x_{rot} - x_{link}) \\ |\dot{x}_{link}| \leq v_{safe}(K_{trasm}) \\ |f| \leq f_{max} \end{cases} \quad (2.2)$$

con le seguenti condizioni iniziali

$$\begin{cases} x_0 = ( x_{rot} & x_{link} & \dot{x}_{rot} & \dot{x}_{link} )^T \Big|_{t=0^-} = \\ & ( -\pi & -\pi & 0 & 0 )^T \\ x_T = ( 0 & 0 & 0 & 0 )^T . \end{cases} \quad (2.3)$$

---

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)

La risoluzione del sistema 2.5-2.6 è stata eseguita tramite l'algoritmo discusso in [22]; i valori associati ai vari parametri sono elencati in tabella 2.1.

In figura 2.5 si riporta il diagramma del tempo minimo di *task* in funzione

Stato iniziale (pos, vel)	$[-\pi, -\pi, 0, 0]$ rad
Inerzia del rotore	1.2 kgm <sup>2</sup>
Inerzia del link	0.1 kgm <sup>2</sup>
Coppia massima del rotore	1.5E1 Nm
Costante elastica del rivestimento	5E3 Nm/rad
Inerzia equivalente dell'operatore	1.2 kgm <sup>2</sup>

Tabella 2.1: Parametri del modello SEA impiegati nella risoluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro.

della rigidità della trasmissione elastica: come si nota, la ricerca di un compromesso tra sicurezza (e quindi alta cedevolezza) e prestazioni (quindi alta rigidità), si sintetizza in un tempo minimo corrispondente ad un valore ottimo di  $K_{trasm}$ .

In figura 2.6 è presentato, in funzione del tempo, l'andamento della coppia di riferimento generata dal controllo, nonché l'evoluzione degli stati corrispondenti al link.

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)

La struttura DM<sup>2</sup> ([26], [17]), nasce come tentativo di ottenere migliori prestazioni rispetto al SEA, fermi restando i vincoli imposti dalla sicurezza.

Sfruttando un'analogia con il campo dell'*audio entertainment*, come in un impianto hi-fi si usano dei *tweeter* e dei *woofer* per coprire un'ampia gamma di frequenze, così nel DM<sup>2</sup> si fanno cooperare un sistema SEA ed un picco-

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)

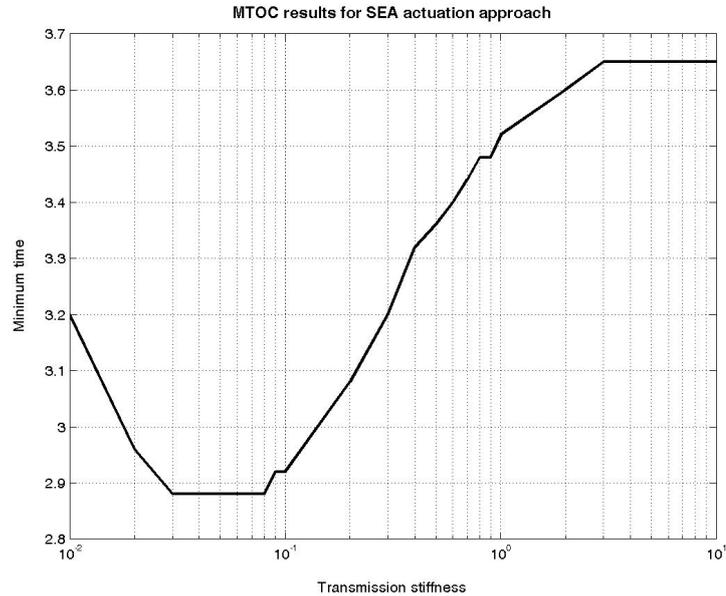


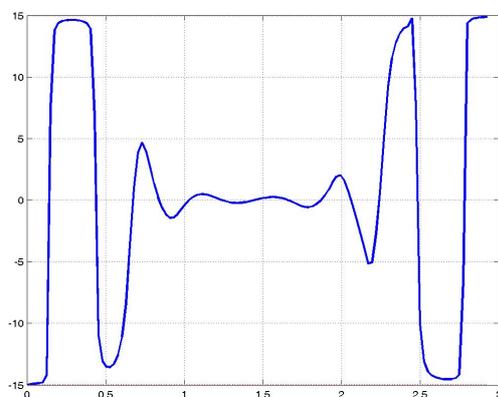
Figura 2.5: Soluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro per il SEA: tempo minimo di *task* in funzione della rigidezza della trasmissione elastica.

lo servomotore, ciascuno dei quali è ottimizzato per intervalli di frequenza differenti.

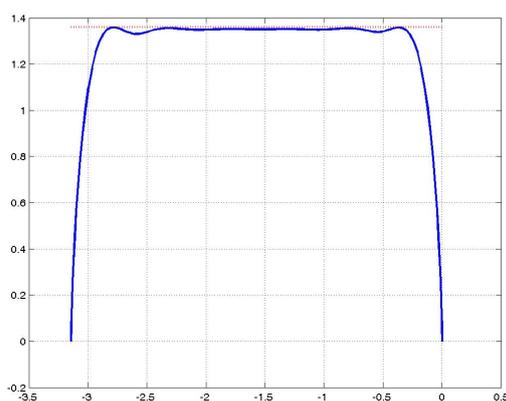
### 2.2.1 Attuazione parallela e distribuita

Nel modello DM<sup>2</sup>, il primo passo per garantire la sicurezza è di localizzare la maggior parte dello sforzo di attuazione dal giunto alla base del manipolatore. Questa sostanziale riduzione di peso permette di ridurre l'inerzia effettiva di tutto il braccio robotico. Il secondo *step* è di utilizzare degli ulteriori piccoli attuatori, direttamente montati sui giunti, per mantenere alte le prestazioni. Questo approccio, quindi, si basa sulla ripartizione della coppia da generare in componenti in bassa ed alta frequenza, e sulla distribuzione di tali componenti sulle zone del braccio robotico in cui sono più utili. Da qui deriva una struttura in cui figurano più attuatori operanti in parallelo, ciascuno che eroga la sua componente di coppia: all'attuatore ad alta coppia e bassa

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)



(a) Controllo



(b) Posizione e velocità del link

Figura 2.6: Soluzione del Brachistocrono Sicuro per il SEA corrispondente al valore ottimo di  $K_{trasm}$ .

frequenza situato alla base del manipolatore viene accoppiato un piccolo servomotore ad alta frequenza. Lo schema in figura 2.7 chiarisce meglio questo concetto.

Affinché il sistema DM<sup>2</sup> funzioni, è necessario che gli attuatori in bassa ed alta frequenza abbiano impedenza zero o quasi zero. E' questa la condizione per cui le coppie erogate non si sommino in modo distruttivo durante il trasferimento di potenza: più in particolare, ogni attuatore deve avere impedenza

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)

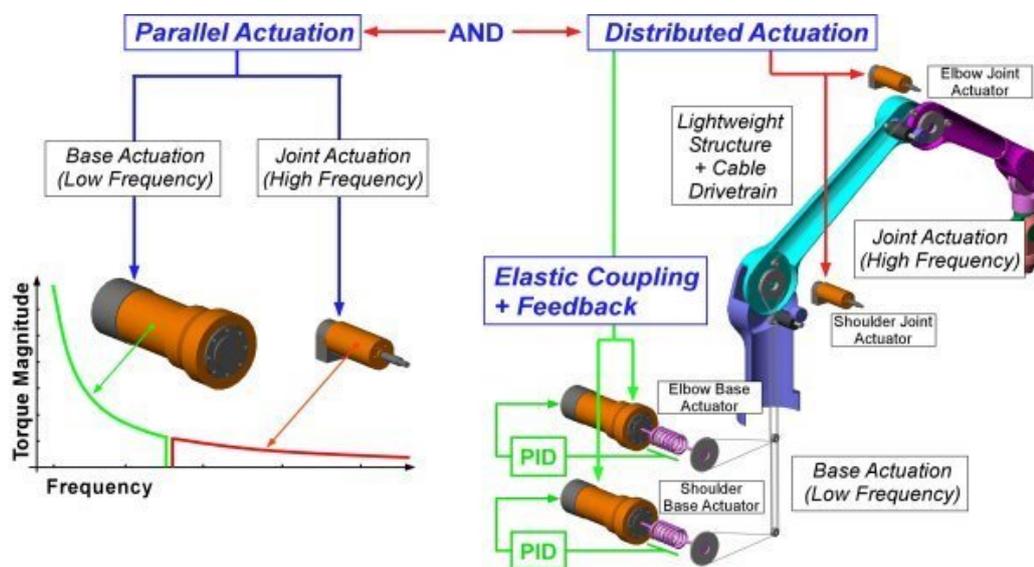


Figura 2.7: Approccio parallelo e distribuito nel DM<sup>2</sup>. Su ogni giunto del robot agiscono contemporaneamente due motori: uno più potente (a bassa frequenza) posizionato al di fuori della struttura del manipolatore; l'altro, più piccolo (ed in alta frequenza), è in presa diretta col giunto. Usando un SEA per il motore alla base del robot se ne può diminuire l'inerzia riflessa.

trascurabile nel campo di frequenze di lavoro dell'altro.

Per l'attuazione in alta frequenza, si raggiunge una bassa impedenza tramite l'utilizzo di piccoli servomotori a bassa inerzia collegati direttamente al giunto.

Per quanto riguarda l'attuazione in bassa frequenza, si possono ottenere valori ridotti di impedenza utilizzando dei *series elastic actuators* collegati al giunto per mezzo di cavi di trasmissione a bassa riduzione e ad attrito trascurabile: in questo caso, la limitazione di banda intrinseca nel SEA non è un problema, visto che nel sistema DM<sup>2</sup> il motore di base non si occupa delle componenti di coppia in alta frequenza.

Infine, siccome in quasi tutti i *task* di manipolazione le componenti di coppia in bassa frequenza sono anche quelle ad ampiezza maggiore, ne deriva che il motore di base deve essere relativamente grosso e pesante: la scelta di posizionarlo lontano dal giunto attuato, come si è detto, rende la struttura del

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)

manipolatore più leggera, per un maggior beneficio in termini di sicurezza.

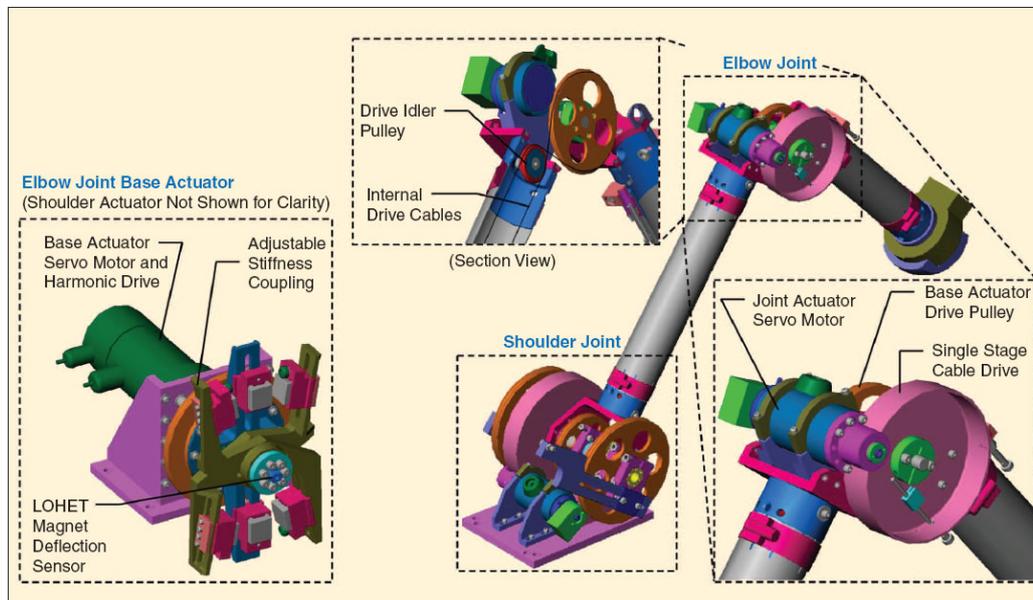


Figura 2.8: Modello CAD di un manipolatore robotico a 2 gradi di libertà (g.d.l.) ideato a Stanford e basato sul sistema *Distributed Macro Mini*.

### 2.2.2 Implementazione e controllo del DM<sup>2</sup>

A Stanford è stato costruito un prototipo di braccio manipolatore a 2 gradi di libertà (g.d.l.) basato sull'architettura DM<sup>2</sup>. In figura 2.8 è presentato il modello CAD di tale robot: in particolare, si può notare il sistema di cavi di trasmissione e pulegge che collegano il motore a bassa frequenza (situato al di fuori della struttura del manipolatore) con il giunto attuato.

La rappresentazione con schema a blocchi del sistema robot-controllore secondo l'approccio DM<sup>2</sup> è riportata in figura 2.9: viene valutata la coppia in uscita dall'attuatore di base e successivamente confrontata con la coppia desiderata, producendo il segnale di riferimento in ingresso ad entrambi gli attuatori. Il motore più leggero serve così a generare le coppie ad alta frequenza che il SEA non riesce a fornire.

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)

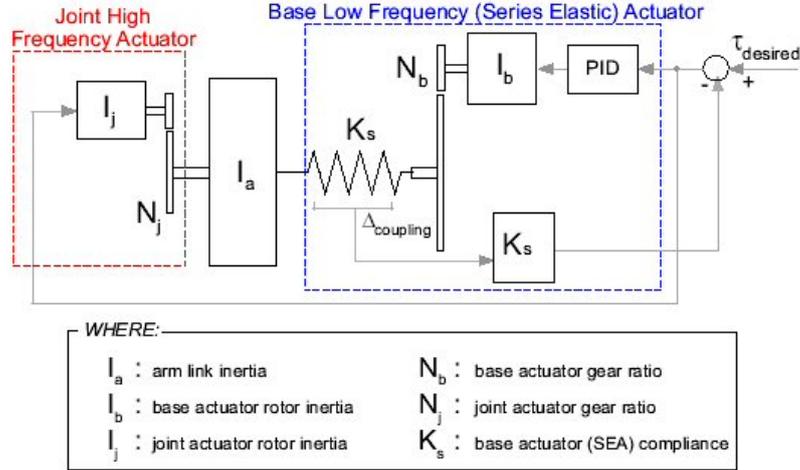


Figura 2.9: Schema a blocchi del sistema robot-ctrllore ottenuto utilizzando l'approccio DM<sup>2</sup>.

### 2.2.3 Sicurezza e prestazioni nel DM<sup>2</sup>

L'architettura DM<sup>2</sup> ha come componente di base un attuatore della classe SEA: l'alta inerzia riflessa del motore che fornisce il grosso della coppia viene attenuata dalla trasmissione elastica; la riduzione di banda passante che ne consegue è compensata dal servomotore a bassa inerzia ed alta frequenza. Il DM<sup>2</sup>, dunque, si presenta come un sistema intrinsecamente sicuro nei confronti di eventuali urti con l'ambiente esterno, ma a differenza del SEA, introduce un'evoluzione per un recupero sostanziale delle prestazioni.

E' interessante, quindi, indagare circa gli effetti generati da questa evoluzione e procedere verso una loro quantificazione.

Lo schema concettuale relativo ad un sistema di tipo DM<sup>2</sup> è proposto in figura 2.10:

La formulazione matematica che ne deriva è la seguente

$$\begin{cases} M_{rot} \ddot{x}_{rot1} = K_{trasm}(x_{link} - x_{rot1}) + f_1 \\ M_2 \ddot{x}_{link} = K_{trasm}(x_{rot1} - x_{link}) + f_2 \end{cases} \quad (2.4)$$

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)

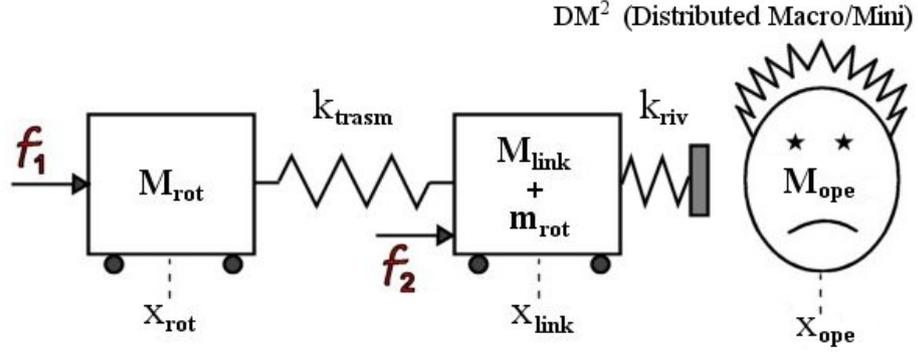


Figura 2.10: Modello concettuale del sistema di attuazione *Distributed Macro Mini*.

dove si è indicato con  $M_{rot}$  l'inerzia dell'attuatore in bassa frequenza, con  $M_2 = M_{link} + m_{rot}$  la somma delle inerzie del link e del motore in alta frequenza e con  $f_1$  ed  $f_2$  le componenti di coppia erogata rispettivamente in bassa ed alta frequenza.

Per avere un confronto con i risultati ottenuti per il SEA (par. 2.1.3), si risolve il problema del Brachistocrono Sicuro, facendo uso dei parametri elencati in tabella 2.2 (per rendere possibile tale confronto si sono scelti valori numerici analoghi nei due casi)

$$\left\{ \begin{array}{l} \min_T \int_0^T 1 dt \\ M_{rot} \ddot{x}_{rot1} = K_{trasm}(x_{link} - x_{rot1}) + f_1 \\ M_2 \ddot{x}_{link} = K_{trasm}(x_{rot1} - x_{link}) + f_2 \\ |x_{link}| \leq v_{safe} \\ |f_1| \leq f_{1max} \\ |f_2| \leq f_{2max} \end{array} \right. \quad (2.5)$$

con le condizioni iniziali

$$\left\{ \begin{array}{l} x_0 = ( x_{rot1} \quad x_{link} \quad \dot{x}_{rot1} \quad \dot{x}_{link} )^T|_{t=0^-} = \\ \quad \quad \quad ( -\pi \quad -\pi \quad 0 \quad 0 )^T \\ x_T = ( 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 )^T . \end{array} \right. \quad (2.6)$$

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)

Stato iniziale (pos, vel)	$[-\pi, -\pi, 0, 0]$ rad
Inerzia del rotore di base	1.2 kgm <sup>2</sup>
Inerzia del rotore ad alta frequenza	5E-6 kgm <sup>2</sup>
Inerzia del link	0.1 kgm <sup>2</sup>
Coppia massima del rotore di base	1.5E1 Nm
Coppia massima del rotore ad alta frequenza	2.5E-2 Nm
Costante elastica del rivestimento	5E3 Nm/rad
Inerzia equivalente dell'operatore	1.2 kgm <sup>2</sup>

Tabella 2.2: Parametri del modello DM<sup>2</sup> impiegati nella risoluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro.

Il DM<sup>2</sup>, a parità di livello di sicurezza, presenta caratteristiche di prontezza migliori rispetto al SEA (figura 2.11). Per valori crescenti della rigidità della trasmissione elastica, come era facile prevedere, i tempi minimi di *task* dei due sistemi tendono ad uniformarsi: questo perché la struttura del robot tende progressivamente a quella di un manipolatore rigido, dove l'indice di sicurezza dipende unicamente dalla velocità del link.

E' interessante notare come, nel DM<sup>2</sup>, la costante di rigidità relativa al tempo minimo assuma un valore inferiore rispetto all'altra architettura: l'introduzione dell'attuatore in alta frequenza per il recupero delle prestazioni rende possibile il fatto che si possa avere un sistema di attuazione di base che abbia una banda passante più ridotta (quindi elementi elastici più cedevoli) rispetto al SEA.

In figura 2.12 è presentato, in funzione del tempo, l'andamento della coppia di riferimento generata dal controllo, nonché l'evoluzione degli stati corrispondenti al link.

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)

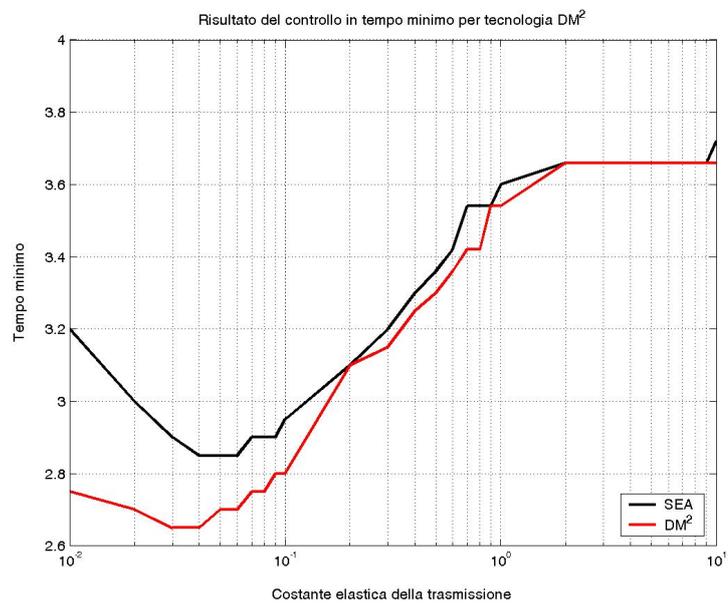
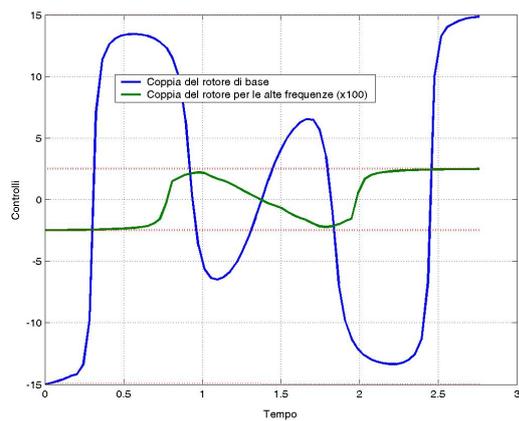
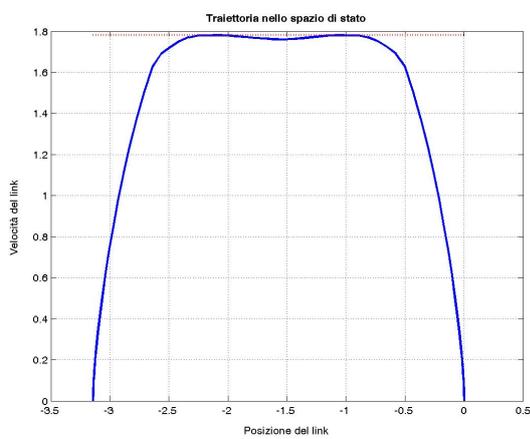


Figura 2.11: Soluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro per il DM<sup>2</sup>: tempo minimo di *task* in funzione della rigidità della trasmissione elastica.

## 2.2 L'architettura DM<sup>2</sup> (Distributed Macro Mini)



(a) Controllo



(b) Posizione e velocità del link

Figura 2.12: Soluzione del Brachistocrono Sicuro per il DM<sup>2</sup> corrispondente al valore ottimo di  $K_{trasm}$ .

# Capitolo 3

## Il VSA (Variable Stiffness Actuator)

In questo capitolo viene presentata la tipologia di attuatori a rigidità variabile, che si inquadrano nel più ampio ambito del *Variable Impedance Approach* ([27], [28]). Il VSA, come si illustrerà tra breve, attualmente permette i maggiori vantaggi in termini di prestazioni a parità di livello di sicurezza imposto rispetto alle soluzioni costruttive discusse nel precedente capitolo. Sarà presentato, inoltre, un prototipo di attuatore VSA costruito presso il Centro Interdipartimentale di Ricerca “E. Piaggio”, nonché i risultati sperimentali conseguiti per mezzo di esso.

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell’approccio VSA

Le soluzioni costruttive che cercano di risolvere il compromesso sicurezza/prestazioni esaminate finora, presentano un limite fondamentale: si basano su un modello concettuale che tende ad operare una netta separazione tra fattori legati alla sicurezza e fattori legati alle *performance*.

I manipolatori rigidi e pesanti, così come quelli cedevoli e leggeri, si collocano agli antipodi segnati da due strutture che risultano, rispettivamente, intrin-

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

secamente insicura ed intrinsecamente imprecisa.

Una progettazione più razionale ed efficiente si deve essenzialmente basare sull'integrazione dei due fattori che influenzano la sicurezza e le *performance*: da qui l'uso della terminologia di "co-design meccanico/controllistico", che evidenzia la stretta interconnessione di questi due aspetti su cui si basa l'approccio VSA, discusso nei paragrafi seguenti.

#### 3.1.1 L'architettura VSA

Per quanto discusso nei precedenti capitoli, si perviene alla considerazione che i parametri che influenzano l'indice di danno durante un impatto sono:

1. l'impedenza meccanica del manipolatore vista dall'oggetto urtato.
2. la velocità relativa tra il link e l'oggetto urtato.

Da questa analisi nasce l'idea del *Variable Impedance Approach*, in cui l'impedenza meccanica del braccio robotico viene variata dinamicamente in funzione della sua velocità.

Si consideri il sistema raffigurato in fig. 3.1. L'impedenza meccanica per-

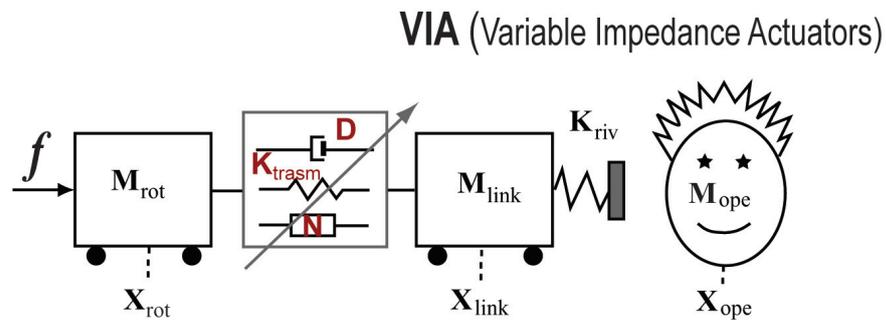


Figura 3.1: Rappresentazione schematica dell'architettura VIA.

cepita dall'oggetto urtato assume la seguente espressione

$$Z_m = \frac{F(s)}{v(s)} = s \frac{(M_{rot}N^2)M_{link}s^2 + [(M_{rot}N^2) + M_{link}](Ds + K_{trasm})}{(M_{rot}N^2)s^2 + Ds + K_{trasm}} \quad (3.1)$$

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

Come si può notare, tale grandezza è influenzata dalla costante elastica della trasmissione  $K_{trasm}$ , dal coefficiente di smorzamento viscoso  $D$  e dal rapporto di trasmissione  $N$ .

Si supponga ora di essere in presenza di un attuatore VSA, in cui si possa effettuare unicamente una regolazione dinamica della rigidità della trasmissione elastica. In questo caso, l'espressione dell'impedenza del sistema si semplifica come sotto riportato

$$Z_K = s \frac{M_{rot}M_{link}s^2 + (M_{rot} + M_{link})K_{trasm}}{M_{rot}s^2 + K_{trasm}} \quad (3.2)$$

In figura 3.2 è presentato il grafico dell'andamento dell'HIC in funzione della

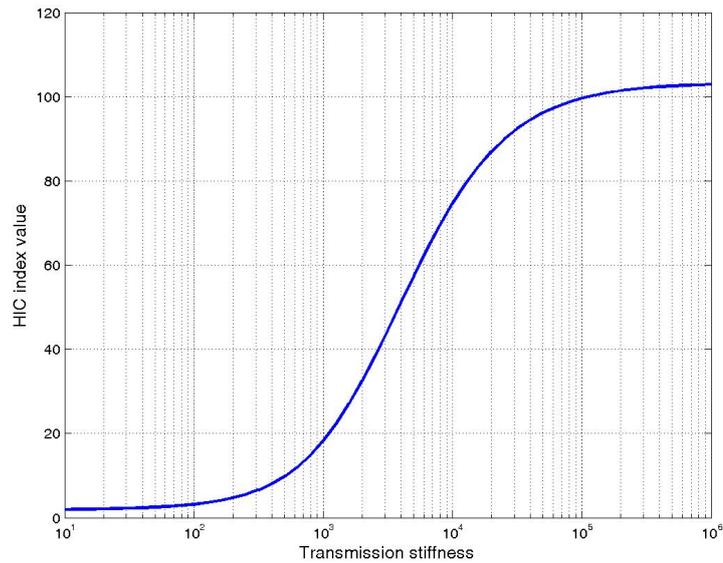


Figura 3.2: Andamento dell'HIC in funzione della rigidità della trasmissione elastica (si suppone che la velocità sia uniforme e pari a 10m/s prima che avvenga l'impatto).

rigidità della trasmissione elastica: si è supposto un andamento uniforme della velocità del link e pari a 10m/s prima dell'impatto; inoltre, si è assunto per l'inerzia del motore il valore di 1.2kg, mentre per quello del link il valore di 0.1kg. Come si nota, l'HIC aumenta al diminuire della cedevolezza, fino a raggiungere un asintoto orizzontale in cui si può assumere che la struttura

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

sia totalmente rigida.

Si può dare una spiegazione intuitiva del comportamento di un attuatore VST considerando, per esempio, il classico profilo di velocità associato ad una movimentazione del giunto del tipo punto-punto. Come schematizzato in figura 3.3, il profilo consiste in una rampa iniziale in cui si accelera da zero alla velocità massima; segue un tratto a velocità costante. Infine, una rampa discendente in cui si decelera nuovamente fino a zero.

Sarebbe desiderabile associare al tratto centrale (a velocità massima) una

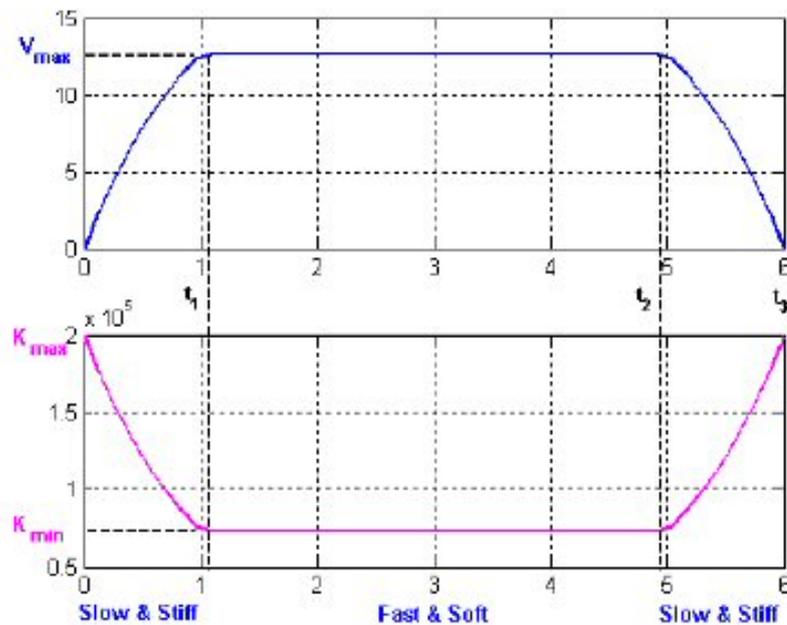


Figura 3.3: Andamento intuitivo di velocità del link e rigidezza di trasmissione in un attuatore VST per una movimentazione di giunto del tipo punto-punto: alle basse velocità si desidera alta rigidezza per ottenere una migliore banda di controllo ed accuratezza nel posizionamento; alle alte velocità si predilige una bassa rigidezza per avere valori contenuti dell'indice di danno.

bassa rigidezza, in modo da minimizzare l'inerzia riflessa e, di conseguenza, il valore dell'indice di danno; d'altro lato, nella fase iniziale, in cui si desidera accelerare prontamente ed avere un'ampia banda di controllo, e in quella

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

finale, dove si vuole minimizzare l'errore di posizionamento e le oscillazioni del link, è più appropriato un alto valore della rigidità di trasmissione.

#### 3.1.2 Sicurezza e prestazioni nel VSA

Per quantificare i vantaggi offerti da un modello di tipo VSA rispetto alle soluzioni costruttive discusse nel precedente capitolo, occorre risolvere il problema del Brachistocrono Sicuro, scegliendo in modo opportuno i parametri della simulazione in modo da rendere confrontabili i risultati ottenuti per le diverse architetture.

La formulazione matematica del problema applicato al sistema VSA è la seguente

$$\left\{ \begin{array}{l} \min_T \int_0^T 1 \, dt \\ M_{rot} \ddot{x}_{rot} + u_K (x_{rot} - x_{link}) = u \\ M_{link} \ddot{x}_{link} + u_K (x_{link} - x_{rot}) = 0 \\ |\dot{x}_{link}| \leq v_{safe}(u_K) \\ |u| \leq U_{max} \\ u_{K,min} \leq u_K \leq u_{K,max} \end{array} \right. \quad (3.3)$$

unitamente alle condizioni al contorno

$$\left\{ \begin{array}{l} x_{rot}(0) = 1, \quad \dot{x}_{rot}(0) = 0 \\ x_{link}(0) = 1, \quad \dot{x}_{link}(0) = 0 \\ x_{rot}(T) = 0, \quad \dot{x}_{rot}(T) = 0 \\ x_{link}(T) = 0, \quad \dot{x}_{link}(T) = 0. \end{array} \right.$$

Si è assunto che la rigidità di trasmissione  $u_K$  sia una variabile di controllo limitata inferiormente e superiormente. Inoltre, i valori numerici dei parametri utilizzati nella risoluzione dell'algorithm sono elencati in tabella 3.1.

In figura 3.4 è riportato il grafico dei risultati ottenuti dalla soluzione del problema del Brachistocrono Sicuro relativi al sistema VST: considerando un

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

Stato iniziale (pos, vel)	$[-\pi, -\pi, 0, 0]$ rad
Inerzia del rotore	$1.2 \text{ kgm}^2$
Inerzia del link	$0.1 \text{ kgm}^2$
Coppia massima del rotore	$1.5E1 \text{ Nm}$
Costante elastica del rivestimento	$5E3 \text{ Nm/rad}$
Inerzia equivalente dell'operatore	$1.2 \text{ kgm}^2$

Tabella 3.1: Parametri del modello VST impiegati nella risoluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro.

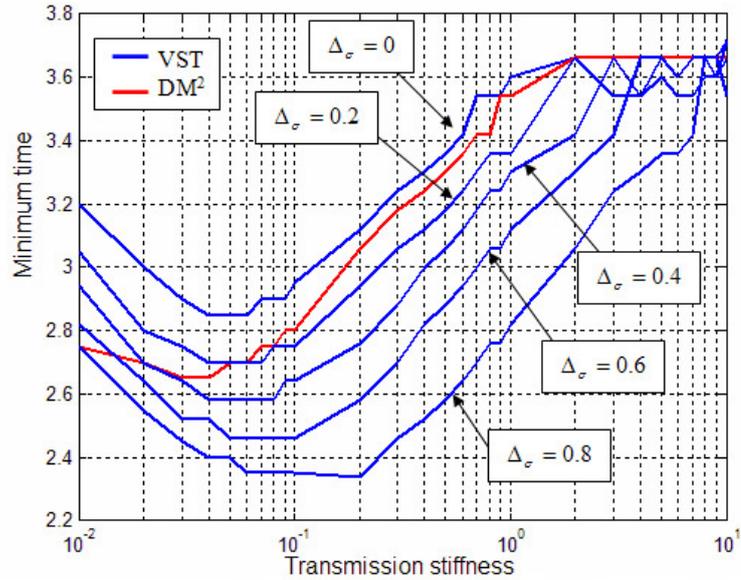


Figura 3.4: Soluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro per il VSA: tempo minimo di task in funzione della rigidezza media della trasmissione elastica.

intervallo simmetrico di rigidezza dato da

$$u_{K,min} = (1 - \Delta_\sigma)\bar{\sigma} \quad u_{K,max} = (1 + \Delta_\sigma)\bar{\sigma}$$

si può notare come già per  $\Delta_\sigma \geq 0.5$  il VST presenti prestazioni migliori rispetto al DM<sup>2</sup>; per  $\Delta_\sigma = 0$  l'andamento della curva coincide con quello

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

ottenibile dal modello SEA.

Una importante considerazione che scaturisce dall'analisi dei risultati è che si registra un significativo incremento delle prestazioni all'aumentare dell'intervallo di rigidezza ottenibile; nel caso limite di intervallo di rigidezza infinito ( $u_{K,min} = 0$ ,  $u_{K,max} = \infty$ ) sarebbe possibile ottenere le migliori *performance* (figura 3.5).

In figura 3.6 sono riportati i profili ottimali di velocità e rigidezza generati

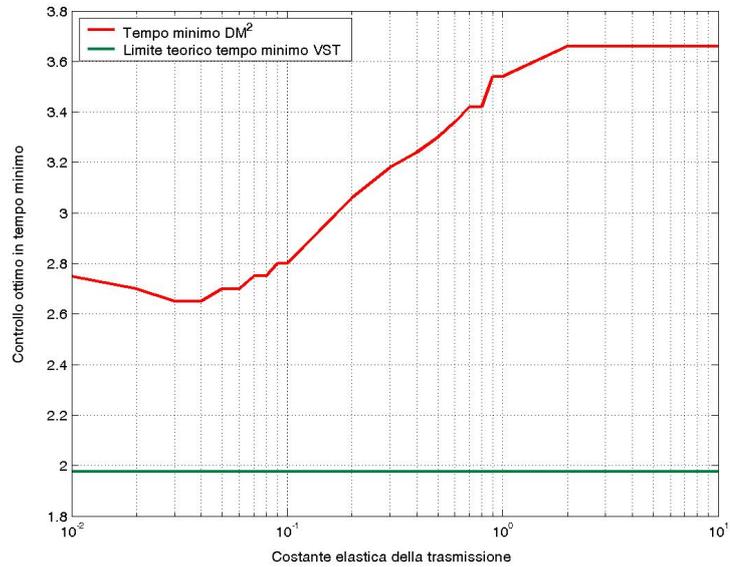


Figura 3.5: Prestazioni teoriche di un'architettura VSA nel caso limite di intervallo di rigidezza infinito.

dalla soluzione del Brachistocrono Sicuro: il loro andamento non fa che confermare il comportamento intuitivo esplicito in fig. 3.3.

#### 3.1.3 Implementazione di un sistema VSA

In robotica, il bisogno di usufruire di meccanismi a cedevolezza programmabile ha portato ad alcune soluzioni di attuatori sia per le articolazioni superiori di spalla e braccio ([29], [21]), sia per le articolazioni inferiori di ro-

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

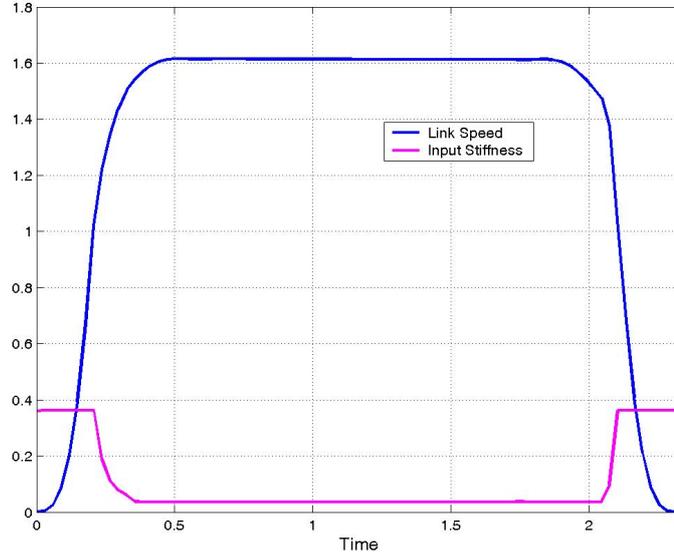


Figura 3.6: Profili ottimali di velocità e rigidezza ottenuti dalla soluzione del Brachistocrono Sicuro per un sistema VSA.

bot bipedi o quadrupedi ([30]). In realtà, si tratta di dispositivi abbastanza complessi ed ingombranti, ancora lontani da un effettivo impiego su strutture robotiche antropomorfe dalle proporzioni e dimensioni paragonabili a quelle dell'uomo.

Un approccio efficace per realizzare attuatori della classe VSA dalle dimensioni contenute si basa su una struttura di tipo agonista-antagonista (con una terminologia mutuata dal campo della fisiologia umana). Una possibile implementazione è schematizzata in figura 3.7: in questa configurazione entrambi gli attuatori sono collegati allo stesso giunto da movimentare tramite degli elementi elastici; ogni attuatore può sviluppare potenza attiva solo in una direzione.

Come si nota, si può regolare la rigidezza e la posizione del link a seconda che gli attuatori ruotino in maniera concorde o discorde. Con riferimento ad una posizione angolare pari a  $\theta_1$  e  $\theta_2$  per i motori e pari a  $q$  per il giunto, la

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

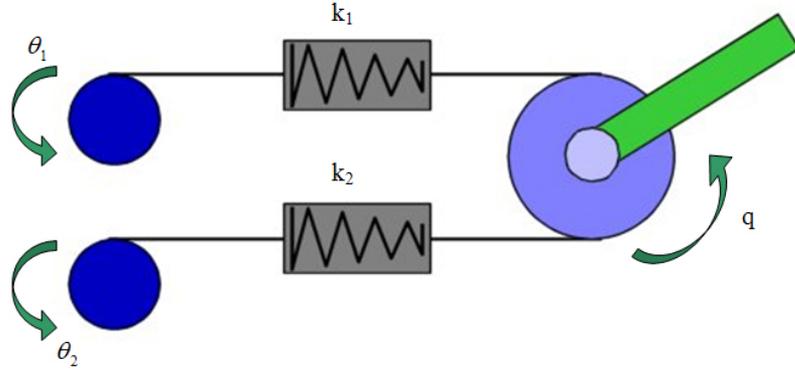


Figura 3.7: Rappresentazione schematica di un sistema VSA costituito da due attuatori montati in configurazione antagonista.

coppia applicata al link vale

$$\tau = R [k_1 (r\theta_1 - Rq) - k_2 (r\theta_2 + Rq)]$$

dove  $k_1$  e  $k_2$  sono i coefficienti di rigidità degli elementi elastici,  $r$  il raggio delle pulegge calettate sugli attuatori, mentre  $R$  è il raggio della puleggia su cui è montato il link.

L'espressione della rigidità del giunto attuato (in condizioni di equilibrio) assume la seguente forma

$$\sigma = \frac{\partial \tau}{\partial q} = R^2(k_1 + k_2) - R^2 \left[ \frac{\partial k_1}{\partial q} (r\theta_1 - Rq) + \frac{\partial k_2}{\partial q} (r\theta_2 + Rq) \right] \quad (3.4)$$

E' interessante notare che, nel caso di molle lineari, la 3.4 si riduce a

$$\sigma = R^2(k_1 + k_2)$$

quindi non ci sarebbe alcuna possibilità di regolare la rigidità del giunto da attuare, non comparando nell'espressione nessun termine relativo alla posizione angolare dei motori. Pertanto, risulta necessario l'utilizzo di un elemento elastico che presenti una caratteristica meccanica dal comportamento

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

---

non lineare.

Una tipica soluzione potrebbero essere delle molle elicoidali coniche (figura

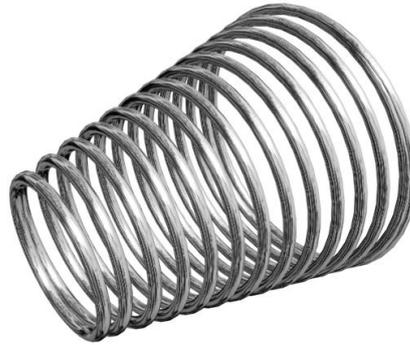


Figura 3.8: Modello CAD di una molla elicoidale conica: in un determinato intervallo di allungamento presenta una caratteristica meccanica dall'andamento approssimativamente quadratico.

3.8): in un determinato intervallo di allungamento presentano una caratteristica meccanica approssimabile con una parabola; un simile comportamento è assai desiderabile, in quanto la rigidità del giunto risulta indipendente dalla posizione angolare del link.

In [28] è stato effettuato il calcolo delle dimensioni di una molla elicoidale conica per l'implementazione di un attuatore VSA in configurazione antagonista: purtroppo, a fronte di un ingombro relativamente elevato, con questa soluzione si ottiene un  $\Delta_\sigma$  pari solo a 0.2, non sufficiente ad sfruttare i vantaggi di un'architettura *Variable Stiffness Approach*.

Una valida alternativa per ottenere rigidità variabile è rappresentata dai muscoli artificiali di McKibben: si tratta di attuatori pneumatici realizzati tramite una guaina di gomma ricoperta da una rete a maglie incrociate composta da fili in materiale inestensibile.

Secondo un semplice modello sviluppato in [31], la forza esprimibile da un muscolo di McKibben presenta la seguente forma

$$F = k(L^2 - L_{min}^2)p$$

### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

dove  $p$  è la pressione imposta all'interno della guaina,  $L$  è l'allungamento del muscolo, mentre  $k$  ed  $L_{min}$  (quest'ultima, è la minima lunghezza teoricamente raggiungibile) sono dei parametri che dipendono da diversi fattori, tra cui il diametro dell'attuatore e le caratteristiche della rete e del filo inestensibile. Con questo tipo di attuatore, che consente intervalli di rigidità ben maggiori rispetto all'uso di molle coniche, è stato equipaggiato il braccio robotico UNIFI Softarm (figura 3.9), costruito presso il Centro Interdipartimentale di Ricerca "E. Piaggio" ([32]).

Tuttavia, i muscoli di McKibben presentano alcuni svantaggi, tra cui una



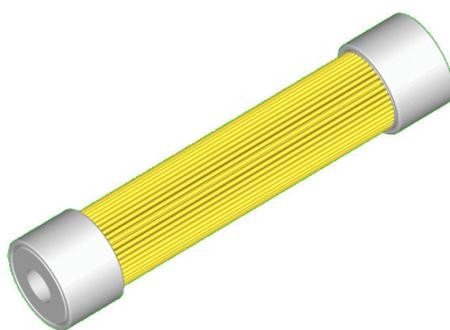
Figura 3.9: Il braccio robotico UNIFI Softarm, costruito presso il Centro Interdipartimentale di Ricerca "E. Piaggio", è equipaggiato con dei muscoli artificiali di McKibben.

bassa prontezza nella risposta, la presenza di capacità parassite nel condotto di adduzione e la necessità di ricorrere ad una sorgente di aria compressa (che rende impossibile l'uso di questa implementazione VSA su molte tipologie di robot, come ad es. quelli umanoidi). Inoltre, si registrano fenomeni di isteresi dovuti all'attrito secco tra guaina di gomma e rete esterna, nonché la presenza di un livello di soglia della pressione al di sotto del quale non si manifesta alcuna contrazione, comunque limitata al 20%-30% della lunghez-

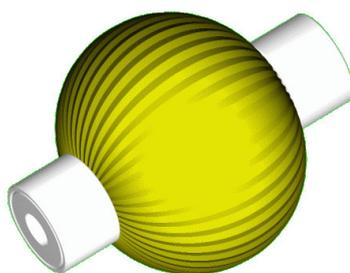
### 3.1 Il co-design meccanico/controllistico nell'approccio VSA

za iniziale dell'attuatore.

Questi ultimi due svantaggi sono stati superati con la realizzazione dei PPAM (*Pleated Pneumatic Artificial Muscles*) un nuovo tipo di muscoli artificiali sviluppati presso la Vrije Universiteit Brussel ([33]): si compongono di una struttura "a fisarmonica" che si dispiega quando avviene l'espansione (figura 3.1.3); a causa del dispiegamento non esistono fenomeni di *threshold* di pressione, mentre l'isteresi è ridotta dalla mancanza della rete esterna; la contrazione possibile raggiunge il 50% circa della lunghezza iniziale del muscolo.



(a) Stato a riposo



(b) Stato contratto

Figura 3.10: Modello CAD dell'attuatore pneumatico PPAM (*Pleated Pneumatic Artificial Muscles*).

### 3.2 Il Variable Stiffness Actuator: struttura meccanica e risultati sperimentali

## 3.2 Il Variable Stiffness Actuator: struttura meccanica e risultati sperimentali

In questa sezione viene presentato il *Variable Stiffness Actuator* realizzato presso il Centro Interdipartimentale di Ricerca “E. Piaggio”. Essendo un dispositivo elettromeccanico, potrebbe equipaggiare qualsiasi tipologia di robot (ad esempio, i robot umanoidi, dove è improbabile l’uso di attuatori pneumatici); si illustrerà la struttura meccanica e le prove sperimentali effettuate su di esso per la definizione di una strategia di controllo sub-ottima.

### 3.2.1 Struttura meccanica

La struttura meccanica del VSA si basa su una configurazione antagonista degli attuatori elettrici, mentre la non linearità dell’elemento elastico è data dalla particolare geometria del sistema. In figura 3.2.1 ne è presentato lo

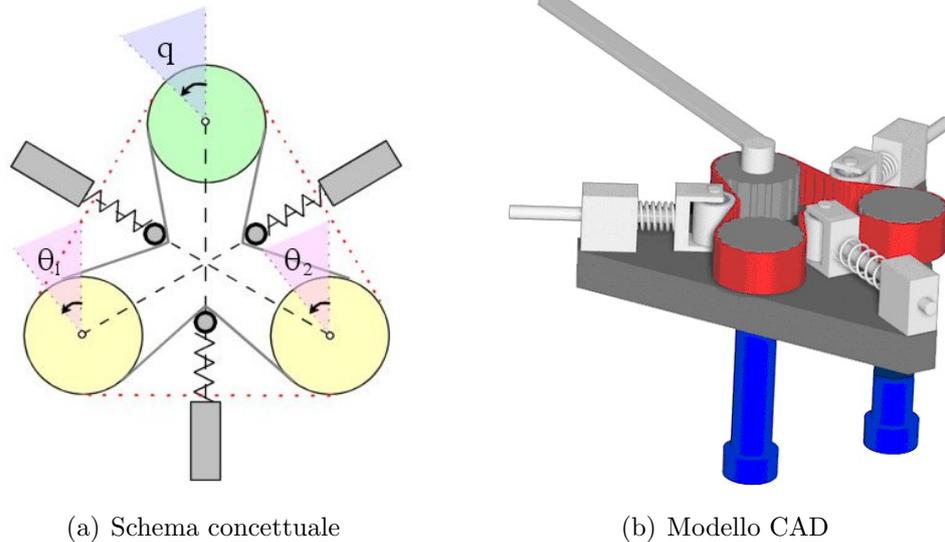


Figura 3.11: Schema concettuale e modello CAD dell’attuatore VSA.

schema concettuale: una cinghia dentata collega tre pulegge, due delle quali sono collegate ai motori elettrici, mentre la restante (contrassegnata in figura con il colore verde) si collega al link; le tre porzioni libere di cinghia sono

### 3.2 Il Variable Stiffness Actuator: struttura meccanica e risultati sperimentali

---

tenute in tensione da altrettante molle elicoidali. Una esauriente caratterizzazione meccanica dell'attuatore VSA è discussa in [34].

Nella fotografia dell'attuatore riportata in figura 3.12 è possibile avere un'idea delle dimensioni reali del dispositivo realizzato presso il Centro "E. Piaggio". E' possibile agire sul posizionamento del link  $\delta q$  tramite una movimentazione

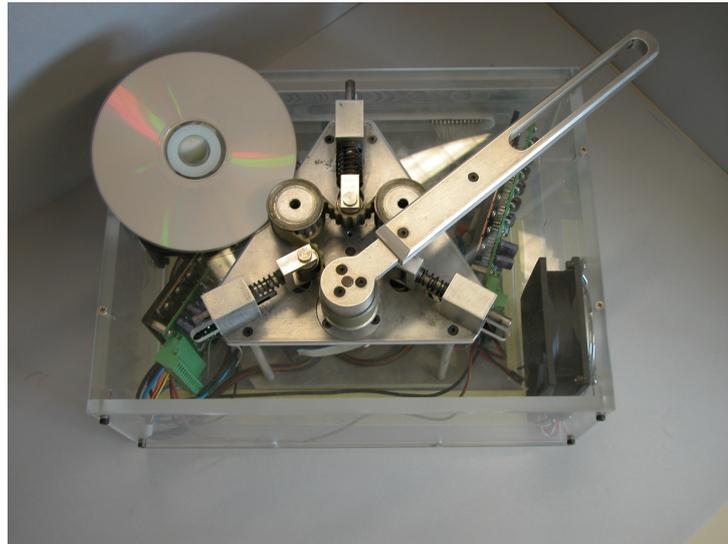


Figura 3.12: Una fotografia dell'attuatore VSA realizzato presso il Centro "E. Piaggio".

concorde dei motori elettrici  $\delta q_1 = \delta q_2$ ; per regolare la rigidità di giunto  $\delta\sigma$ , invece, occorre imporre loro una rotazione discorde  $\delta q_1 = -\delta q_2$ . La figura 3.13 illustra meglio quest'ultimo concetto.

In [35] è stato dimostrato che possibile controllare indipendentemente posizione e rigidità di giunto durante l'inseguimento di traiettorie generiche.

#### 3.2.2 Risultati Sperimentali

La soluzione del Brachistocrono Sicuro è un valido strumento per determinare il controllo ottimo da applicare ad un sistema VSA. Esso, però, presenta due principali inconvenienti:

1. Si applica solo a traiettorie del tipo punto-punto.

### 3.2 Il Variable Stiffness Actuator: struttura meccanica e risultati sperimentali

---

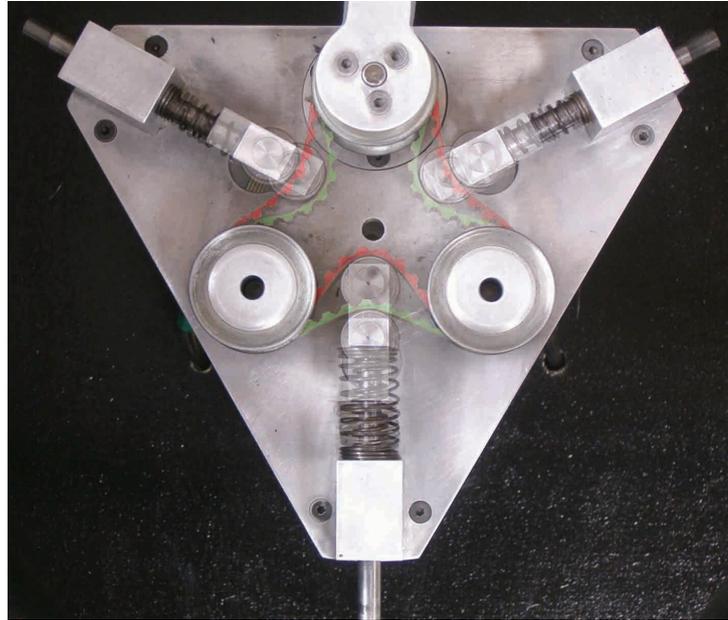


Figura 3.13: VSA in configurazione di alta cedevolezza di giunto (in verde) e bassa (in rosso).

2. Non può essere utilizzato per il controllo *on-line* a causa della sua complessità di calcolo.

Occorre, dunque, implementare un algoritmo sub-ottimo che superi i limiti del Brachistocrono Sicuro e che sia, al contempo, efficiente sia sul piano della sicurezza che su quello delle prestazioni. A questo scopo, sono stati eseguiti dei test di impatto tra il link ed una massa sulla quale è stato montato un accelerometro: dall'analisi dei dati forniti da quest'ultimo sensore è stato possibile effettuare il calcolo dello *HIC* associato all'urto; un'ampia descrizione del *setup* sperimentale è riportata in [36].

Ogni singolo esperimento è stato condotto con valori di velocità e rigidezza costanti e prefissati; facendo variare questi due parametri nel corso dei vari esperimenti, è stato possibile ottenere una mappatura dello *HIC* in funzione della rigidezza di giunto e della velocità. In figura 3.14 sono riportati i risultati delle prove di impatto: ogni dato è stato ottenuto come media su 5 campioni; ciascun campione è il risultato dell'integrazione dell'andamento

## 3.2 Il Variable Stiffness Actuator: struttura meccanica e risultati sperimentali

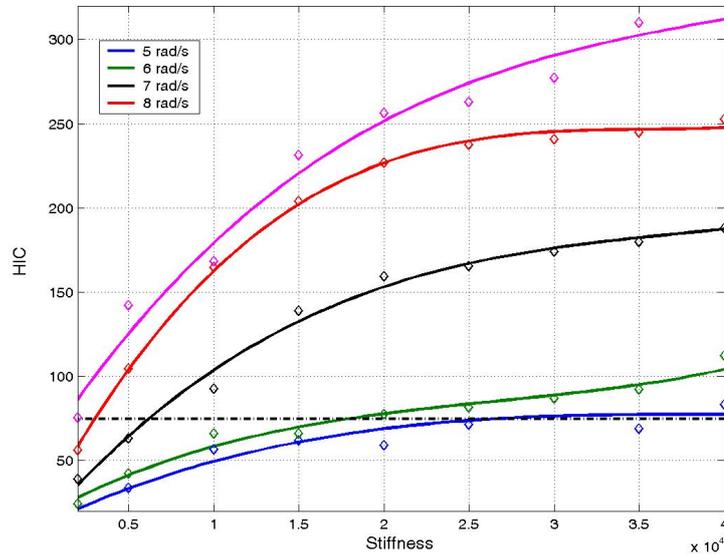


Figura 3.14: Risultati sperimentali delle prove di impatto eseguite con il VSA: andamento dello  $HIC$  al variare della velocità e della rigidità di giunto.

dell'accelerazione rilevato dall'accelerometro.

Ponendo il valore massimo accettabile dello  $HIC$  pari a  $75 \text{ m}^2.5/\text{s}^4$ , si può constatare che per valori di velocità inferiori a  $5 \text{ m/s}$  la rigidità di giunto può essere regolata sul suo valore massimo senza che si superi il valore limite di indice di danno prefissato.

In figura 3.15 si può notare l'andamento delle accelerazioni rilevate dal sensore durante un impatto alla velocità di  $9 \text{ rad/s}$  e ad una rigidità impostata a  $2000$ ,  $20000$  e  $40000 \text{ Nm/rad}$ : al crescere della rigidità, i contributi inerziali dovuti al link ed ai motori tendono a sovrapporsi, facendo registrare, di conseguenza, valori dell'indice di danno più elevati.

### 3.2.3 Il Controllo del VSA

Un algoritmo di controllo sub-ottimo per il VSA che sia di bassa complessità e utilizzabile *on-line* è presentato in [35]. Analizzando i risultati dei test di

### 3.2 Il Variable Stiffness Actuator: struttura meccanica e risultati sperimentali

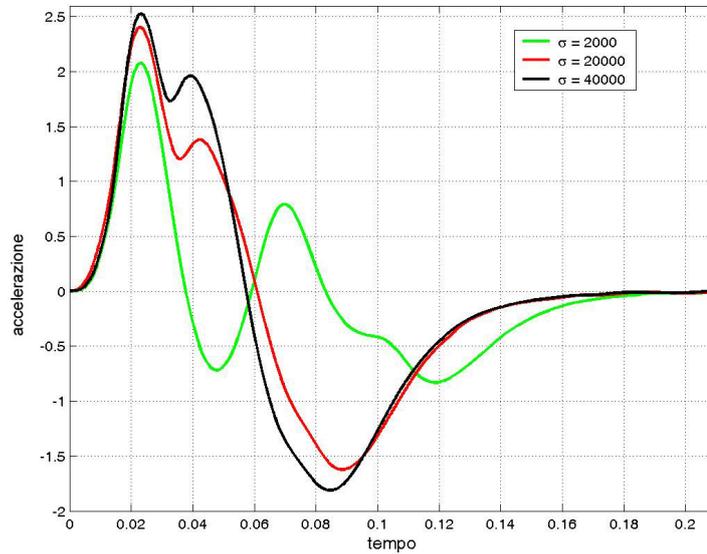


Figura 3.15: Andamento temporale dell'accelerazione durante un impatto a velocità del link pari a 9 rad/s e per differenti valori della rigidità di giunto.

impatto sperimentali (figura 3.14) si può notare che lo  $HIC$  è una funzione monotona, quindi invertibile, della rigidità di giunto  $\sigma$  per velocità del link  $\dot{q}$  costanti.

L'idea è che si può regolare la rigidità di giunto al suo valore massimo  $\sigma_{max}$  senza inficiare sulla sicurezza durante la movimentazione fino al raggiungimento di una velocità massima  $\dot{q}_{max}$  corrispondente ad un livello predefinito di rischio di danno  $HIC_{max}$  (per esempio, in figura 3.14  $\dot{q}_{max} = 5$  m/s e  $HIC_{max} = 75$  m<sup>2</sup>.5/s<sup>4</sup>). Per velocità superiori, occorre far variare la rigidità di giunto in accordo con la curva ad  $HIC$  costante in figura 3.16, ottenuta per interpolazione dei risultati sperimentali dei test di impatto.

Nel caso di traiettorie del link sinusoidali, sia il profilo di rigidità di giunto desiderata che quella sperimentale sono riportati in figura 3.17, dove le traiettorie desiderate sono generate dal pianificatore di traiettorie e rigidità in modo da garantire durante la movimentazione un livello di sicurezza  $HIC_{max} \leq 75$  m<sup>2</sup>.5/s<sup>4</sup>.

### 3.2 Il Variable Stiffness Actuator: struttura meccanica e risultati sperimentali

---

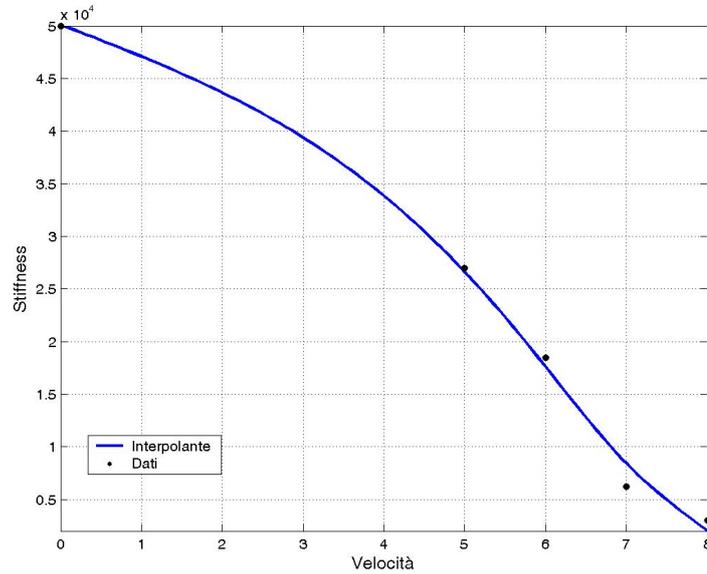


Figura 3.16: Curva ad  $HIC$  costante per il valore di  $HIC_{max}$  pari a  $75 \text{ m}^2.5/\text{s}^4$ . Per velocità  $\dot{q} > 5 \text{ m/s}$  la rigidezza di giunto deve variare in accordo con la curva per ottenere un livello di sicurezza  $HIC \leq 75 \text{ m}^2.5/\text{s}^4$ .

Infine, in figura 3.18 si può notare come alle basse velocità la posizione del giunto nel caso di movimentazione a rigidezza variabile sia praticamente coincidente con quella in caso di movimentazione rigida.

### 3.2 Il Variable Stiffness Actuator: struttura meccanica e risultati sperimentali

---

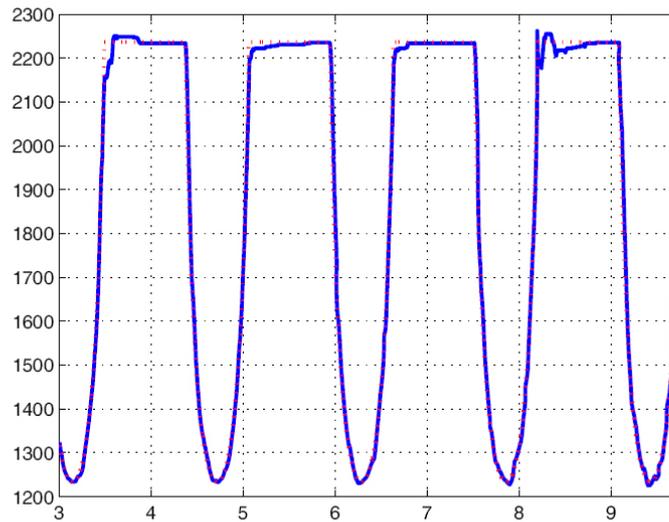


Figura 3.17: Traiettoria di rigidezza per il VSA calcolata dall'algoritmo di controllo sub-ottimo nel caso di riferimento sinusoidale al giunto attuato.

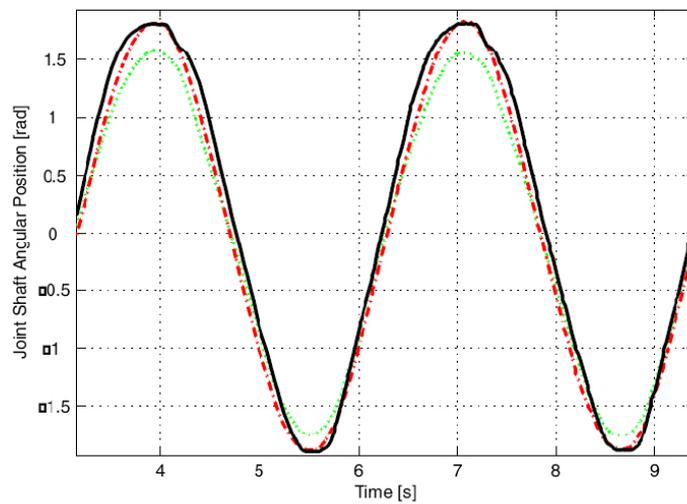


Figura 3.18: Traiettoria di posizione per il VSA con riferimento sinusoidale al giunto nel caso di configurazione cedevole (in verde), rigida (in rosso) e a rigidezza variabile (in nero).

## Capitolo 4

# Progettazione meccanica ed ottimizzazione delle prestazioni dinamiche del sistema VSA II

In questo capitolo viene affrontato il problema della ri-progettazione dell'attuatore VSA in modo da ottenere una struttura più compatta e solida tale da equipaggiare un manipolatore robotico. Nell'ultimo paragrafo si espongono le fasi dello studio di ottimizzazione del sistema dinamico VSA.

### 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA

Nonostante il prototipo di VSA introdotto nel capitolo 3 si sia rivelato essenziale per un'indagine sperimentale sul modello di attuazione ad rigidità variabile, presenta alcuni inconvenienti che lo rendono poco adatto all'utilizzo su di un manipolatore robotico. Il primo è legato al suo ingombro relativamente elevato, che rimarrebbe sostanzialmente tale anche in seguito ad un riadattamento più razionale del sistema di molle (ad es. tramite l'utilizzo di un'unica molla a lamina opportunamente sagomata); il secondo inconveniente è da ricercarsi nella sua struttura: la cinghia dentata potrebbe non sopperire alle elevate coppie richieste per la movimentazione di un braccio ro-

## 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA

botico (si potrebbero verificare, ad esempio, fenomeni di perdita di passo). Si è ritenuto opportuno, quindi, operare una ri-progettazione del sistema VSA in grado di superare questi problemi.

### 4.1.1 La fase di avanprogetto

La prima soluzione valutata per il progetto del nuovo attuatore VSA (denominato VSA II) prevedeva l'utilizzo di una molla a lamina in cui si facesse variare la lunghezza di libera inflessione: in figura 4.1 è presentato lo schema del dispositivo. Come si può vedere, il motore si occupa della movimen-

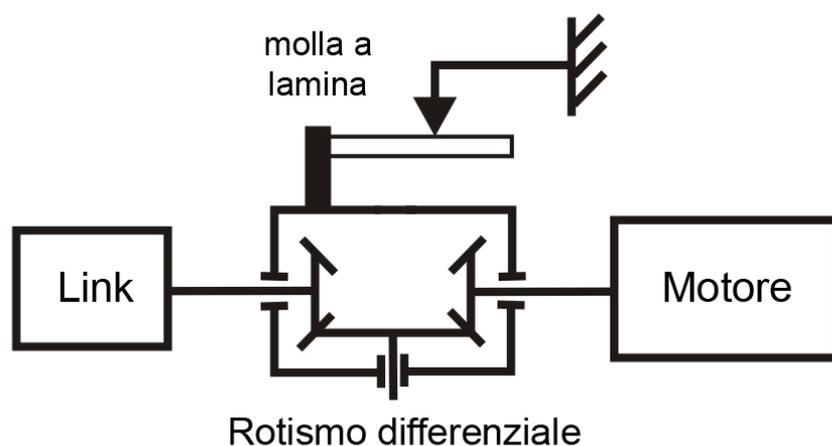


Figura 4.1: Schema di un dispositivo VSA con molla a lamina a lunghezza di libera inflessione variabile.

tazione del link, mentre un secondo attuatore lineare regola, attraverso un opportuno cursore, la lunghezza di libera inflessione della molla; il rotismo differenziale permette di rendere l'elemento elastico e il sistema di regolazione della rigidità solidale al telaio (e quindi fisso) anzichè al link.

Lo svantaggio legato all'utilizzo di una molla a lamina è dovuto alla sua caratteristica meccanica troppo brusca: l'espressione della rigidità a flessione è

## 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA

la seguente

$$\sigma = \frac{3EI}{L^3}$$

dove  $E$  rappresenta il modulo di Young (pari a 210000 MPa nel caso di un acciaio),  $I$  è il momento di inerzia della sezione mentre  $L$  è la lunghezza di libera inflessione. In figura 4.2 è presentato il grafico dell'andamento di  $\sigma$  in funzione di  $L$ : risulta chiaro che un sistema di questo tipo porterebbe a grossi errori nella rigidezza di giunto a fronte di piccoli errori nel posizionamento del cursore, a causa della ripida impennata di  $\sigma$  per valori di  $L$  che tendono a zero.

Un altro schema di riferimento che si è adottato per il design del VSA II è

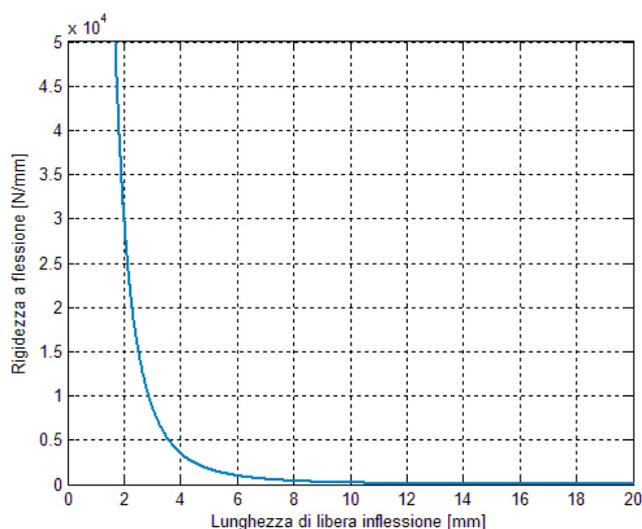


Figura 4.2: Andamento della rigidezza a flessione di una molla a lamina al variare della lunghezza di libera inflessione. Si è posto  $E = 210000$  MPa e  $I = 0.4$  mm<sup>4</sup>.

illustrato in figura 4.3: si tratta di una configurazione agonista-antagonista in cui i motori sono collegati direttamente al link tramite opportuni elementi elastici. Tali elementi, come è ovvio, devono presentare una caratteristica meccanica non-lineare<sup>1</sup> per ottenere rigidezze di giunto differenti in funzione

<sup>1</sup>In particolare, l'elemento elastico deve irrigidirsi all'aumentare dell'allungamento imposto

## 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA

---

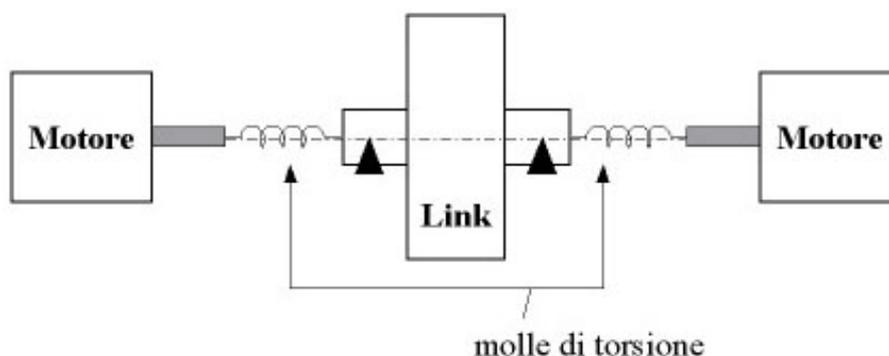


Figura 4.3: Schema di riferimento utilizzato durante la fase di progettazione dell'attuatore VSA II.

della loro configurazione.

La ricerca di un elemento elastico che garantisse un ampio intervallo di rigidità torsionale, nonché ingombri ridotti ed un'adeguata resistenza alle sollecitazioni è risultata abbastanza difficoltosa data l'assenza, in letteratura tecnica, di soluzioni per problematiche simili.

Durante la fase di avvanprogetto sono state passate in rassegna alcune possibili soluzioni. La prima prevedeva l'utilizzo di una molla di torsione elicoidale calettata su di un mozzo conico ([37]): all'aumentare della rotazione il diametro medio delle spire diminuisce, andando gradatamente a contatto col mozzo; alla diminuzione del numero delle spire attive corrisponde un aumento della rigidità. Tramite un algoritmo ne è stata calcolata la caratteristica meccanica, da cui risultava che per ottenere significativi incrementi di rigidità occorre far eseguire alla molla rotazioni eccessive, portandola inevitabilmente alla rottura. Nel caso di utilizzo di molle elicoidali più rigide, si è riscontrata una caratteristica meccanica nella quale ad una fase di comportamento lineare seguiva un brusco irrigidimento al crescere della rotazione imposta.

Un'ulteriore soluzione studiata si basava su una lamina conformata ad "U" (figura 4.4): ogni sezione è sottoposta ad una componente di flessione ed una

## 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA

---

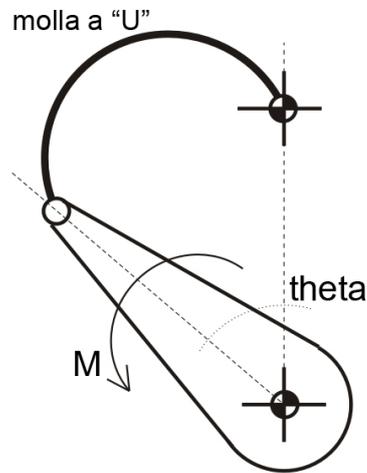


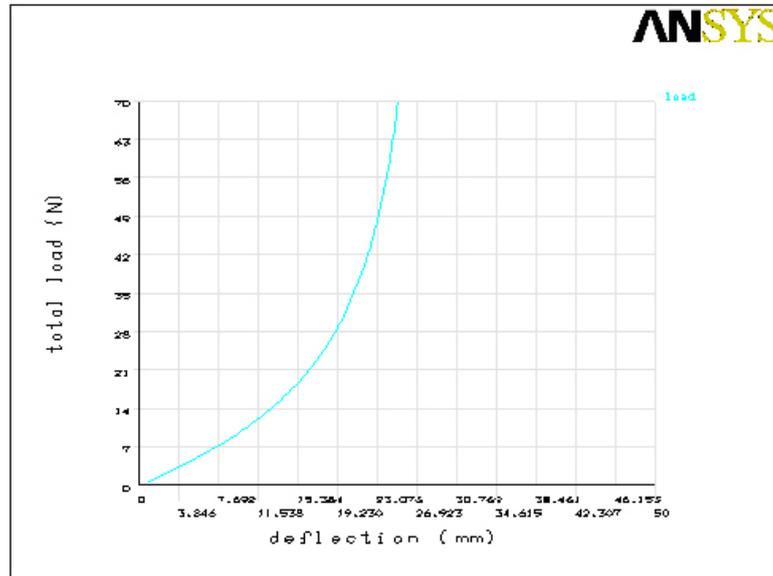
Figura 4.4: Rappresentazione schematica di un meccanismo con molla ad "U".

di trazione; al crescere dell'allungamento (e, conseguentemente, del raggio di curvatura) la componente di trazione è preponderante rispetto a quella di flessione. Essendo la rigidezza a trazione di entità maggiore rispetto all'altra, questo tipo di molla tende ad irrigidirsi con la deformazione.

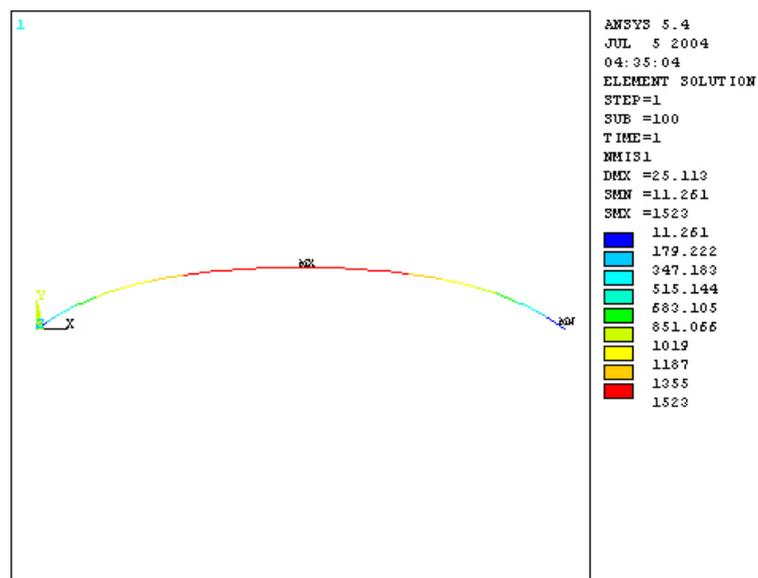
Per calcolare la caratteristica meccanica e le tensioni agenti sulla lamina è stato effettuato uno studio agli elementi finiti di tipo *large deflection*; il codice relativo alla simulazione, scritto nel linguaggio di programmazione del software ANSYS, è presentato in appendice. In figura 4.1.1 è riportato il diagramma forza-spostamento e la mappa delle tensioni associate alla configurazione di allungamento indotto dal massimo valore della forza applicata: in prossimità dell'estremo superiore dell'intervallo di rigidezza di interesse, la molla si troverebbe a lavorare al limite del carico di rottura che, per un acciaio duro per molle di classe AISI 302 si attesta intorno ai 1400-1500 MPa.

Una ulteriore implementazione analizzata sfruttava la non-linearità del materiale, nella fattispecie la gomma. L'utilizzo di cilindretti di gomma da sollecitare a torsione avrebbe portato sicuramente ad una soluzione estremamente economica, tuttavia si è scelto di non utilizzare tale materiale, in primo

## 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA



(a) Diagramma forza-spostamento



(b) tensioni indotte dalla massima forza applicata

Figura 4.5: Risultati della simulazione eseguita per la molla ad “U” con il calcolo agli elementi finiti.

## 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA

luogo per l'esiguo intervallo di rigidezza ottenibile, in secondo luogo perché la gomma presenta indesiderati fenomeni di isteresi meccanica, nonché una durata relativamente bassa (si veda [38]).

### 4.1.2 Lo schema implementativo adottato

Nel progetto dell'attuatore VSA II, l'implementazione adottata per l'elemento elastico assume una struttura a quadrilatero articolato (si veda figura 4.6): un meccanismo di questo tipo, attraverso un'opportuna scelta dei suoi parametri, risulta estremamente adattabile alle esigenze progettuali; inoltre, consente di ottenere rigidezze che variano da zero ad un valore (teoricamente) infinito con limitate escursioni angolari, impiegando una comune molla di torsione elicoidale.

Indicando con  $k$  la costante elastica della molla di torsione elicoidale (il cui

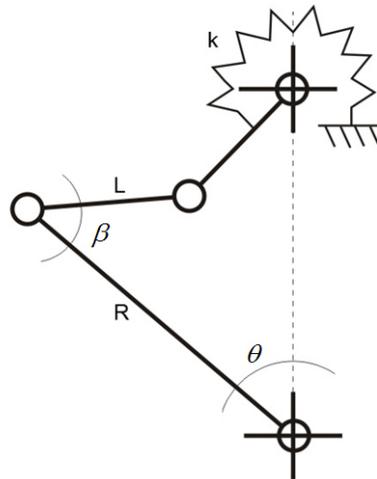


Figura 4.6: Rappresentazione schematica dell'elemento elastico con configurazione a quadrilatero articolato.

effetto è di far tendere a zero  $\theta$ ) ed utilizzando i parametri indicati in figura 4.6, dopo semplici calcoli si perviene alla seguente espressione della coppia

## 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA

$M$  in funzione dello spostamento angolare  $\theta$

$$M = \frac{k}{2} (\beta + \Phi) \left( \frac{C \cos \frac{\theta}{2}}{\sqrt{C^2 \cos^2 \frac{\theta}{2} - C^2 + 1}} - 1 \right) \quad (4.1)$$

dove si è posto

$$C = R/L$$

$$\beta = \arcsin \left[ \left( C \cos \frac{\theta}{2} - \sqrt{C^2 \cos^2 \frac{\theta}{2} - C^2 + 1} \right) \sin \frac{\theta}{2} \right]$$

e si è indicato con  $\Phi$  l'eventuale pre-carico applicato alla molla di torsione elicoidale.

Derivando l'espressione della coppia rispetto a  $\theta$ , si ottiene l'andamento della rigidità riportato in figura 4.7, al variare dei parametri  $C$  e  $k$ . Dall'analisi

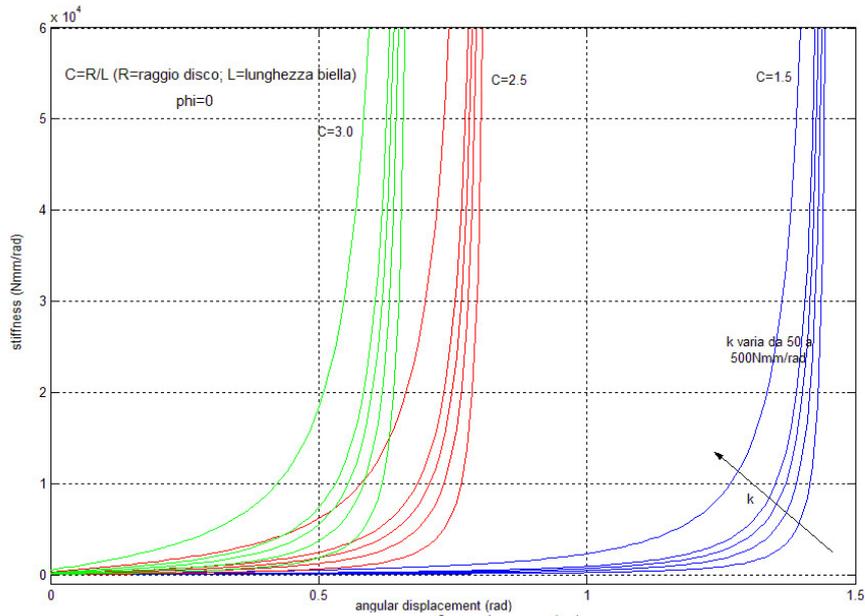


Figura 4.7: Andamento della rigidità in funzione di  $\theta$  ed al variare dei parametri  $C$  e  $k$  per l'elemento elastico con configurazione a quadrilatero articolato.

del grafico, si è scelto per  $k$  il valore 500 Nmm/rad, che consente un andamento più morbido della curva, mentre la scelta di  $C$  pari a 1.5 è legata ad

## 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA

esigenze di minor ingombro radiale possibile. In figura 4.8 è presentato il diagramma della coppia  $M$  in funzione della rigidezza dell'elemento elastico.

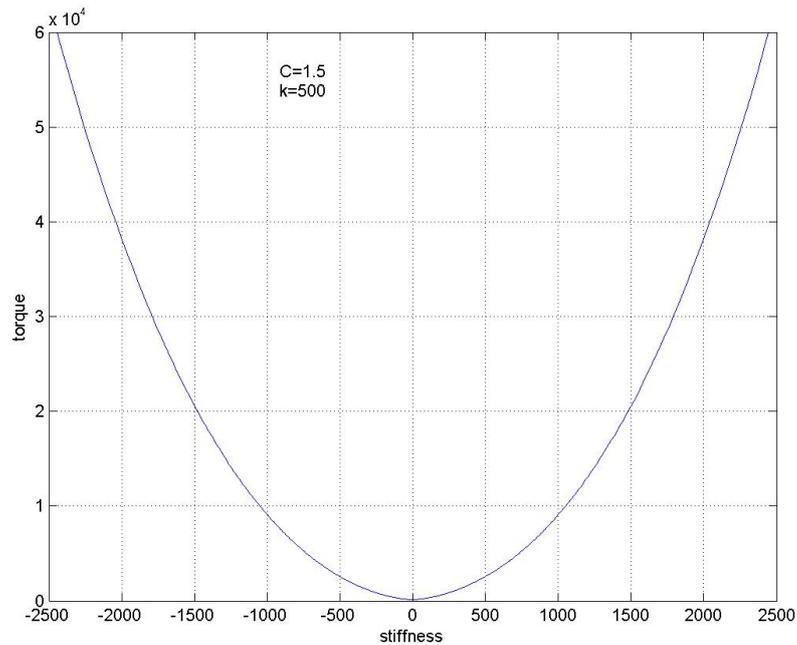


Figura 4.8: Andamento della coppia  $M$  in funzione della rigidezza dell'elemento elastico.

### 4.1.3 Il progetto meccanico

La progettazione del VSA II ha portato a due differenti implementazioni. La prima prevede l'integrazione con i riduttori di velocità ai quali sono collegati i motori elettrici: questa scelta permette una significativa riduzione degli ingombri. In figura 4.9 è presentato il modello CAD: il sistema è fissato al supporto per mezzo delle superfici cilindriche 1 e 2; il link si può calettare direttamente sull'elemento 3; i riduttori sono del tipo epicicloidale a doppio stadio e permettono un rapporto di riduzione di 100 : 1; gli alberi dei motori si innestano nei mozzi 4 e 5.

## 4.1 Il progetto di un nuovo attuatore VSA

La seconda implementazione, attualmente in costruzione presso il Centro

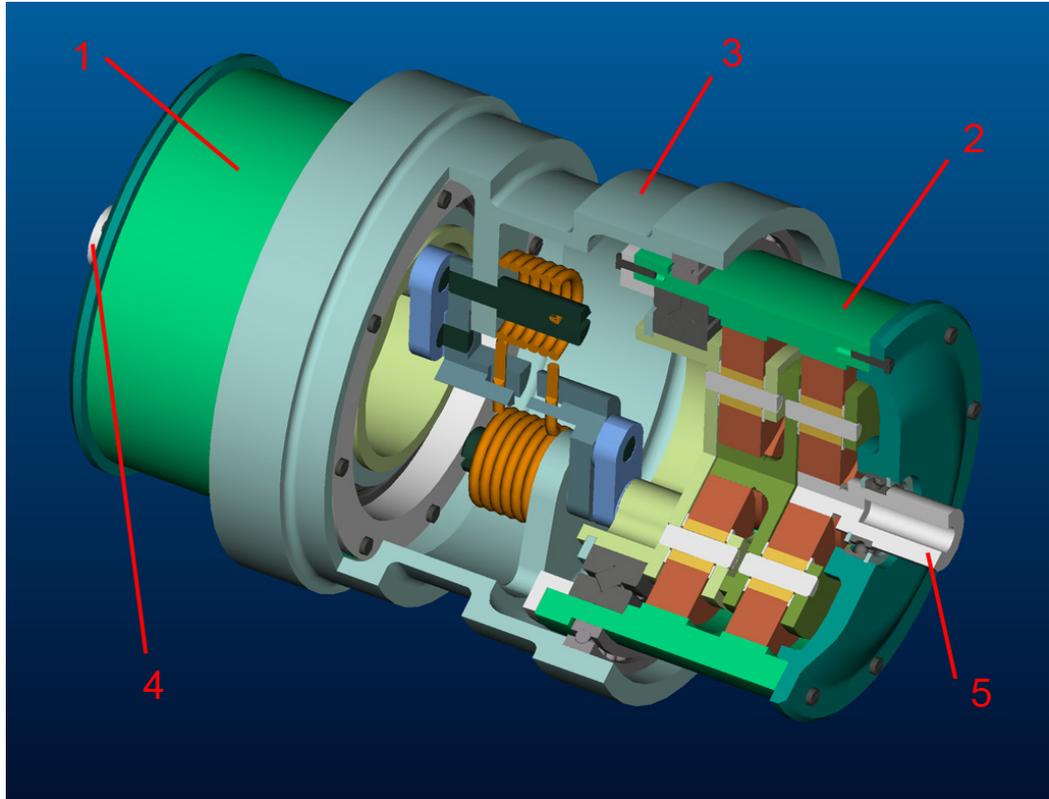


Figura 4.9: Modello CAD dell'attuatore VSA II con riduttori di velocità integrati.

Interdipartimentale di Ricerca “E. Piaggio”, è meno complessa e non è integrata con le riduzioni: con riferimento al modello CAD riportato in figura 4.10, l'elemento 6, sul quale viene calettato il link, viene direttamente collegato al basamento tramite dei cuscinetti radiali; la scelta dei cuscinetti combinati 7 e 8 tra i mozzi che accolgono gli alberi motori e l'elemento 6 consente delle forti riduzioni di ingombro, in luogo del classico montaggio con due cuscinetti radiali per lato. In figura 4.11 è riportato il disegno della sezione longitudinale.

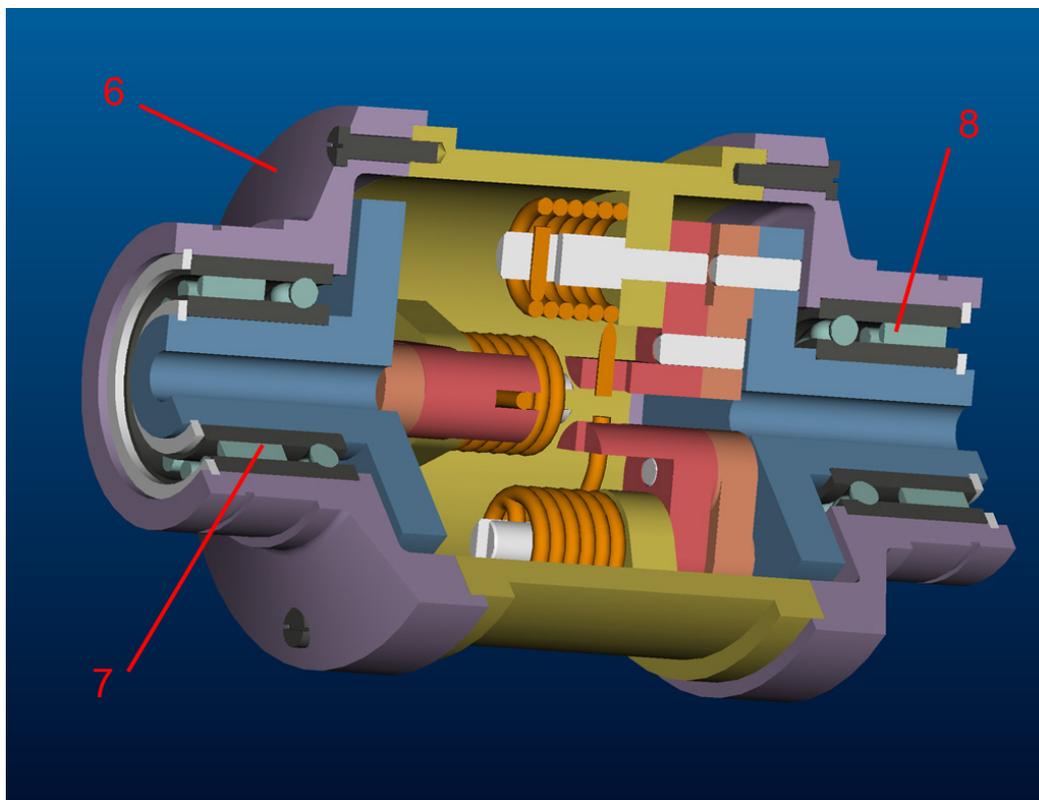


Figura 4.10: Modello CAD dell'attuatore VSA II senza riduttori di velocità integrati.

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

Dall'analisi del funzionamento di un attuatore VSA con configurazione agonista-antagonista risulta evidente che, per alti valori della rigidità del link, solo uno dei due motori sviluppa una componente di potenza motrice, mentre l'altro, impegnato a garantire lo sfasamento angolare richiesto tra le rotazioni dei due motori, sviluppa solo potenza resistente; questa situazione è tanto più grave se si considera che la maggior richiesta di coppia avviene proprio all'avviamento (cioè in situazione di alta rigidità), per vincere l'inerzia del link.

Si è deciso di avviare, quindi, un'indagine teorica per stabilire se un op-

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

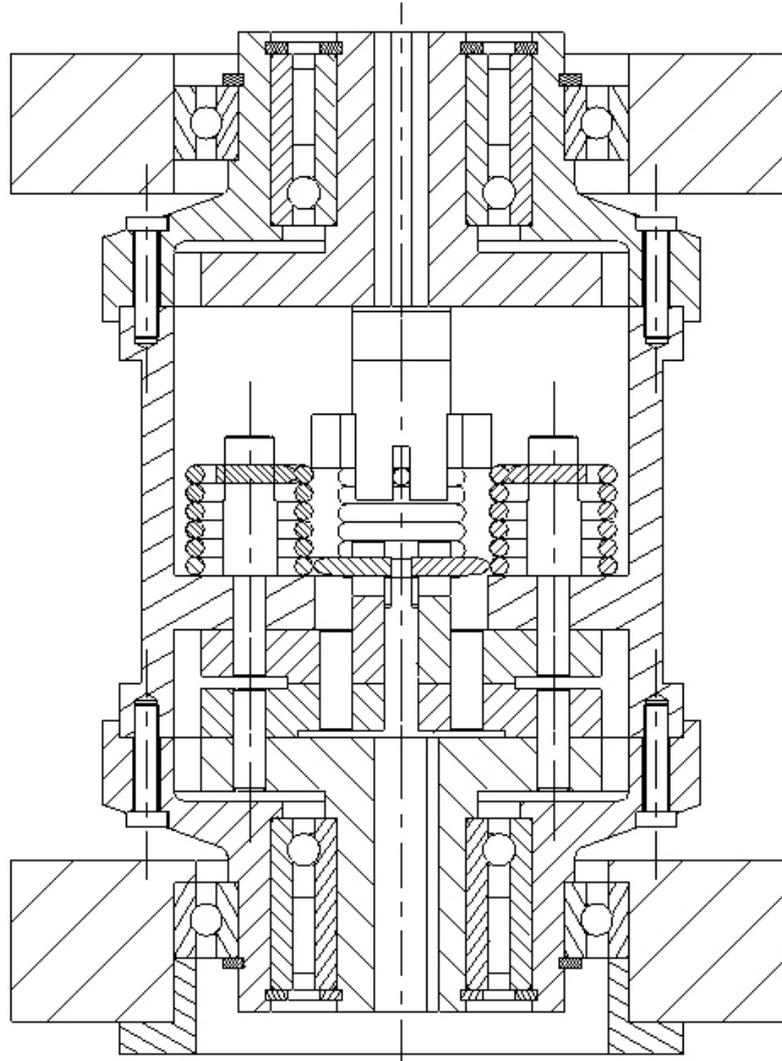


Figura 4.11: Disegno della sezione longitudinale del VSA II senza riduttori di velocità integrati montato sul supporto.

portano pre-carico atto a garantire una rigidità non nulla a riposo può contribuire ad un impiego più razionale della forza motrice, permettendo ad ambedue i motori di poter fornire un contributo attivo alla movimentazione in fase di avvio.

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

In figura 4.12 è presentato lo schema concettuale di un sistema VSA in cui l'azione di pre-carico è esercitata dalla molla  $K^*$ : all'aumentare della rigidità di tale molla diminuisce la quantità di potenza passiva esplicata da uno dei due motori alle basse velocità del link; d'altro lato, però, per generare bassi valori della rigidità del link occorre uno sforzo progressivamente crescente. Al limite, se la rigidità di  $K^*$  assumesse un valore infinito, la richiesta di coppia si ripartirebbe equamente tra i due motori escludendo la possibilità di regolare la rigidità del link.

Supponendo che le molle  $K^*$  e  $k$  presentino una caratteristica meccanica di

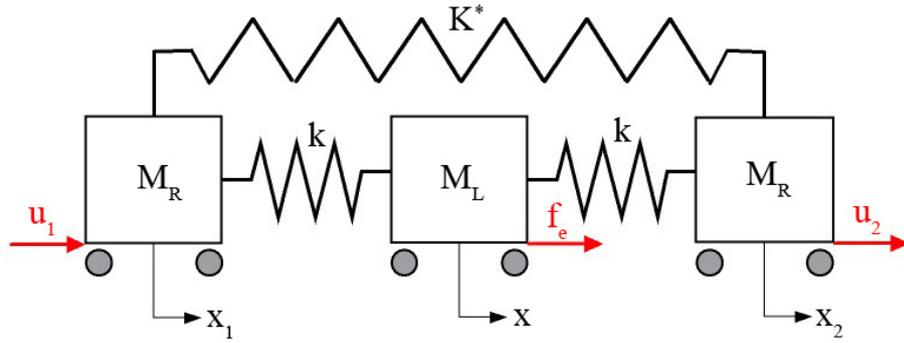


Figura 4.12: Schema concettuale di un sistema VSA al quale sia applicata una azione di pre-carico tramite la molla  $K^*$ .

tipo quadratico, le equazioni che descrivono il sistema sono

$$\begin{cases} M_R \ddot{x}_1 + K^* \operatorname{sgn}(L_0 + x_1 - x_2) (L_0 + x_1 - x_2)^2 - k(x - x_1)^2 = u_1 \\ M_R \ddot{x}_2 + k(x_2 - x)^2 - K^* \operatorname{sgn}(L_0 + x_1 - x_2) (L_0 + x_1 - x_2)^2 = u_2 \\ M_L \ddot{x} + k(x - x_1)^2 - k(x_2 - x)^2 = f_e \end{cases} \quad (4.2)$$

dove si è indicato con  $M_R$  l'inerzia vista a valle del sistema di attuazione, con  $M_L$  l'inerzia del link, con  $u_1$  e  $u_2$  le coppie applicate dagli attuatori e con  $f_e$  la coppia espressa dal link; inoltre, con  $L_0$  si è indicato la lunghezza a riposo della molla  $K^*$ , mentre quella relativa alle due molle  $k$  si è supposta pari a

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

---

0. La funzione  $sgn(x)$  (segno di  $x$ ) non compare nei termini moltiplicati da  $k$  poiché si suppone che sia sempre  $x_2 - x \geq 0$  e  $x_1 - x \leq 0$  (questo equivale ad ipotizzare che le due molle  $k$  lavorino sempre in trazione).

Volendo calcolare la rigidità del link, dalla terza delle (4.2) si ottiene:

$$\sigma = \frac{\partial f_e}{\partial x} = 2k(x - x_1) + 2k(x_2 - x) = 2k(x_2 - x_1) \quad (4.3)$$

che, in virtù della caratteristica meccanica quadratica delle molle  $k$ , è una funzione di  $x_1$  ed  $x_2$  ma non della posizione angolare del link.

Per ottenere la rigidità all'equilibrio, imponendo  $u_1 = u_2 = f_e = 0$  nel sistema (4.2), si ha

$$\begin{cases} K^*(L_0 + x_1 - x_2)^2 - k(x - x_1)^2 = 0 \\ k(x_2 - x)^2 - K^*(L_0 + x_1 - x_2)^2 = 0 \\ k(x - x_1)^2 - k(x_2 - x)^2 = 0 \end{cases} \quad (4.4)$$

Si può notare come in quest'ultimo sistema non compaia la funzione  $sgn(x)$  in nessuna equazione: questo è dovuto al fatto che in condizioni di riposo vale sempre

$$L_0 + x_1 - x_2 > 0$$

ossia la molla di pre-carico  $K^*$  si trova in configurazione compressa.

Dalle prime due equazioni di (4.4), supponendo  $x = 0$ , si ottiene

$$\sqrt{\frac{K^*}{k}}(L_0 + x_1 - x_2) = x_2 \quad \text{e} \quad \sqrt{\frac{K^*}{k}}(L_0 + x_1 - x_2) = -x_1,$$

da cui

$$x_{1eq} = -\frac{L_0\sqrt{\frac{K^*}{k}}}{2\sqrt{\frac{K^*}{k}} + 1} \quad \text{e} \quad x_{2eq} = \frac{L_0\sqrt{\frac{K^*}{k}}}{2\sqrt{\frac{K^*}{k}} + 1}$$

e quindi

$$\sigma_{eq} = 2k(x_{2eq} - x_{1eq}) = 4k \left( \frac{L_0\sqrt{\frac{K^*}{k}}}{2\sqrt{\frac{K^*}{k}} + 1} \right). \quad (4.5)$$

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

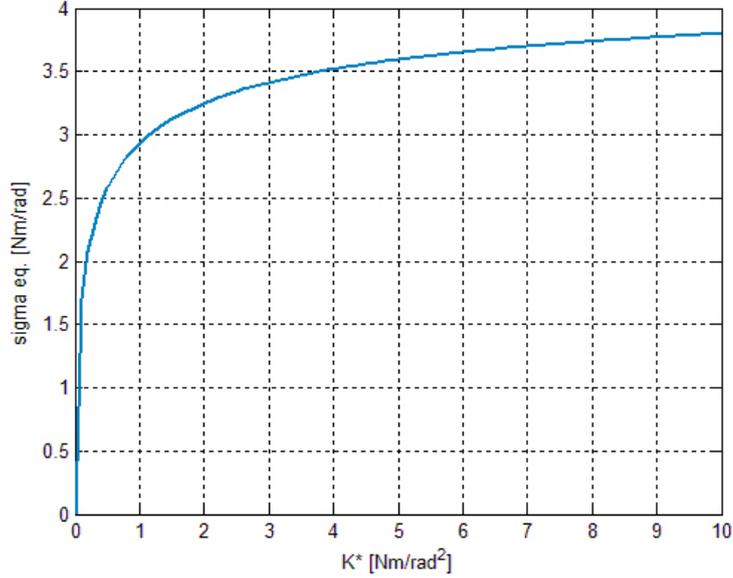


Figura 4.13: Andamento della rigidità di giunto a riposo  $\sigma_{eq}$  in funzione della rigidità della molla di pre-carico  $K^*$ .

In figura 4.13 è riportato il grafico dell'andamento della rigidità di giunto a riposo in funzione della rigidità della molla di pre-carico. Con l'ipotesi di trovarsi in regime stazionario, calcoliamo ora l'espressione di  $u_1$  e  $u_2$ , al fine di valutarne l'andamento in funzione di  $\sigma$  ed al variare di  $K^*$  ed  $f_e$ ; dalle (4.2), considerando l'equazione (4.3) e supponendo sempre  $x = 0$ , si ottiene

$$\begin{cases} K^* \operatorname{sgn} \left( L_0 - \frac{\sigma}{2k} \right) \left( L_0 - \frac{\sigma}{2k} \right)^2 - kx_1^2 = u_1 \\ kx_2^2 - K^* \operatorname{sgn} \left( L_0 - \frac{\sigma}{2k} \right) \left( L_0 - \frac{\sigma}{2k} \right)^2 = u_2 \\ kx_1^2 - kx_2^2 = f_e \end{cases} \quad (4.6)$$

Dalla terza equazione del sistema (4.6) si ha

$$k(x_2 - x_1)(x_2 + x_1) = f_e,$$

che, utilizzando la (4.3), diviene

$$x_2 + x_1 = \frac{2f_e}{\sigma}. \quad (4.7)$$

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

Combinando la (4.7) con la (4.3) si perviene alle soluzioni di  $x_1$  e  $x_2$

$$\begin{aligned} x_1 &= \frac{f_e}{\sigma} - \frac{\sigma}{4k} \\ x_2 &= \frac{f_e}{\sigma} + \frac{\sigma}{4k} \end{aligned} \quad (4.8)$$

ed infine alle due seguenti espressioni:

$$\begin{aligned} u_1 &= K^* \operatorname{sgn} \left( L_0 - \frac{\sigma}{2k} \right) \left( L_0 - \frac{\sigma}{2k} \right)^2 - k \left( \frac{f_e}{\sigma} - \frac{\sigma}{4k} \right)^2 \\ u_2 &= k \left( \frac{f_e}{\sigma} + \frac{\sigma}{4k} \right)^2 - K^* \operatorname{sgn} \left( L_0 - \frac{\sigma}{2k} \right) \left( L_0 - \frac{\sigma}{2k} \right)^2 . \end{aligned} \quad (4.9)$$

In figura 4.14 è riportato l'andamento dei controlli  $u_1$  e  $u_2$  in funzione di  $\sigma$  e

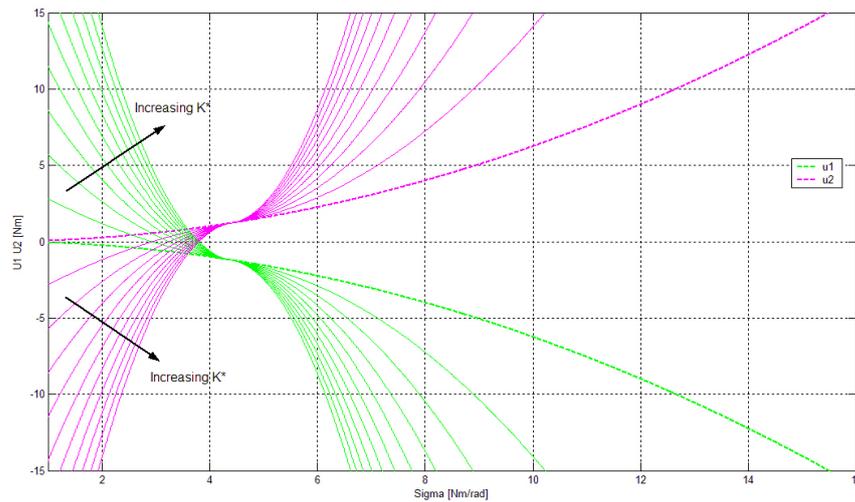


Figura 4.14: Andamento dei controlli  $u_1$ ,  $u_2$  in funzione di  $\sigma$  ottenuto per  $K^*$  che varia da 0 a 10 Nm/rad<sup>2</sup>. Le curve corrispondenti al valore di  $K^*$  per cui si ottiene il massimo intervallo di rigidezza sono evidenziate con linea tratteggiata.

per diversi valori della rigidezza della molla di pre-carico ( $K^*$  varia tra 0 e 10 Nm/rad<sup>2</sup>); inoltre, si suppone che  $f_e = 0$  N,  $k = 1$  Nm/rad<sup>2</sup> e che la coppia massima che ciascuno motore può generare sia  $u_{1,max} = u_{2,max} = 15$  N.

Come si nota, i valori di rigidezza di giunto ottenibili sono limitati da una eventuale saturazione dell'azione dei motori: per valori crescenti di  $K^*$  l'intervallo di rigidezza si assottiglia progressivamente. Si riporta in figura 4.15

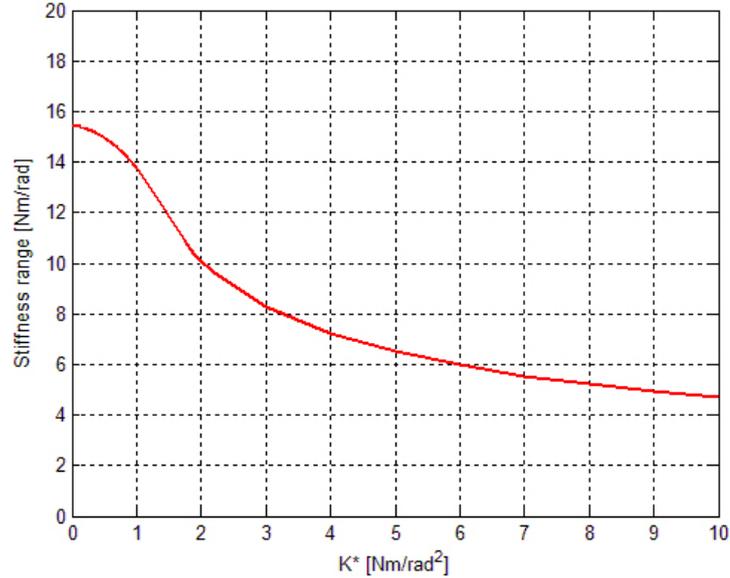


Figura 4.15: Grafico del massimo intervallo di rigidezza di giunto raggiungibile (supponendo la presenza di saturazione sui motori) al variare della rigidezza  $K^*$ .

il massimo intervallo di rigidezza di giunto raggiungibile al variare del valore di  $K^*$ . L'intervallo di rigidezza di giunto più grande si raggiunge per  $K^* = 0$ ; l'andamento di  $u_1$  e  $u_2$  in corrispondenza di tale valore è evidenziato in figura 4.14 con linea tratteggiata.

Per quanto discusso nel paragrafo 3.1.2, sembrerebbe che il valore ottimo del pre-carico sia proprio quello nullo. Inoltre, se gli attuatori fossero implementati tramite motori elettrici in corrente continua, comunemente impiegati in robotica, la possibilità di ottenere basse rigidezze di giunto senza eccessive richieste di coppia è in accordo con la loro caratteristica meccanica: infatti, la coppia erogabile da un motore elettrico diminuisce fino ad annullarsi al crescere della velocità (cioè proprio mentre la rigidezza di giunto deve tendere a bassi valori)

Tuttavia, è doveroso fare le seguenti considerazioni:

1. Innanzitutto, il sistema presentato in 3.1.2 è differente da quello qui considerato: nel primo, la rigidezza di giunto è un controllo variabile

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

---

indipendentemente dalla posizione del link, laddove nel secondo si ha il vincolo della caratteristica meccanica delle molle.

2. L'ipotesi di regime stazionario, con la quale si sono derivate le precedenti equazioni, preclude la possibilità di valutare il contributo del pre-carico sulla dinamica del sistema: infatti, un sistema che presenta già una certa rigidità di base ha bisogno di un minore contributo di coppia per irrigidirsi, con il vantaggio che alle basse velocità, quando c'è da vincere l'inerzia del link, si avrebbe a disposizione una maggiore aliquota di potenza attiva per la movimentazione, quindi si potrebbero avere prestazioni migliori.
3. Se la massima velocità a cui gli attuatori riescono a spingere il link impone una certa rigidità massima di giunto ammissibile  $\bar{\sigma}$  per garantire la sicurezza, non è indispensabile che il sistema VSA sia in grado di generare valori inferiori a  $\bar{\sigma}$ : in altri termini, potrebbe non essere necessario disporre di rigidità di giunto prossime allo zero (come nel caso di  $K^* = 0$ ).
4. Infine, l'approccio stazionario non permette di avere alcuna informazione circa lo *HIC* durante tutto il transitorio.

Per queste ragioni, occorre investigare sul comportamento dinamico del sistema VSA pre-caricato: più in particolare, anche in questo caso bisogna risolvere il problema del Brachistocrono Sicuro.

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

---

La formulazione matematica del problema è la seguente

$$\left\{ \begin{array}{l} \min_T \int_0^T 1 dt \\ M_R \ddot{x}_1 + K^* \operatorname{sgn}(L_0 + x_1 - x_2) (L_0 + x_1 - x_2)^2 - k(x - x_1)^2 + D\dot{x}_1 = u_1 \\ M_R \ddot{x}_2 + k(x_2 - x)^2 - K^* \operatorname{sgn}(L_0 + x_1 - x_2) (L_0 + x_1 - x_2)^2 + D\dot{x}_2 = u_2 \\ M_L \ddot{x} + k(x - x_1)^2 - k(x_2 - x)^2 + D\dot{x} = f_e \\ |u_1| \leq u_{1max} \\ |u_2| \leq u_{2max} \\ HIC \leq HIC_{max} \end{array} \right. \quad (4.10)$$

dove  $D$  indica il coefficiente di attrito viscoso.

Le condizioni al contorno sono

$$\left\{ \begin{array}{l} x_0 = ( \quad x_1 \quad x_2 \quad x \quad \dot{x}_1 \quad \dot{x}_2 \quad \dot{x} )^T \Big|_{t=0^-} = \\ \quad ( -\pi + x_{1eq} \quad -\pi + x_{2eq} \quad -\pi \quad 0 \quad 0 \quad 0 )^T \\ x_T = ( \quad x_{1eq} \quad x_{2eq} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 )^T . \end{array} \right. \quad (4.11)$$

Per risolvere numericamente il sistema (4.10)-(4.11) si è effettuato un riadattamento dell'algoritmo proposto in [22] al modello di VSA con pre-carico. Il codice utilizzato è riportato integralmente in appendice.

Facendo uso dei valori numerici elencati in tabella 4.1, sono state calcolate varie soluzioni per altrettanti valori di  $K^*$ , ottenendo il grafico riportato in figura 4.16: esso rappresenta il tempo minimo necessario al compimento del task al variare della rigidità della molla di pre-carico.

Come si può notare, il valore ottimo del pre-carico per cui si registra il tempo minimo di completamento del task giace in corrispondenza del valore  $K^* = 1$  Nm/rad<sup>2</sup>. La presenza di un valore ottimo non nullo della rigidità della molla di pre-carico, nonché il fatto che la curva di figura 4.16 presenti un brusco innalzamento per valori maggiori di  $K^*$  ottimo, conferma la veridicità dei punti 2 e 3 sopra discussi.

In figura 4.2 è riportato l'andamento dei controlli, della rigidità di giunto,

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

Inerzia di ciascun rotore	1.2 kgm <sup>2</sup>
Inerzia del link	0.1 kgm <sup>2</sup>
Coppia massima del rotore	15 Nm
Costante elastica del rivestimento	5E3 Nm/rad
Inerzia equivalente dell'operatore	1.2 kgm <sup>2</sup>
Lunghezza a riposo della molla $K^*$	$0.7\pi$ rad
k	1 Nm/rad <sup>2</sup>

Tabella 4.1: Parametri del modello VIA pre-caricato impiegati nella risoluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro.

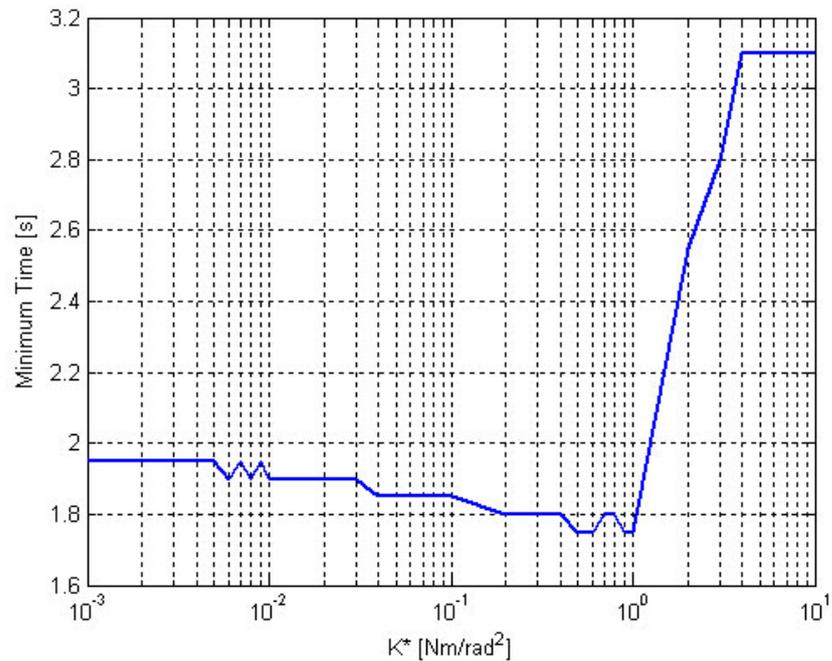
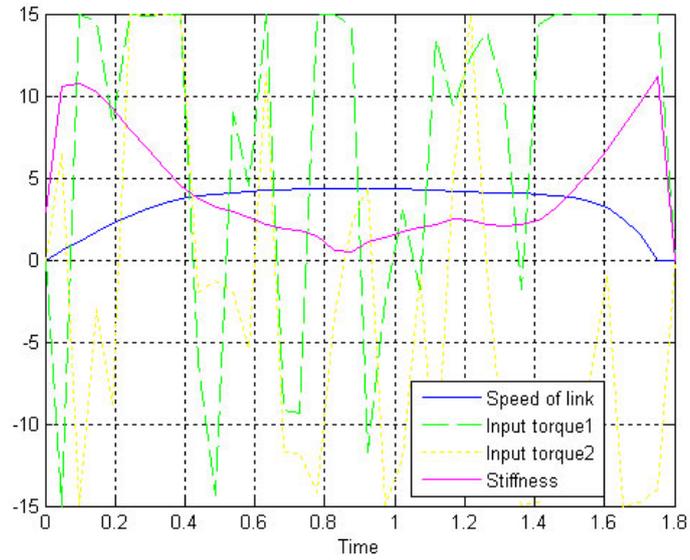


Figura 4.16: Soluzione dell'algoritmo del Brachistocrono Sicuro per il VIA pre-caricato: tempo minimo di *task* in funzione della rigidità della molla di pre-carico.

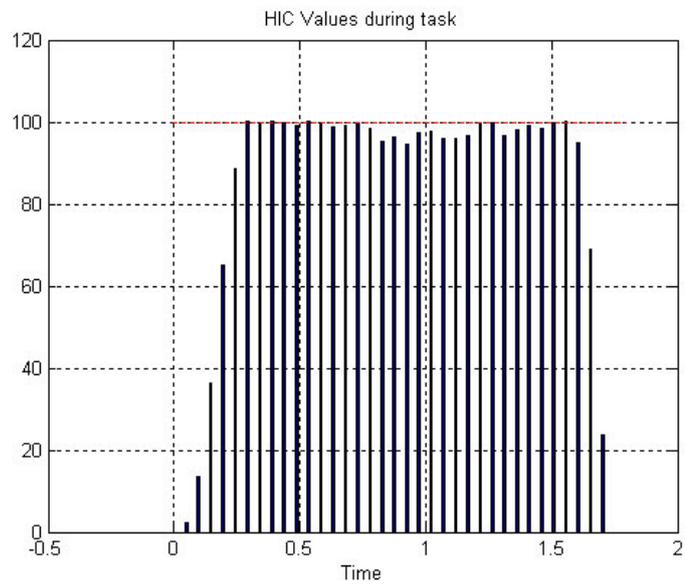
della velocità del link e dello *HIC* generati dalla soluzione del Brachistocrono Sicuro in corrispondenza di  $K^*$  ottimo. Il profilo di velocità e rigidità

## 4.2 L'ottimizzazione di un sistema dinamico VSA

presenta una sostanziale analogia con quello illustrato in figura 3.6.



(a) Controlli, velocità del link e rigidezza di giunto



(b) *HIC*

Figura 4.17: Soluzione del Brachistocrono Sicuro per il VSA pre-caricato corrispondente al valore ottimo di  $K^*$ .

# Capitolo 5

## Conclusioni

### 5.1 Risultati raggiunti

Durante questo lavoro di tesi sono stati conseguiti i seguenti risultati:

1. Si è contribuito, attraverso dei test di impatto sperimentali, ad ottenere la mappatura dello *HIC* in funzione della velocità del link e della rigidità di giunto per il prototipo di VSA realizzato presso il Centro “E. Piaggio”; tale mappatura si è rivelata utile per la definizione di un algoritmo on-line di controllo sub-ottimo del sistema su traiettorie generiche.
2. E' stato progettato un nuovo sistema di attuazione VSA, attualmente in costruzione, ottenendo dei significativi miglioramenti in termini di ingombro e di coppia massima fornibile, nonché di facilità di montaggio su di un manipolatore robotico a più gradi di libertà
3. E' stato eseguito un studio di ottimizzazione del sistema dinamico VSA ed è stato mostrato che esiste un valore ottimo del pre-carico tale da rendere minimo il tempo di task in traiettorie del tipo punto-punto.

## 5.2 Sviluppi futuri

Il prosieguo di questo lavoro sarà la realizzazione di un manipolatore robotico equipaggiato con attuatori di tipo VSA II per estendere l'indagine sperimentale nel campo del *Variable Stiffness Approach* a sistemi con più gradi di libertà.

Non si esclude l'utilizzo del VSA II nel campo delle interfacce aptiche: si potrebbe, in tal modo, simulare la presenza di interazioni con un certo grado di cedevolezza prefissato senza ricorrere al controllo di forza comunemente impiegato che, in determinate condizioni, può presentare fenomeni di instabilità del controllo.

## 5.3 Ringraziamenti

Desidero ringraziare il prof. Antonio Bicchi per avermi dato la possibilità di lavorare in questo interessante ambito e per avermi spinto a soluzioni sempre migliori; gli ingg. Giovanni Tonietti e Riccardo Schiavi per il costante aiuto ed il paziente supporto offertomi; il sig. Fabio Vivaldi per l'esperta revisione dei progetti nell'ottica della loro realizzazione; il prof. Enrico Manfredi per la gentile consulenza sul progetto e per le utili indicazioni bibliografiche.

Ringrazio tutti i ragazzi del Centro "E. Piaggio" con cui ho lavorato in questi mesi, ed in particolare: Adriano, Walter, Davide, Nicola, Lucia, Enzo, Daniele ed Antonio.

Infine, voglio ringraziare la mia famiglia e Grazia: è anche per il loro contributo se questo lavoro si è sempre svolto in un clima sereno e fiducioso.

# Appendice A

## Codice per il calcolo strutturale sulla molla a lamina

Il seguente codice, scritto nel linguaggio di programmazione del software ANSYS, esegue il calcolo con il metodo degli elementi finiti per la molla ad “U” proposta nel paragrafo 4.1.1. La modellazione è stata effettuata tramite l'utilizzo dell'elemento SHELL63.

```
FINISH
/CLEAR
/PREP7
/TITLE, MOLLA DI TORSIONE A LASTRA

C=10    ! [mm] distanza del bordo interno dal centro
A=10    ! [mm] larghezza della lastra
B=50    ! [mm] altezza della lastra
S=1     ! [mm] spessore della lastra W=6 ! NUMERO DI LASTRE

ET,1,SHELL63,,1    !MATRICE DI STRESS STIFFENING ATTIVATA

R,1,S
```

---

```
!REAL COSTANTS MOLLA
MP,EX,1,210000 ! [MPa] modulo di Young molla
MP,NUXY,1,0.3

ET,2,BEAM4,,1 !MATRICE DI STRESS STIFFENING ATTIVATA

R,2,100,833,833,10,10 !REAL COSTANTS TRAVE RIGIDA

MP,EX,2,10000000 !TRAVE QUASI RIGIDA
MP,NUXY,2,0.3

CSYS,1

TYPE,1

REAL,1

MAT,1

N,1,C
N,10,C+A
FILL,1,10

NGEN,40,10,1,10,, , ,B/39

E,1,11,12,2
EGEN,9,1,1
EGEN,39,10,1,9

NSEL,,LOC,Z,-0.001,0.001
```

---

NROTAT,ALL

D,ALL,UZ,0

D,ALL,UX,0

NSEL,ALL

NSEL,,LOC,Z,B-0.001,B+0.001

NROTAT,ALL

D,ALL,ALL,0

NSEL,ALL

TYPE,2

REAL,2

MAT,2

N,500

E,500,1

E,1,2

E,1,2

E,2,3

E,3,4

E,4,5

E,5,6

E,6,7

E,8,9

---

E,9,10

NROTAT,500

D,500,UX,0

D,500,UY,0

D,500,UZ,0

F,500,MZ,4300/W ! [Nmm]

/SOLUTION

KBC,0

NLGEOM,ON ! LARGE DEFLECTION TURNED ON

OUTRES,,1 ! WRITE SOLUTION ON RESULTS FILE  
!FOR EVERY SUBSTEP

NSUBST,30 ! BEGIN WITH 30 SUBSTEPS

ARCLEN,ON,4 ! ARC-LENGTH SOLUTION TECHNIQUE  
! TURNED ON WITH  
! MAX. ARC-LENGTH KEPT AT 4 TO COMPUTE AND STORE  
! SUFFICIENT INTERMEDIATE SOLUTION INFORMATION

SOLVE

FINISH

---

# Appendice B

## Codice utilizzato per l'ottimizzazione

In questa sezione viene presentato il codice impiegato per l'ottimizzazione della struttura schematizzata nel capitolo 4. Tale codice utilizza la sintassi impiegata per programmare gli *script* in ambiente Matlab<sup>®</sup> ed è frutto di un ri-adattamento dell'algoritmo presentato in [\[22\]](#)

Il codice si compone di tre moduli: quello principale che fornisce i diversi valori di rigidità della molla di pre-carico nel corso delle varie simulazioni; un modulo che si occupa dell'ottimizzazione attraverso la soluzione di un problema di minimizzazione vincolata; un ultimo modulo che contiene informazioni sulla dinamica del sistema.

```
clear;  
close all;  
clc;
```

```
Kvect = [];  
tauvect = [];
```

```
Kvect = [Kvect [1E-3:1E-3:1E-2]];
```

---

```

tauvect = [tauvect0.16*ones(1,10)];

Kvect = [Kvect [0.02:0.01:0.1]];
tauvect = [tauvect 0.05*ones(1,9)];

Kvect = [Kvect [0.2:0.1:1]];
tauvect = [tauvect 0.04*ones(1,9)];

Kvect = [Kvect [2:1:10]];
tauvect = [tauvect 0.03*ones(1,9)];

Kvect = [Kvect [20:10:100]];
tauvect = [tauvect 0.04*ones(1,9)];

Kvect = [Kvect [2E2:1E2:1E3]];
tauvect = [tauvect 0.04*ones(1,9)];

TottimoVST = []; for i = 1:length(Kvect)

    Ktrasm = Kvect(i);
    tau = tauvect(i);

    Ttobeat = 3.1;
    granularity = 0.05;
    go = 1;

    while go == 1
        disp(sprintf('Ktrasm = %f', Ktrasm));

        core;

```

---

```

        pause(1);

        Ttobeat = Ttobeat - granularity;

    end

    TottimoVST = [TottimoVST Ttobeat+granularity];

    pause(1);

end

plot(Kvect, TottimoVST, 'c:', 'LineWidth', 2);
xlabel('Valore di K* [N/mm^2]');
ylabel('Tempo ottimo [s]');

```

Di seguito si riporta la funzione `core`, richiamata nel codice precedente: tramite essa si definiscono i parametri del sistema (inerzie dei rotori, massa equivalente dell'operatore, ecc.) utilizzati dalla funzione `fmincon` (interna a Matlab<sup>®</sup>), che si occupa del processo di ottimizzazione vero e proprio.

```

close;
disp('Questo script calcola l''evoluzione di un sistema tipo
    VST');
disp('con un ingresso di tipo bang-zero-bang con istanti di
    commutazione');
disp('parametrizzati al fine di portare il sistema nello zero,
    senza ');
disp('violare i vincoli di HIC.');
```

---

```
continuare...');

pause;
clc;

Kriv    = 5000;

Mope    = 4;

Mrot    = 1.2 ;

M1 = Mrot/2;
M2 = Mrot/2;

Mlink   = 0.10005 ;

k = 1 ;
L0 = 0.7*pi ;
l0 = 0;

init_pos= -2*pi;

initState = [init_pos-L0*sqrt(Ktrasm/k)/(2*sqrt(Ktrasm/k)+1),
             init_pos,
             init_pos+L0*sqrt(Ktrasm/k)/(2*sqrt(Ktrasm/k)+1),
             0, 0, 0];

Umax = 30 ;
U1max = Umax /2;
U2max = Umax /2;
```

---

```

HICmax = 100    ;

disp(sprintf('Ttobeat = %f', Ttobeat ));

while isempty(Ttobeat)|Ttobeat <= 0

    Ttobeat = input('Inserisci il tempo da battere
    (in secondi): ');

end

disp(sprintf('granularity = %f', granularity ));

while isempty(granularity) | granularity == 0 |
    granularity >=Ttobeat

    granularity = input('Inserisci la granularità del
    controllo piecewise constant: ');

end

N = ceil(Ttobeat/granularity);
UU0 = zeros(1, 2*N);

save funUTILS.mat M1 M2 Mlink Ktrasm k L0 l0 initState
    HICmax Mope Kriv Ttobeat granularity N;

LB = [ -U1max*ones(1, N) -U2max*ones(1, N) ];
UB = [ U1max*ones(1,N)  U2max*ones(1, N) ];

[u, fval, exitflag] =fmincon(@myObjFun,

```

---

```

UU0, [], [], [], [], LB, UB, ...
@myConstrFun, optimset('LargeScale', 'off', 'Diagnostic',
'on', 'MaxFunEvals', 10000, ...
'MaxIter', 10000, 'TolX', 1E-6));

if exitflag <= 0

    go = 0;

end

close all;
load utils.mat;

timeV = [0:Ttobeat/(N+1):Ttobeat];

tempV = [0 constr 0]; if (length(tempV) > length(timeV))
    tempV = tempV(1:length(timeV));
elseif (length(tempV) < length(timeV))
    timeV = timeV(1:length(tempV));
end

tempV1 = [initState(5) speed 0]; if (length(tempV1) >
length(timeV))
    tempV1 = tempV1(1:length(timeV));
elseif (length(tempV1) < length(timeV))
    timeV = timeV(1:length(tempV));
end

tempV2 = [0 u(1,1:N) 0]; if (length(tempV2) > length(timeV))
    tempV2 = tempV2(1:length(timeV));

```

---

```

elseif (length(tempV2) < length(timeV))
    timeV = timeV(1:length(tempV2));
end

tempV3 = [0 u(1,N+1:2*N) 0];if (length(tempV3)>length(timeV))
    tempV3 = tempV3(1:length(timeV));
elseif (length(tempV3) < length(timeV))
    timeV = timeV(1:length(tempV3));
end

subplot(2,1,1),bar(timeV, tempV, 0.2), grid on, hold on;
plot([0 Ttobeat], [HICmax HICmax], 'r:');
title('HIC Values during task');
xlabel('Time');

subplot(2,1,2),plot(timeV, tempV1, 'b', 'LineWidth',1),grid on;
hold on, plot(timeV, tempV2, 'g--', 'LineWidth', 1);
plot(timeV, tempV3, 'm:', 'LineWidth', 1); xlabel('Time');
legend('Speed of link','Input torque1', 'Input torque2', 0);

```

La seguente funzione, richiamata dalla `fmincon`, contiene la descrizione dell'evoluzione dinamica del sistema VSA.

```

function [c, ceq] = myConstrFun(UU)

load funUTILS;

INTEGRATIONSTEP = 0.001;

```

---

```

inputNumber = 1;

T = 0.0;
rho = 0;

X = initState;

DX      = [];
speed   = [];
K       = [];
constr  = [];

alpha   = 2^(5/2) * Kriv^(3/4) / (pi^(3/2) * Mope^(3/4));

while T < Ttobeat & ( (inputNumber+N) <= length(UU)) & (
inputNumber <= N )

    Utau1 = UU(inputNumber);
    Utau2 = UU(inputNumber +N);

    DX(1) = X(4);

    DX(2) = X(5);

    DX(3) = X(6);

    DX(4) = (1/M1) * ( k*sign(X(2)-X(1)-10)*(X(2)+
        -X(1)-10)^2-Ktrasm*sign(L0+X(1)-X(3))*
        *(L0+X(1)-X(3))^2+ Utau1 );

```

---

```

DX(5) = (1/Mlink) * ( k*sign(X(2)-X(1)-10)*(X(2)+
    -X(1)-10)^2+k*sign(X(3)-X(2)-10)*(X(3)+
    -X(2)-10)^2 );

DX(6) = (1/M2) * ( -k*sign(X(3)-X(2)-10)*(X(3)+
    -X(2)-10)^2+Ktrasm*sign(L0+X(1)-X(3))*
    *(L0+X(1)-X(3))^2 + Utau2 );

DX = DX .* INTEGRATIONSTEP;

X = X + DX;

rho = rho + 1;
T    = rho*INTEGRATIONSTEP;

if ~mod(T, granularity)
    inputNumber = inputNumber+1;

    speed      = [speed X(5)];

    Mrobot     = Mlink+(2*k*abs(X(1)-X(2))/(2*k*abs(X(1)+
        -X(2))+1)*M1)+(2*k*abs(X(3)-X(2))/(2*k*
        *abs(X(3)-X(2))+1)*M2);

    temp01     = (Mrobot/(Mrobot+Mope))^(7/4);

    constr     = [constr alpha*abs(X(5)^(5/2))*temp01];
end

end

```

---

```
clear temp01;

c = [constr-HICmax];
ceq = [X(2) X(5)];

save utils.mat speed c ceq constr;

function F = myObjFun(UU)
F = -UU(1)^2;
```

# Bibliografia

- [1] Asimov I. *I, Robot*. Gnome Press, 1950.
- [2] Dick P.K. *Do androids dream of electric sheep?* Doubleday, 1968.
- [3] Various. World robotics 2003. Technical report, UNECE-IFR, 2003.
- [4] Graham J.H. *Safety, Reliability, and Human Factors Robotic Systems*. Van Nostrand Reinhold, New York, 1991.
- [5] OSHA Instruction PUB 8 – 1.3. Guidelines for robotic safety. Technical report, OSHA, Washington DC, 1987.
- [6] UNI-EN 775:1994. Robot industriali di manipolazione: sicurezza. Technical report, UNI, 1994.
- [7] Ikuta K. and Nokata M. “General Evaluation Method of Safety for Human Care Robots.” *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics & Automation*, May 1999.
- [8] Nokata M. Ikuta K., Ishi H. “Safety Evaluation Method of Design and Control for Human Care Robots.” *The International Journal of Robotics Research*, 22, May 2003.
- [9] Khadilkar A., Sances A.Jr., Herbst B., Forrest S., and Meyer S. “Head injury reduction with roll bar padding.” *Proceedings of the First Joint of 21st Annual Conference and the Annual Fall Meeting of the Biomedical Engineering Soc.*, 1:504, 1999.

- 
- [10] Khadilkar A.V. and Pauls L.S. “Assessment of injury protection performance of side impact airbags for out-of-position and other than 50th percentile adult male occupants.” *Proceedings of 16th International Technical Conference on the Enhanced Safety of Vehicles (ESV)*, May-June 1998.
- [11] Versace J. “A review of the Severity Index.” *Proceedings of the Fiteenth Stapp Car Crash Conference*, pages 771–796, 1971.
- [12] Makris A., Nerenberg J., Dionne J.P., Chichester C., and Bass C.R. “Reduction of Blast Induced Head Acceleration in the Field of Anti-Personnel Mine Clearance.” *IRCOBI Conference on the Biomechanics of Impact*, September 2000.
- [13] Dionne J.P. James R. Nerenberg J., Makris A. “Enhancing Deminer Safety through Consideration of Position.” *UXO/Countermine Conference in New Orleans*, April 2001.
- [14] Davis M. Chichester C. Bergeron D.M. Sanderson E. Di Marco G. Bass C.R., Bogges B. “A Methodology for Evaluating Demining Personal Protective Equipment for Antipersonel Landmines.” *UXO/Countermine Conference in New Orleans*, April 2001.
- [15] V.R. Hodgson. “Impact, Skid And Retention Tests On A Representative Group Of Bicycle Helmets To Determine Their Head-Neck Protective Characteristics.” Technical report, Michigan Department of Public Health, March 1991.
- [16] Deivert R.G. Caswell S.V. “Lacrosse Helmet Designs and the Effects of Impact Forces.” *Journal of Athletic Training*, 37(2):164–171, 2002.
- [17] Zinn M., Khatib O., Roth B., and Salisbury J.K. “A new actuation approach for human friendly robot design.” *Proceedings of the International Symposium on Experimental Robotics*, 2002.

- [18] Homayoun S. and Bon B. “Real-Time Collision Avoidance for Position-Controlled Manipulators.” *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 15:670–677, August 1999.
- [19] Heinzmann J. and Zelinsky A. “The Safe Control of Human-Friendly Robots.” *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 1020–1025, 1999.
- [20] Munsang Kim, Seong-Sik Yoon, Sungchul Kang, Young-Hwan Kim, Seung-Jong Kim, Heung-Soon Yim, Choong-Dong Lee, and In-Teak Yeo. “Safe Arm Design for Service Robot.” *Proceedings of the IARP workshop on robot dependability*, 2002.
- [21] Morita T. and Sugano S. “Development and Evaluation of Seven-D.O.F. MIA ARM.” *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, April 1997.
- [22] Bavaro M. “Metodi di Controllo per Robot Intrinsecamente Sicuri.” Master’s thesis, Università di Pisa, 2003.
- [23] Pratt G. and Williamson M. “Series Elastic Actuators.” *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 399–406, 1995.
- [24] R. McNeill Alexander. *Elastic Mechanisms in Animal Movement*. Cambridge University Press, 1988.
- [25] Paluska D.J. Pratt G.A. Robinson D.W., Pratt J.E. “Series Elastic Actuator Development for a Biomimetic Walking Robot.” *Proceedings of the 1999 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, September 1999.
- [26] Morrel J.B. “*Parallel Coupled Micro-Macro Actuators*.” PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA, 1996.

- [27] Bicchi A., Lodi Rizzini S., and Tonietti G. “Compliant Design for Intrinsic Safety: General Issues and Preliminary Design.” *Proceedings of IEEE International Symposium on Intelligent Robots and Systems*, pages 1864–1869, October 2001.
- [28] Bicchi A. and Tonietti G. “Fast and Soft Arm Tactics: Dealing with the Safety-Performance Trade-Off in Robot Arm Design and Control.” *IEEE Robotics and Automation Magazine*, 11(2):22–33, 2004.
- [29] Okada M., Nakamura Y., and Ban S. “Design of Programmable Passive Compliance Shoulder Mechanism.” *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics & Automation*, May 2001.
- [30] Chestnutt J. Hurst J.W. and Rizzi A. “An Actuator with Physically Variable Stiffness for Highly Dynamic Legged Locomotion.” *Proceedings of the 2004 International Conference on Robotics and Automation*, May 2004.
- [31] Chou C.P. and Hannaford B. “Measurement and Modeling of Artificial muscles.” *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 12:90–102, February 1996.
- [32] Bicchi A. and Tonietti G. “Design, Realization and Control of Soft Robot Arms for Intrinsically Safe Interaction with Humans.” *Proceedings of IARP/RAS Workshop on Technical Challenges for Dependable Robots in Human Environments*, pages 79–87, October 2002.
- [33] Lefeber D. Van Damme M., Daerden F. “A Pneumatic Manipulator used in Direct Contact with an Operator.” *Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, April 2005.
- [34] Piccigallo M. “Studio teorico e sperimentale di attuatori a cedevolezza variabile.” Master’s thesis, Università di Pisa, 2003.

- [35] Schiavi R. Tonietti G. and Bicchi A. “Design and Control of a Variable Stiffness Actuator for Safe and Fast Physical Human/Robot Interaction.” *Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, April 2005.
- [36] Schiavi R. “Progettazione e Controllo di Attuatori Intrinsecamente Sicuri.” Master’s thesis, Università di Pisa, 2004.
- [37] Eugene I. Rivin. *Stiffness and Damping in Mechanical Design*. Marcel Dekker Inc., 1999.
- [38] Gobel E.F. *Rubber Springs Design*. Newnes-Butterworths, London, 1974.