



UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI PADOVA

Centro Interdipartimentale di Studi e Attività Spaziali (CISAS)

SCUOLA DI DOTTORATO DI RICERCA IN SCIENZE TECNOLOGIE E
MISURE SPAZIALI (XX Ciclo)

Sede Amministrativa: Università degli Studi di Padova

Indirizzo: Misure Meccaniche per l'Ingegneria e lo Spazio
Curriculum: Diagnostica/affidabilità di macchine/strutture

Tesi

**RIPRODUCIBILITA' DELLE CONDIZIONI OPERATIVE DI MECCANISMI ARTICOLATI E
LORO COLLAUDO**

**REPRODUCIBILITY OF THE OPERATIVE CONDITIONS AND TESTING FOR ARTICULATED
MECHANISMS**

Dottorando: Massimiliano Giacometti

Supervisore: Prof. Stefano Debei (Università degli Studi di Padova)

Coordinatore dell'Indirizzo: Prof. Francesco Angrilli (Università degli Studi di Padova)

Direttore della Scuola: Prof. Pierluigi Bernacca (Università degli Studi di Padova)

31 Dicembre 2007

Abstract

In questa tesi viene esposto il lavoro di progettazione di un meccanismo articolato a tre gradi di libertà per simulazione di moti o per impieghi di puntamento ed inseguimento di target per applicazioni spaziali di *rendezvous* e *docking* orbitale e vengono inoltre descritte le caratteristiche funzionali di un prototipo di perforatore autonomo progettato, realizzato e sottoposto a collaudi di verifica delle capacità operative.

In particolare il lavoro svolto nell'ambito del progetto del perforatore costituisce parte dell'impegno speso dal CISAS in collaborazione con Tecnomare S.p.a. per lo studio e la realizzazione di un dimostratore tecnologico denominato *Guided Mole Demonstrator* commissionato dall'ESA per sperimentare le tecnologie più idonee per una futura missione interplanetaria.

Entrambe i progetti presentano caratteristiche distintive rispetto ad analoghe soluzioni in ambito commerciale o di ricerca: il cinematismo del puntatore ad esempio si basa sulla rotazione relativa di giunti ad assi inclinati (non ortogonali), con notevoli vantaggi in termini di robustezza meccanica ed accuratezza di posizionamento dell'end-effector rispetto a soluzioni più tradizionali; analogamente il perforatore presenta un'insieme di sottosistemi e soluzioni non contemplati in nessun altro progetto di ricerca simile.

Inizialmente la trattazione della piattaforma mobile è incentrata sugli aspetti relativi alla cinematica ed alla dinamica focalizzando l'attenzione sull'accoppiamento ai giunti che interviene a causa della struttura cinematica scelta, mentre per la parte dinamica si pone in risalto la possibilità di rendere il modello dinamico lineare nei confronti di una serie di parametri costanti dipendenti dalle grandezze caratteristiche dei singoli giunti.

La cinematica inversa fornisce un risultato notevolmente complesso in un'ottica di implementazione computazionale, tuttavia opportune considerazioni e la forma stessa della funzione ricavata consentono una notevole semplificazione, contenendo l'incertezza di modello entro valori dell'ordine di 10^{-4} . Viene quindi calcolato lo Jacobiano geometrico grazie al quale si identificano le configurazioni singolari della struttura, questo consente inoltre la formulazione degli ellissoidi di manipolabilità dinamica e di velocità, che offrono una conferma analitica e visiva delle capacità cinematiche e dinamiche della piattaforma.

La caratterizzazione dinamica, oltre ad evidenziare la linearità nei parametri costanti mediante un algoritmo di calcolo simbolico per ricavare la matrice regressore, consente di stimare le coppie ai giunti necessarie per la movimentazione del dispositivo secondo traiettorie imposte.

Per fare questo si è importato un modello CAD del robot all'interno dell'ambiente SIMMECHANICS (oltre che in VISUAL NASTRAN per avere conferma dei risultati) da cui si sono ricavati i profili di coppia necessari per la successiva scelta dei motori da inserire nel prototipo realizzato in una seconda fase.

In vista del trasferimento dal modello alla realtà è stato compiuto uno studio sulle possibili tecniche di controllo del moto, optando per un controllo di tipo robusto-adattativo. Anche la definizione di questo ha seguito un approccio basato sulla preventiva simulazione e successiva implementazione su un'architettura hardware, ottenendo in tal modo un'ulteriore conferma sperimentale di modelli simulati e delle prestazioni attese. Lo schema del processo di controllo è stato sviluppato e testato in SIMULINK da cui (tramite il toolbox *Real-time Windows target*) si è ottenuto il codice C per l'esecuzione in tempo reale su un kernel dedicato e precedentemente installato nel medesimo PC.

Infine la caratterizzazione dell'intero sistema comprende anche un'analisi dell'incertezza di posizionamento dell'end-effector (e quindi del payload) basandosi su due differenti approcci: il metodo di propagazione dell'incertezza tradizionale secondo le direttive della GUM (Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement) ed il metodo di Monte Carlo. I risultati ottenuti sono tra loro compatibili ed offrono una stima basata su tutte le diverse fonti di incertezza presenti.

Il GMD si presenta come un complesso sistema robotico dotato di diverse sottounità adibite a compiti specifici. Lo scopo di questo prototipo è la perforazione del sottosuolo nel rispetto di determinati requisiti, quali ad esempio una profondità di scavo pari a 100m, la possibilità di effettuare traiettorie curve con raggio minimo di curvatura pari a 10m, accuratezza di localizzazione inferiore al 5% della profondità raggiunta.

Trattandosi di un dimostratore tecnologico, l'*iter* progettuale si è svolto individuando soluzioni realizzative che dimostrassero la validità del progetto ai fini delle funzionalità richieste come pure al tempo stesso la trasferibilità al più stringente ambito spaziale in vista di una futura missione.

I diversi sottosistemi si differenziano innanzitutto per il compito da svolgere. Si elencano di seguito le varie sottounità: perforazione - *boring*, avanzamento - *propulsion*, aggancio - *holding*, sterzo - *steering*, trasporto detriti - *cuttings management*, localizzazione - *localization*.

Queste sono integrate a formare l'effettiva unità operativa che scende nel sottosuolo, tuttavia bisogna considerare che il sistema complessivo prevede una stazione di superficie, alla quale il perforatore è collegato via cavo per ricevere la potenza elettrica, trasmettere segnali di controllo ed evacuare i detriti di scavo.

L'attività di perforazione è condotta in corrispondenza di una testa di scavo dotata di inserti in carburo di tungsteno che erodono la superficie con cui vengono a contatto grazie ad un moto rotatorio e all'occorrenza anche percussivo; sono infatti impiegati due distinti azionamenti: uno per far ruotare la testa ed uno per imprimere un moto impulsivo ed oscillante ad una massa battente accoppiata ad un profilo a camma che ne provoca l'impatto a ripetizione contro i taglienti accennati, trasferendo la propria energia cinetica al suolo. Da prove sperimentali l'azione combinata dei due dispositivi si rivelerà essenziale per suoli rocciosi di elevate caratteristiche meccaniche.

L'avanzamento nel sottosuolo è consentito dalla capacità del GMD di muoversi con moto di tipo peristaltico grazie all'azione combinata di un giunto prismatico e di due dispositivi di vincolo alle pareti di scavo opportunamente posizionati lungo il perforatore. Il giunto permette alla talpa meccanica di allungarsi di 20mm consentendo un avanzamento per passi, con fase di espansione durante l'azione di perforazione e di ritrazione ad ogni raggiungimento di fine corsa e relativa interruzione di scavo.

I meccanismi di vincolo accennati rivestono un ruolo fondamentale anche per la sola perforazione. Innanzitutto si tratta di due gruppi di piastre in acciaio che si possono espandere verso l'esterno spinte dalla pressione generata in serbatoi comprimibili a soffietti metallici grazie a due motori dedicati.

Le piastre superiori reagiscono al momento torcente generato della rotazione della testa, consentendo l'azione erosiva, ed alla spinta verso il basso impressa alla talpa dal giunto di allungamento; quelle inferiori invece intervengono una volta espanse per il richiamo della parte in coda nel momento in cui si verifica la fase di ritrazione.

La capacità di sterzare è fornita da un giunto centrale il cui meccanismo di funzionamento si basa sulla rotazione relativa di componenti con asse di rotazione inclinato rispetto all'asse longitudinale del perforatore. Questo cinematismo consente di ottenere l'inclinazione voluta ed al tempo stesso garantisce notevole robustezza nei confronti delle sollecitazioni esterne che intervengono durante le operazioni di scavo. Essendo cavo presenta il vantaggio di consentire, a differenza di un gimbal tradizionale, il passaggio al suo interno sia dei detriti sia dei cavi di potenza e trasmissione dati.

Il compito di evacuare i detriti di scavo è di fondamentale importanza sia per consentire l'avanzamento sia per le indagini scientifiche richieste in sede di missione. Tale compito viene svolto dall'interazione di due circuiti (interno ed esterno) che convogliano i detriti sotto forma di polvere verso la superficie. Il primo è completamente interno alla talpa ed è costituito da una coclea che ne percorre un lungo tratto longitudinale partendo dalla base e portando ad un recipiente di scambio i residui della frantumazione. A quel punto questi vengono intercettati da un circuito a cinghia che li trasporta fino in superficie dove possono essere esaminati ed evacuati.

Il requisito di contenere l'incertezza sulla stima della posizione del perforatore nel sottosuolo è soddisfatto da un corredo di strumenti di misura costituito da: una piattaforma con due inclinometri per avere un'indicazione dell'inclinazione rispetto alla verticale, un magnetometro per l'azimuth, un odometro per misurare lo svolgimento del cavo di collegamento e ricavare quindi assieme ai dati forniti dai trasduttori precedenti la traiettoria eseguita.

Terminata la fase costruttiva, è stata svolta una strutturata attività di test su diversi tipi di materiale roccioso, ottenendo una caratterizzazione del comportamento atteso dal perforatore su diversi tipi di sottosuolo, oltre che una verifica sperimentale delle prestazioni in termini di velocità di avanzamento. Le diverse prove hanno inoltre evidenziato alcuni aspetti critici, tra i quali il più rilevante consta nella tendenza all'impaccamento dei detriti in corrispondenza del foro di ingresso nella testa di scavo.

Extended Abstract

This thesis exposes the work carried out on two different projects: the first is a compact articulated 3DoF mechanism which serves as motion simulator for testing purposes or for tracking mobile targets such as the ones involved in space missions requiring *rendezvous* and *docking* abilities as for example the *Mars Sample Return*, or again it can be useful for RF and optical transmission devices where high accuracy is mandatory, as well in astronomical gimbal-like applications; the second one is a prototype of an autonomous driller called GMD (*Guided Mole Demonstrator*) committed by ESA and designed for a planetary mission on Mars surface, realized and then tested to prove its operative capabilities. The GMD has been developed at CISAS for design and test of mechanical features and related subsystems, whereas the electronics and power transmission have been provided by Tecnomare Spa, as the laboratory for the global system test too.

Both projects are characterized by distinctive features in regard to similar solutions in current commercial or research ambit: the 3 DoF pointer kinematics for example is based on the relative rotation of joints whose axes are intersecting but inclined and not orthogonally as in traditional gimbal platforms; it is a spinoff derived from a GMD subsystem, which is described hereinafter. This structure allows both superior mechanical robustness to dynamic loads and more accuracy in the end-effector positioning; the GMD also collects a subsystems and solutions ensemble not provided by any other similar research project, proving superior handling in the expected operative scenario.

Figures 1 and 2 show the 3DoF Platform and GMD.

The platform design starts with kinematics analysis, focusing attention to the coupling between the two lower links which mutually moves following a particular analytical relation obtained after expressing the rotation matrix both in cartesian space (Euler angles) and joint space.

The resulting formulae permit to calculate the first and second joint rotation given an inclination Θ of the end-effector, but are very complex looking at online computation in a control algorithm with at least 1kHz sampling rate:

$$0 = \tan(\vartheta) - \frac{\left(0.34 \sin\left(\operatorname{atg}\left(\frac{\sin(\alpha 2)}{-0.94(\cos(\alpha 2)-1)}\right)\right) \sin(\alpha 2) - 0.32 \cos\left(\operatorname{atg}\left(\frac{\sin(\alpha 2)}{-0.94(\cos(\alpha 2)-1)}\right)\right) (\cos(\alpha 2)-1)\right)}{(0.883+0.117 \cos(\alpha 2))} \quad (0.0.1)$$

$$\alpha 1 = \operatorname{arctg}\left(\frac{1.0641 \sin(\alpha 2)}{1 - \cos(\alpha 2)}\right) \quad (0.0.2)$$

however further investigations lead to approximate these relations to linear and hyperbolic laws committing a model error below 10^{-4} , an acceptable solution for many application, leaving the possi-



Figure 1: 3DoF platform.



Figure 2: Guided Mole Demonstrator.

bility to adopt the exact one for static pointing purposes; this means a control scheme based on the approximation for dynamic phases whereas, at stopping in one position, the exact law is adopted.

Once defined the robot model in the well known form $\mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \tau$, it is converted symbolically in MATLAB to the regressor form $\tau = \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}})\pi$, which leads to a linear parameterization of the robot dynamics, where a constant vector π of dynamic parameters is multiplied by a matrix which is a function of current joint angles, velocities and accelerations, however the single terms of \mathbf{Y} contain such trigonometric functions that the use of this technique for control purpose is not compatible with real hardware implementation, if simplifications are not adopted.

The study of the kinematics considers also the geometric Jacobian formulation for its importance in finding singular configurations of the mechanism by setting the condition ($\det(\mathbf{J})=0$), and is also fundamental for the definition of the manipulability ellipsoids (in force and in velocity), very useful and intuitive for evaluation of the platform's cinematic and dynamic capabilities.

Once the ellipsoids are calculated and plotted during a simulation of trajectory execution, the following properties appear: the velocity ellipsoid is stretched toward the vertical, meaning that's the favoured direction of motion, being the first axis always vertical, the second inclined by 20° only and the third limited to an inclination less than 40° from vertical, furthermore when the platform reaches a configuration of maximum inclination the ellipsoid collapses to an ellipse indicating a singularity, that is the platform can't inclines anymore; in a dual manner the dynamic ellipsoid is characterized by two extended axes far from vertical, confirming the platform ability to exert major torque reactions along that directions; this means the robot can manage bending actions rather than twisting solicitations.

The inverse dynamics procedure allows the determination of the necessary joint torques in order to follow a desired trajectory with a specific payload mounted on the end-effector.

This step is solved importing a previously created CAD model of the manipulator in both SIMMECHANICS and VISUAL NASTRAN (for a comparison of the results), turning out torque diagrams useful for the selection of proper gearmotors to be used in the robot not yet constructed. In fact, the informations acquired from the simulations are very important to establish the maximum torque needed for each joint, but also its temporal variation leading to an accurate choice between speed, torque and thus power.

Passing from model to reality the need to perform motion with a suitable controller arises, so, after a general study on different techniques, it's chosen an adaptive robust control scheme. This can be thought of as combining the best qualities of the adaptive controllers and the robust controllers. This approach has the advantage of reduced online computation (compared to the adaptive one), robustness to additive disturbances, no *a priori* knowledge of system uncertainty and asymptotic tracking error performances.

This phase also foresees the usual method of prior simulation and successive implementation on real hardware, in order to preliminary tune the simulated controller and then see its effectiveness. Several tests show lower performances during execution of different tasks (in manual mode with a joystick or in automatic given a defined trajectory to follow), and the need for minor corrections on the control scheme adopting variable gains, however its capabilities are confirmed after testing with different input trajectories: step, linear, sinusoidal, pseudo-random..

The whole process of designing and testing is carried out in SIMULINK; firstly it offers an environment for numerical simulation of a block diagram model containing the algorithm and the *SimMechanics*

interface, then the obtained model, after substitution of the simulated dynamics with the real platform managed by I/O modules, is compiled by *Real-time Windows target* toolbox which provide C code to be executed in *real-time* directly on a PC where a proper kernel with priority on the operating system has been previously installed.

The controller communicates with the motor drivers and other transducers with a PCI Multifunction board: in automatic mode it receives in input quadrature encoders feedback from each joint and output are analog signals to the drivers for minimization of the tracking error, but the board also receives analog signals coming from three hall sensor needed for resetting initial position. In manual mode the board inputs come directly from the joystick potentiometers whose voltage supply is provided by the board itself, whereas the control loop with online inverse kinematics calculation assures congruence between the end-effector axis and the joystick axis, so that, when one moves the joystick, the platform follows the same direction.

The block diagram of the control scheme adopted is shown in fig. 3.9:

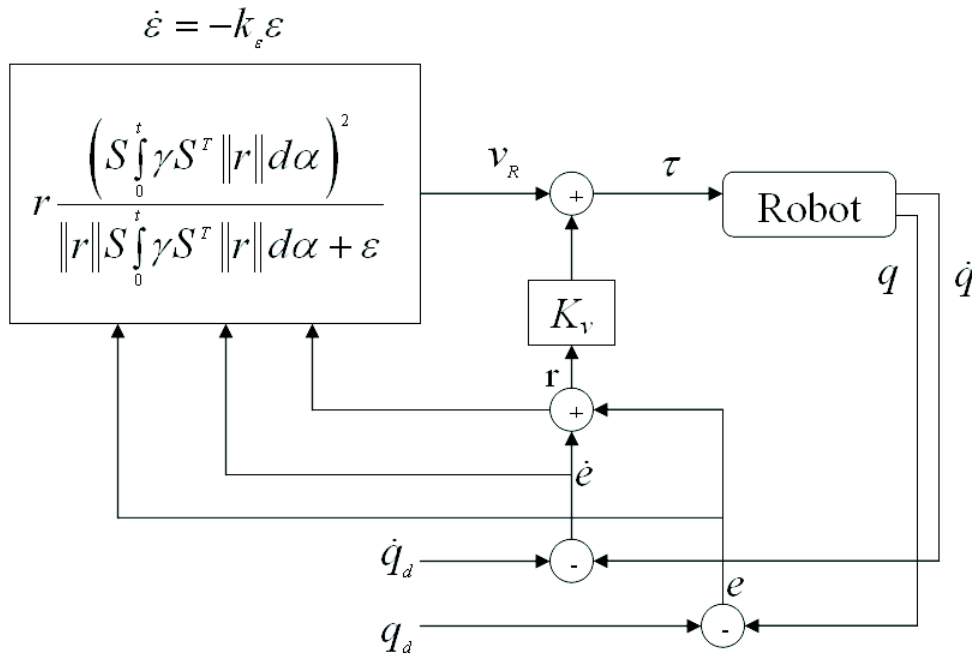


Figure 3: Adaptive robust controller block diagram.

An interesting application of the platform is presented in fig. 3.30 where targeting capabilities are tested, according to the need of new equipment in the emerging field of optomechanical devices with high accuracy requirements. In this application the control loop is closed by the visual information captured by a cheap USB webcam pointing to a target defined by a mere pen cap without particular illumination or environment conditions.

The acquired frames are processed online to define a region delimiting the target and finding thus its geometrical centre. This information is then elaborated by the control algorithm which provides

the proper outputs in order to keep the focal axis as close as possible to the target.

Being image processing a time consuming task (especially during control procedures) the possibility to adopt a simplified mathematical model for the inverse kinematics is welcome as previously anticipated.

Since the scope of the controller is to keep the cap centered in the image, it's clear the device can be used in different ways and application. In fact, the platform can be fixed to ground while observing a moving object such as in the astronomical field, or maybe it can be mounted on a moving vehicle and force to follow a fixed reference, but it can also provide targeting capabilities for both moving entities as the case of a satellite on orbit in rendezvous manoeuvre with another mobile object.

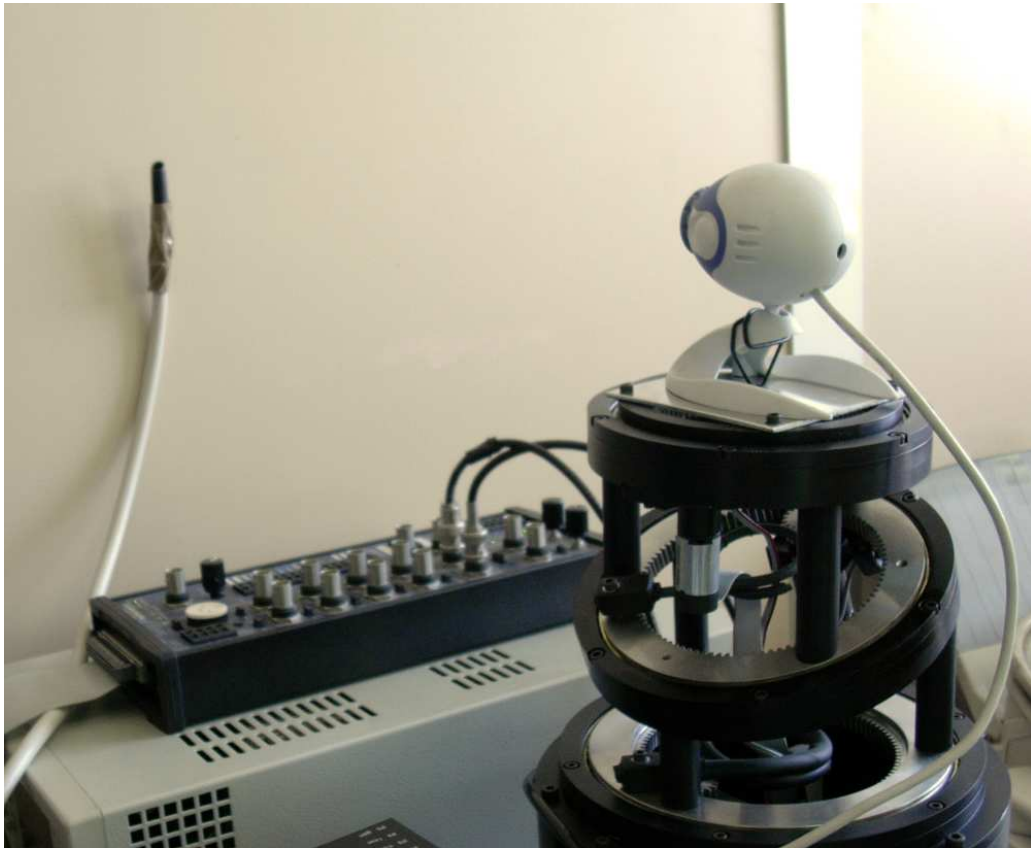


Figure 4: Mobile platform with vision system and target.

Since accuracy is of fundamental relevance in pointing application, the whole system characterization comprehends also an analytical analysis of uncertainty propagation following two different approaches: the traditional one based on the GUM (*Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement*) and the MCM (*Monte Carlo Method*).

In the first one the determination of sensitivity coefficients evidences the influence of single joints uncertainty on the end-effector position accuracy, leading also to considerations about the technological aspects regarding the components production method.

Both methods produce mutually compatible results, with GUM estimation slightly higher than MCM, and are obtained considering every uncertainty contribute: encoders resolution, mechanical tolerances, friction and noise. Moreover this last study evidences the important fact of a pitch accuracy higher than traditional gimbal solutions, confirming the advantage of toughness and accuracy over typical orthogonal axes devices.

The GMD (fig. 5) is a complex robotic system composed by several sub-units afferent to different specific tasks. The goal of this prototype is subsoil perforation in respect to well defined requirements: it has to bore down to 100m, follow curved trajectories with minimum curvature radius of 10m and it's needed a positioning accuracy of 5% of the reached depth. Moreover the mole shall be capable of autonomous decisions about drilling strategy since it's designed for a future mission on Mars and direct communications with Earth are limited by distance and time, which are not compatibles with a mission timetable.

Being a technological demonstrator, the design process has taken into account solutions fitting both the directives driven by requirements and, at the same time, the portability to the more tightening space environment.

Every subsystem is designed for a specific task, paying attention to mechanical integration and encumbrance containment. The following list shows the different subunits:

- boring
- propulsion
- holding
- steering
- cuttings management
- localization

They're connected each other and define the moving unit which goes down, however the whole project comprehends a surface unit also, to which the GMD is connected by a tether carrying power and data transmission plus two flexible tubes for debris evacuation.

Boring is carried out by a rotating head at the bottom of the GMD and cutting action is performed by 5 WC chisels radially placed. They also can move in longitudinal direction allowing an additive percussive action to enhance the erosion when hard rocks are encountered. This is obtained by a secondary mechanism that can impress an impulsive action directly on chisels upper termination.

The operation consists in an oscillating mass which is forced to follow a trajectory driven by a rotating central cam with triple profile where small bearings are invited. As the cam rotates, the mass is forced to lift up compressing a spring, then the stored energy (1j) is converted in kinetic energy of the mass (0.5kg) impacting against the chisels. This cyclic hammering hits at 2Hz and the motion is provided by a pancake motor coupled with an harmonic drive providing a reduction factor of 50. An

analogue solution adopted for the rotation allows velocity up to 30rpm and maximum torque of 10Nm. In this case lower velocity is required but also more torque, thus the reduction is 100.

A test campaign on soils of different mechanical characteristic showed how a combined action of both rotative and percussive techniques granted advancement of the mole through samples otherwise impenetrable by rotative action only.

The GMD moves through the hole with a peristaltic motion using two sets of expansion pads and a prismatic joint between them. The figure shows the sequence of steps.

These pads are expanded by the pressure generated in specific bellows type tanks which are compressed by a motorized and controlled lead screw nut mechanism. The fluid is glycol based thinking to low temperature environment and at the same time its low viscosity makes it a suitable choice instead of more viscous oils since the mole pads circuit is connected by stainless steel tubes with 0.8mm \varnothing diameter only.

The upper pads are fundamental not only for propulsion but also for boring: the torque coming from the rotating head passes through the mole structure and is balanced by the reaction forces that arise at the interface between hole and pads surface; furthermore they balance the pushing action given by the prismatic joint which keeps a normal load on the head above a predefined threshold.

Steering capability derives from the action of a central joint whose principle of operation is based on the relative rotation of two components with axis inclined in respect to the mole longitudinal one. This choice limits the maximum angle between opposite ends to 10° (each component supports two bearings with 5° of mutual inclination) and, since a large rotation is required for both components in order to get a small variation of the output angle, high accuracy in positioning and toughness to external forces during boring operation are both present.

Moreover its hollow structure grants, differently from a traditional gimbal device, enough space for both cuttings removal subsystem and electrical cables for data and power transmission.

Cuttings removal is a distinctive feature of GMD in regard to other solutions and is of fundamental importance for mole propulsion and scientific analysis during a mission. Thinking to porosity it's clear that, after grind, material's volume increases significantly leading to a situation of *choking*, if not removed from the hole behind.

This function is carried out by the interaction of two circuits (one internal and the other external) conveying debris toward surface where they're evacuated or sampled.

The first is located along the mole longitudinal axis and is composed by a rotating auger inside a tube linked to the head; this tube allows both dust containment and torque transmission for the rotation, and lifts up to a proper exchange can, where debris are released and intercepted by the secondary circuit which is composed by a two way conveyor rope that entraps the particles, carrying them away to the surface unit.

The GMD satisfies positioning accuracy requirements using the following set of measurement devices: one unit onboard the mole with two inclinometers to get the mole inclination in regard to the local vertical and a magnetometer for azimuth estimation, an odometer into the surface unit which measures the tether deployment in the ground. The informations provided by all these instruments allow mole's tracking and path reconstruction as well as scientific match between samples analyzed in the surface unit and their extraction site depth.

Once completed the assembly, a test campaign has been carried out on different rocky soil samples, obtaining thus a characterization of expected mole handling on various underground materials, and moreover an experimental verification of drilling performances.

The adopted samples try to reproduce the operative scenario of the Mars upper soil stratigraphy and are blocks made of (in increasing hardness order): gasbeton, Vicenza's stone, concrete with hard inclusions, Trento's red marble. Their compressive strength varies from 3MPa of the low- cohesive and porous gasbeton to 136 ± 13 MPa of the hard Trento's marble, leading to mole's advancement velocity from 35mm/h to 1,87mm/h.

During tests some issues emerged and the most critical appeared to be debris clogging at the bottom head, causing the fault of the cuttings removal function. This implies further effort in designing a new debris/auger feeding method and checking for tolerances at the auger/tube interface.



Figure 5: GMD and subunits.

Indice

| | |
|---|--------------|
| Abstract | i |
| Extended Abstract | v |
| Elenco delle figure | xxii |
| Elenco delle tabelle | xxiii |
| 1 Introduzione | 1 |
| 1.1 Sistemi meccanici per variazioni d'assetto | 1 |
| 1.2 Tecniche e soluzioni per operazioni di perforazione in missioni spaziali | 2 |
| 1.3 Contributi della tesi | 5 |
| 1.4 Struttura della tesi | 7 |
| 2 Analisi cinematica e dinamica del meccanismo articolato | 9 |
| 2.1 Descrizione del meccanismo a tre gradi di libertà | 9 |
| 2.2 Analisi cinematica inversa | 11 |
| 2.2.1 Semplificazione del modello cinematico | 14 |
| 2.2.1.1 Approssimazione del legame tra Θ ed α_2 | 14 |
| 2.2.1.2 Approssimazione del legame tra α_1 ed α_2 | 16 |
| 2.2.1.3 Considerazioni sulla scelta del modello di analisi cinematica inversa | 19 |
| 2.2.2 Caso particolare: beccheggio | 21 |
| 2.3 Jacobiano geometrico | 22 |
| 2.3.1 Analisi dello jacobiano geometrico | 24 |
| 2.3.2 Ellissoide di manipolabilità in velocità | 26 |
| 2.4 Modello dinamico del manipolatore | 28 |
| 2.4.1 Linearità del modello nei parametri dinamici | 29 |
| 2.4.2 Calcolo del Regressore Y | 29 |
| 2.4.3 Ellissoide di manipolabilità dinamica | 32 |
| 2.5 Analisi dinamica inversa | 33 |
| 2.5.1 Commenti ai risultati dell'analisi dinamica inversa | 37 |

| | | |
|----------|--|------------|
| 3 | Controllo del meccanismo articolato | 39 |
| 3.1 | Introduzione ai metodi di controllo | 39 |
| 3.2 | Controllo centralizzato | 41 |
| 3.2.1 | Controllo PD con compensazione di gravità | 43 |
| 3.2.2 | Controllo a dinamica inversa | 45 |
| 3.2.3 | Controllo robusto | 46 |
| 3.2.4 | Controllo adattativo | 49 |
| 3.3 | Controllo robusto adattativo | 52 |
| 3.3.1 | Implementazione del controllo robusto adattativo | 54 |
| 3.4 | Descrizione dell'architettura e delle modalità di controllo | 57 |
| 3.4.1 | Risultati teorici e sperimentali sulle prestazioni del controllo | 59 |
| 3.4.1.1 | Risultati teorici sulle prestazioni del controllo | 59 |
| 3.4.1.2 | Risultati sperimentali sulle prestazioni del controllo | 64 |
| 3.4.2 | Controllo integrato con sistema di visione | 65 |
| 4 | Analisi dell'incertezza | 71 |
| 4.1 | Analisi dell'incertezza | 71 |
| 4.2 | Propagazione dell'incertezza secondo il metodo GUM | 73 |
| 4.2.1 | Metodo GUM applicato alla piattaforma a 3gdl | 74 |
| 4.2.1.1 | Modello della cinematica diretta | 76 |
| 4.2.1.2 | Coefficienti di sensibilità | 76 |
| 4.2.1.3 | Propagazione per casi notevoli | 80 |
| 4.2.1.4 | Propagazione su traiettorie tipo | 81 |
| 4.3 | Propagazione dell'incertezza secondo il metodo Monte Carlo | 87 |
| 4.3.1 | Applicazione del metodo Monte Carlo: casi particolari | 88 |
| 5 | Guided Mole Demonstrator | 95 |
| 5.1 | Descrizione generale | 95 |
| 5.1.1 | Perforazione | 97 |
| 5.1.2 | Avanzamento | 99 |
| 5.1.3 | Aggancio | 100 |
| 5.1.4 | Sterzo | 103 |
| 5.1.5 | Trasporto dei detriti | 103 |
| 5.1.6 | Localizzazione | 103 |
| 5.2 | Collaudo del GMD e risultati sperimentali | 105 |
| 5.2.1 | Gasbeton | 107 |
| 5.2.2 | Pietra di Vicenza | 108 |
| 5.2.3 | Calcestruzzo | 109 |
| 5.2.4 | Marmo rosso di Trento | 110 |
| 5.3 | Commenti ai risultati sperimentali | 111 |
| 6 | Conclusioni | 113 |
| 6.1 | Considerazioni sulla piattaforma mobile a 3gdl | 113 |
| 6.2 | Considerazioni sul GMD | 114 |

| | |
|--|-----|
| Matrici B e C del modello dinamico della piattaforma | 117 |
| Matrice Regressore Y | 139 |
| Bibliografia | 145 |

Elenco delle figure

| | | |
|------|---|------|
| 1 | 3DoF platform. | vi |
| 2 | Guided Mole Demonstrator. | vi |
| 3 | Adaptive robust controller block diagram. | viii |
| 4 | Mobile platform with vision system and target. | ix |
| 5 | GMD and subunits. | xiii |
| 1.1 | Esempi di <i>piattaforme di Stewart</i> | 3 |
| 1.2 | Esempi applicativi di piattaforme <i>gimbal</i> | 3 |
| 1.3 | Esempi applicativi di sistemi di perforazione per ambito spaziale | 6 |
| 2.1 | Modello schematico del meccanismo articolato a tre giunti rotoidali | 10 |
| 2.2 | Andamento della funzione y al variare di Θ | 15 |
| 2.3 | Approssimazione della funzione y per $ \alpha_2 $ compreso nell'intervallo $[1, \pi]$, (per $\Theta = 40^\circ$). | 16 |
| 2.4 | Scarto della funzione approssimata per $ \alpha_2 $ compreso nell'intervallo $[1, \pi]$ | 17 |
| 2.5 | Scarto della legge lineare per $ \alpha_2 $ compreso nell'intervallo $[0,1]$ | 17 |
| 2.6 | Scarto della funzione approssimata per $ \alpha_2 $ compreso nell'intervallo $[-\pi, \pi]$ | 18 |
| 2.7 | Linearizzazione del legame tra α_2 ed α_1 nell'intervallo $[0, 2\pi]$ | 18 |
| 2.8 | Errore di linearità della legge lineare tra α_2 ed α_1 nell'intervallo $[0, 2\pi]$ | 19 |
| 2.9 | Schermata del programma per il calcolo della cinematica inversa del meccanismo articolato. | 20 |
| 2.10 | Angoli ai giunti in caso di solo beccheggio. | 21 |
| 2.11 | Ellissoide di manipolabilità in velocità per $\alpha_1=-68^\circ$, $\alpha_2=-51^\circ$, $\alpha_3=79^\circ$ | 27 |
| 2.12 | Ellissoide di manipolabilità in velocità per $\alpha_1=-120^\circ$, $\alpha_2=-176^\circ$, $\alpha_3=69^\circ$ | 27 |
| 2.13 | Ellissoide di manipolabilità dinamica per $\alpha_1=-31^\circ$, $\alpha_2=-64^\circ$, $\alpha_3=147^\circ$ | 34 |
| 2.14 | Schema a blocchi del meccanismo articolato per l'analisi dinamica inversa. | 35 |
| 2.15 | Angoli ai giunti rotoidali. | 36 |
| 2.16 | Coppie ai giunti ricavate dall'analisi dinamica inversa. | 36 |
| 3.1 | Tipologie di controllo del moto. | 40 |
| 3.2 | Schema a blocchi dell'azionamento di giunto. | 42 |
| 3.3 | Schema a blocchi del manipolatore controllato in tensione. | 43 |
| 3.4 | Schema a blocchi del manipolatore controllato in corrente. | 43 |
| 3.5 | Schema del controllo PD con compensazione di gravità. | 44 |
| 3.6 | Schema del controllo a dinamica inversa. | 46 |

| | | |
|------|---|----|
| 3.7 | Schema di controllo robusto ai giunti. | 49 |
| 3.8 | Schema di controllo adattativo ai giunti. | 52 |
| 3.9 | Schema a blocchi relativo al controllo robusto adattativo. | 55 |
| 3.10 | Schema a blocchi in ambiente SIMULINK relativo al controllo robusto adattativo simulato. | 56 |
| 3.11 | Schema a blocchi in ambiente SIMULINK relativo al controllo robusto adattativo effettivo. | 56 |
| 3.12 | Schema di funzionamento dell'architettura di controllo del robot. | 58 |
| 3.13 | Visione d'insieme dell'architettura di controllo del robot. | 58 |
| 3.14 | Simulazione di risposta ad ingressi a gradino pari a 0.5rad su ogni link e relativi scarti su posizione e velocità. | 60 |
| 3.15 | Simulazione di risposta ad ingressi sinusoidali in assenza di disturbi e relativi scarti su posizione e velocità. | 61 |
| 3.16 | Simulazione di risposta ad ingressi a gradino e successivamente sinusoidali con disturbi e relativi scarti su posizione e velocità. | 61 |
| 3.17 | Simulazione di risposta ad ingressi casuali in assenza di disturbi e relativi scarti su posizione e velocità. | 62 |
| 3.18 | Simulazione di risposta ad ingressi casuali con disturbi e relativi scarti su posizione e velocità. | 62 |
| 3.19 | Disturbo applicato ai singoli giunti nella simulazione con traiettorie a gradino. | 63 |
| 3.20 | Disturbo applicato ai singoli giunti nelle simulazioni con traiettorie sinusoidali e casuali. | 63 |
| 3.21 | Scarti relativi alla risposta ad ingressi a gradino pari a 10° su ogni link. | 64 |
| 3.22 | Risposta ad un ingresso a gradino e successivo andamento sinusoidale. | 65 |
| 3.23 | Scarti relativi alla risposta ad un ingresso a gradino e successivo andamento sinusoidale. | 66 |
| 3.24 | Guadagni del contributo P con variabilità inversamente proporzionale alle velocità ai giunti nel caso di traiettorie sinusoidali. | 66 |
| 3.25 | Ingrandimento locale delle azioni proporzionali a regime per le traiettorie sinusoidali. | 67 |
| 3.26 | Inseguimento di traiettorie casuali. | 67 |
| 3.27 | Ingrandimento locale della risposta a traiettorie casuali. | 68 |
| 3.28 | Scarti nell'inseguimento di traiettorie casuali. | 68 |
| 3.29 | Guadagni del contributo P con variabilità inversamente proporzionale alle velocità ai giunti nel caso di traiettorie casuali. | 69 |
| 3.30 | Piattaforma con sistema di visione e target. | 70 |
| 3.31 | Immagine del target acquisita con webcam e successivamente elaborata. | 70 |
| 4.1 | Angoli significativi della piattaforma. | 72 |
| 4.2 | Andamento di Φ in funzione di α_1 ed α_2 | 77 |
| 4.3 | Scostamento di Φ dalla planarità | 77 |
| 4.4 | Andamento di Θ in funzione di α_1 ed α_2 | 78 |
| 4.5 | Andamento di Ψ in funzione di α_2 ed α_3 | 78 |
| 4.6 | Andamento di $\partial\Phi/\partial tilt$ e $\partial\Psi/\partial tilt$ in funzione di α_2 | 79 |
| 4.7 | Andamento di $\partial\Theta/\partial tilt$ in funzione di α_2 | 79 |
| 4.8 | Incertezza di Θ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{\alpha_1} = 1$ | 81 |
| 4.9 | Incertezza di Φ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{\alpha_2} = 1$ | 82 |
| 4.10 | Incertezza di Θ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{\alpha_2} = 1$ | 82 |

| | | |
|------|---|-----|
| 4.11 | Incertezza di Φ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{tilt} = 1$ | 83 |
| 4.12 | Incertezza di Θ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{tilt} = 1$ | 83 |
| 4.13 | Incertezza di Ψ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{tilt} = 1$ | 84 |
| 4.14 | Traiettorie di Φ , Θ e Ψ con incertezze, per $i_\alpha = i_{tilt} = 1$. Lo spessore delle curve è la banda di incertezza. | 84 |
| 4.15 | Traiettorie ai giunti con incertezza unitaria sui singoli α_i . Lo spessore delle curve è quindi costante. | 85 |
| 4.16 | Incertezza di Φ lungo la traiettoria. | 85 |
| 4.17 | Incertezza di Θ lungo la traiettoria. | 86 |
| 4.18 | Incertezza di Ψ lungo la traiettoria. | 86 |
| 4.19 | Variazione di Φ e relativa incertezza per $\alpha_2 = 0^\circ \div 180^\circ$ | 88 |
| 4.20 | Variazione di Θ e relativa incertezza per $\alpha_2 = 0^\circ \div 180^\circ$ | 88 |
| 4.21 | Variazione di Ψ e relativa incertezza per $\alpha_2 = 0^\circ \div 180^\circ$ | 88 |
| 4.22 | PDF di α_1 e bande di incertezza GUM e MCM. | 89 |
| 4.23 | PDF di α_2 e bande di incertezza GUM e MCM. | 89 |
| 4.24 | PDF di α_3 e bande di incertezza GUM e MCM. | 89 |
| 4.25 | PDF di Φ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = 0$ | 90 |
| 4.26 | PDF di Θ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = 0$ | 90 |
| 4.27 | PDF di Ψ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = 0$ | 90 |
| 4.28 | PDF di Φ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 90^\circ$ | 91 |
| 4.29 | PDF di Θ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 90^\circ$ | 91 |
| 4.30 | PDF di Ψ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 90^\circ$ | 91 |
| 4.31 | PDF di Φ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 180^\circ$ | 92 |
| 4.32 | PDF di Θ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 180^\circ$ | 92 |
| 4.33 | PDF di Ψ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 180^\circ$ | 92 |
| 4.34 | Confronto dei metodi GUM e MCM per traiettorie tipo. | 93 |
| 5.1 | Modello Cad e visione d'insieme del Guided Mole Demonstrator. | 96 |
| 5.2 | Massa battente accoppiata a camma a triplo profilo. | 98 |
| 5.3 | Testa di scavo. In alto la distribuzione dei taglienti, al centro in evidenza i perni di impatto per la massa battente, in basso il relativo modello Cad. | 98 |
| 5.4 | Avanzamento di tipo peristaltico della talpa nel sottosuolo; si evidenziano le diverse fasi che intervengono in ogni ciclo: aggancio superiore, perforazione e avanzamento, aggancio inferiore, accorciamento. | 99 |
| 5.5 | Particolare del meccanismo a vite e madrevite con cui viene azionato l'avanzamento e sezione del modello CAD dell'intero sottosistema. | 100 |
| 5.6 | Sistema di piastre ad espansione superiore. Da notare nella sezione del modello Cad come la variazione di volume del singolo serbatoio induca lo spostamento laterale della relativa piastra mediante un meccanismo a leva. | 101 |
| 5.7 | Sistema di piastre ad espansione inferiore. In questo caso l'espansione delle piastre è pari alla compressione dei soffiotti metallici nei serbatoi. | 101 |

| | | |
|------|---|-----|
| 5.8 | Azionamenti dei circuiti oleodinamici. I motori, mediante una trasmissione a cinghia, provocano il movimento lineare di un cursore che produce la compressione del relativo serbatoio costituito da una serie di singole unità comunicanti a soffietti metallici. . . . | 102 |
| 5.9 | Giunto di sterzo. Da notare nella sezione l'inclinazione dell'asse del cuscinetto centrale e la caratteristica forma a spirale del tubo di trasmissione del circuito delle piastre superiori, dovendo sopportare flessioni di 10°. | 102 |
| 5.10 | Coclea per il trasporto dei detriti internamente al perforatore. | 104 |
| 5.11 | Recipiente di scambio dei detriti dal sistema interno a quello esterno. | 104 |
| 5.12 | Attrezzatura di supporto del GMD in laboratorio per le prove di scavo. | 105 |
| 5.13 | Esempi di perforazioni eseguite dal GMD su: a) Gasbeton. b) Pietra di Vicenza. c) Calcestruzzo. d) Marmo rosso di Trento. | 106 |
| 5.14 | Curve di avanzamento del GMD nel gasbeton. | 107 |
| 5.15 | Curve di avanzamento del GMD nella pietra di Vicenza. | 108 |
| 5.16 | Curve di avanzamento del GMD nel calcestruzzo con inclusioni. | 109 |
| 5.17 | Curve di avanzamento del GMD nel marmo rosso di Trento. | 110 |
| 5.18 | Impaccamento dei detriti in corrispondenza del foro di ingresso nella testa. | 111 |

Elenco delle tabelle

| | | |
|-----|---|-----|
| 2.1 | Schema cinematico del meccanismo | 10 |
| 4.1 | Coefficienti di sensibilità per la propagazione dell'incertezza. | 80 |
| 4.2 | Corrispondenza tra incertezze in ingresso ed uscita (valori in gradi). | 80 |
| 5.1 | Motori impiegati nei vari sottosistemi | 97 |
| 5.2 | Tipologie di suoli impiegati nei test. | 105 |
| 5.3 | Parametri di funzionamento nei test su gasbeton. | 107 |
| 5.4 | Parametri di funzionamento nei test su pietra di Vicenza. | 108 |
| 5.5 | Parametri di funzionamento nei test sul calcestruzzo con inclusioni dure. | 109 |
| 5.6 | Parametri di funzionamento nei test su marmo rosso di Trento. | 110 |

Capitolo 1

Introduzione

La robotica è una scienza multidisciplinare che copre diversi campi mutuamente correlati quali: cinematica, statica e dinamica, pianificazione di traiettorie, controllo del moto e controllo di forza, tecniche di identificazione, intelligenza artificiale... A questo va aggiunto l'insieme di aspetti tecnologici relativi agli attuatori, sensori ed architetture hardware/software, al fine di ottenere un sistema meccanico in grado di espletare i compiti per i quali è stato progettato.

Questa tesi affronta lo studio di un meccanismo articolato a tre gradi di libertà ed espone le caratteristiche funzionali di un prototipo di perforatore autonomo progettato, realizzato e sottoposto a collaudi di verifica delle capacità operative.

Il presente progetto di ricerca cerca quindi di contribuire al vasto processo evolutivo della robotica, proponendo soluzioni tecnologiche in grado di arricchire le possibilità di scelta di strumenti e dispositivi in settori emergenti, quali ad esempio la “robotic drilling automation” o la “moving-target detection”, senza escludere applicazioni più tradizionali.

In particolare il lavoro svolto nell'ambito del progetto di un perforatore autonomo costituisce parte dell'impegno speso dal CISAS in collaborazione con Tecnomare S.p.a. per lo studio e la realizzazione di un dimostratore tecnologico denominato Guided Mole Demonstrator commissionato dall'ESA.

In questo capitolo vengono illustrate le soluzioni tecnologiche impiegate in relazione alle due tematiche di ricerca sviluppate nel corso della scuola di dottorato.

I paragrafi 1.1 e 1.2 offrono rispettivamente una panoramica delle principali soluzioni realizzative nei settori della robotica per il posizionamento e delle tecniche di perforazione in missioni spaziali.

Il 1.3 pone in evidenza i contributi della tesi mentre il 1.4 illustra la struttura della tesi.

1.1 Sistemi meccanici per variazioni d'assetto

La progressiva copertura da parte della robotica di un crescente numero di ambiti è una conseguenza dei continui sviluppi che ne testimoniano un potenziale non ancora ben definito.

Il solo settore dei dispositivi robotici adibiti al conseguimento di un determinato assetto da parte di un generico payload è notevolmente vasto ed in costante ampliamento; infatti a fianco di soluzioni tecnologiche pienamente affermate e diffuse sorgono nuovi approcci dettati da esigenze di ottimizzazione o di innovazione di processo.

Tra i metodi pienamente collaudati si può ad esempio considerare l'utilizzo della piattaforma di Gough/Stewart (figura 1.1) nei simulatori di volo a partire dagli anni '60 fino ad oggi per le sue caratteristiche di robustezza e versatilità nel simulare condizioni di volo. Si tratta di un robot ¹ parallelo, ovvero di un meccanismo a catena chiusa in cui una piattaforma mobile è collegata ad una fissa mediante due o più catene cinematiche seriali; in questo caso sei.

E' bene ricordare che i sistemi di puntamento trovano vasta applicazione in diversi ambiti come: l'osservazione astronomica, telecomunicazioni navali via satellite, dispositivi di difesa e offesa militari, applicazioni spaziali per operazioni di rendezvous orbitali in cui è fondamentale l'impiego di antenne di comunicazione a bordo di satelliti per garantire l'inseguimento di un determinato obiettivo, in modo da mantenere un collegamento a radio frequenza RF tra il veicolo ed una postazione a Terra o su un altro veicolo spaziale. .

L'utilizzo di antenne direzionali per telecomunicazioni RF è ormai una necessità, in modo da massimizzare la quantità di dati trasferibili e nello stesso tempo minimizzare la potenza richiesta per il trasferimento. Questo è vero sia per applicazioni spaziali, sia per applicazioni commerciali sulla Terra. Generalmente in questi casi vengono impiegate piattaforme pan&tilt basate sul modello di gimbal (figura 1.2) ad assi di rotazione mutuamente ortogonali e la cui struttura a catena aperta consente una maggiore mobilità a scapito però di una robustezza meccanica ridotta rispetto alla categoria precedente di robot in catena chiusa. Considerando però la crescente domanda di comunicazioni in grado di garantire un flusso di dati sempre maggiore, con un progressivo trasferimento da tecnologie di comunicazione a radio frequenza RF a tecnologie di tipo ottico, è evidente per i sistemi di puntamento dei dispositivi di comunicazione la necessità di rispettare precisioni sempre più stringenti di puntamento e allineamento tra emettitore e ricevitore.

Questi tipi di attrezzature trovano inoltre un crescente utilizzo anche nell'ambito della chirurgia assistita, date le caratteristiche di precisione ed accuratezza di moto consentite da un meccanismo in catena chiusa.

1.2 Tecniche e soluzioni per operazioni di perforazione in missioni spaziali

Nel corso delle missioni spaziali indirizzate all'esplorazione planetaria si è visto come il raggiungimento di un determinato obiettivo comporti il superamento di una serie di problemi e situazioni, che rendono necessaria un'attenta analisi del maggior numero possibile di fattori in grado di influire sull'esito della missione.

Nel caso sia di interesse analizzare eventuali depositi idrici nel sottosuolo marziano, al problema dell'individuazione di un appropriato sito mediante indagine remota da satellite segue quello non banale di riuscire a prelevare campioni per analisi mediante dispositivi autonomi.

¹In senso lato un *robot* è un sistema che, oltre a possedere un'adeguata capacità di movimento nello spazio, ha almeno 3 gradi di libertà, è multifunzionale - cioè in grado di svolgere varie funzioni, è riprogrammabile - cioè in grado di modificare la finalità dei propri compiti modificando il programma. E' inoltre autonomo se riesce a modificare la modalità nel realizzare il proprio compito senza essere riprogrammato e senza avere un'interazione con un supervisore. Nell'ambito industriale vige la seguente definizione fornita dalla *Robotic Industries Association* : un robot industriale è un manipolatore multifunzionale, automaticamente controllato, riprogrammabile, dotato di 3 o più gradi di libertà, che può essere sia fisso in un posto sia mobile, per applicazioni nel settore industriale.



Figura 1.1: Esempi di *piattaforme di Stewart*.



Figura 1.2: Esempi applicativi di *piattaforme gimbal*.

La perforazione del sottosuolo è un'operazione gravosa anche per un equipaggio umano opportunamente attrezzato, come possono testimoniare gli astronauti delle ultime missioni Apollo, avendo impiegato ore per forare il suolo lunare fino ad una profondità di tre metri. La necessità di scavare per decine o centinaia di metri avendo a disposizione ridotte risorse energetiche, unità operative dal peso contenuto e la mancanza di un equipaggio hanno spinto la ricerca verso nuovi approcci al problema della perforazione. Invece di utilizzare una lunga trivella vincolata alla superficie, la strategia è quella di sfruttare un dispositivo di peso e dimensioni contenute dotato di un proprio sistema di avanzamento e collegato via cavo ad un'unità di superficie dalla quale ricevere la potenza elettrica necessaria.

Un possibile metodo di funzionamento è quello di sfruttare una sorgente di calore in grado di fondere le rocce circostanti; un dispositivo basato su questo principio [21] prende il nome di *Subterrene*: in pratica una punta ceramica riscaldata da una resistenza elettrica dovrebbe portare il materiale circostante fino ad almeno 1000°C in modo da fonderlo e creare quindi un canale vetrificato lungo il quale scendere. Un altro perforatore [19] chiamato *Microwave Drill* sfrutta l'energia termica fornita da un generatore di microonde, la quale viene convogliata alla base del dispositivo dove il materiale (che non deve essere conduttivo) fonde e consente l'avanzamento. Esistono tuttavia diverse controindicazioni all'applicazione di tali strategie: per quanto ridotte possano essere le dimensioni e le velocità di avanzamento, la quantità di energia necessaria al funzionamento potrebbe non essere compatibile con l'effettiva fornitura da parte di una stazione superficiale in ambiente marziano; inoltre l'azione termica comporterebbe l'alterazione chimica e la possibile sterilizzazione del sottosuolo circostante rendendo necessario il prelevamento di campioni mediante un'ulteriore dispositivo di bordo in grado di raggiungere zone non termicamente alterate, in contrasto con la necessità di contenere le dimensioni come specificato sopra.

Un differente approccio si basa sull'effetto percussivo di una massa oscillante che provochi sollecitazioni in grado di frantumare le rocce del sottosuolo senza alterarne le caratteristiche chimico-fisiche. Questa tecnica è stata utilizzata nel perforatore *PLUTO: Planetary Undersurface Tool* della sonda Beagle 2 su Marte con la quale purtroppo non si è riusciti a stabilire un contatto. Si tratta di un piccolo perforatore cilindrico lungo 330mm, di 20mm di diametro e pesante 0,6Kg collegato mediante un cavo di 5m ad un braccio meccanico della sonda Beagle 2. Come anticipato l'azione di scavo è consentita dalle sollecitazioni fornite da una massa oscillante spinta grazie ad una molla prevaricata ciclicamente mediante un motore elettrico da 2W. Queste caratteristiche avrebbero dovuto consentire alla talpa meccanica di muoversi nei primi strati superficiali con velocità dell'ordine dei cm/min acquisendo campioni con possibili tracce di composti organici non affetti dalle radiazioni UV superficiali. Chiaramente per poter perforare un sottosuolo più coeso e roccioso non è sufficiente un dispositivo di questo tipo e si rendono necessari nuovi accorgimenti imposti dall'esigenza di poter disporre di maggior potenza meccanica.

Al JPL di Pasadena (CA) è stato progettato un perforatore denominato "Mars Subsurface Explorer" o *SSE* lungo circa 1m e del diametro di 40mm, il cui principio di funzionamento si basa sullo scambio di energia cinetica tra due componenti mobili in prossimità della punta di scavo. Lo scopo anche in questo caso è di conseguire l'azione di perforazione mediante sollecitazioni meccaniche a carattere impulsivo; queste vengono ottenute dall'oscillazione verticale di una massa di tungsteno accoppiata ad un albero mediante una guida a profilo elicoidale, secondo il principio di vite e madrevite. Si opera portando l'albero e la massa a 10'000 giri al minuto; bloccando successivamente la rotazione dell'albero, la massa ancora rotante procede nella direzione di impatto con l'energia cinetica fornita dalla rotazione. Nella

fase successiva di ritorno l'albero riprende a girare con velocità maggiore di quella della massa che non è ora vincolata ed ha ceduto la sua energia nell'impatto, pertanto avviene un avvitemento che riporta la massa alla sua posizione iniziale. Una successiva versione prevede di comporre il perforatore di due unità separate da un giunto che ne consenta inclinazioni relative e quindi la capacità di seguire percorsi curvi.

Il problema di effettuare e rendere disponibile in superficie il campionamento del sottosuolo è stato analizzato seguendo diversi approcci. In un caso il cavo di collegamento dell'SSE al lander in superficie potrebbe contenere un tubicino capillare del diametro di una frazione di mm in grado di condurre CO_2 liquefatta da utilizzare come mezzo vettore delle particelle formatesi nel processo di disgregazione delle rocce da parte del perforatore.

Un'altra soluzione molto più impegnativa consiste nella formazione continua dalla talpa verso la superficie di un canale aperto ottenuto dalla combinazione indurente di due particolari liquidi pompate dalla superficie. Tale canale dovrebbe essere adeguatamente strutturato per consentire l'immissione continua dei liquidi e la possibilità di spingere in superficie campioni mediante azione pneumatica.

Un altro caso è costituito dal "inchworm mole" sviluppato dalla Honeybee Robotics; si tratta di un veicolo dotato di una propria riserva di energia tramite un generatore termoelettrico a radioisotopi (RTG), non richiede quindi un collegamento via cavo ad un lander di superficie. La struttura meccanica è composta di due sezioni dotate di una testa di scavo rotante per potersi muovere in entrambe i versi di marcia, e l'avanzamento avviene con un moto di tipo peristaltico tramite l'allungamento di un giunto telescopico e l'azionamento alternato di una serie di piastre di espansione che lo vincolano alla parete circostante.

L'ASI (Agenzia Spaziale Italiana) ha commissionato la progettazione e realizzazione di un perforatore denominato DEEDRI (Deep Drill) per l'estrazione di campioni di suolo marziano [26]. Si tratta di un sistema di perforazione avente come utensile di taglio un tubo cavo del diametro esterno di 35mm e dotato di uno spettrometro per analisi della superficie interna del foro. Internamente viene quindi eseguito un carotaggio con recupero di campioni di suolo integro o in polvere.

Un'operazione analoga è condotta dal DSS (Drilling and Sampling Subsystem) [3] previsto nelle attività relative a "Micro Robots for Scientific Applications 2" promosse dall'ESA; anche in questo caso la perforazione avviene tramite un utensile rotante cavo che produce un foro di 19mm e ricava per carotaggio campioni di 9mm di diametro e lunghezza pari a 15mm.

1.3 Contributi della tesi

La ricerca presentata in questa tesi cerca di contribuire al processo evolutivo accennato nel 1.1, illustrando un meccanismo articolato per variazioni d'assetto caratterizzato da alcune peculiarità che lo possono rendere un'interessante alternativa a dispositivi più tradizionali come quelli elencati e presentando un prototipo di perforatore autonomo dalle caratteristiche funzionali analoghe a quelle di diversi progetti accennati nel paragrafo 1.2, ma con l'aggiunta di funzionalità prima non previste.

Il principio di funzionamento del meccanismo articolato si basa sulla rotazione relativa di tre copie rotoidali disposte secondo una sequenza che vede l'asse di rotazione del giunto centrale inclinato rispetto agli altri due, che in condizioni di partenza sono verticali. Si tratta di un dispositivo a catena cinematica aperta, tuttavia le considerazioni espresse a riguardo nel paragrafo 1.1 non si addicono in pieno al caso in esame; infatti la compatta struttura meccanica presenta caratteristiche di robustezza

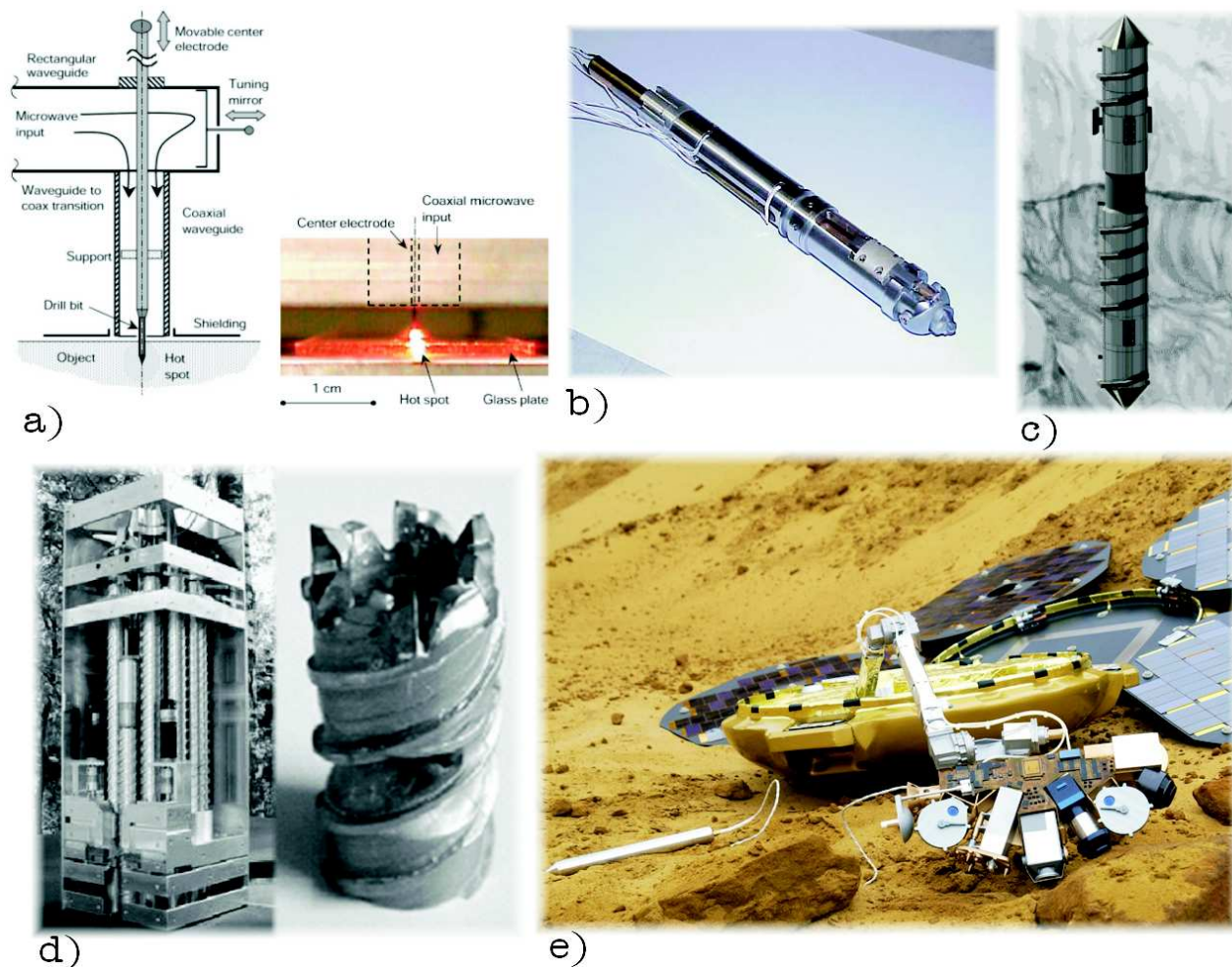


Figura 1.3: Esempi applicativi di sistemi di perforazione per ambito spaziale: **a)** Microwave Drill **b)** DEEDRI Deep Deill **c)** Inchworm mole **d)** DSS Drilling and Sampling Subsystem **e)** Sonda Beagle 2 con PLUTO

che consentono di sopportare elevati carichi dinamici, in special modo le azioni flettenti, dal momento che cospicue quote di sollecitazioni si trasmettono a telaio attraverso i cuscinetti piuttosto che i motori. Ne segue la possibilità di utilizzare questa configurazione per una varietà di applicazioni che generalmente si affidano in maniera esclusiva a soluzioni in catena aperta o in catena chiusa: a seconda delle esigenze un meccanismo di questo tipo può fungere sia da piattaforma per simulazioni di moto, sia da dispositivo di puntamento. Al tempo stesso sono garantiti tre gradi di libertà, di cui uno solo limitato ad una frazione di angolo giro dall'inclinazione del giunto centrale; tale limitazione dovuta al tipo di cinematismo impiegato riflette però l'interessante peculiarità di presentare un'incertezza di posizionamento sull'inclinazione dell'*end-effector* sensibilmente inferiore rispetto ad una soluzione con gimbal tradizionale ad assi ortogonali, con prestazioni di puntamento in termini di accuratezza tanto più superiori quanto meno inclinato viene realizzato il giunto centrale.

Per quanto riguarda invece il GMD è importante sottolineare come in esso sia concentrata una varietà di soluzioni tecniche superiore ai singoli casi presentati e comprendente anche sottosistemi non previsti nei progetti concorrenti, quali ad esempio l'assieme di componenti dedicati al trasporto di detriti in superficie per analisi ed il giunto per consentire alla talpa di cambiare direzione di scavo. Oltre a questo va comunque specificato che si tratta di un sistema meccanico altamente sofisticato; il suo corredo funzionale comprende infatti in un volume inferiore a 9dm³ una serie di sottosistemi (descritti nel capitolo 5) dedicati a: scavo mediante azione erosiva rotativa e percussiva, avanzamento, bloccaggio al suolo mediante azione oleodinamica, recupero detriti, sterzatura...

1.4 Struttura della tesi

Il capitolo 1 introduce le tematiche trattate in questa tesi differenziando nei primi due paragrafi gli ambiti pertinenti rispettivamente alle piattaforme robotiche mobili ed ai sistemi di perforazione autonoma. Nel paragrafo 1.3 in particolare si evidenziano gli aspetti innovativi caratterizzanti i due progetti oggetto della tesi.

Il capitolo 2 si concentra sullo studio della piattaforma a tre gradi di libertà secondo un approccio che prevede una preventiva descrizione della struttura meccanica nel paragrafo 2.1, la successiva analisi cinematica nel 2.2 che fornisce diverse considerazioni sui modelli matematici ricavati e la formulazione dello jacobiano geometrico nel 2.3 che porta a considerare lo studio degli ellissoidi di manipolabilità. Segue il paragrafo 2.4 in cui viene ricavato e successivamente linearizzato il modello dinamico; infine il capitolo si chiude con la sezione riguardante l'analisi dinamica inversa, la quale fornisce le indispensabili informazioni al fine di una ragionata scelta degli organi di attuazione.

Il capitolo 3 si dedica all'aspetto del controllo del moto del meccanismo introducendo la tematica nel primo paragrafo e fornendo poi una panoramica di possibili soluzioni nel 3.2 illustrandone capacità e limitazioni. Viene quindi dato maggior spazio nel 3.3 al tipo di controllo adottato nel progetto della piattaforma mobile con una dettagliata descrizione analitica dell'algoritmo implementato, al quale segue un'accurata descrizione delle prestazioni rilevate in sede di collaudo, ponendo in risalto i diversi accorgimenti che hanno accompagnato la trasposizione dall'ambiente di simulazione a quello reale. Vengono quindi esposte le diverse modalità di comando della piattaforma, compreso quella di inseguimento di target con webcam.

Il capitolo 4 si concentra sugli aspetti dell'analisi e della propagazione dell'incertezza relativa alla stima dell'assetto del meccanismo a 3 gradi di libertà, impiegando e confrontando due distinti criteri (4.2 e 4.3): il metodo tradizionale basato sulla guida per la valutazione ed espressione dell'incertezza nelle misurazioni² ed il metodo di Monte Carlo.

Il capitolo 5 è interamente dedicato al progetto del GMD, fornendo inizialmente nel 5.1 una descrizione dell'intero sistema, che viene approfondita poi a livello delle singole unità funzionali, delle quali vengono presentati il principio di funzionamento e le caratteristiche meccaniche che ne inquadrano limiti e capacità. Alla descrizione fa seguito nel 5.2 un *report* delle attività di collaudo condotte in un laboratorio attrezzato, evidenziando i relativi risultati sperimentali alla luce delle diverse condizioni di funzionamento testate.

Il capitolo 6 espone infine nei paragrafi 6.1 e 6.2 i risultati ottenuti ed opportune considerazioni di carattere tecnico riguardanti rispettivamente il progetto della piattaforma mobile e del GMD, ponendo in evidenza i contributi forniti dalla ricerca effettuata e possibili sviluppi futuri.

²GUM - Guide to the expression of uncertainty in measurement

Capitolo 2

Analisi cinematica e dinamica del meccanismo articolato

In questo capitolo vengono trattati gli aspetti relativi alla cinematica ed alla dinamica del meccanismo a tre gradi di libertà presentato nell'introduzione. In particolare viene evidenziato e studiato l'accoppiamento ai giunti per quanto riguarda l'analisi cinematica, mentre la parte relativa alla dinamica pone in risalto la possibilità di rendere il modello dinamico lineare nei confronti di una serie di parametri costanti.

Il paragrafo 2.1 descrive strutturalmente il meccanismo, segue nel 2.2 l'analisi cinematica inversa, la quale evidenzia l'accoppiamento ai giunti e fornisce una complessa soluzione matematica che suggerisce tuttavia una notevole semplificazione; il paragrafo 2.3 si dedica alla costruzione dello jacobiano geometrico, utile a fornire informazioni circa le possibili configurazioni singolari e nello sviluppo degli ellipsoidi di manipolabilità. Nel 2.4 inizia la trattazione dinamica con la definizione di un modello matematico e la successiva linearizzazione mediante l'utilizzo della matrice regressore ottenuta mediante un procedimento di calcolo simbolico. Infine l'ultimo paragrafo, il 2.5, illustra lo studio della dinamica inversa effettuato in ambiente SIMULINK.

2.1 Descrizione del meccanismo a tre gradi di libertà

Il meccanismo a tre gradi di libertà rotazionali è concepito secondo un modello a giunti rotoidali consecutivi realizzabili mediante comuni cuscinetti a sfere. L'inclinazione del dispositivo si basa sulla rotazione relativa di due componenti con interfaccia definita da un piano inclinato di un angolo pari alla metà dell'inclinazione massima consentita, che nel caso in esame è pari a 40° .

Osservando la figura 2.1 è possibile notare la catena cinematica associata al meccanismo, in particolare si identificano le terne relative ai singoli componenti e le relative disposizioni. La tabella 2.1 riassume schematicamente le relazioni che intercorrono tra le diverse parti, con particolare riguardo ai riferimenti interessati dalle rotazioni alla base del moto:

| Riferimento | Componente | Disposizione | Rotazione |
|-------------|--------------|--|----------------------------|
| 0 | Base | Fissa | / |
| 1 | Link 1 | Rotazione asse z_1 | α_1 o α_{10} |
| 2 | Link 1 | Inclinazione asse z_2 (20°) | / |
| 3 | Link 2 | Rotazione asse z_3 | α_2 o α_{32} |
| 4 | Link 2 | Inclinazione asse z_4 (20°) | / |
| 5 | End-effector | Rotazione asse z_5 | α_3 o α_{54} |

Tabella 2.1: Schema cinematico del meccanismo

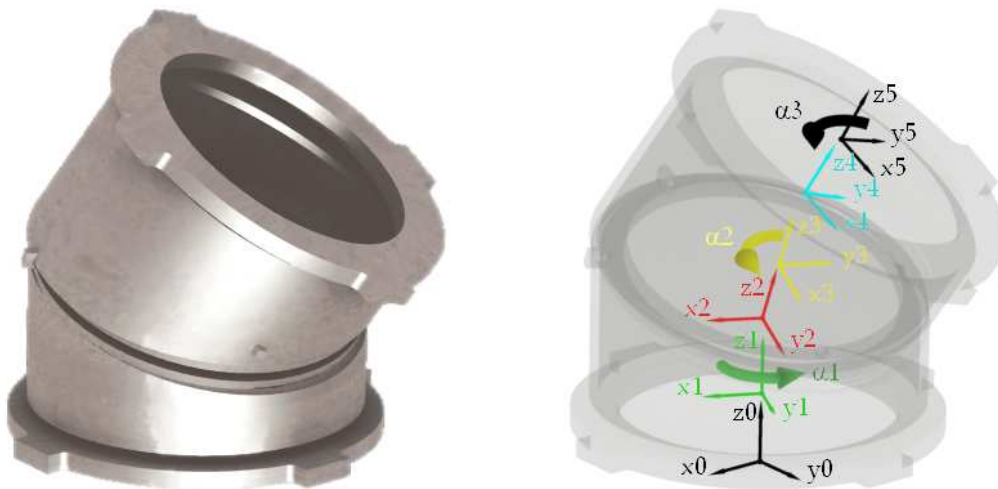


Figura 2.1: Modello schematico del meccanismo articolato a tre giunti rotoidali

2.2 Analisi cinematica inversa

L'analisi cinematica inversa del meccanismo articolato a tre gradi di libertà consiste nell'individuazione delle relazioni analitiche che associno un'arbitraria terna di angoli d'assetto, in questo caso gli angoli di Eulero (secondo la convenzione ZXZ): Φ , Θ , Ψ , con una corrispettiva terna di angoli ai giunti α_1, α_2 e α_3 , che consenta di ottenere l'orientamento desiderato.

Si fa notare che l'angolo Θ deve essere limitato al valore d'inclinazione massima che la piattaforma può assumere, data la propria geometria costruttiva, e nel caso in esame equivale a 40° .

Prima di procedere alla formulazione in termini matematici della cinematica inversa è opportuno precisare che il meccanismo in esame presenta due gradi di libertà accoppiati, che non possono cioè agire l'uno indipendentemente dall'altro. Questa situazione si verifica in corrispondenza della variazione dell'angolo Θ , che richiede il contemporaneo azionamento dei due giunti rotoidali inferiori.

Per ricavare le relazioni tra gli angoli in ingresso (di Eulero) e gli angoli in uscita (ai giunti), si pone l'uguaglianza tra le due matrici di rotazione, $[\mathbf{R}]_{Eul}$ risultato del prodotto delle tre matrici di rotazione elementari attorno agli angoli Φ, Θ e Ψ , ed $[\mathbf{R}]_{jnt}$ ottenuta invece dal prodotto matriciale $\mathbf{R}_1^0 \mathbf{R}_2^1 \mathbf{R}_3^2 \mathbf{R}_4^3 \mathbf{R}_5^4$, dove con \mathbf{R}_q^p si intende la matrice di rotazione per passare dal sistema di riferimento p a q , disposti come in figura 2.1.

$$[\mathbf{R}]_{Eul} = [\bar{T}_{E1} \quad \bar{T}_{E2} \quad \bar{T}_{E3}] \quad (2.2.1)$$

con:

$$\bar{T}_{E1} = \begin{bmatrix} \cos(\varphi) \cos(\psi) - \sin(\varphi) \cos(\vartheta) \sin(\psi) \\ \cos(\varphi) \cos(\vartheta) \sin(\psi) + \sin(\varphi) \cos(\psi) \\ \sin(\vartheta) \sin(\psi) \end{bmatrix}$$

$$\bar{T}_{E2} = \begin{bmatrix} -\sin(\varphi) \cos(\psi) \cos(\vartheta) - \sin(\psi) \cos(\varphi) \\ \cos(\varphi) \cos(\vartheta) \cos(\psi) - \sin(\varphi) \sin(\psi) \\ \sin(\vartheta) \cos(\psi) \end{bmatrix}$$

$$\bar{T}_{E3} = \begin{bmatrix} \sin(\varphi) \sin(\vartheta) \\ -\cos(\varphi) \sin(\vartheta) \\ \cos(\vartheta) \end{bmatrix}$$

$$[\mathbf{R}]_{jnt} = [\bar{T}_{j1} \quad \bar{T}_{j2} \quad \bar{T}_{j3}] \quad (2.2.2)$$

con:

$$\bar{T}_{j1} = \begin{bmatrix} (c(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.94s(\alpha_1)s(\alpha_2))c(\alpha_3) + (-0.94c(\alpha_1)s(\alpha_2) - 0.883s(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.117s(\alpha_1))s(\alpha_3) \\ (s(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.94c(\alpha_1)s(\alpha_2))c(\alpha_3) + (-0.94s(\alpha_1)s(\alpha_2) + 0.883c(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.117c(\alpha_1))s(\alpha_3) \\ 0.342s(\alpha_2)c(\alpha_3) - 0.341(1 - c(\alpha_2))s(\alpha_3) \end{bmatrix}$$

$$\bar{r}_{j2} = \begin{bmatrix} -(c(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.94s(\alpha_1)s(\alpha_2))s(\alpha_3) + (-0.94c(\alpha_1)s(\alpha_2) - 0.883s(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.117s(\alpha_1))c(\alpha_3) \\ -(s(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.94c(\alpha_1)s(\alpha_2))s(\alpha_3) + (-0.94s(\alpha_1)s(\alpha_2) + 0.883c(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.117c(\alpha_1))c(\alpha_3) \\ -0.342s(\alpha_2)s(\alpha_3) - 0.3412(1 - c(\alpha_2))c(\alpha_3) \end{bmatrix}$$

$$\bar{r}_{j3} = \begin{bmatrix} -0.342c(\alpha_1)s(\alpha_2) - 0.321s(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.321s(\alpha_1) \\ -0.342s(\alpha_1)s(\alpha_2) + 0.321c(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.321c(\alpha_1) \\ 0.883 + 0.117c(\alpha_2) \end{bmatrix}$$

La manipolazione di tale uguaglianza mediante semplici operazioni di pre o post moltiplicazione con matrici di rotazione, al fine di isolare una singola incognita (angolo) per poi ottenere le rimanenti, rivela l'impossibilit  di ricavare una funzione analitica che restituisca gli angoli ai giunti dati quelli di Eulero. Di conseguenza la sola possibilit  di soluzione consiste in un approccio di tipo numerico estremamente esigente dal punto di vista computazionale, data la natura trascendente delle equazioni, e quindi difficilmente implementabile in un controllo gestito in ambiente real-time.

L'approccio adottato prevede quindi un frazionamento del problema in fasi successive, considerando l'influenza che le singole variazioni angolari di Φ , Θ e Ψ comportano in termini di numero di gradi di libert  interessati contemporaneamente, come accennato sopra.

L'osservazione riguardante l'accoppiamento presente nel meccanismo induce a limitare la parte iniziale dello studio ai soli primi due angoli ai giunti: α_1 , α_2 , tralasciando per ora α_3 e Ψ .

Le matrici di rotazione si riducono rispettivamente a:

$$[\mathbf{R}]_{\varphi\vartheta} = \begin{bmatrix} \cos(\varphi) & -\sin(\varphi)\cos(\vartheta) & \sin(\varphi)\sin(\vartheta) \\ \sin(\varphi) & \cos(\varphi)\cos(\vartheta) & -\cos(\varphi)\sin(\vartheta) \\ 0 & \sin(\vartheta) & \cos(\vartheta) \end{bmatrix} \quad (2.2.3)$$

$$[\mathbf{R}]_{\alpha_1,\alpha_2} = [\bar{r}_{\alpha_1,\alpha_2;1} \quad \bar{r}_{\alpha_1,\alpha_2;2} \quad \bar{r}_{\alpha_1,\alpha_2;3}] \quad (2.2.4)$$

con:

$$\bar{r}_{\alpha_1,\alpha_2;1} = \begin{bmatrix} \cos(\alpha_1)\cos(\alpha_2) - 0.94\sin(\alpha_1)\sin(\alpha_2) \\ \sin(\alpha_1)\cos(\alpha_2) + 0.94\cos(\alpha_1)\sin(\alpha_2) \\ 0.342\sin(\alpha_2) \end{bmatrix}$$

$$\bar{r}_{\alpha_1,\alpha_2;2} = \begin{bmatrix} -0.94\cos(\alpha_1)\sin(\alpha_2) - 0.883\sin(\alpha_1)\cos(\alpha_2) - 0.117\sin(\alpha_1) \\ -0.94\sin(\alpha_1)\sin(\alpha_2) + 0.883\cos(\alpha_1)\cos(\alpha_2) + 0.117\cos(\alpha_1) \\ -0.341 + 0.341\cos(\alpha_2) \end{bmatrix}$$

$$\bar{r}_{\alpha_1,\alpha_2;3} = \begin{bmatrix} -0.342\cos(\alpha_1)\sin(\alpha_2) - 0.321\sin(\alpha_1)\cos(\alpha_2) + 0.321\sin(\alpha_1) \\ -0.342\sin(\alpha_1)\sin(\alpha_2) + 0.321\cos(\alpha_1)\cos(\alpha_2) - 0.321\cos(\alpha_1) \\ 0.883 + 0.117\cos(\alpha_2) \end{bmatrix}$$

A questo punto la condizione di congruenza dei sistemi di riferimento si riduce alla sola imposizione della coassialità dei versori z , ovvero:

$$\begin{aligned}
 [\mathbf{R}]_{\varphi\theta} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \sin(\phi) \sin(\theta) \\ -\cos(\phi) \sin(\theta) \\ \cos(\theta) \end{bmatrix} \\
 &= \begin{bmatrix} -0.342\cos(\alpha1)\sin(\alpha2) - 0.3214\sin(\alpha1)\cos(\alpha2) + 0.3214\sin(\alpha1) \\ -0.342\sin(\alpha1)\sin(\alpha2) + 0.3214\cos(\alpha1)\cos(\alpha2) - 0.3214\cos(\alpha1) \\ 0.8830 + 0.117\cos(\alpha2) \end{bmatrix} \quad (2.2.5) \\
 &= [\mathbf{R}]_{\alpha1\alpha2} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

$$\begin{cases} \sin(\phi) \sin(\theta) &= -0.342\cos(\alpha1)\sin(\alpha2) - 0.3214\sin(\alpha1)\cos(\alpha2) + 0.3214\sin(\alpha1) \\ -\cos(\phi) \sin(\theta) &= -0.342\sin(\alpha1)\sin(\alpha2) + 0.3214\cos(\alpha1)\cos(\alpha2) - 0.3214\cos(\alpha1) \\ \cos(\theta) &= 0.8830 + 0.117\cos(\alpha2) \end{cases} \quad (2.2.6)$$

Si ottiene un sistema di tre equazioni in quattro incognite: $\varphi, \theta, \alpha1, \alpha2$; sapendo però che l'accoppiamento di $\alpha1$ ed $\alpha2$ interviene solamente al variare di θ , è comunque possibile ricavare l'informazione mancante ponendo $\varphi=0$ nella prima delle tre equazioni in (2.2.6), da cui:

$$-0.342 \cos(\alpha1) \sin(\alpha2) - 0.3214 \sin(\alpha1) \cos(\alpha2) + 0.3214 \sin(\alpha1) = 0 \quad (2.2.7)$$

ovvero, effettuando gli opportuni arrangiamenti:

$$\alpha1 = \arctg\left(\frac{1.0641 \sin(\alpha2)}{1 - \cos(\alpha2)}\right) \quad (2.2.8)$$

Questa relazione fornisce il legame che vincola tra loro i due angoli ai giunti $\alpha1, \alpha2$ ed esprime quindi l'accoppiamento che interviene tra i primi due gradi di libertà.

Resta da ricavare a questo punto la funzione che consente di ottenere il valore di $\alpha2$ dato in ingresso θ , e si opera dividendo in (2.2.6) la II per la III mantenendo $\phi=0$. Il risultato è una relazione analitica risolubile per via numerica tramite un algoritmo di ricerca degli zeri della seguente funzione:

$$y = \tan(\vartheta) - \frac{\left(0.34 \sin\left(\arctg\left(\frac{\sin(\alpha2)}{-0.94(\cos(\alpha2)-1)}\right)\right) \sin(\alpha2) - 0.32 \cos\left(\arctg\left(\frac{\sin(\alpha2)}{-0.94(\cos(\alpha2)-1)}\right)\right) (\cos(\alpha2)-1)\right)}{(0.883+0.117 \cos(\alpha2))} \quad (2.2.9)$$

E' ora possibile proseguire e completare l'analisi cinematica inversa introducendo i contributi di Φ e Ψ .

L'approccio di studio selettivo dei singoli gradi di libertà, oltre a ridurre considerevolmente le esigenze computazionali, consente a questo punto di ricavare facilmente le relazioni mancanti; infatti il

raggiungimento della configurazione d'assetto definita dagli angoli di Eulero avviene mediante semplici operazioni di addizione a partire dalle disposizioni assunte dalle terne interessate dagli angoli α_1, α_2 precedentemente calcolati.

Operativamente il procedimento si traduce nelle seguenti fasi:

- Generazione di un'opportuna terna di angoli Φ, Θ e Ψ compatibile con i vincoli cinematici del meccanismo
- Calcolo di α_1, α_2 in funzione di Θ
- Correzione di α_1 pari a $|\phi - \alpha_1|$
- Calcolo di α_3 a partire dalla differenza angolare lungo l'asse z tra il sistema di riferimento terminale della catena cinematica aperta (il n°5 di figura 2.1) e quello relativo agli angoli di Eulero.

2.2.1 Semplificazione del modello cinematico

L'analisi cinematica inversa svolta fornisce tutte le informazioni, in termini di valori angolari da associare ai giunti, per conseguire un assetto imposto a priori; tuttavia un esame più approfondito delle relazioni matematiche ottenute svela alcune interessanti proprietà, ai fini di un'ulteriore semplificazione del modello cinematico del meccanismo articolato.

2.2.1.1 Approssimazione del legame tra Θ ed α_2

Si riportano di seguito alcuni diagrammi per illustrare la forma ed il comportamento della funzione (2.2.9) al variare del parametro Θ . A titolo d'esempio sono proposti solamente tre casi, due estremi ed uno intermedio, che risultano comunque significativi ai fini dello scopo per cui sono presentati.

La linea dello θ interseca il grafico della funzione y , fornendo i corrispettivi valori di α_2 compresi nell'intervallo $[-\pi, \pi]$, partendo dal valore 0 in corrispondenza di $\Theta=0$ fino a $\pm\pi$ per il valore massimo di $\Theta=40^\circ$ nel caso in esame. Il termine $\tan(\theta)$ nella (2.2.9) provoca dunque una semplice traslazione della funzione lungo l'asse delle ordinate senza alterarne la forma, agendo come termine noto.

E' palese che la legge non è iniettiva e ciò si traduce ai fini pratici nella possibilità di raggiungere una data inclinazione Θ con due angoli α_2 di segno opposto; la scelta tra i due in fase operativa del meccanismo sarà dettata da condizioni di continuità della legge del moto e della sua derivata prima.

L'aspetto di maggior interesse è sicuramente la forma della funzione, in quanto si prospetta l'eventualità di poter sostituire la complicata formulazione trigonometrica con più semplici equazioni definite per casi e prive di contributi trigonometrici. A prima vista, dato il carattere asintotico della curva per α_2 in un intorno limitato di θ e la derivata prima nulla per α_2 pari a $\pm\pi$, sembra lecito assumere come funzione approssimata un ramo di iperbole.

Mediante un algoritmo ricorsivo ¹ in MATLAB si ricavano i parametri che definiscono la curva e ne minimizzano lo scarto massimo. La forma assunta dalla funzione in esame induce inoltre a considerare

¹Lo stesso algoritmo, impiegando però funzioni trigonometriche, fornisce anche il seguente risultato: $\Theta = -0.3047 \cdot \sin(0.018 \cdot \alpha_2 + 4.214) + 0.6241 \cdot \sin(0.597 \cdot \alpha_2 + 3.017)$ che rappresenta comunque un interessante approssimazione della funzione originale essendo lo scarto quadratico medio σ dello scostamento pari a $7.673 \cdot 10^{-4}$.

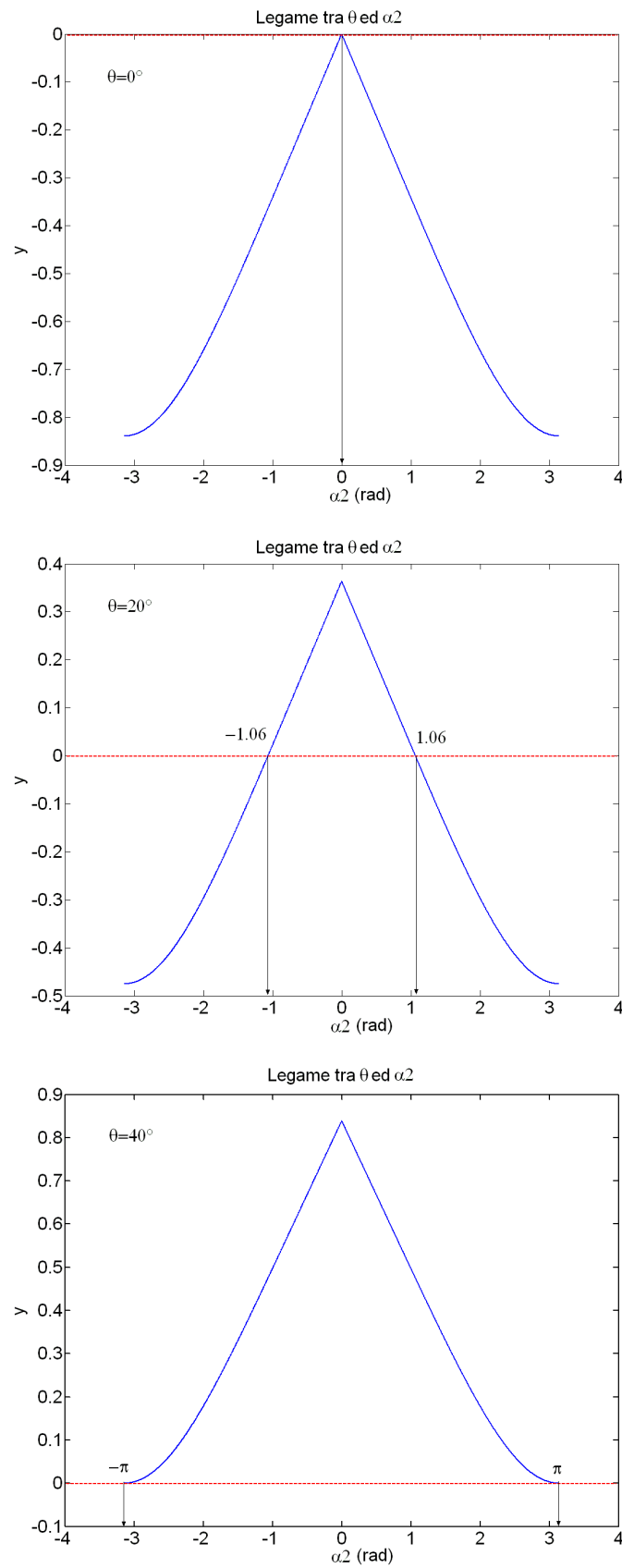


Figura 2.2: Andamento della funzione y al variare di Θ .

un andamento lineare per valori di $|\alpha_2| < 1rad$, comportando oltretutto un'ulteriore riduzione dello scarto massimo. Si opta quindi per una funzione definita per casi: lineare per $|\alpha_2| < 1rad$, iperbolica per $|\alpha_2| > 1rad$.

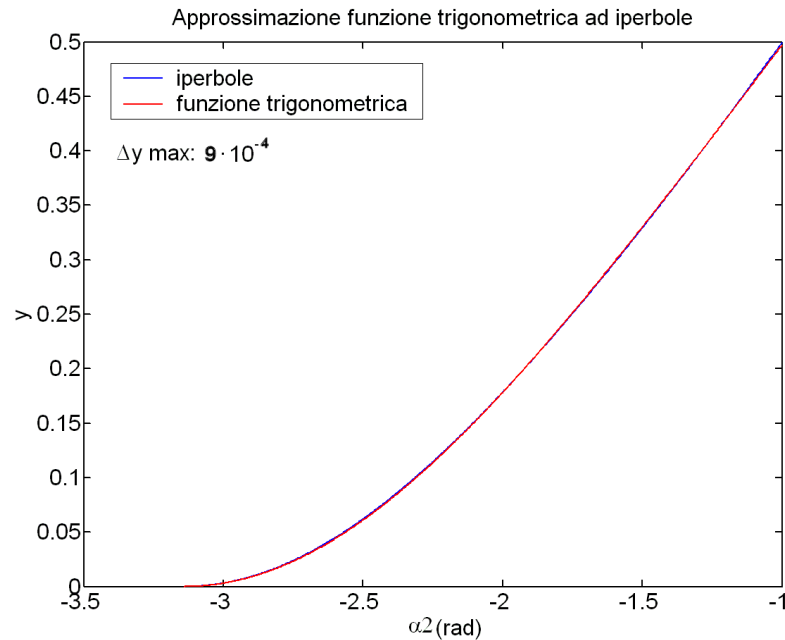


Figura 2.3: Approssimazione della funzione y per $|\alpha_2|$ compreso nell'intervallo $[1, \pi]$, (per $\Theta = 40^\circ$).

2.2.1.2 Approssimazione del legame tra α_1 ed α_2

Anche la relazione (2.2.8), che esprime l'accoppiamento tra gli angoli ai giunti α_1, α_2 , si presta ad una approssimazione che permette di evitare il ricorso a contributi trigonometrici nella formulazione del legame reciproco; in particolare risulta evidente una “stretta” somiglianza ad una legge lineare.

Infatti, osservando le figure 2.7 e 2.8, è possibile quantificare uno scarto pari a 0.03, ovvero un errore di linearità dell' 1% sulla variabilità di α_1 .

E' inoltre interessante osservare la forma sinusoidale che caratterizza tale errore. Nell'ipotesi infatti che l'assunzione di linearità non possa essere contemplata in ambito operativo di gestione del dispositivo, sarebbe possibile comunque correggere il valore fornito dalla legge lineare con il contributo puntuale fornito dallo scarto inteso come effetto sistematico, riducendo ad uno solo i termini trigonometrici necessari alla formulazione del legame tra i due angoli α_1, α_2 .

In altre parole la relazione (2.2.8) costituita da una funzione composta di $arctg, sin$ e cos si ridurrebbe alla somma di due semplici leggi: una lineare ed una sinusoidale, a vantaggio della velocità computazionale.

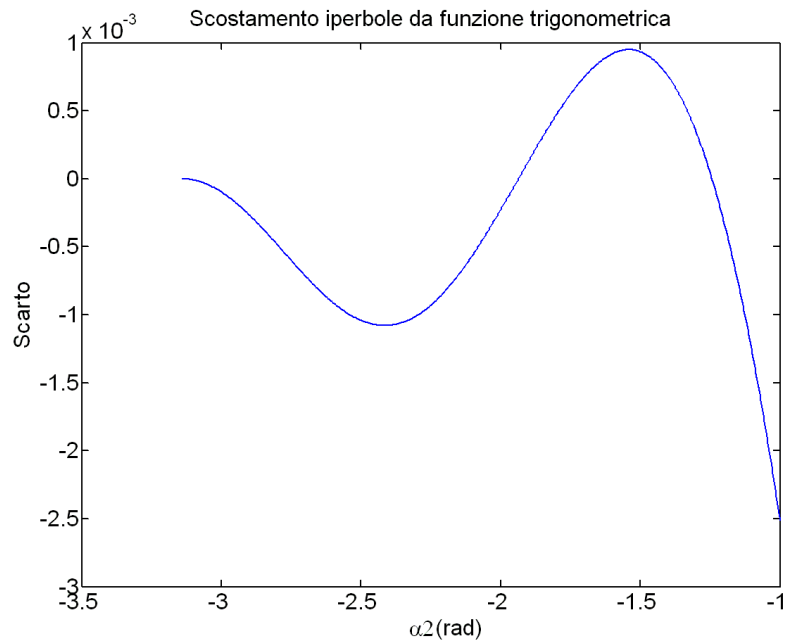


Figura 2.4: Scarto della funzione approssimata per $|\alpha_2|$ compreso nell'intervallo $[1, \pi]$.

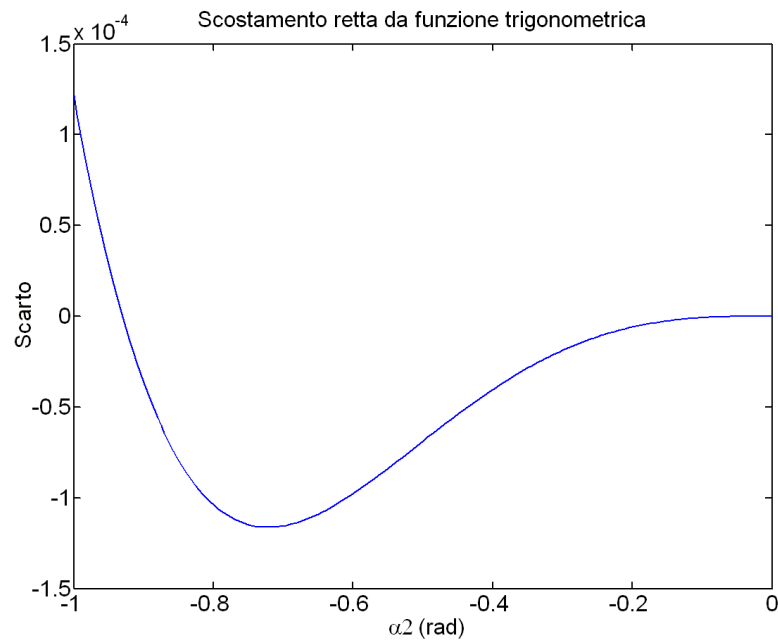


Figura 2.5: Scarto della legge lineare per $|\alpha_2|$ compreso nell'intervallo $[0,1]$. Si omette la rappresentazione del confronto retta-funzione trigonometrica, in quanto lo scarto non è percepibile visivamente con evidenza.

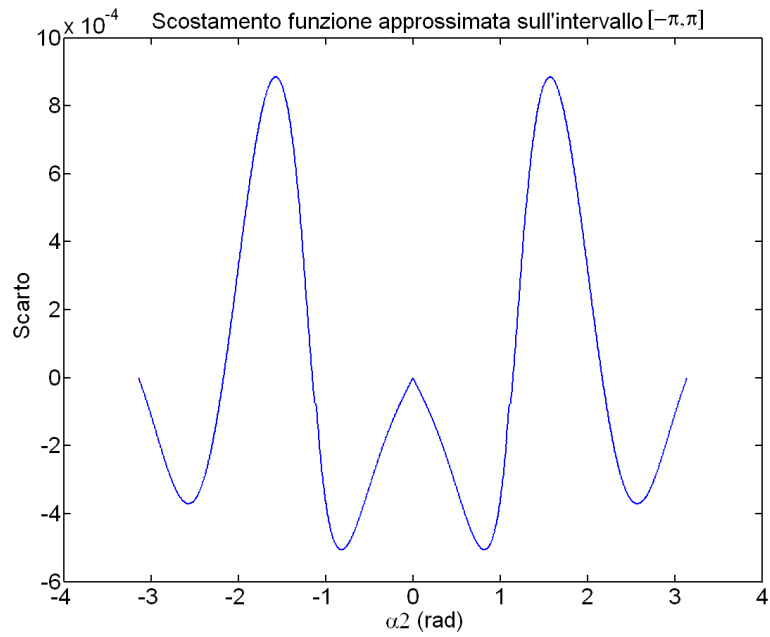


Figura 2.6: Scarto della funzione approssimata per $|\alpha_2|$ compreso nell'intervallo $[-\pi, \pi]$.

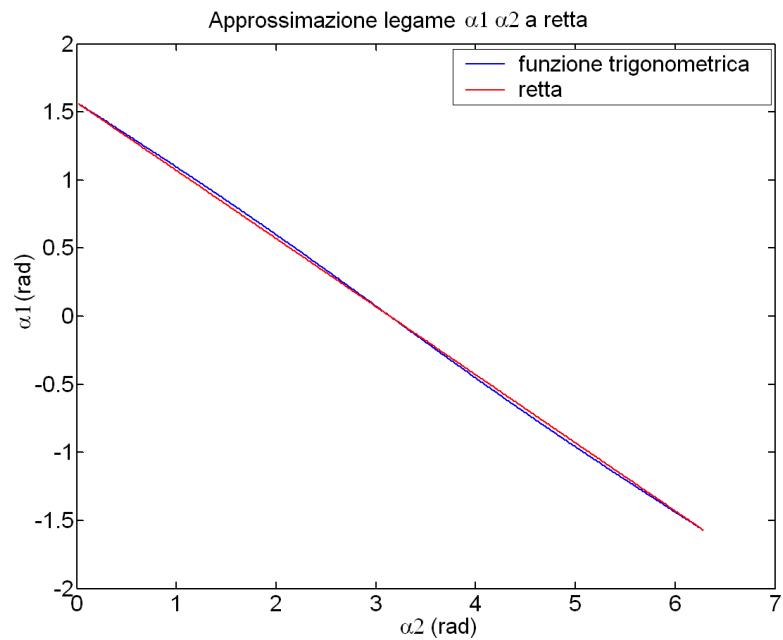


Figura 2.7: Linearizzazione del legame tra α_2 ed α_1 nell'intervallo $[0, 2\pi]$.

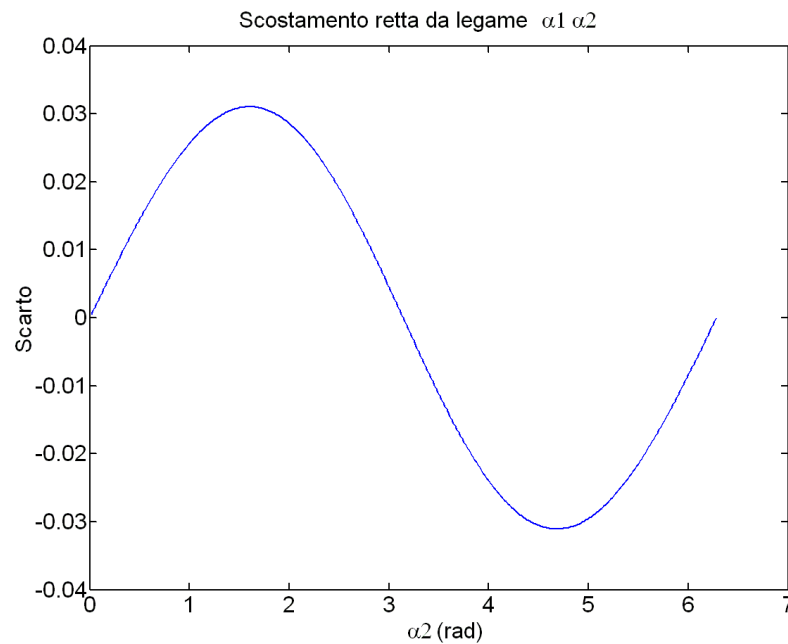


Figura 2.8: Errore di linearità della legge lineare tra α_2 ed α_1 nell'intervallo $[0, 2\pi]$.

2.2.1.3 Considerazioni sulla scelta del modello di analisi cinematica inversa

Le considerazioni ed i risultati ottenuti fino a questo punto consentono di identificare due modelli di cinematica inversa:

- *esatto*: basato su complesse relazioni analitiche trigonometriche ricavate imponendo condizioni di congruenza tra il sistema di riferimento euleriano e quello relativo all'end-effector del meccanismo.
- *approssimato*: derivato da quello esatto, adottando funzioni approssimate con criteri di ottimizzazione e prive di termini trigonometrici.

La scelta sull'utilizzo del modello è condizionata da diversi fattori, in primo luogo la funzione che il meccanismo deve espletare. Un dispositivo con questa configurazione cinematica può infatti essere adibito sia a sistema di puntamento o ricezione sia a piattaforma di simulazione per moti di variazione d'assetto.

Nel primo caso, pensando ad esempio ad apparecchiature per la diagnosi, la chirurgia assistita o l'ambito astronomico, risulta evidente l'esigenza di contenere il più possibile ogni fonte di incertezza, prediligendo il modello esatto, a fronte anche di situazioni caratterizzate generalmente da fenomeni a velocità "contenute".

Una piattaforma per simulazioni dinamiche può invece dover disporre di prestazioni tali da richiedere un controllo ad elevata frequenza di campionamento, senza necessariamente dover mantenere una traiettoria con accuratezza paragonabile ai casi precedenti, e quindi fare uso di un modello approssimato.

Si riporta di seguito l'interfaccia utente di un programma scritto in MATLAB per lo studio della cinematica inversa del meccanismo articolato di figura 2.1. Contiene la formulazione matematica descritta nei paragrafi precedenti e consente di effettuare simulazioni statiche o dinamiche, fornendo in uscita gli angoli ai giunti a partire dall'assetto richiesto in termini di Φ , Θ e Ψ .

L'interfaccia permette inoltre di osservare in tempo reale nel caso dinamico le variazioni angolari che interessano tutti i sistemi di riferimento associati ai singoli componenti del meccanismo.

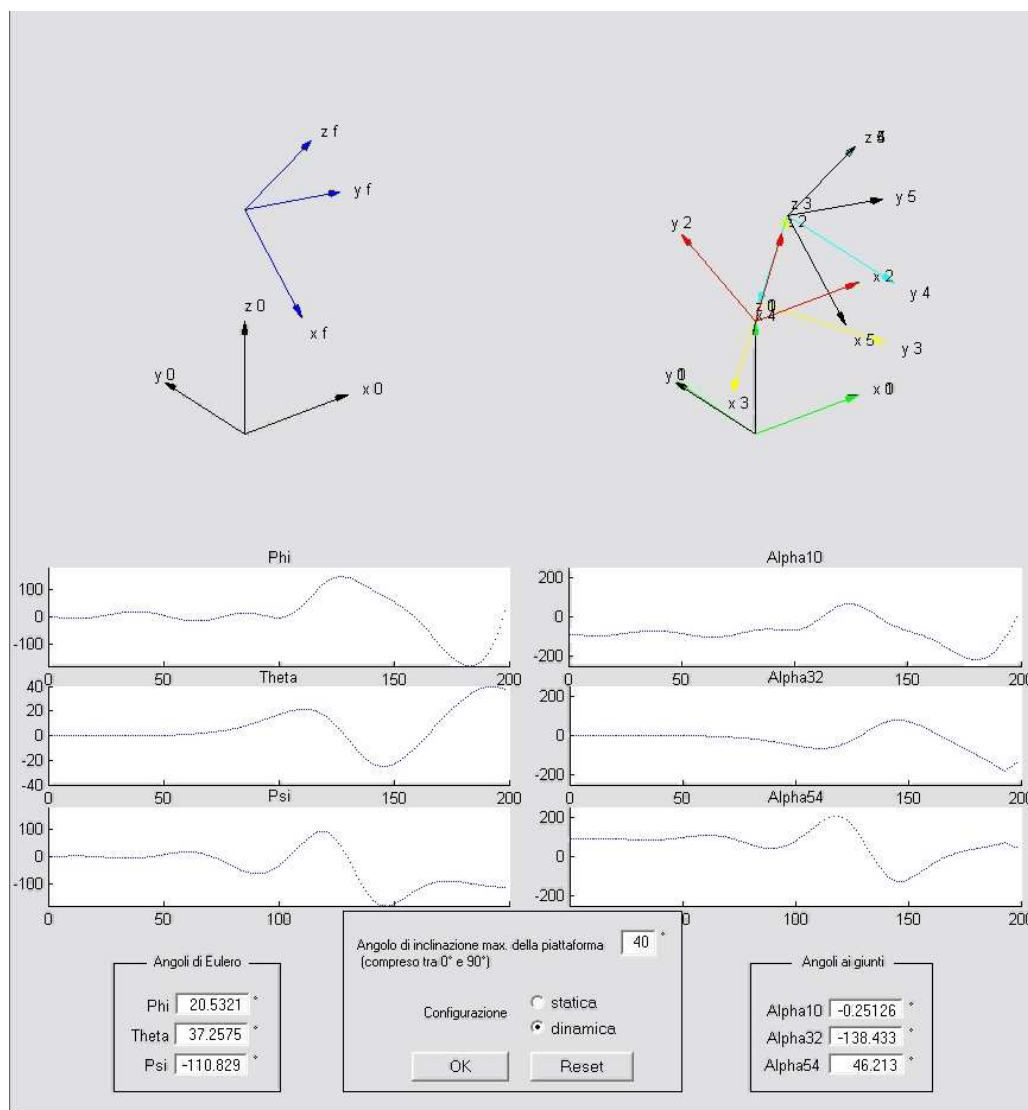


Figura 2.9: Schermata del programma per il calcolo della cinematica inversa del meccanismo articolato.

2.2.2 Caso particolare: beccheggio

Un caso molto interessante da considerare riguarda il beccheggio dell'end-effector, ovvero l'inclinazione della piattaforma terminale secondo una certa direzione mantenuta costante nell'intero arco di variazione angolare consentito. Come si può notare in figura 2.2.2, la relazione di tipo "iperbolico"² introdotta nel paragrafo 2.2.1.1 assume in questo caso la forma di legame diretto tra tutti e tre gli angoli ai giunti e l'angolo di beccheggio Θ . Appare evidente poi come sia il link 1 sia l'end-effector compiano una rotazione relativa pari a 180° secondo un profilo combaciante, mentre il link 2 effettua una rotazione completa di 360° in opposizione alle due precedenti.

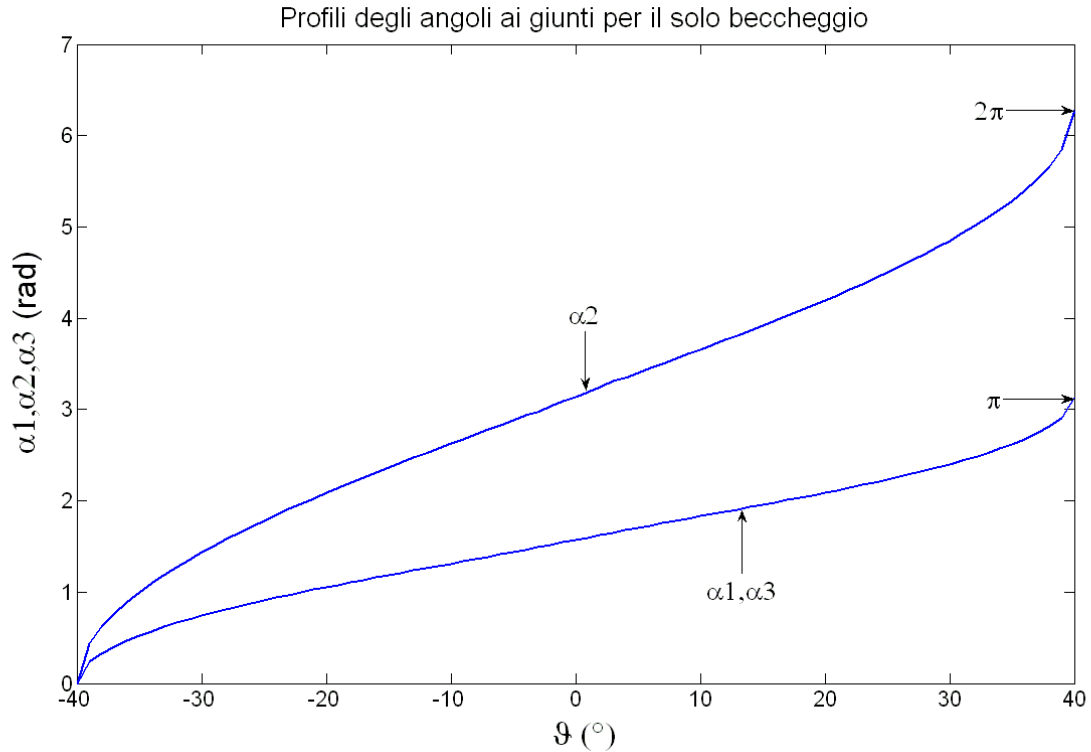


Figura 2.10: Angoli ai giunti in caso di solo beccheggio.

²Da osservare la notevole somiglianza con la funzione *arcoseno*

2.3 Jacobiano geometrico

L'analisi fin qui svolta rientra nello studio dei legami esistenti tra le velocità dei giunti e le corrispondenti velocità lineari ed angolari all'organo terminale che prende il nome di *cinematica differenziale* e trova espressione nella formulazione di una matrice di trasformazione dipendente dalla configurazione denominata *Jacobiano geometrico*.

Tale operatore costituisce uno degli strumenti più importanti per la caratterizzazione di un qualsiasi meccanismo articolato; questo consente infatti di individuare configurazioni singolari e la presenza di ridondanza (n° gradi di mobilità maggiore del n° di gradi di libertà), può suggerire strategie nello sviluppo di algoritmi di inversione cinematica, viene usato per ricavare coppie e forze ai giunti date in ingresso reazioni all'end-effector, costituisce inoltre un supporto nella sintesi di schemi di controllo nello spazio operativo.

La funzione cinematica diretta del meccanismo in questione si presenta espressa nella forma di matrice di trasformazione omogenea:

$$\mathbf{T}(\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3) = \begin{bmatrix} \left([\mathbf{R}]_{\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3} \right)_{3 \times 3} & \left([\mathbf{P}]_{\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3} \right)_{3 \times 1} \\ \vec{0}_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}_{4 \times 4} \quad (2.3.1)$$

dove:

$$[\mathbf{R}]_{\alpha_1 \alpha_2 \alpha_3} = [\bar{r}_1 \quad \bar{r}_2 \quad \bar{r}_3] \quad (2.3.2)$$

con:

$$\bar{r}_1 = \begin{bmatrix} (c(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.94s(\alpha_1)s(\alpha_2))c(\alpha_3) + (-0.94c(\alpha_1)s(\alpha_2) - 0.883s(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.117s(\alpha_1))s(\alpha_3) \\ (s(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.94c(\alpha_1)s(\alpha_2))c(\alpha_3) + (-0.94s(\alpha_1)s(\alpha_2) + 0.883c(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.117c(\alpha_1))s(\alpha_3) \\ 0.342s(\alpha_2)c(\alpha_3) - 0.341(1 - c(\alpha_2))s(\alpha_3) \end{bmatrix}$$

$$\bar{r}_2 = \begin{bmatrix} -(c(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.94s(\alpha_1)s(\alpha_2))s(\alpha_3) + (-0.94c(\alpha_1)s(\alpha_2) - 0.883s(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.117s(\alpha_1))c(\alpha_3) \\ -(s(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.94c(\alpha_1)s(\alpha_2))s(\alpha_3) + (-0.94s(\alpha_1)s(\alpha_2) + 0.883c(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.117c(\alpha_1))c(\alpha_3) \\ -0.342s(\alpha_2)s(\alpha_3) - 0.3412(1 - c(\alpha_2))c(\alpha_3) \end{bmatrix}$$

$$\bar{r}_3 = \begin{bmatrix} -0.342c(\alpha_1)s(\alpha_2) - 0.321s(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.321s(\alpha_1) \\ -0.342s(\alpha_1)s(\alpha_2) + 0.321c(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.321c(\alpha_1) \\ 0.883 + 0.117c(\alpha_2) \end{bmatrix}$$

$$[\mathbf{P}]_{\alpha_1 \alpha_2 \alpha_3} = \begin{bmatrix} 0.0239(-\cos(\alpha_1)\sin(\alpha_2) - \sin(\alpha_1)0.9397\cos(\alpha_2)) + 0.0225\sin(\alpha_1) \\ 0.0239(-\sin(\alpha_1)\sin(\alpha_2) + \cos(\alpha_1)0.9397\cos(\alpha_2)) - 0.0225\cos(\alpha_1) \\ 0.07 + 0.0082\cos(\alpha_2) + 0.0618 \end{bmatrix}$$

Definito $\mathbf{q}=[\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3]^T$ il vettore delle variabili di giunto, la cinematica differenziale si propone di determinare la relazione tra le velocità ai giunti e le velocità angolare ω e lineare \dot{p} dell'end-effector, ovvero di ricavare correlazioni del tipo:

$$\dot{p} = J_P(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}} \quad (2.3.3)$$

$$\omega = J_O(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}} \quad (2.3.4)$$

con $\mathbf{J}_{P(\mathbf{q})}$ matrice 3×3 relativa al contributo delle velocità ai giunti alla velocità lineare \dot{p} dell'organo terminale, e $\mathbf{J}_{O(\mathbf{q})}$ la matrice 3×3 per quanto riguarda invece le tre velocità di rotazione all'estremità della catena cinematica.

L'equazione cinematica differenziale può essere scritta in forma più compatta:

$$\mathbf{v} = \begin{bmatrix} \dot{p} \\ \omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_P \\ \mathbf{J}_O \end{bmatrix} \dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}} \quad (2.3.5)$$

$\mathbf{J}(\mathbf{q})$ è lo *jacobiano geometrico* del dispositivo articolato e risulta fortemente dipendente dalla disposizione dei vari link. Si può dimostrare che tale matrice è "partizionabile" in colonne e ricavabile mediante l'applicazione sistematica delle seguenti relazioni:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{J}_{Pi} \\ \mathbf{J}_{Oi} \end{bmatrix} = \begin{cases} \begin{bmatrix} \mathbf{z}_{i-1} \\ \mathbf{0}_{3 \times 1} \end{bmatrix} & \text{per un giunto } i\text{-esimo } \textit{prismatico} \\ \begin{bmatrix} \mathbf{z}_{i-1} \wedge (\mathbf{p} - \mathbf{p}_{i-1}) \\ \mathbf{z}_{i-1} \end{bmatrix} & \text{per un giunto } i\text{-esimo } \textit{rotoidale} \end{cases} \quad (2.3.6)$$

- \mathbf{z}_{i-1} è il versore z della terna $i-1$ espresso nel sistema di riferimento 0:

$$\mathbf{z}_{i-1} = \mathbf{R}_1^0(\mathbf{q}_1) \dots \mathbf{R}_{i-1}^{i-2}(\mathbf{q}_{i-1}) [001]^T \quad (2.3.7)$$

- \mathbf{p} : è dato dai primi tre elementi della 4° colonna di \mathbf{T} in (2.3.1)
- \mathbf{p}_{i-1} è dato dai primi tre elementi della 4° colonna della matrice di trasformazione \mathbf{T}_{i-1}^0 , e corrisponde alle prime tre componenti del vettore:

$$\tilde{\mathbf{p}}_{i-1} = \mathbf{T}_1^0(\mathbf{q}_1) \dots \mathbf{T}_{i-1}^{i-2}(\mathbf{q}_{i-1}) [0001]^T \quad (2.3.8)$$

Per il meccanismo in esame tali procedimenti portano alla seguente formulazione dello *jacobiano geometrico* :

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} J11(\alpha_1, \alpha_2) & J12(\alpha_1, \alpha_2) & 0 \\ J21(\alpha_1, \alpha_2) & J22(\alpha_1, \alpha_2) & 0 \\ 0 & J32(\alpha_1, \alpha_2) & 0 \\ 0 & J42(\alpha_1) & J43(\alpha_1, \alpha_2) \\ 0 & J52(\alpha_1) & J53(\alpha_1, \alpha_2) \\ 1 & 0.9397 & J63(\alpha_2) \end{bmatrix} \quad (2.3.9)$$

$$\begin{aligned}
J_{11} &= 0.07(-s(\alpha_1)s(\alpha_2) + c(\alpha_1)0.9397c(\alpha_2))0.342 - 0.07c(\alpha_1)0.342 \cdot 0.9397 \\
J_{12} &= -0.342c(\alpha_1)(0.07 \cdot 0.342^2c(\alpha_2) + 0.07 \cdot 0.9397^2) + \\
&\quad - 0.9397(0.07(-s(\alpha_1)s(\alpha_2) + c(\alpha_1)0.9397c(\alpha_2))0.342 + \\
&\quad - 0.07c(\alpha_1)0.342 \cdot 0.9397) \\
J_{13} &= 0 \\
J_{21} &= 0.07(-c(\alpha_1)s(\alpha_2) - s(\alpha_1)0.9397c(\alpha_2))0.342 + 0.07s(\alpha_1)0.342 \cdot 0.9397 \\
J_{22} &= 0.9397(0.07(-c(\alpha_1)s(\alpha_2) - s(\alpha_1)0.9397c(\alpha_2))0.342 + \\
&\quad 0.07s(\alpha_1)0.342 \cdot 0.9397) - 0.342s(\alpha_1)(0.07 \cdot 0.342^2 \cdot c(\alpha_2) + \\
&\quad 0.07 \cdot 0.9397^2) \\
J_{23} &= 0 \\
J_{31} &= 0 \\
J_{32} &= 0.342s(\alpha_1)(0.07(-s(\alpha_1)s(\alpha_2) + c(\alpha_1)0.9397c(\alpha_2))0.342 + \\
&\quad - 0.07c(\alpha_1)0.342 \cdot 0.9397) + 0.342c(\alpha_1)(0.07(-c(\alpha_1)s(\alpha_2) \\
&\quad - s(\alpha_1)0.9397c(\alpha_2))0.342 + 0.07s(\alpha_1)0.342 \cdot 0.9397) \\
J_{33} &= 0 \\
J_{41} &= 0 \\
J_{42} &= 0.342s(\alpha_1) \\
J_{43} &= -0.342c(\alpha_1)s(\alpha_2) - 0.3214s(\alpha_1)c(\alpha_2) + 0.3214s(\alpha_1) \\
J_{51} &= 0 \\
J_{52} &= -0.342c(\alpha_1) \\
J_{53} &= -0.342s(\alpha_1)s(\alpha_2) + 0.3214c(\alpha_1)c(\alpha_2) - 0.3214c(\alpha_1) \\
J_{61} &= 1 \\
J_{62} &= 0.9397 \\
J_{63} &= 0.883 + 0.117c(\alpha_2)
\end{aligned}$$

e quindi la correlazione tra le velocità della terna terminale e quelle ai giunti è:

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \\ \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11}(\alpha_1, \alpha_2) & J_{12}(\alpha_1, \alpha_2) & 0 \\ J_{21}(\alpha_1, \alpha_2) & J_{22}(\alpha_1, \alpha_2) & 0 \\ 0 & J_{32}(\alpha_1, \alpha_2) & 0 \\ 0 & J_{42}(\alpha_1) & J_{43}(\alpha_1, \alpha_2) \\ 0 & J_{52}(\alpha_1) & J_{53}(\alpha_1, \alpha_2) \\ 1 & 0.9397 & J_{63}(\alpha_2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\alpha}_1 \\ \dot{\alpha}_2 \\ \dot{\alpha}_3 \end{bmatrix} \quad (2.3.10)$$

2.3.1 Analisi dello jacobiano geometrico

La prima caratteristica che si evidenzia osservando la (2.3.10) è la presenza di termini nulli nella prima e terza colonna. Ricordando il cinematismo di figura 2.1, il significato fisico di tali zeri si spiega nel seguente modo:

- gli zeri nella terza colonna esprimono l'indipendenza delle 3 velocità lineari dell'organo terminale nei confronti della variabile di giunto 3; infatti ipotizzando α_1 ed α_2 a valori costanti, la sola rotazione dell'end-effector non produce alcuna traslazione del sistema di riferimento n°5, bensì solamente una rotazione attorno al proprio asse z5.
- lo zero nella prima colonna della riga relativa a \dot{z} evidenzia l'ininfluenza anche di α_1 alla velocità di traslazione verticale, riducendo il legame di velocità al solo termine J_{32} comprensivo del mutuo legame tra i giunti già espresso in precedenza nello studio dell'analisi cinematica inversa, e qui riformulato sotto forma di analisi cinematica differenziale.

- i due zeri rimanenti nella prima colonna mostrano come la sola variazione di α_1 non comporti rotazioni lungo gli assi x ed y come è lecito aspettarsi.
- è inoltre interessante osservare J_{42} e J_{52} , data la loro dipendenza in termini rispettivamente di seno e coseno di α_1 ; questo infatti è un indice dell'ortogonalità delle direzioni x ed y nelle variazioni di velocità provocate dalla variabile α_2 . Analogo discorso vale anche per J_{43} e J_{53} , anche se la loro formulazione è più complessa.
- l'interpretazione dell'ultima riga porta a quantificare il valore di ω_z come sommatoria di tre contributi: il primo diretto di α_1 , il secondo di α_2 scalato di un fattore 0.9397 pari al coseno dell'angolo di inclinazione del giunto per ottenere la sola componente verticale, il terzo comprensivo sia di α_2 sia di α_3 .

Altro aspetto interessante è costituito dalla mancanza di contributi da parte di α_3 alla formulazione dello jacobiano; ciò significa che la sua dipendenza dalla disposizione geometrica si limita ai soli effetti prodotti dalle variazioni ai giunti 1 e 2.

Si nota poi che la matrice \mathbf{J} è di rango 3 per configurazioni che non comportino l'annullamento di determinati termini, è perciò utile individuare quelle configurazioni per cui si abbia una riduzione del rango, a cui corrisponde una condizione di singolarità cinematica. In tali casi infatti può presentarsi la perdita di mobilità della struttura, l'impossibilità di ricavare univocamente una soluzione al problema cinematico inverso ed anche situazioni che comportino velocità molto elevate nello spazio dei giunti per rispettare ridotte velocità nello spazio operativo.

Nel caso in esame una condizione sufficiente affinché il rango di \mathbf{J} sia minore di 3 si ha per $\alpha_2=0$; lo jacobiano assume la forma seguente con rango 2:

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} 0 & J_{12}(\alpha_1) & 0 \\ 0 & J_{22}(\alpha_1) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & J_{42}(\alpha_1) & 0 \\ 0 & J_{52}(\alpha_1) & 0 \\ 1 & 0.9397 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.3.11)$$

È il caso di inclinazione nulla dell'end-effector con sola possibilità di rotazione attorno alla verticale tramite i due giunti 1 e 3; ne segue dunque una ridondanza, dal momento che si hanno due gradi di mobilità a fronte di una variabile (la rotazione) descrivente il moto.

Nell'ipotesi di sostituire la \mathbf{J} in (2.3.10) con quella appena ricavata, e tenendo presente che $\alpha_2=0$, gli unici termini che entrano in gioco sono J_{61} e J_{63} , entrambi pari a 1; il risultato è un moto composto dalla somma di due rotazioni lungo lo stesso asse verticale.

Inoltre questa disposizione presenta l'inconveniente di richiedere velocità ai giunti molto elevate in corrispondenza di rotazioni all'organo terminale lungo gli assi x ed y nell'intorno di 0° .

L'altra situazione che comporta un annullamento del determinante dello jacobiano si ha in corrispondenza della massima inclinazione raggiungibile dalla piattaforma mobile; in questo caso, a differenza del precedente, non avviene l'azzeramento di diversi termini nella I° e III° colonna dello jacobiano che portava ad un'evidenza visiva della riduzione di rango, tuttavia una verifica numerica dimostra che per $\alpha_2=\pm\pi$ il determinante si annulla comunque.

2.3.2 Ellissoide di manipolabilità in velocità

L'equazione della cinematica differenziale (2.3.5) si presta ad ulteriori sviluppi indirizzati alla definizione di indici prestazionali del manipolatore.

Tali indici possono rivelarsi utili nella fase di determinazione dell'attitudine di un manipolatore al conseguimento di un particolare compito, assegnata una qualsivoglia configurazione.

E' possibile rappresentare la capacità del manipolatore di cambiare posizione ed orientamento dell'end-effector mediante l'*ellissoide di manipolabilità in velocità* [31].

Dato l'insieme delle velocità ai giunti a norma costante unitaria:

$$\dot{\mathbf{q}}^T \dot{\mathbf{q}} = \mathbf{1} \quad (2.3.12)$$

tale equazione descrive i punti della superficie di una sfera nello spazio delle velocità ai giunti. Volendo caratterizzare le velocità nello spazio operativo generabili da queste ed assegnata una postura, si può utilizzare l'equazione cinematica differenziale (2.3.5) risolta in termini delle velocità ai giunti:

$$\mathbf{v}^T (\mathbf{J}(\mathbf{q}) \mathbf{J}^T(\mathbf{q}))^{-1} \mathbf{v} = \mathbf{1} \quad (2.3.13)$$

che è l'equazione di un ellissoide nello spazio delle velocità all'organo terminale.

Il significato fisico di questa rappresentazione sta nel poter valutare visivamente le direzioni che consentono una maggiore o minore velocità. Ciò significa che quanto più l'ellissoide è prossimo ad una sfera, tanto più l'organo terminale può muoversi isotropicamente in tutte le direzioni dello spazio operativo.

Osservando la forma della (2.3.13) si comprende come la forma e l'orientamento dell'ellissoide dipendano dalla matrice $\mathbf{J}\mathbf{J}^T$ la quale a sua volta è funzione della configurazione del manipolatore. Le direzioni degli assi principali corrispondono a quelle degli autovettori mentre le dimensioni sono pari alla radice quadrata degli autovalori.

Una misura rappresentativa dell'abilità di manipolazione può essere data dal volume di tale quadrica, che è proporzionale alla quantità:

$$w(q) = \begin{cases} \sqrt{\det(\mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{J}^T(\mathbf{q}))} \\ |\det(\mathbf{J}(\mathbf{q}))| & \text{se non ridondante} \end{cases} \quad (2.3.14)$$

e prende il nome di *misura di manipolabilità*.

E' immediato notare come a configurazioni singolari ($\det(\mathbf{J}(\mathbf{q}))=0$) tale grandezza si annulli.

Andando a considerare la (2.3.4) anziché la (2.3.5), essendo di nostro interesse l'orientazione dell'organo terminale, è possibile passare ad una rappresentazione tridimensionale dell'ellissoide per qualsiasi configurazione consentita (vedi fig. 2.11).

Come si può inoltre notare, in corrispondenza di una configurazione prossima ad una singolarità dovuta alla massima inclinazione dell'end-effector si verifica un appiattimento dell'ellissoide lungo la direzione relativa all'inclinazione stessa con conseguente riduzione del volume in accordo con la (2.3.6).

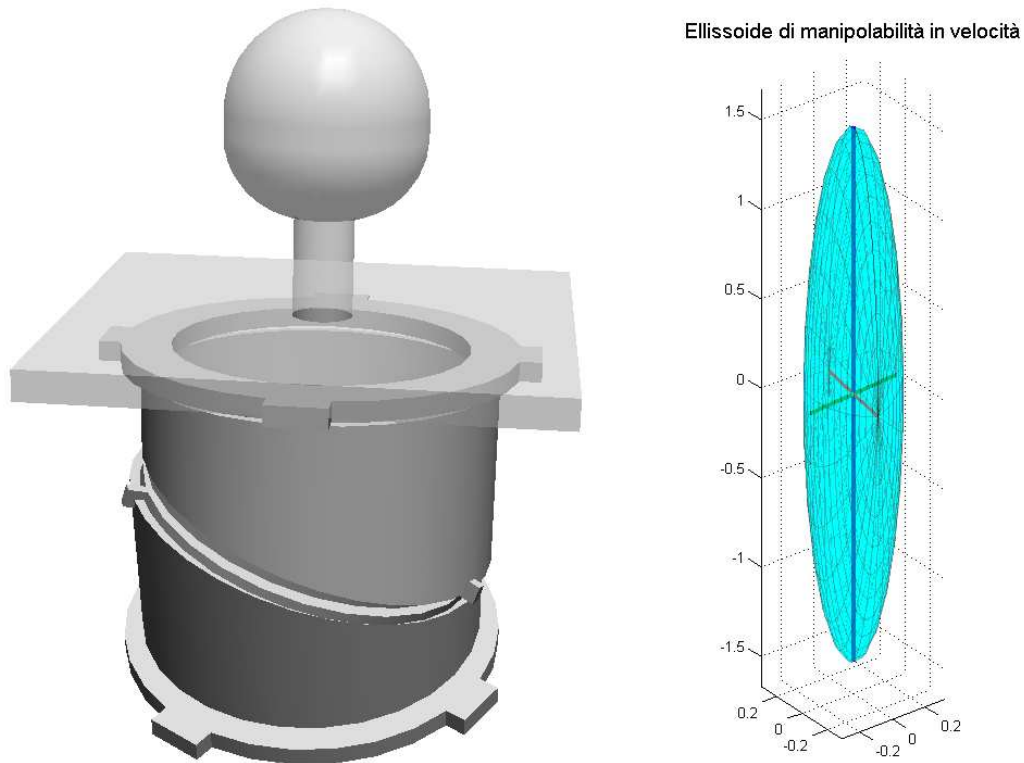


Figura 2.11: Ellissoide di manipolabilità in velocità per $\alpha_1=-68^\circ$, $\alpha_2=-51^\circ$, $\alpha_3=79^\circ$.

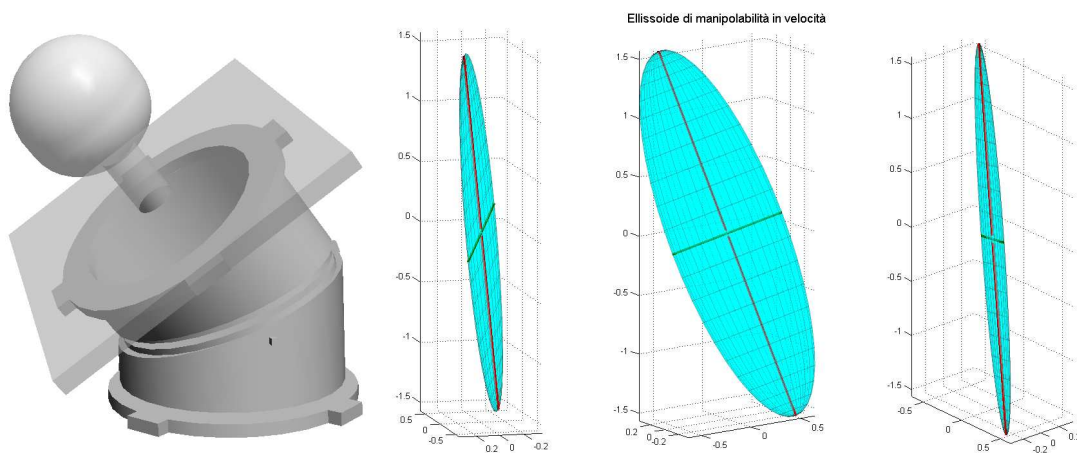


Figura 2.12: Ellissoide di manipolabilità in velocità per $\alpha_1=-120^\circ$, $\alpha_2=-176^\circ$, $\alpha_3=69^\circ$. La triplice rappresentazione illustra l'appiattimento dell'ellissoide.

2.4 Modello dinamico del manipolatore

La costruzione del modello dinamico di un manipolatore è un passo fondamentale nello sviluppo del processo di simulazione del moto, analisi di strutture di manipolazione e creazione di algoritmi di controllo.

La simulazione del moto di un robot consente di provare strategie di controllo e tecniche di pianificazione di traiettoria senza disporre di un modello reale già costruito; anzi facilita il progetto meccanico di prototipi.

La stima di forze e coppie richieste per l'esecuzione di determinati movimenti suggerisce il tipo di trasmissione ed attuatori impiegabili.

I due metodi classici che permettono di ricavare le equazioni del moto di un manipolatore si basano sulla formulazione di *Lagrange* e di *Newton-Eulero*: il primo ricorre ad un approccio energetico che conduce ad una derivazione del modello dinamico in forma chiusa; il secondo è caratterizzato da un efficiente algoritmo ricorsivo che sfrutta la natura seriale a catena aperta tipica dei manipolatori. Nel caso in esame si fa uso di entrambe i metodi: con il primo si ricava in forma simbolica (v. Appendice A) la matrice d'inerzia \mathbf{B} e la matrice \mathbf{C} contenente i termini centrifughi e di *Coriolis* per una successiva implementazione in un algoritmo di controllo; il secondo invece viene utilizzato nello studio dell'analisi dinamica inversa e nel processo di linearizzazione del modello nei parametri dinamici caratteristici del manipolatore.

E' noto che il modello dinamico nello spazio dei giunti può essere convenientemente espresso nella forma [31], [22]:

$$\mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_v\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s\text{sgn}(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \boldsymbol{\tau} - \mathbf{J}^T(\mathbf{q})\mathbf{h} \quad (2.4.1)$$

$\mathbf{B}(\mathbf{q})$: matrice d'inerzia ($n \times n$) simmetrica, definita positiva, funzione della configurazione: il termine b_{ii} rappresenta il momento d'inerzia visto all'asse del giunto i nella configurazione corrente con gli altri giunti bloccati; il termine b_{ij} tiene conto dell'effetto dell'accelerazione del giunto j sul giunto i ;

$\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$: matrice ($n \times n$) i cui elementi c_{ij} soddisfano la seguente relazione:

$$\sum_{j=1}^n c_{ij}\dot{q}_j = \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n h_{ijk}\dot{q}_k\dot{q}_j \quad \text{con} \quad h_{ijk} = \frac{\partial b_{ij}}{\partial q_k} - \frac{1}{2} \frac{\partial b_{jk}}{\partial q_i}$$

il termine:

$$h_{ijk} = \frac{\partial b_{ij}}{\partial q_k} - \frac{1}{2} \frac{\partial b_{jk}}{\partial q_i}$$

rappresenta l'effetto centrifugo indotto al giunto i dalla velocità del giunto j ;

il termine:

$$h_{ijk}\dot{q}_j\dot{q}_k$$

rappresenta l'effetto di *Coriolis* indotto al giunto i dalle velocità dei giunti j e k ;

$\mathbf{g}(\mathbf{q})$: vettore dei termini g_i - coppie agli assi dei giunti i nella configurazione corrente dovute alla gravità;

F_v : matrice diagonale ($n \times n$) dei coefficienti di attrito viscoso;

F_s : matrice diagonale ($n \times n$) dei momenti di attrito statico;

\mathbf{J} : jacobiano del manipolatore;

\mathbf{h} : vettore di forza e momento applicati all'organo terminale.

2.4.1 Linearità del modello nei parametri dinamici

Un'importante proprietà del modello dinamico di un manipolatore è la sua linearità nei confronti dei parametri dinamici caratteristici dei bracci con i relativi motori. A ciascun link viene dunque associato un vettore contenente le grandezze (massa, tensore d'inerzia, posizione del baricentro) che ne caratterizzano il comportamento dinamico.

Formalmente l'equazione del modello dinamico (2.4.1) diviene:

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}})\boldsymbol{\pi} \quad (2.4.2)$$

$\boldsymbol{\tau}$: vettore ($n \times 1$) delle coppie ai giunti

$\boldsymbol{\pi}$: vettore costante ($p \times 1$) di parametri dinamici

\mathbf{Y} : matrice Regressore ($n \times p$) dipendente dalla configurazione istantanea del manipolatore

Da un punto di vista operativo i parametri dinamici che appaiono nelle equazioni della dinamica di un manipolatore devono essere determinati tramite una opportuna procedura di calibrazione, a partire da misure di segnali di ingresso (tipicamente le coppie applicate ai giunti) e di uscita del sistema (posizioni, velocità e accelerazioni ai giunti). La qualità delle stime, ottenute da procedure solitamente basate sull'impiego di algoritmi ai minimi quadrati, dipende però fortemente dalla qualità dei segnali di ingresso/uscita impiegati e dalla scelta delle traiettorie di riferimento, che devono risultare "sufficientemente eccitanti" per il sistema, in modo da consentire una valutazione accurata dei parametri dinamici.

In una fase di studio preliminare quando ancora non si ha a disposizione un robot funzionante, una prima stima di tali grandezze è ottenibile direttamente dal software di modellazione utilizzato nella creazione del modello tridimensionale del manipolatore.

2.4.2 Calcolo del Regressore \mathbf{Y}

L'operatore \mathbf{Y} nella (2.4.2) costituisce un fattore chiave nello sviluppo ed implementazione di algoritmi di controllo, in quanto permette una linearizzazione della dinamica con la conseguente possibilità di ricavare un legge di controllo lineare, adottando un approccio alla *Lyapunov*.

Esistono diversi metodi per calcolare \mathbf{Y} basati su procedure di estrazione di parametri molto esigenti dal punto di vista computazionale, o in alternativa procedimenti che forniscono una soluzione in forma

chiusa basati sulla formulazione di *Lagrange* [23] o infine criteri in grado di fornire una soluzione di tipo ricorsivo sfruttando il metodo di *Newton-Eulero* [24]. Nel caso in esame si adotta quest'ultima alternativa giungendo alla generazione di una funzione in linguaggio MATLAB (v. Appendice B) che restituisce in forma simbolica la matrice Y . Il procedimento matematico da seguire si svolge nella sequenza di operazioni e definizioni che segue, adottando la stessa notazione di [24].

1. calcolo di A_{n+1} utilizzando (2.4.2) e (2.4.2)
2. calcolo di E_{n+1} utilizzando (2.4.2)
3. calcolo di Φ_{n+1} utilizzando (2.4.2)
4. costruzione di \tilde{A}_{n+1} e $\tilde{\Pi}_{n+1}$ utilizzando rispettivamente (2.4.2) e (2.4.2),(2.4.2)
5. iterazione per $i=n, n-1, \dots, 1$
 - calcolo di A_i utilizzando (2.4.2) e (2.4.2)
 - calcolo di E_i utilizzando (2.4.2)
 - calcolo di Φ_i utilizzando (2.4.2)
 - calcolo di \tilde{A}_i utilizzando (2.4.2)
 - calcolo di $\tilde{\Pi}_i$ utilizzando (2.4.2)
6. costruzione di $Y(q, \dot{q}, \ddot{q})$

in cui l' i -esima riga di $Y(q, \dot{q}, \ddot{q})$ è

$$\begin{cases} \hat{z}\tilde{\Pi}_i & \text{per giunti i rotoidali} \\ \hat{z}\tilde{A}_i & \text{per giunti i prismatici} \end{cases}$$

e $\hat{z}=[001]$

$$\mathbf{A}_i = \begin{bmatrix} {}^i \dot{\mathbf{v}}_i & \mathbf{H}_i \end{bmatrix} \quad (2.4.3)$$

$${}^{i+1}\dot{\mathbf{v}}_{i+1} = {}^i \mathbf{R} \left[{}^i \omega_i \wedge {}^i \mathbf{P}_{i+1} + {}^i \omega_i \wedge ({}^i \omega_i \wedge {}^i \mathbf{P}_{i+1}) + {}^i \dot{\mathbf{v}}_i \right] \quad (2.4.4)$$

$$\mathbf{H}_i = \mathbf{\Omega}({}^i \dot{\omega}_i) + {}^i \mathbf{U}_1 - \|{}^i \omega_i\|^2 \mathbf{I} \quad (2.4.5)$$

$${}^i \mathbf{U}_i = {}^i \omega_i {}^i \omega_i^T \quad (2.4.6)$$

$$\mathbf{E}_i = \mathbf{B}({}^i\dot{\omega}_i) + \boldsymbol{\Omega}({}^i\omega_i)\mathbf{B}({}^i\omega_i) \quad (2.4.7)$$

$$\boldsymbol{\Omega}(\mathbf{x}) = \begin{bmatrix} 0 & -x_3 & x_2 \\ x_3 & 0 & -x_1 \\ -x_2 & x_1 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.4.8)$$

$$\mathbf{B}(\mathbf{d}) = \begin{bmatrix} d_1 & 0 & 0 & -d_2 & -d_3 & 0 \\ 0 & d_2 & 0 & -d_1 & 0 & -d_3 \\ 0 & 0 & d_3 & 0 & -d_1 & -d_2 \end{bmatrix} \quad (2.4.9)$$

$$\Phi_i = [-\boldsymbol{\Omega}({}^i\dot{\mathbf{v}}_i) \quad \Psi_i] \quad (2.4.10)$$

$$\Psi = \tilde{\Psi} [\mathbf{e}_1 \quad \mathbf{e}_5 \quad \mathbf{e}_9 \quad \mathbf{e}_2 + \mathbf{e}_4 \quad \mathbf{e}_3 + \mathbf{e}_7 \quad \mathbf{e}_6 + \mathbf{e}_8] \quad (2.4.11)$$

con \mathbf{e}_i i -esima colonna di $I_{9 \times 9}$ matrice identità

$$\tilde{\Psi} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{h}_3^T & -\mathbf{h}_2^T \\ -\mathbf{h}_3^T & \mathbf{0} & \mathbf{h}_1^T \\ \mathbf{h}_2^T & -\mathbf{h}_1^T & \mathbf{0} \end{bmatrix}_{3 \times 9} \quad \text{con} \mathbf{H} = \begin{bmatrix} \mathbf{h}_1^T \\ \mathbf{h}_2^T \\ \mathbf{h}_3^T \end{bmatrix}_{3 \times 3} \quad (2.4.12)$$

$$\pi = [\pi_2^{(1)T} \quad \pi_4^{(1)T} \quad \pi_3^{(1)T} \quad \pi_2^{(2)T} \quad \pi_4^{(2)T} \quad \pi_3^{(2)T} \quad \dots \quad \pi_2^{(n+1)T} \quad \pi_4^{(n+1)T} \quad \pi_3^{(n+1)T}] \quad (2.4.13)$$

$$\pi_2^{(i)} = [m_i \quad m_i p_{xi} \quad m_i p_{yi} \quad m_i p_{zi}] \quad (2.4.14)$$

m_i : massa del link i

p_i : coordinate del centro di massa nel riferimento i

$$\pi_4^{(i)} = m_i [p_{xi}^2 \quad p_{yi}^2 \quad p_{zi}^2 \quad p_x p_y \quad p_x p_z \quad p_y p_z] \quad (2.4.15)$$

$$\pi_3^{(i)} = [I_{xx} \quad I_{yy} \quad I_{zz} \quad I_{xy} \quad I_{xz} \quad I_{yz}] \text{ I: tensore d'inerzia} \quad (2.4.16)$$

$$\tilde{\mathbf{A}}_{n+1} = [\mathbf{0} \quad \mathbf{0} \quad \dots \quad \mathbf{0} \quad \mathbf{A}_{n+1} \quad \mathbf{0}] \quad (2.4.17)$$

con A_{n+1} in posizione corrispondente a quella di π_2^{n+1}

$$\mathbf{\Pi}_i = \begin{bmatrix} \varphi & \Phi_i & \mathbf{E}_i \end{bmatrix} \varphi = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \quad (2.4.18)$$

$$\tilde{\mathbf{\Pi}}_{n+1} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} & \mathbf{\Pi}_{n+1} \end{bmatrix} \quad (2.4.19)$$

con $\mathbf{\Pi}_{n+1}$ in posizione corrispondente a quella di π^{n+1}

$$\tilde{\mathbf{A}}_i = {}^i_{i+1}\mathbf{R}\tilde{\mathbf{A}}_{i+1} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} & \mathbf{A}_i & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (2.4.20)$$

con A_i in posizione corrispondente a quella di π_2^i in (2.4.13)

$$\tilde{\mathbf{\Pi}}_i = {}^i_{i+1}\mathbf{R}\tilde{\mathbf{\Pi}}_{i+1} + \mathbf{\Omega}({}^i\mathbf{p}_{i+1})_{i+1}^i \mathbf{R}\tilde{\mathbf{A}}_{i+1} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} & \Phi_i & \mathbf{E}_i & \mathbf{0} & \dots & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (2.4.21)$$

con Φ_i posto in corrispondenza delle ultime 3 componenti di π_2^i e di π_4^i

La funzione che implementa tale algoritmo restituisce in forma simbolica una matrice “Regressore” \mathbf{Y} di dimensioni 3×64 cui corrisponde un vettore di parametri dinamici di pari lunghezza.

Provvedendo ad eliminare le colonne corrispondenti ai parametri dinamici nulli nel vettore π ed eliminando inoltre anche le colonne nulle presenti in \mathbf{Y} , si perviene ad una formulazione ridotta in 19 parametri dinamici:

$$\tau_{3 \times 1} = \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}})_{3 \times 19} \pi_{19 \times 1} \quad (2.4.22)$$

$$\mathbf{Y} = \begin{bmatrix} y1_1 & y1_2 & y1_3 & y1_4 & y1_5 & y1_6 & y1_7 & y1_8 & y1_9 & y1_10 & y1_11 & y1_12 & y1_13 & y1_14 & y1_15 & y1_16 & y1_17 & y1_18 & y1_19 \\ 0 & 0 & y2_3 & 0 & y2_5 & y2_6 & y2_7 & y2_8 & y2_9 & y2_10 & y2_11 & y2_12 & y2_13 & y2_14 & y2_15 & y2_16 & y2_17 & y2_18 & y2_19 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & y3_11 & y3_12 & y3_13 & 0 & 0 & 0 & y3_17 & y3_18 & y3_19 \end{bmatrix}$$

2.4.3 Ellissoide di manipolabilità dinamica

Analogamente a quanto visto in 2.3.2 e noto il modello dinamico, è possibile ricavare un indice chiamato ellissoide di manipolabilità dinamica, che fornisce uno strumento utile per la valutazione delle prestazioni dinamiche di un manipolatore.

Dato l'insieme delle coppie ai giunti a norma costante ed unitaria:

$$\tau^T \tau = 1 \quad (2.4.23)$$

si procede caratterizzando le accelerazioni nello spazio operativo generabili da tale insieme per una determinata postura.

Considerando il manipolatore fermo $\dot{\mathbf{q}} = 0$ e non in contatto con l'ambiente $\mathbf{h} = 0$ il modello dinamico si riduce a:

$$\mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \tau \quad (2.4.24)$$

derivando poi la (2.3.5) si ottiene:

$$\dot{\mathbf{v}} = \mathbf{J}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} \quad (2.4.25)$$

infine combinando le precedenti ed eseguendo opportuni arrangiamenti [31] si perviene alla seguente formulazione dell'ellissoide di manipolabilità dinamica :

$$\left(\dot{\mathbf{v}} + \mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{B}(\mathbf{q})^{-1}\mathbf{g}(\mathbf{q}) \right)^{\mathbf{T}} \mathbf{J}(\mathbf{q})^{-\mathbf{T}}\mathbf{B}(\mathbf{q})^{\mathbf{T}}\mathbf{B}(\mathbf{q})\mathbf{J}(\mathbf{q})^{-1}(\dot{\mathbf{v}} + \mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{B}(\mathbf{q})^{-1}\mathbf{g}(\mathbf{q})) = \mathbf{1} \quad (2.4.26)$$

Il nucleo della forma quadratica

$$\mathbf{J}(\mathbf{q})^{-\mathbf{T}}\mathbf{B}(\mathbf{q})^{\mathbf{T}}\mathbf{B}(\mathbf{q})\mathbf{J}(\mathbf{q})^{-1}$$

dipende dalle caratteristiche geometriche ed inerziali del manipolatore e determina univocamente il volume e gli assi principali dell'ellissoide. Il vettore

$$\mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{B}(\mathbf{q})^{-1}\mathbf{g}(\mathbf{q})$$

che porta il contributo della gravità provoca una traslazione costante del centro dell'ellissoide rispetto all'origine della terna di riferimento.

Il significato dell'ellissoide di manipolabilità è analogo al precedente relativo alla manipolabilità in velocità: la distanza di un punto della superficie dall'end-effector dà una misura delle accelerazioni che possono essere impresse nella direzione individuata.

Come si può osservare nella figura 2.13 l'ellissoide presenta una forma "schiacciata" in corrispondenza della direzione che nel caso di velocità (fig. 2.11, 2.12) è dominante, in accordo con il concetto di dualità velocità/forza, per cui una direzione lungo la quale si ha elevata manipolabilità in velocità è caratterizzata da scarsa mobilità in forza, e viceversa. La particolare struttura a piani inclinati del manipolatore infatti consente di espletare rotazioni "veloci" lungo assi tendenti alla verticale con coppie massime "ridotte" e rotazioni lungo assi orizzontali "lente" ma con possibilità di produrre "elevati" momenti.

E' da notare inoltre l'assenza del contributo dell'accelerazione di gravità che provoca una traslazione dell'ellissoide verso il basso, dal momento che si sono considerate le sole accelerazioni di interesse che sono le angolari, e per poter inoltre consentire una adeguata rappresentazione tridimensionale dell'ellissoide.

Un'interpretazione efficace dei risultati esposti può nascere dal considerare il manipolatore come un *trasformatore meccanico* di velocità e forze dallo spazio dei giunti allo spazio operativo . La conservazione dell'energia del sistema suggerisce che un'amplificazione nella trasformazione di velocità è inevitabilmente accompagnata da una riduzione nella trasformazione di forza, e viceversa.

2.5 Analisi dinamica inversa

La soluzione del problema della dinamica inversa risulta utile ai fini della pianificazione di traiettorie e dell'implementazione di algoritmi di controllo. Fornita una traiettoria ai giunti in termini di posizione, velocità ed accelerazioni precedentemente calcolati con la cinematica inversa e note le forze agenti sull'organo terminale, la dinamica inversa fornisce le coppie da esercitare mediante gli attuatori.

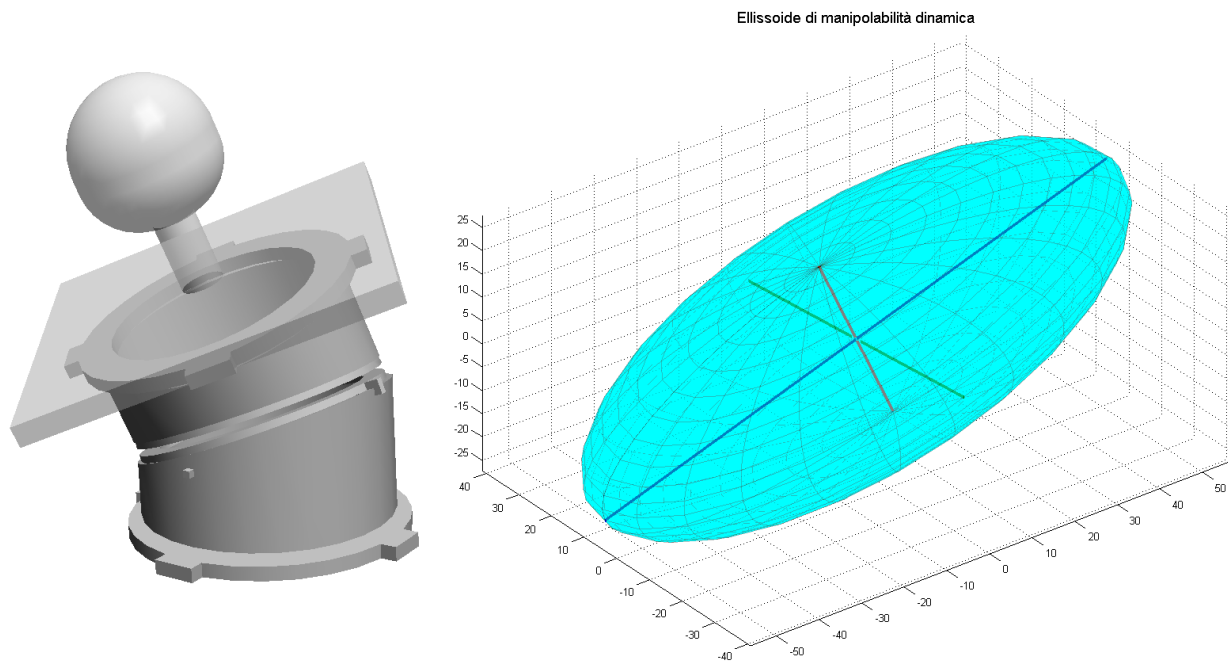


Figura 2.13: Ellissoide di manipolabilità dinamica per $\alpha_1=-31^\circ$, $\alpha_2=-64^\circ$, $\alpha_3=147^\circ$.

Si riporta in figura 2.14 lo schema in ambiente SIMULINK che riproduce la catena cinematica modellizzata in precedenza. I blocchi relativi ai singoli componenti meccanici contengono tutti i parametri necessari alla loro caratterizzazione dinamica: massa, centro di gravità, tensore d'inerzia, mutua disposizione. . . e derivano dal modello costruito in SOLIDWORKS illustrato a fianco dello schema.

Si nota l'aggiunta di un'opportuna massa supplementare posizionata al termine della catena cinematica, per simulare gli effetti di carico di un possibile apparato da applicare al meccanismo in esame, quale ad esempio un'antenna per rice-trasmissione od un'unità "gimbal" per puntamento.

I blocchi di collegamento tra le varie masse definiscono il tipo di vincolo e nel caso dei giunti rotoidali si impone in ingresso una legge del moto fornita dall'analisi cinematica precedente in termini di posizione, velocità ed accelerazione angolare.

L'uscita restituisce invece il risultato dell'analisi dinamica inversa, fornendo i valori di coppia necessari ai giunti per garantire il rispetto della legge oraria assegnata.

Nelle figure 2.15 e 2.16 vengono presentati i risultati di una simulazione di durata pari a 13 secondi: i primi tre diagrammi si riferiscono alle traiettorie nello spazio dei giunti fornite dall'analisi cinematica inversa avendo considerato come ingressi gli angoli di Eulero visualizzati in figura 2.9, mentre i rimanenti illustrano i corrispettivi valori di coppia da esercitare ai medesimi giunti.

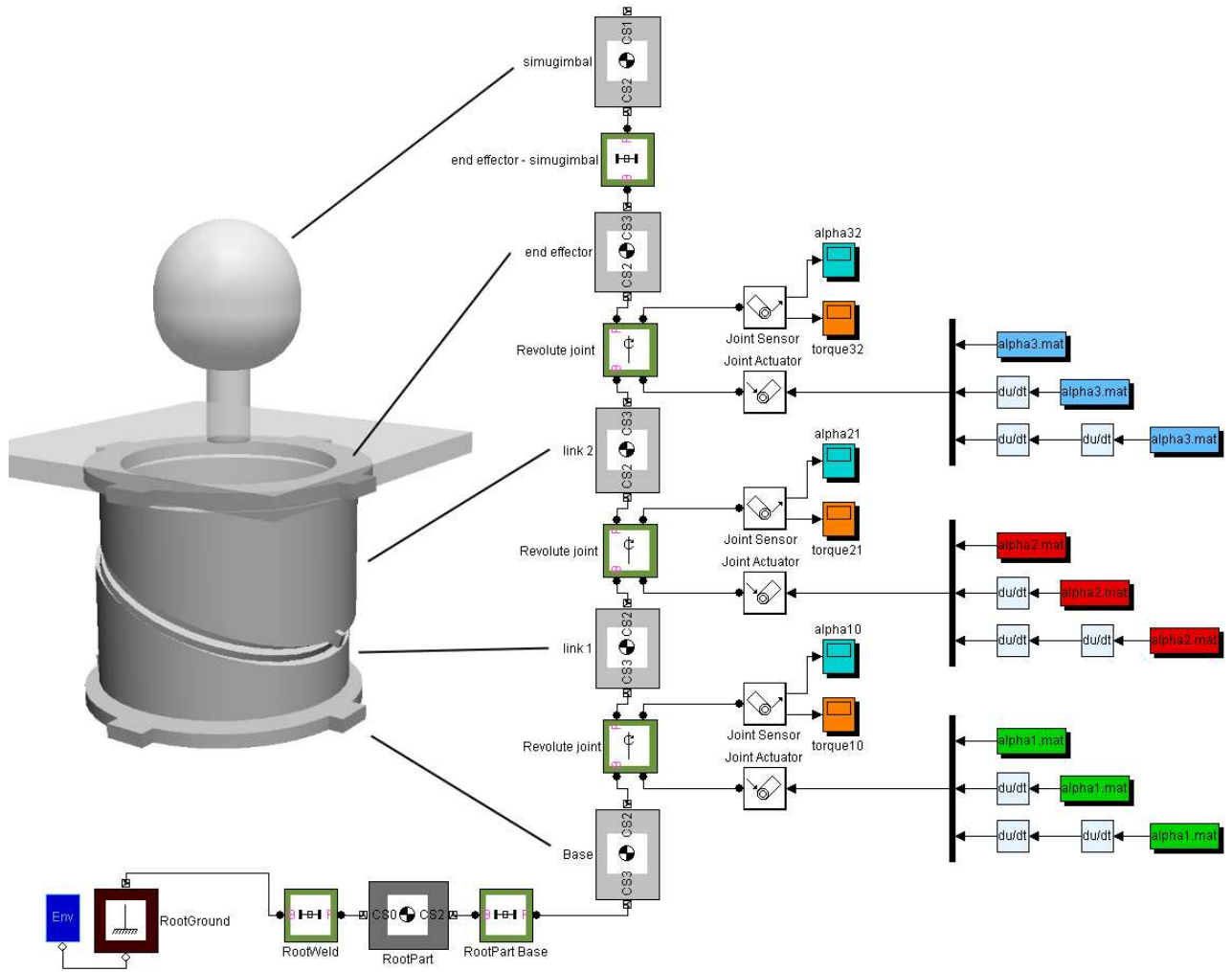


Figura 2.14: Schema a blocchi del meccanismo articolato per l'analisi dinamica inversa.

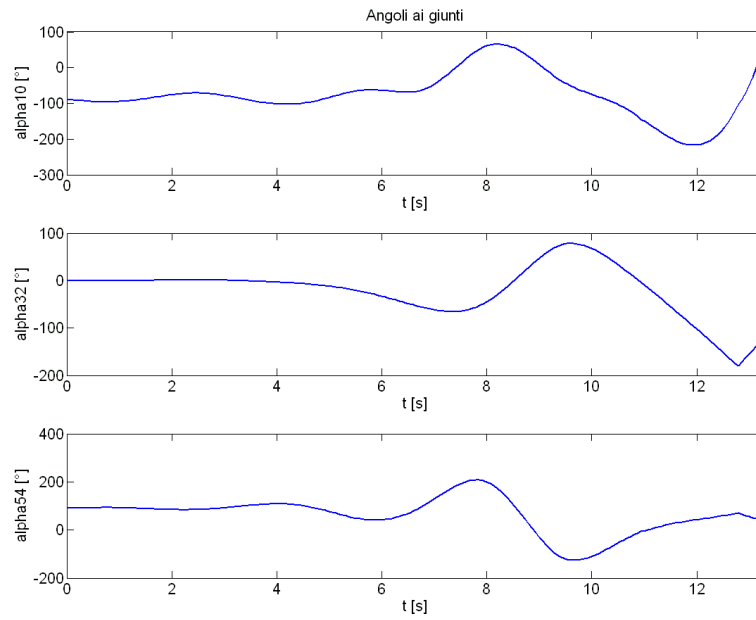


Figura 2.15: Angoli ai giunti rotoidali.

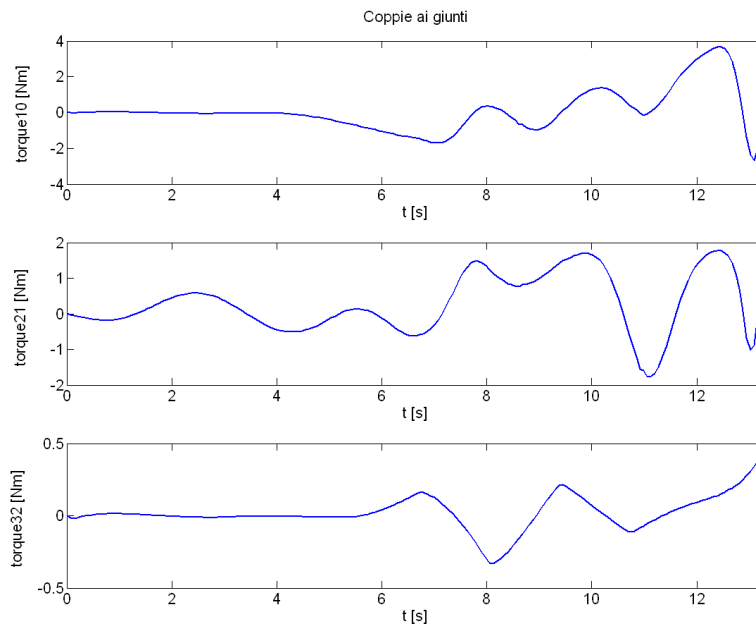


Figura 2.16: Coppie ai giunti ricavate dall'analisi dinamica inversa.

2.5.1 Commenti ai risultati dell'analisi dinamica inversa

I grafici di figura 2.16 riportano l'andamento delle coppie da espletare ai giunti secondo un ordine che va dalla base fino all'end-effector.

Le coppie ricavate risultano inferiori a 4 Nm per il giunto tra base e link1, 2 Nm per quello tra i due link e 0.5 Nm per lo snodo terminale. Questi valori sono determinati a partire dalle azioni dinamiche che intervengono durante il moto simulato, e sono classificabili in gravitazionali ed inerziali.

Mentre le prime dipendono dall'assetto, ovvero dalla disposizione nel tempo dei diversi componenti, le seconde sono direttamente collegate alla velocità di variazione d'assetto, e quindi variabili in funzione dei parametri prestazionali di velocità richiesti al meccanismo.

Tutti i diagrammi presentano segnali ad ampiezza crescente nel tempo, in linea con l'aumentare delle variazioni angolari come riportato in figura 2.15; inoltre è interessante osservare gli intervalli di variabilità entro cui sono compresi i momenti. I valori massimi decrescono a partire dal giunto alla base, inducendo a ritenere il carico dinamicamente agente sempre minore man mano che ci si avvicina all'end-effector.

Effettivamente questo è quanto appare ad una prima osservazione di figura 2.16, tuttavia se ci si sofferma nell'intervallo temporale tra 1 e 4 secondi, si presenta un'evidente incremento di coppia al giunto 2 fino a 0,7 Nm, mentre la variazione di momento nel giunto alla base è notevolmente più contenuta.

Questo punto è molto interessante perché mostra aspetti dinamici intrinseci della struttura altrimenti nascosti e difficili da prevedere: non vi è ancora infatti un'apprezzabile variazione di α_2 , però in compenso si ha uno spostamento di circa 30° al giunto di base. L'articolazione dunque in quegli istanti è caratterizzata da un assetto tendenzialmente verticale (centro di gravità in prossimità del centro) con un conseguente momento d'inerzia lungo l'asse alla base ai suoi valori minimi (0.0373 Kgm^2).

Il giunto 2 invece, nonostante risenta di un momento d'inerzia leggermente inferiore (0.0317 Kgm^2) e comunque costante nel tempo, deve far fronte anche all'azione della forza di gravità per prevenire lo slittamento relativo dei due piani inclinati, ed è l'aggiunta di questo effetto a produrre l'incremento di coppia che si registra per mantenere ad un valore pressoché nullo α_2 mentre l'intera struttura ruota alla base.

Capitolo 3

Controllo del meccanismo articolato

Questo capitolo sviluppa l'argomento del controllo del moto del robot, fornendo dapprima una sintetica panoramica di alcuni possibili metodi ed approfondendo poi la strategia adottata secondo un approccio robusto adattativo.

Il paragrafo 3.1 espone una classificazione generale delle tipologie di controllo applicabili a robot manipolatori, nel 3.2 vengono quindi approfonditi i singoli metodi afferenti alla classe di controlli di tipo centralizzato secondo una sequenza che ne illustra le rispettive capacità e limiti, mentre il 3.3 si concentra sul controllo robusto adattativo scelto, illustrando i risultati ottenuti sia effettuando una serie di simulazioni dinamiche con SIMMECHANICS sia implementandolo con opportune modifiche sull'hardware effettivo di controllo del prototipo realizzato.

3.1 Introduzione ai metodi di controllo

Lo sviluppo di un determinato algoritmo di controllo costituisce un passo fondamentale nel processo di sviluppo di un sistema robotico. Costituisce infatti l'insieme di istruzioni che l'unità di governo deve seguire, per fornire i comandi agli attuatori in modo da garantire l'esecuzione delle operazioni richieste. Queste possono essere principalmente connesse alla realizzazione di un determinato moto, come nel caso in esame, oppure riguardanti l'applicazione di specifiche sollecitazioni all'ambiente.

Il numero di applicazioni che richiedono o sfruttano l'azione di robot manipolatori è talmente elevato da rendere impossibile una chiara e netta suddivisione di categoria sulla base del tipo di controllo utilizzato, essendo generalmente ciascuna unità operativa gestita da un opportuno software dedicato; esistono tuttavia alcuni criteri o linee guida per la scelta della soluzione più opportuna in relazione a fattori come: interazione con l'ambiente, flessibilità per l'esecuzione di compiti diversi, requisiti prestazionali, costi. . .

Per quanto riguarda il controllo del moto si considera la schematizzazione di fig. 3.1.

Generalmente le caratteristiche di un moto vengono specificate nello spazio operativo, cioè l'ambiente in cui opera il robot, mentre le azioni di controllo intervengono nello spazio dei giunti tramite forze generalizzate agli attuatori.

Esistono quindi due modalità di controllo:

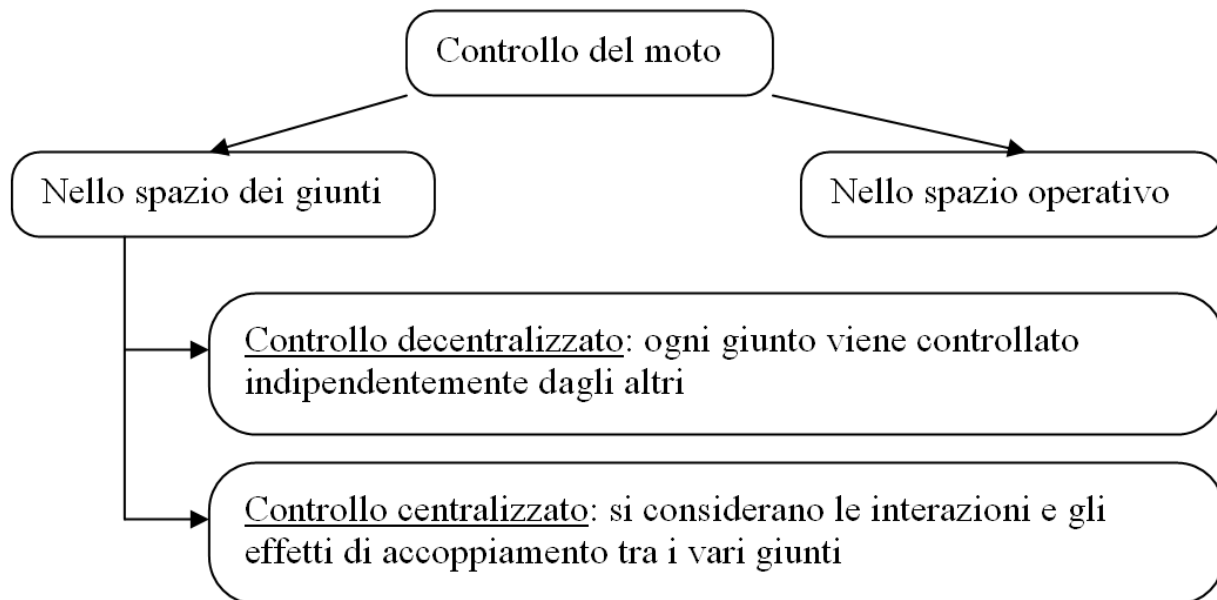


Figura 3.1: Tipologie di controllo del moto.

- nello spazio dei giunti
- nello spazio operativo

La prima comporta di dover provvedere all'inversione della cinematica del manipolatore per tradurre le specifiche di moto nello spazio operativo in grandezze espresse nello spazio dei giunti, e prevede la realizzazione di un sistema di controllo nello spazio dei giunti per garantire l'inseguimento dei riferimenti; tuttavia questa modalità presenta l'inconveniente legato al fatto che il controllo delle grandezze di interesse nello spazio operativo avviene in anello aperto attraverso la struttura meccanica del manipolatore. Questo provoca un'inevitabile propagazione di incertezza dovuta a vari fattori: tolleranze di costruzione, giochi negli organi di riduzione, elasticità meccanica dei componenti.

La soluzione del controllo nello spazio operativo richiede una maggior complessità algoritmica essendo l'inversione cinematica intrinsecamente assunta all'interno dell'anello di controllo. Il vantaggio principale consiste nella misurazione di grandezze appartenenti allo spazio operativo con conseguente immediata verifica della corrispondenza ai requisiti prestazionali richiesti.

Tale vantaggio può in realtà essere apparente nel caso in cui le misure non siano direttamente acquisite, bensì dedotte tramite trasformazioni di cinematica diretta a partire da grandezze dello spazio dei giunti.

L'ulteriore suddivisione in controllo centralizzato e decentralizzato si riferisce alla possibilità di considerare, nel primo caso i singoli giunti indipendentemente l'uno dall'altro relegando ad effetti di disturbo le interazioni ed accoppiamenti eventualmente presenti, e nel secondo caso l'intera struttura meccanica di un robot come un insieme organico di componenti interagenti di cui è necessaria una "buona" conoscenza del modello dinamico.

E' chiaro che l'approccio decentralizzato risulta di più semplice implementazione, basandosi in primo luogo semplicemente sulla differenza tra uscita desiderata e quella effettiva. Un controllo di questo tipo può essere adottato in applicazioni dalle prestazioni contenute in termini di velocità ed accelerazioni e con rapporti di trasmissione elevati.

Quando invece si devono affrontare velocità di movimento più sostenute i termini non lineari di accoppiamento assumono un'importanza sempre maggiore ed il loro contributo può influenzare notevolmente le prestazioni del sistema; ne segue che limitarne l'effetto a semplici disturbi esterni comporta errori di inseguimento di traiettoria incompatibili con i requisiti che tipicamente un robot deve rispettare.

Questo si traduce nella necessità di eliminare le cause piuttosto che agire sugli effetti provocati da queste, sviluppando opportune coppie di compensazione ai giunti fornite da un controllo di tipo centralizzato, sviluppato partendo da un modello dinamico sufficientemente accurato.

3.2 Controllo centralizzato

Osservando il modello matematico generico di un manipolatore espresso dalla (3.2.1) risulta evidente come si riferisca ad un sistema multivariabile con n ingressi (le coppie ai giunti) ed n uscite (le posizioni dei giunti) interagenti tra loro tramite relazioni di tipo non lineare.

Al crescere delle prestazioni dinamiche richieste ad un robot manipolatore si rende quindi necessario seguire un approccio inserito nel contesto dei sistemi multivariabili non lineari, tramite il quale, partendo da un modello dinamico del manipolatore, si giunge alla formulazione di leggi di controllo centralizzato non lineari.

L'obiettivo consiste nell'imporre adeguati valori di coppia ai singoli giunti noto il modello dinamico, che viene di seguito riproposto in una forma semplificata:

$$\mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_v\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \boldsymbol{\tau} \quad (3.2.1)$$

La proporzionalità in sede di trasmissione è espressa dalle seguenti relazioni:

$$\mathbf{K}_r\mathbf{q} = \mathbf{q}_m \quad (3.2.2)$$

$$\boldsymbol{\tau}_m = \mathbf{K}_r^{-1}\boldsymbol{\tau} \quad (3.2.3)$$

in cui l'indice m si riferisce ai motori e \mathbf{K}_r è una matrice diagonale contenente i rapporti di riduzione.

Si riporta quindi (fig. 3.2) lo schema a blocchi dell'azionamento di un singolo giunto, in cui si ha: θ variabile angolare del motore, I inerzia riportata all'asse del motore, R_a resistenza del circuito di armatura, K_t e K_v costanti di coppia e tensione del motore, G_v guadagno di tensione dell'amplificatore di potenza che alimenta il motore, V_c tensione di controllo dell'amplificatore, V_a tensione del circuito di armatura e D disturbi esterni.

Considerando l'intero gruppo di attuatori che realizzano il moto è possibile scrivere le seguenti equazioni in forma matriciale:

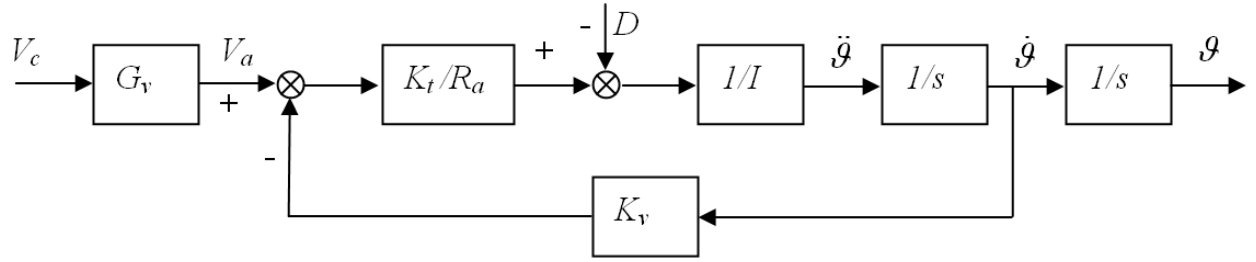


Figura 3.2: Schema a blocchi dell'azionamento di giunto.

$$\mathbf{K}_r^{-1}\boldsymbol{\tau} = \mathbf{K}_t\mathbf{i}_a \quad (3.2.4)$$

$$\mathbf{v}_a = \mathbf{R}_a\mathbf{i}_a + \mathbf{K}_v\dot{\mathbf{q}}_m = \mathbf{G}_v\mathbf{v}_c \quad (3.2.5)$$

in cui K_t è la matrice diagonale delle costanti di coppia, i_a è il vettore delle correnti di armatura degli n motori, v_a è il vettore delle tensioni di armatura, R_a è la matrice diagonale delle resistenze di armatura, K_v è la matrice diagonale delle costanti di tensione degli n motori, G_v è la matrice diagonale dei guadagni degli n amplificatori e v_c è il vettore delle tensioni di controllo dei servomotori.

Il modello può ora essere espresso da:

$$\mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \mathbf{u} \quad (3.2.6)$$

dove:

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_v + \mathbf{K}_r\mathbf{K}_t\mathbf{R}_a^{-1}\mathbf{K}_v\mathbf{K}_r \quad (3.2.7)$$

$$\mathbf{u} = \mathbf{K}_r\mathbf{K}_t\mathbf{R}_a^{-1}\mathbf{G}_v\mathbf{v}_c \quad (3.2.8)$$

\mathbf{F} contiene i termini di attrito viscoso elettromeccanico, mentre \mathbf{u} è il vettore di controllo che, ridotto del contributo di coppia dato dall'attrito elettrico $\mathbf{K}_r\mathbf{K}_t\mathbf{R}_a^{-1}\mathbf{K}_v\mathbf{K}_r\dot{\mathbf{q}}$, è pari a $\boldsymbol{\tau}$.

La dipendenza di \mathbf{u} dai parametri dei motori può essere ridotta considerando un controllo in coppia (corrente) piuttosto che in tensione; si considera la seguente relazione:

$$\mathbf{i}_a = \mathbf{G}_i\mathbf{v}_c \quad (3.2.9)$$

che lega la corrente di armatura al segnale di controllo tramite la matrice diagonale dei guadagni G_i .

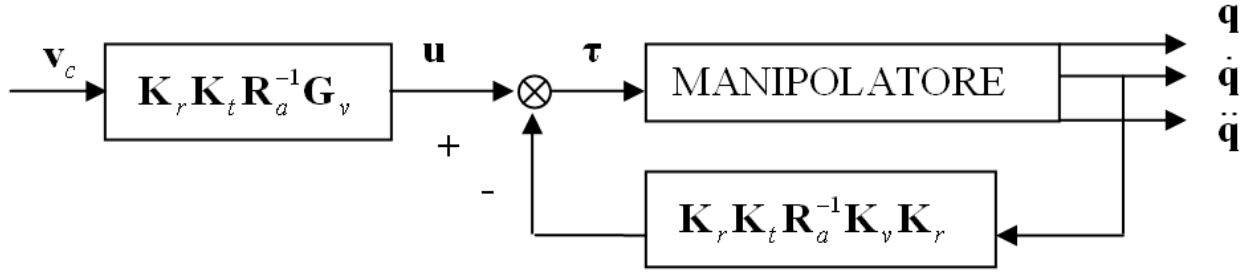


Figura 3.3: Schema a blocchi del manipolatore controllato in tensione.

La (3.2.7) si riduce alla sola F_v , perdendo le dipendenze dai motori, mentre il vettore di controllo \mathbf{u} diventa:

$$\mathbf{u} = \mathbf{K}_r \mathbf{K}_t \mathbf{G}_i \mathbf{v}_c = \boldsymbol{\tau} \quad (3.2.10)$$

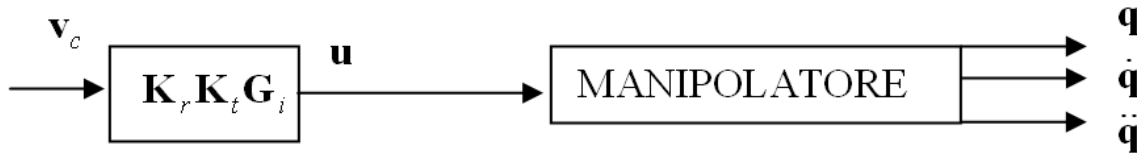


Figura 3.4: Schema a blocchi del manipolatore controllato in corrente.

Si possono adottare diversi tipi di controllo centralizzato [31] a seconda, come sempre, delle esigenze, tuttavia lo scopo comune rimane la determinazione della legge di controllo \mathbf{u} che soddisfi i requisiti prestazionali del robot. Prima di pervenire al metodo scelto per l'applicazione in esame si presentano alcune tipologie di controllo centralizzato.

3.2.1 Controllo PD con compensazione di gravità

Questo tipo di controllo illustra un metodo che assicura la stabilità asintotica globale della posizione di equilibrio di un dato manipolatore assegnata una postura da mantenere. Il vettore di controllo viene determinato mediante l'impiego del metodo diretto di Lyapunov.

Si definisce lo stato del sistema tramite il vettore $[\tilde{\mathbf{q}}^T \quad \dot{\tilde{\mathbf{q}}}^T]^T$, in cui $\tilde{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_d - \mathbf{q}$ è la differenza tra posizione desiderata ed effettiva.

Si definisce la seguente funzione (forma quadratica definita positiva) candidata di Lyapunov:

$$V(\dot{\mathbf{q}}, \tilde{\mathbf{q}}) = \frac{1}{2} \dot{\mathbf{q}}^T \mathbf{B}(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}} + \frac{1}{2} \tilde{\mathbf{q}}^T \mathbf{K}_p \tilde{\mathbf{q}} > 0 \quad \forall \dot{\mathbf{q}}, \tilde{\mathbf{q}} \neq 0 \quad (3.2.11)$$

con K_p matrice $n \times n$ simmetrica e definita positiva. L'espressione della funzione richiama un'interpretazione di tipo energetico con un primo termine rappresentante l'energia cinetica del manipolatore ed il secondo l'energia elastica immagazzinata da un immaginario sistema di molle di rigidità equivalente K_p .

Derivando rispetto al tempo la (3.2.11) si ha:

$$\dot{V} = \dot{\mathbf{q}}^T \mathbf{B}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + \frac{1}{2} \dot{\mathbf{q}}^T \dot{\mathbf{B}}(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}} - \dot{\mathbf{q}}^T \mathbf{K}_p \tilde{\mathbf{q}} \quad (3.2.12)$$

che, tenendo conto della (3.2.6), diventa:

$$\dot{V} = \frac{1}{2} \dot{\mathbf{q}}^T (\dot{\mathbf{B}}(\mathbf{q}) - 2\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})) \dot{\mathbf{q}} - \dot{\mathbf{q}}^T \mathbf{F} \dot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{q}}^T (\mathbf{u} - \mathbf{g}(\mathbf{q}) - \mathbf{K}_p \tilde{\mathbf{q}}) \quad (3.2.13)$$

Si può dimostrare come il primo termine a destra nella (3.2.13) sia nullo ed, essendo il secondo definito negativo, la scelta di porre $\mathbf{u} = \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \mathbf{K}_p \tilde{\mathbf{q}}$ comporta una \dot{V} semidefinita negativa dato che $\dot{V} = 0$ per $\dot{\mathbf{q}} = 0, \forall \tilde{\mathbf{q}}$. Stesso risultato assumendo come azione di controllo:

$$\mathbf{u} = \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \mathbf{K}_p \tilde{\mathbf{q}} - \mathbf{K}_D \dot{\mathbf{q}} \quad (3.2.14)$$

con K_D definita positiva.

Si tratta di un'azione di compensazione non lineare dei termini gravitazionali e lineare proporzionale-derivativa. L'aggiunta del contributo derivativo inoltre aumenta in modulo i valori assunti da \dot{V} lungo la traiettoria e quindi la prontezza di risposta del sistema.

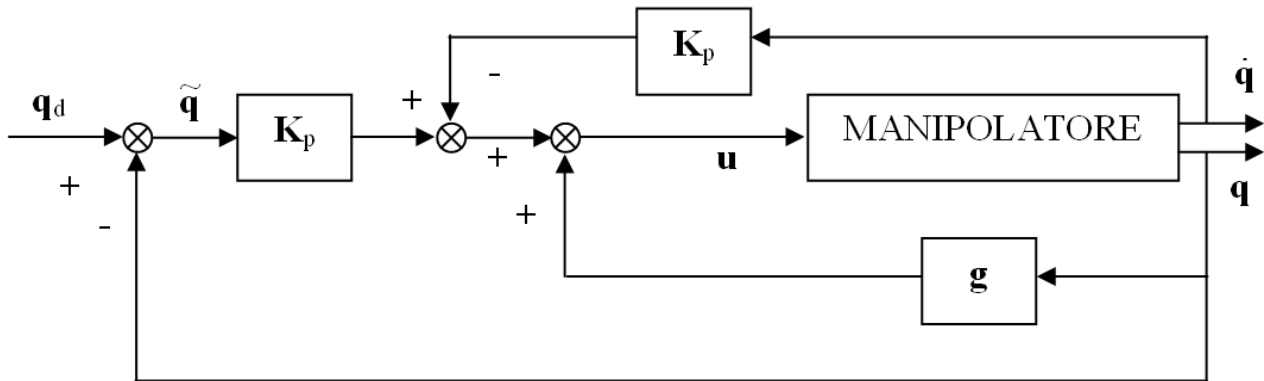


Figura 3.5: Schema del controllo PD con compensazione di gravità.

A prescindere dalla traiettoria la funzione di Lyapunov V decresce per $\dot{\mathbf{q}} \neq 0$ e conduce alla posizione di equilibrio cercata, dato che per velocità ed accelerazioni nulle l'uguaglianza tra la (3.2.6) e la (3.2.14) porta a:

$$\mathbf{K}_P \tilde{\mathbf{q}} = \mathbf{0} \Rightarrow \tilde{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_d - \mathbf{q} = \mathbf{0} \quad (3.2.15)$$

che è la postura richiesta.

Quanto detto è valido comunque solamente nell'ipotesi di compensazione perfetta dei termini gravitazionali in $\mathbf{g}(\mathbf{q})$, quindi più che per aspetti pratici questo metodo fornisce linee guida per ulteriori affinamenti nella direzione di una maggior robustezza.

3.2.2 Controllo a dinamica inversa

Nel contesto dei sistemi multivariabili non lineari il problema dell'inseguimento di una traiettoria può essere affrontato costruendo un modello che consenta una linearizzazione globale mediante una retroazione non lineare dello stato del sistema.

Il modello dinamico di un manipolatore può essere riscritto nella seguente forma:

$$\mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{n}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{u} \quad (3.2.16)$$

con

$$\mathbf{n}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) \quad (3.2.17)$$

ove si assume il vettore di controllo \mathbf{u} dipendente dalla configurazione:

$$\mathbf{u} = \mathbf{B}(\mathbf{q})\mathbf{y} + \mathbf{n}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \quad (3.2.18)$$

pervenendo al sistema:

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{y} \quad (3.2.19)$$

che evidenzia il disaccoppiamento, essendo la variabile di giunto q_i correlata alla sola y_i tramite doppia integrazione.

Osservando la (3.2.18), si richiede una legge di controllo \mathbf{y} stabilizzante:

$$\mathbf{y} = -\mathbf{K}_P \mathbf{q} - \mathbf{K}_D \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{r} \quad (3.2.20)$$

che conduce al sistema di equazioni del II° ordine:

$$\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}_P \mathbf{q} + \mathbf{K}_D \dot{\mathbf{q}} = \mathbf{r} \quad (3.2.21)$$

il quale è asintoticamente stabile nell'ipotesi di matrici \mathbf{K}_P e \mathbf{K}_D definite positive.

Questo metodo di controllo appare interessante data la possibilità di sostituire la dinamica del manipolatore con n sottosistemi lineari del II° ordine non interagenti tra loro, tuttavia bisogna anche considerare che la procedura matematica seguita comporta cancellazioni di contributi nell'ipotesi di

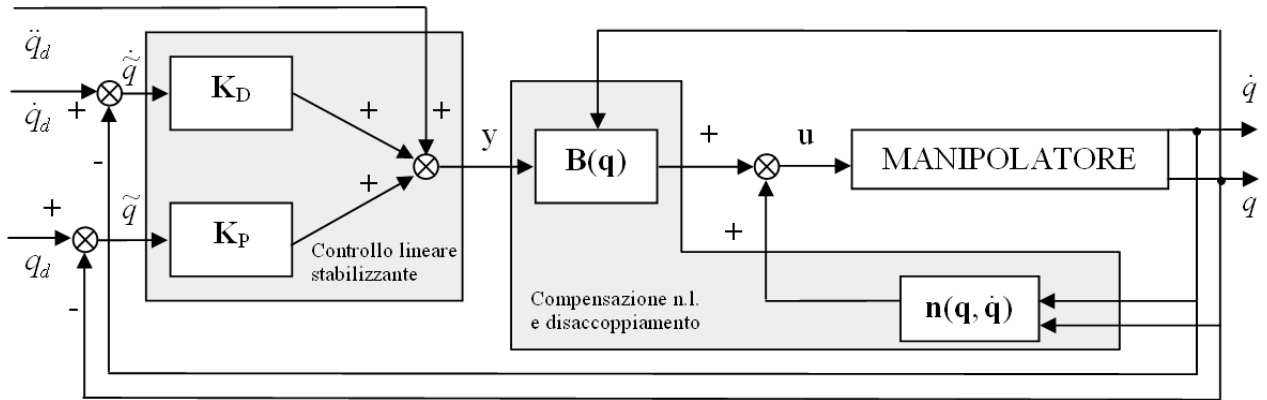


Figura 3.6: Schema del controllo a dinamica inversa.

compensazioni perfette. Ciò ovviamente non è fisicamente possibile dal momento che i parametri caratterizzanti il modello dinamico sono noti con una certa incertezza ed il calcolo delle equazioni del moto richiede un tempo finito che influenza direttamente il periodo di campionamento nell'acquisizione dei segnali.

Note dunque tali limitazioni realizzative si sviluppano altri metodi di controllo che mirano a contrastare gli effetti prodotti dalle approssimazioni introdotte; tra questi i due principali studiati ed applicati sono il controllo robusto ed il controllo adattativo.

3.2.3 Controllo robusto

Considerando il modello dinamico espresso dalla (3.2.16) nel caso di compensazione imperfetta si adotta un vettore di controllo del tipo:

$$\mathbf{u} = \hat{\mathbf{B}}(\mathbf{q})\mathbf{y} + \hat{\mathbf{n}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \quad (3.2.22)$$

in cui gli accenti stanno ad indicare che il modello utilizzato è una stima del modello dinamico effettivo. L'incertezza è quindi espressa da:

$$\tilde{\mathbf{B}} = \hat{\mathbf{B}} - \mathbf{B} \quad \tilde{\mathbf{n}} = \hat{\mathbf{n}} - \mathbf{n} \quad (3.2.23)$$

ed è dovuta alla non perfetta conoscenza del modello ed a semplificazioni nel computo della dinamica inversa.

Il modello diviene quindi:

$$\mathbf{B}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{n} = \hat{\mathbf{B}}\mathbf{y} + \hat{\mathbf{n}} \quad (3.2.24)$$

ed essendo \mathbf{B} invertibile,

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{y} + (\mathbf{B}^{-1}\hat{\mathbf{B}} - \mathbf{I})\mathbf{y} + \mathbf{B}^{-1}\tilde{\mathbf{n}} = \mathbf{y} - \eta \quad (3.2.25)$$

$$\eta = (\mathbf{I} - \mathbf{B}^{-1}\hat{\mathbf{B}})\mathbf{y} - \mathbf{B}^{-1}\tilde{\mathbf{n}} \quad (3.2.26)$$

Assumendo come in precedenza:

$$\mathbf{y} = \ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{K}_P(\mathbf{q}_d - \mathbf{q}) + \mathbf{K}_D(\dot{\mathbf{q}}_d - \dot{\mathbf{q}}) \quad (3.2.27)$$

si ottiene:

$$\ddot{\tilde{\mathbf{q}}} + \mathbf{K}_D\dot{\tilde{\mathbf{q}}} + \mathbf{K}_P\tilde{\mathbf{q}} = \eta \quad (3.2.28)$$

Questo sistema risulta non lineare ed accoppiato dal momento che η è una funzione non lineare di $\tilde{\mathbf{q}}$ e $\dot{\tilde{\mathbf{q}}}$, ed inoltre la convergenza dell'errore non è assicurata. Un controllore PD non è quindi più sufficiente a garantire la convergenza a zero dell'errore di inseguimento; si sfrutta ancora una volta il metodo diretto di Lyapunov per verificare il progetto di un anello esterno di retroazione basato sull'errore e che sia robusto nei confronti dell'incertezza η .

Assegnata la traiettoria desiderata $\mathbf{q}_d(t)$ nello spazio dei giunti, l'errore di posizione, la derivata prima e seconda, ricordandosi della (3.2.25), sono:

$$\tilde{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_d - \mathbf{q} \quad \dot{\tilde{\mathbf{q}}} = \dot{\mathbf{q}}_d - \dot{\mathbf{q}} \quad \ddot{\tilde{\mathbf{q}}} = \ddot{\mathbf{q}}_d - \mathbf{y} + \eta \quad (3.2.29)$$

Considerando come stato del sistema

$$\xi = \begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{q}} \\ \dot{\tilde{\mathbf{q}}} \end{bmatrix} \quad (3.2.30)$$

si può formulare la seguente equazione differenziale matriciale del primo ordine:

$$\dot{\xi} = \mathbf{H}\xi + \mathbf{D}(\ddot{\mathbf{q}}_d - \mathbf{y} + \eta) \quad (3.2.31)$$

con $H_{(2n \times 2n)}$ e $D_{(2n \times n)}$

$$\mathbf{H} = \begin{bmatrix} 0 & \mathbf{I} \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad \mathbf{D} = \begin{bmatrix} 0 \\ \mathbf{I} \end{bmatrix} \quad (3.2.32)$$

Si cerca quindi una legge di controllo di y per stabilizzare il sistema di errore (3.2.31).

Il progetto del controllore pone una condizione di limitatezza del campo di variabilità dell'incertezza η . La (3.2.16) mostra come η dipenda da $\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}_d$ e si può dimostrare che le seguenti assunzioni sono verificate:

$$\sup_{t \geq 0} \|\ddot{\mathbf{q}}_d\| < Q_M < \infty \quad \forall \ddot{\mathbf{q}}_d \quad (3.2.33)$$

$$\left\| \mathbf{I} - \mathbf{B}^{-1}(q)\hat{\mathbf{B}}(q) \right\| \leq \alpha \leq 1 \quad \forall \mathbf{q} \quad (3.2.34)$$

$$\|\tilde{\mathbf{n}}\| \leq \infty \quad \forall \mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}} \quad (3.2.35)$$

Il vettore di ingresso \mathbf{y} viene ora proposto con l'aggiunta di un termine \mathbf{w} da dimensionare opportunamente per assicurare robustezza alla soluzione:

$$\mathbf{y} = \ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{K}_P \tilde{\mathbf{q}} + \mathbf{K}_D \dot{\tilde{\mathbf{q}}} + \mathbf{w} \quad (3.2.36)$$

La (3.2.31) diventa:

$$\dot{\xi} = \tilde{\mathbf{H}}\xi + \mathbf{D}(\eta - \mathbf{w}) \quad (3.2.37)$$

dove

$$\tilde{\mathbf{H}} = (\mathbf{H} - \mathbf{D}\mathbf{K}) = \begin{bmatrix} 0 & \mathbf{I} \\ -\mathbf{K}_P & -\mathbf{K}_D \end{bmatrix}$$

Per determinare \mathbf{w} si considera la seguente candidata di Lyapunov:

$$\mathbf{V}(\xi) = \xi^T \mathbf{Q}\xi > 0 \quad \forall \xi \neq 0, \quad Q_{2n \times 2n} \text{ definita positiva} \quad (3.2.38)$$

la cui derivata prima è:

$$\dot{\mathbf{V}} = -\xi^T \mathbf{P}\xi + 2\xi^T \mathbf{Q}\mathbf{D}(\eta - \mathbf{w}) \quad (3.2.39)$$

con \mathbf{P} matrice simmetrica definita positiva.

Il primo termine a secondo membro della (3.2.39) è definito negativo, pertanto le soluzioni convergono se $\xi \in \mathcal{N}(\mathbf{D}^T \mathbf{Q})$, altrimenti il controllo \mathbf{w} deve essere tale da rendere il secondo termine minore o uguale a zero. Si dimostra che ciò avviene ponendo:

$$\mathbf{w} = \frac{\rho}{\|\mathbf{z}\|} \mathbf{z} \quad \text{con } \rho \geq \|\eta\| \quad \forall q, \dot{q}, \ddot{q}_d \quad \mathbf{z} = \mathbf{D}^T \mathbf{Q}\xi \quad (3.2.40)$$

In definitiva la legge di controllo globale si avvale di tre contributi:

- il termine $\hat{B}_y + \hat{n}$ fornisce una compensazione approssimata degli effetti non lineari e il disaccoppiamento tra i giunti
- il termine $\ddot{q}_d + K_D \dot{\tilde{q}} + K_P \tilde{q}$ costituisce la parte di controllo lineare stabilizzante
- il termine $\mathbf{w} = \frac{\rho}{\|\mathbf{z}\|} \mathbf{z}$ rappresenta il contributo che fornisce la robustezza al controllo per contrastare l'indeterminazione $\tilde{\mathbf{B}}$ e $\tilde{\mathbf{n}}$ con cui sono calcolati gli elementi non lineari dipendenti dallo stato del robot.

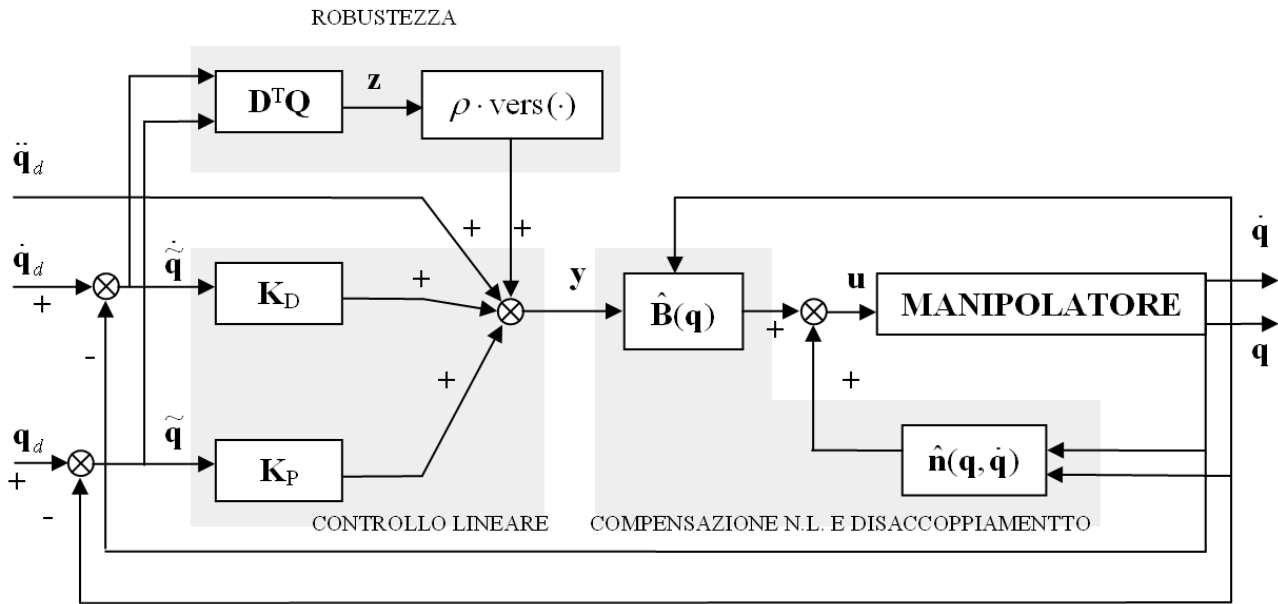


Figura 3.7: Schema di controllo robusto ai giunti.

L'introduzione di un contributo basato sul calcolo di una opportuna combinazione lineare delle componenti dell'errore generalizzato assicura caratteristiche di robustezza ad uno schema di controllo basato sulla compensazione non lineare.

Anche se il manipolatore è modellato in maniera accurata, una compensazione non lineare esatta risulta di regola molto complessa. Il carico computazionale che ne deriva può essere incompatibile con i limiti di costo o con le esigenze prestazionali, dovendo ridurre la frequenza di campionamento. Ne consegue che un modello semplificato affiancato da una stima accurata e ragionata dell'incertezza può costituire un valido approccio nello sviluppo di un controllo di tipo robusto.

3.2.4 Controllo adattativo

Questo tipo di controllo viene comunemente impiegato in quei casi in cui esiste una stretta corrispondenza "strutturale" tra il modello computazionale utilizzato ed il modello dinamico effettivo del manipolatore. Il principio su cui si basa consta nell'adattare in linea il modello descritto da parametri affetti da incertezza al modello dinamico del robot.

La possibilità di ricavare leggi di controllo adattativo deriva dalla proprietà di *linearità nei parametri dinamici* propria del modello di manipolatore. E' sempre possibile infatti esprimere le equazioni non lineari del moto in forma lineare rispetto ad un opportuno insieme di parametri dinamici costanti come si è visto nel capitolo 2 con la formula (2.4.2).

$$\mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}})\boldsymbol{\pi} = \mathbf{u} \quad (3.2.41)$$

in cui $\boldsymbol{\pi}$ è un vettore costante ($p \times 1$) di parametri ed \mathbf{Y} è una matrice ($n \times p$) funzione dello stato del sistema in termini di posizioni, velocità ed accelerazioni ai giunti e prende il nome di Regressore .

A questo punto si considera la legge di controllo:

$$\mathbf{u} = \mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_r + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_r + \mathbf{F}\dot{\mathbf{q}}_r + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \mathbf{K}_D\boldsymbol{\sigma} \quad (3.2.42)$$

con K_D matrice definita positiva, e con

$$\dot{\mathbf{q}}_r = \dot{\mathbf{q}}_d + \boldsymbol{\Lambda}\tilde{\mathbf{q}} \quad (3.2.43)$$

$$\ddot{\mathbf{q}}_r = \ddot{\mathbf{q}}_d + \boldsymbol{\Lambda}\dot{\tilde{\mathbf{q}}} \quad (3.2.44)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \dot{\mathbf{q}}_r - \dot{\mathbf{q}} = \dot{\tilde{\mathbf{q}}} + \boldsymbol{\Lambda}\tilde{\mathbf{q}} \quad (3.2.45)$$

La matrice $\boldsymbol{\Lambda}$ è definita positiva e consente di esprimere i termini di compensazione non lineare e di disaccoppiamento (calcolati in linea sulla base dei valori attuali di posizione e velocità) in funzione di velocità ed accelerazione desiderate aggiornate sulla base dello stato corrente del manipolatore. Infatti come si può vedere nelle (3.2.43) ed (3.2.44) vengono considerati sia le grandezze desiderate, sia gli errori di inseguimento.

Osservando la (3.2.45) ed uguagliando la (3.2.41) e (3.2.42) si perviene a:

$$\mathbf{B}(\mathbf{q})\dot{\boldsymbol{\sigma}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\boldsymbol{\sigma} + \mathbf{F}\boldsymbol{\sigma} + \mathbf{K}_D\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{0} \quad (3.2.46)$$

Da questa si procede alla formulazione di un'opportuna candidata di Lyapunov:

$$V(\boldsymbol{\sigma}, \tilde{\mathbf{q}}) = \frac{1}{2}\boldsymbol{\sigma}^T\mathbf{B}(\mathbf{q})\boldsymbol{\sigma} + \frac{1}{2}\tilde{\mathbf{q}}^T\mathbf{M}\tilde{\mathbf{q}} > 0 \quad \forall \boldsymbol{\sigma}, \tilde{\mathbf{q}} \neq \mathbf{0} \quad (3.2.47)$$

con \mathbf{M} simmetrica $n \times n$ e definita positiva. Assumendo le matrici $\boldsymbol{\Lambda}$ e K_D diagonali, e poi $M = 2\boldsymbol{\Lambda}K_D$ si giunge alla derivata prima di V:

$$\dot{V} = -\sigma^T \mathbf{F} \sigma - \dot{\tilde{\mathbf{q}}}^T \mathbf{K}_D \dot{\tilde{\mathbf{q}}} - \tilde{\mathbf{q}}^T \boldsymbol{\Lambda} \mathbf{K}_D \boldsymbol{\Lambda} \tilde{\mathbf{q}} \quad (3.2.48)$$

È evidente come risulti definita negativa, annullandosi solamente per $\dot{\tilde{\mathbf{q}}}, \tilde{\mathbf{q}} = \mathbf{0}$, garantendo la *stabilità globalmente asintotica* dell'origine dello spazio di stato.

Nell'ipotesi di corrispondenza strutturale tra modello dinamico e computazionale ed essendo i parametri stimati con incertezza, la legge di controllo (3.2.42) si presenta nella seguente forma, che introduce il controllo adattativo nei confronti dei parametri in π :

$$\mathbf{u} = \hat{\mathbf{B}}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_r + \hat{\mathbf{C}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_r + \hat{\mathbf{F}}\dot{\mathbf{q}}_r + \hat{\mathbf{g}}(\mathbf{q}) + \mathbf{K}_D \sigma = \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \dot{\mathbf{q}}_r, \ddot{\mathbf{q}}_r)\hat{\pi} + \mathbf{K}_D \sigma \quad (3.2.49)$$

L'accento circonflesso sta ad indicare che la grandezza cui si riferisce è stimata; da notare poi come il regressore non necessiti dell'accelerazione effettiva ai giunti bensì di quella desiderata.

Sostituendo la (3.2.49) nella (3.2.41) si ha:

$$\begin{aligned} \mathbf{B}(\mathbf{q})\dot{\sigma} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\sigma + \mathbf{F}\sigma + \mathbf{K}_D \sigma &= -\tilde{\mathbf{B}}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_r - \tilde{\mathbf{C}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_r - \tilde{\mathbf{F}}\dot{\mathbf{q}}_r - \tilde{\mathbf{g}}(\mathbf{q}) \\ &= \mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \dot{\mathbf{q}}_r, \ddot{\mathbf{q}}_r)\tilde{\pi} \end{aligned} \quad (3.2.50)$$

in cui valgono le relazioni $\tilde{*} = \hat{*} - *$. Per tener conto anche dell'incertezza sui parametri la candidata di Lyapunov diventa:

$$V(\sigma, \tilde{\mathbf{q}}, \tilde{\pi}) = \frac{1}{2}\sigma^T \mathbf{B}(\mathbf{q})\sigma + \tilde{\mathbf{q}}^T \boldsymbol{\Lambda} \mathbf{K}_D \tilde{\mathbf{q}} + \frac{1}{2}\mathbf{B}^T \mathbf{K}_\pi \tilde{\pi} > 0 \quad \forall \sigma, \tilde{\mathbf{q}}, \tilde{\pi} \neq \mathbf{0} \quad (3.2.51)$$

e la derivata lungo le traiettorie:

$$\dot{V} = -\sigma^T \mathbf{F} \sigma - \dot{\tilde{\mathbf{q}}}^T \mathbf{K}_D \dot{\tilde{\mathbf{q}}} - \tilde{\mathbf{q}}^T \boldsymbol{\Lambda} \mathbf{K}_D \boldsymbol{\Lambda} \tilde{\mathbf{q}} + \tilde{\pi}^T (\mathbf{K}_\pi \dot{\tilde{\pi}} - \mathbf{Y}^T(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \dot{\mathbf{q}}_r, \ddot{\mathbf{q}}_r)\sigma) \quad (3.2.52)$$

Se la stima del vettore dei parametri viene aggiornata con la legge di adattamento:

$$\dot{\tilde{\pi}} = \mathbf{K}_\pi^{-1} \mathbf{Y}^T(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \dot{\mathbf{q}}_r, \ddot{\mathbf{q}}_r)\sigma \quad (3.2.53)$$

ed essendo $\dot{\tilde{\pi}} = \dot{\hat{\pi}}$, la (3.2.52) torna ad essere uguale alla (3.2.48) con il risultato che le traiettorie del manipolatore con modello (3.2.41), con legge di controllo (3.2.49) e con legge di adattamento (3.2.52) convergono *globalmente asintoticamente* a $\sigma = 0$, $\tilde{\mathbf{q}} = 0$, ottenendo la *convergenza a zero* di $\tilde{\mathbf{q}}, \dot{\tilde{\mathbf{q}}}$ e la limitatezza di $\hat{\pi}$.

La convergenza a zero di σ comporta, data la (3.2.49), anche il seguente risultato:

$$\mathbf{Y}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \dot{\mathbf{q}}_r, \ddot{\mathbf{q}}_r)(\hat{\pi} - \pi) = \mathbf{0} \quad (3.2.54)$$

Lo schema del controllo risultante è presentato in figura 3.8 e si avvale di tre contributi:

Viceversa nel paragrafo 3.2.3 si è visto come due pregi dei controlli robusti siano proprio un ridotto carico computazionale ed un'intrinseca robustezza a disturbi esterni.

Uno degli svantaggi associati a questo tipo di controllo è però la necessità di fornire a priori una stima dei valori massimi di incertezza sui parametri legati alle masse, inerzie e coefficienti d'attrito; inoltre questo tipo di approccio non consente di garantire una stabilità asintotica dell'errore di inseguimento di traiettoria, anche in assenza di disturbi esterni.

Per questi motivi nel presente paragrafo si sviluppa un controllo robusto adattativo che può essere interpretato come una soluzione che si avvale delle migliori qualità dei due precedenti, avendo il vantaggio di una ridotta complessità computazionale, robustezza nei confronti di disturbi esterni, stabilità asintotica dell'errore ed inoltre non richiede una stima delle varie incertezze del sistema.

Al fine di illustrare la procedura di definizione del modello di controllo si considera il seguente modello dinamico del manipolatore:

$$\tau = \mathbf{B}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_d\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{F}_s(\dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \tau_d \quad (3.3.1)$$

con F_d matrice $n \times n$ definita positiva e diagonale contenente i coefficienti di attrito dinamico, $\mathbf{F}_s(\dot{\mathbf{q}})$ vettore $n \times 1$ dei termini di attrito statico e vettore dei disturbi esterni; le altre grandezze sono descritte nel paragrafo 2.4.

In linea di principio si tratta di un controllo robusto dotato di un contributo ausiliario adattativo dedicato all'incertezza del sistema. E' possibile considerare la (3.3.1) come una grandezza soggetta ad un'incertezza derivata dal fatto che la massa del payload, i coefficienti di attrito e i disturbi esterni non sono noti con sufficiente accuratezza. In senso lato quindi può essere intesa come un'incertezza w relativamente alla quale si cerca una funzione scalare positiva ρ tale che: $\rho \geq \|w\|$. E' inoltre possibile esprimere tale relazione nella forma:

$$\rho = \delta_0 + \delta_1 \|\mathbf{e}\| + \delta_2 \|\mathbf{e}\|^2 \quad (3.3.2)$$

dove:

$$\mathbf{e} = \begin{bmatrix} e \\ \dot{e} \end{bmatrix} \quad (3.3.3)$$

e δ_0 , δ_1 e δ_2 sono parametri positivi basati sui più alti valori delle grandezze incerte elencate sopra. La differenza sostanziale rispetto ad un controllo robusto sta nel fatto che tali parametri non vengono forniti *a priori*, bensì vengono stimati automaticamente ed aggiornati durante il moto del robot.

Concettualmente la legge di controllo si presenta nella seguente forma:

$$\tau = K_v r + v r \quad (3.3.4)$$

dove K_v è una matrice diagonale $n \times n$ definita positiva, $r = \mathbf{e} + \dot{\mathbf{e}}$ (\mathbf{e} è l'errore di inseguimento di traiettoria dato dalla differenza tra quella desiderata e quella effettiva, in posizione ed in velocità) e v_r è un vettore $n \times 1$ che rappresenta un controllore ausiliario e lo si definisce così:

$$v_R = \frac{r\hat{\rho}^2}{\hat{\rho}\|r\| + \varepsilon} \quad (3.3.5)$$

dove

$$\dot{\varepsilon} = -k_\varepsilon \varepsilon, \quad \varepsilon(0) > 0 \quad (3.3.6)$$

k_ε è una costante scalare positiva, $\hat{\rho}$ è una funzione scalare così definita:

$$\hat{\rho} = \hat{\rho}_0 + \hat{\delta}_1 \|e\| + \hat{\delta}_2 \|e\|^2 \quad (3.3.7)$$

dove gli accenti indicano che i parametri già definiti in precedenza nella (3.3.2) vengono ora aggiornati *online* secondo l'approccio adattativo. Riscrivendo la (3.3.7) nella forma:

$$\hat{\rho} = S\hat{\theta} \quad (3.3.8)$$

dove $S = \begin{bmatrix} 1 & \|e\| & \|e\|^2 \end{bmatrix}$ e $\hat{\theta} = \begin{bmatrix} \hat{\delta}_0 & \hat{\delta}_1 & \hat{\delta}_2 \end{bmatrix}^T$, l'aggiornamento dei parametri nella (3.3.8) avviene secondo la seguente relazione:

$$\dot{\hat{\theta}} = \gamma S^T \|r\| \quad (3.3.9)$$

con γ costante positiva scalare. In [22] si dimostra, assumendo una particolare funzione candidata di Lyapunov, come lo schema adottato garantisca la stabilità asintotica dell'errore di inseguimento e . La figura 3.9 mostra lo schema a blocchi relativo al controllo robusto adattativo discusso.

3.3.1 Implementazione del controllo robusto adattativo

Una volta definito matematicamente l'algoritmo di controllo della piattaforma si passa alla successiva implementazione in codice numerico, dapprima valutandone le prestazioni mediante simulazione, impiegando un modello dinamico quanto più rappresentativo delle condizioni reali, e poi interfacciandosi direttamente al modello effettivo realizzato.

La scelta di affidarsi a SIMULINK per eseguire le operazioni citate è dettata dalla sua notevole versatilità. Si è già visto nel paragrafo 2.5 l'utilità nel computare la dinamica inversa del meccanismo; ora tale applicazione viene integrata nella simulazione del controllo e successivamente, mediante l'impiego del toolbox *Real-time Windows target*¹, viene ancora utilizzato per il controllo effettivo del robot [25],[28].

¹Il toolbox installa un kernel real-time con priorità superiore al sistema operativo, pur consentendo alle altre applicazioni di "girare"; lo schema a blocchi viene quindi tradotto automaticamente in linguaggio C con la creazione delle opportune librerie e viene quindi lanciato direttamente dall'interfaccia Simulink una volta stabilita la connessione con il kernel preinstallato

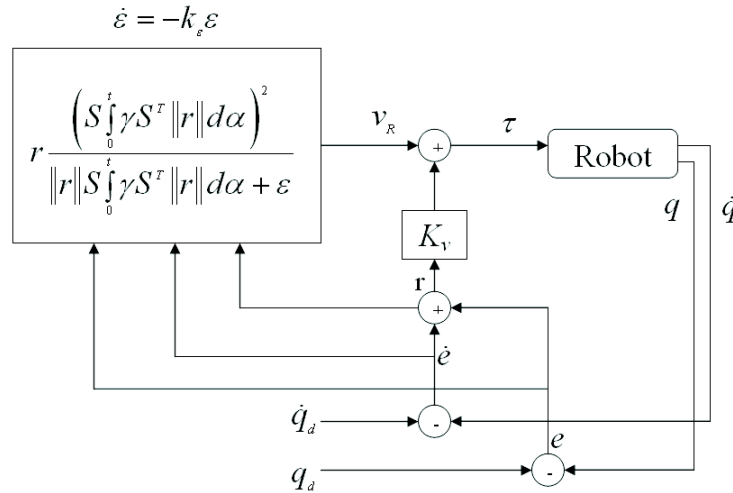


Figura 3.9: Schema a blocchi relativo al controllo robusto adattativo.

Lo schema a blocchi di figura 3.10 si riferisce alla simulazione di controllo che fa uso di un modello dinamico “approssimato”. Date in ingresso traiettorie ai giunti compatibili con i vincoli cinematici del robot, queste vengono confrontate con le posizioni e velocità effettive fornite dal modello dinamico, il quale riceve in ingresso valori di coppia forniti dall’algoritmo di controllo ai quali vengono aggiunti contributi di disturbo per simulare effetti indesiderati esterni. La simulazione esegue un singolo ciclo con frequenza di 1kHz, pari alla frequenza di campionamento poi adottata nel controllo effettivo.

La trasposizione dell’algoritmo su di un prototipo gestito da un hardware operante in *real-time* comporta alcune modifiche allo schema precedente. Innanzitutto viene ovviamente eliminata la parte di generazione di disturbi esterni, ed in secondo luogo la presenza di disturbi associati ai segnali forniti dai sensori reali rende necessaria una opportuna azione filtrante al fine di evitare instabilità e consentire un intervento di controllo efficace. Questo risulta particolarmente importante nella stima della velocità ai giunti dal momento che viene ricavata per derivazione numerica del segnale di posizione fornito dagli encoder e non mediante un ulteriore sensore.

Essendo il periodo di campionamento pari a 0.001s è chiaro che componenti impercettibili di disturbo sul segnale di posizione vengono notevolmente amplificati, provocando una instabilità che impedisce il corretto funzionamento del controllo e provoca il surriscaldamento dei motori, sollecitati a notevoli variazioni di tensione e corrente.

Un’ulteriore differenza consta nel rendere variabili in modo inversamente proporzionale alla velocità i guadagni relativi all’azione derivativa, consentendo un incremento nelle prestazioni in termini di errore di inseguimento.

La figura 3.11 mostra la struttura del controllo operante in *real-time*. Il modello dinamico ora è sostituito dalla piattaforma reale che si interfaccia al software mediante una scheda di acquisizione dati multifunzione Humusoft MF624 in grado inviare in *output* i segnali da trasmettere ai driver di potenza dei motori e di ricevere in *input* i segnali provenienti dagli encoder calettati sui motori stessi.

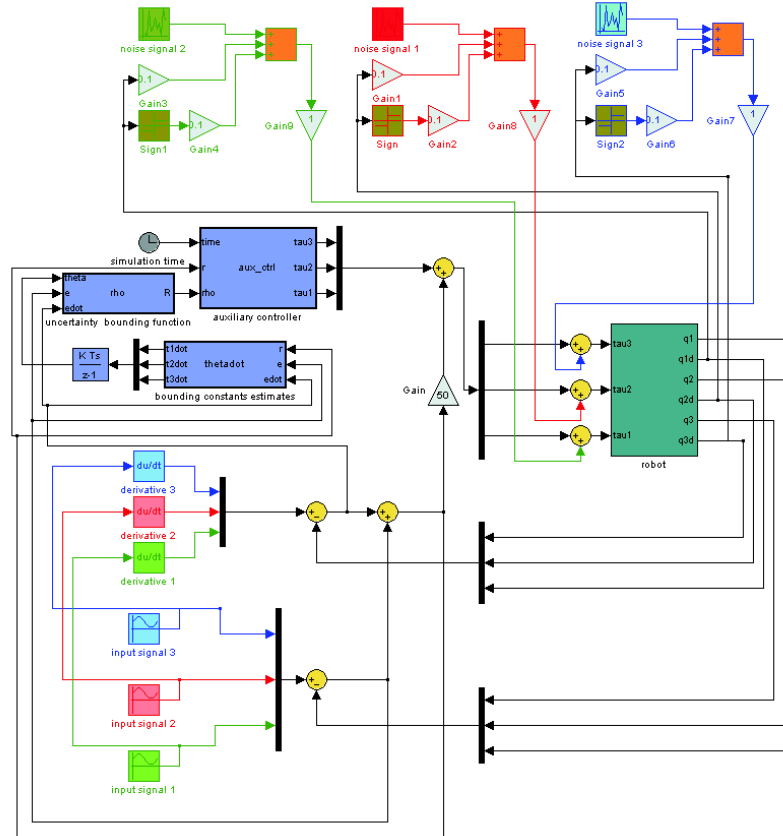


Figura 3.10: Schema a blocchi in ambiente SIMULINK relativo al controllo robusto adattativo simulato.

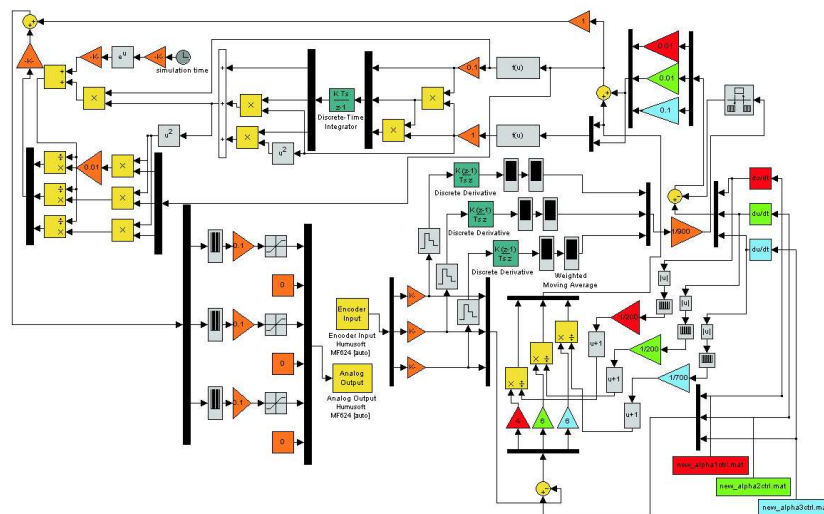


Figura 3.11: Schema a blocchi in ambiente SIMULINK relativo al controllo robusto adattativo effettivo.

3.4 Descrizione dell'architettura e delle modalità di controllo

L'intero sistema (v. fig. 3.13), ad esclusione dei componenti meccanici della piattaforma, consta delle seguenti parti, interagenti secondo lo schema di figura 3.12:

- PC dotato del pacchetto Matlab/Simulink e del toolbox Real-time Windows target
- Data acquisition board multifunction PCI: Humusoft MF622
- Alimentatore 42V,20A
- n°1 x Driver Maxon ADS 50/5
- n°2 x Driver Maxon LSC 30/2
- Motoriduttore Maxon A-max \varnothing 32 15W, riduttore 28:1, encoder 512 impulsi giro
- Motoriduttore Maxon A-max \varnothing 22 6W, riduttore 84:1, encoder 512 impulsi giro
- Motoriduttore Maxon A-max \varnothing 16 2W, riduttore 128:1, encoder 512 impulsi giro
- n°3 x Sensore ad effetto Hall
- Joystick per azionamento manuale

Una volta stabilita la connessione con il target (ovvero il kernel real-time) dall'interfaccia in SimulinkSIMULINK il robot risponde ai comandi forniti dalla scheda di acquisizione ed elaborati dai drivers di potenza. Sono previste diverse modalità di comando:

- manuale ai singoli giunti
- manuale a cinematica inversa
- automatica su traiettoria
- allineamento automatico

La prima può essere considerata di servizio in quanto consente semplicemente di comandare in velocità (con un semplice controllo PD) i singoli assi mediante la cloche del joystick, azionando l'asse 1 con il moto di rollio, l'asse 2 con il beccheggio e l'asse 3 con un pulsante (che fornisce però solamente un ingresso a gradino ad ampiezze di segno opposto ad ogni pressione).

Il comando manuale a cinematica inversa si differenzia dal precedente per il fatto che in questo caso all'interno dell'anello di controllo è implementata anche la cinematica inversa del meccanismo secondo le relazioni esposte nel paragrafo 2.2.1.1, per cui l'asse 3 (ortogonale alla base superiore) segue l'orientamento dell'asse del joystick manovrato manualmente. Ciò appare interessante ad esempio in un ottica di impiego per teleoperazioni. Va precisato che un moto manuale comporta l'inevitabile presenza di vibrazioni che si traducono in un disturbo nei segnali nel momento in cui questi vengono generati nei potenziometri di cui è dotato il joystick, rendendo necessaria un'attenta scelta dei parametri di

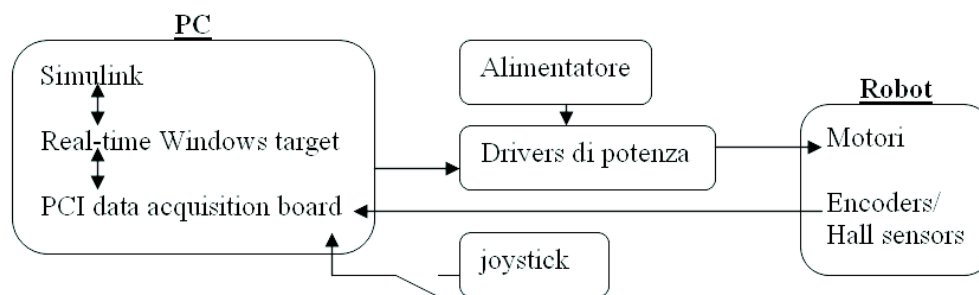


Figura 3.12: Schema di funzionamento dell'architettura di controllo del robot.

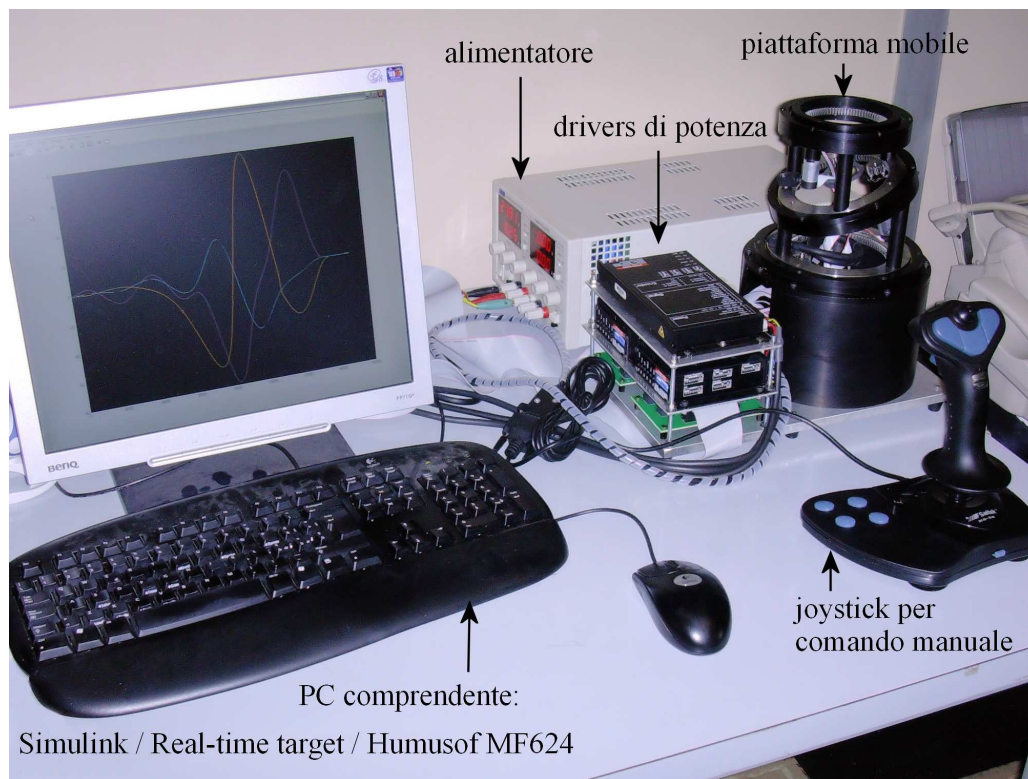


Figura 3.13: Visione d'insieme dell'architettura di controllo del robot.

guadagno ed opportune azioni di filtraggio, in maniera tale da garantire traiettorie regolari anche se a scapito della prontezza di inseguimento.

Ovviamente è possibile contenere le fonti di disturbo impiegando comandi più raffinati di un semplice ed economico joystick, come pure ulteriori affinamenti nell'ambito del filtraggio analogico; tuttavia ai fini della ricerca i dispositivi impiegati hanno consentito comunque di approfondire le diverse strategie di utilizzo della piattaforma.

La modalità automatica su traiettoria si basa sul controllo robusto adattativo descritto nel paragrafo precedente; in questo caso la piattaforma segue una traiettoria desiderata e fornita in ingresso come *input* all'algoritmo di controllo. Le prestazioni rilevate in sede di simulazione e di collaudo sono presentate nel paragrafo successivo.

La modalità di allineamento automatico consiste semplicemente nella capacità del robot di riportarsi ad una condizione iniziale di "zero" mediante la lettura dei 3 sensori Hall, dato che gli encoder montati sui motori sono di tipo relativo e non possono fornire un'indicazione assoluta della posizione dei singoli giunti se prima non si imposta un punto di partenza univoco.

3.4.1 Risultati teorici e sperimentali sulle prestazioni del controllo

Si riportano di seguito una serie di diagrammi caratteristici di particolari condizioni di funzionamento, sia per la simulazione che per i collaudi effettivi, in cui si valutano le capacità del controllo robusto adattativo nel far seguire ai vari link determinate traiettorie. Vengono dapprima illustrati i risultati ottenuti mediante simulazione numerica e successivamente nel paragrafo 3.4.1.2 quelli per via sperimentale consentendo un confronto diretto ed opportune considerazioni.

3.4.1.1 Risultati teorici sulle prestazioni del controllo

Le figure dalla 3.14 alla 3.20 si riferiscono alle simulazioni eseguite in ambiente SIMULINK-SIMMECHANICS in cui la dinamica del sistema robotico viene computata numericamente mediante il metodo di *Newton-Eulero*.

Le traiettorie imposte, considerate come ingressi al sistema, sono di tipo: a gradino, sinusoidali e pseudosinusoidali².

In tutti i casi affrontati vengono presentati: le traiettorie desiderate insieme a quelle stimate dalla simulazione del modello dinamico, i relativi scarti sulla posizione e quelli sulla velocità. Onde verificare l'efficacia del controllo in condizioni quanto più prossime alla realtà, i casi precedenti sono integrati di contributi aggiuntivi per simulare l'effetto di inevitabili disturbi esterni nella forma di funzioni sinusoidali (v.fig. 3.19) e di rumore bianco (v.fig. 3.20).

Le diverse simulazioni evidenziano il caratteristico andamento asintotico dell'errore (previsto dallo studio presentato nel paragrafo 3.3) con convergenza a valori sull'ordine del decimo di grado anche in presenza dei disturbi aggiuntivi. Un sensibile effetto dovuto a questi ultimi appare evidente dal confronto tra le figure 3.17 e 3.18 in cui si nota come lo scarto sulle velocità ai giunti presenti un disturbo notevole.

Ciò è molto importante in quanto anticipa un comportamento che verrà successivamente osservato in sede di prove sul prototipo: l'irregolarità sulle traiettorie seguite (per quanto ridotta e trascurabile

²Nel senso che sono ottenute mediante una combinazione di funzioni sinusoidali a parametri casuali limitati e variabili nel tempo.

ai fini del posizionamento) comporta una notevole dispersione nei valori delle velocità stimate numericamente³, con conseguenti effetti indesiderati di instabilità del controllo del moto, dato che questo si basa anche su di un contributo correlato all'errore sulla velocità.

In sintesi, le simulazioni confermano l'efficacia del controllo robusto adattativo nelle diverse situazioni considerate e al tempo stesso anticipano un effetto di cui sarà essenziale tenere conto nell'implementazione sull'hardware real-time.

Nei diagrammi seguenti i diversi giunti si distinguono per colore secondo il seguente schema:

- verde → asse o giunto 1
- rosso → asse o giunto 2
- blu → asse o giunto 3

mentre le traiettorie desiderate sono tracciate in grigio.

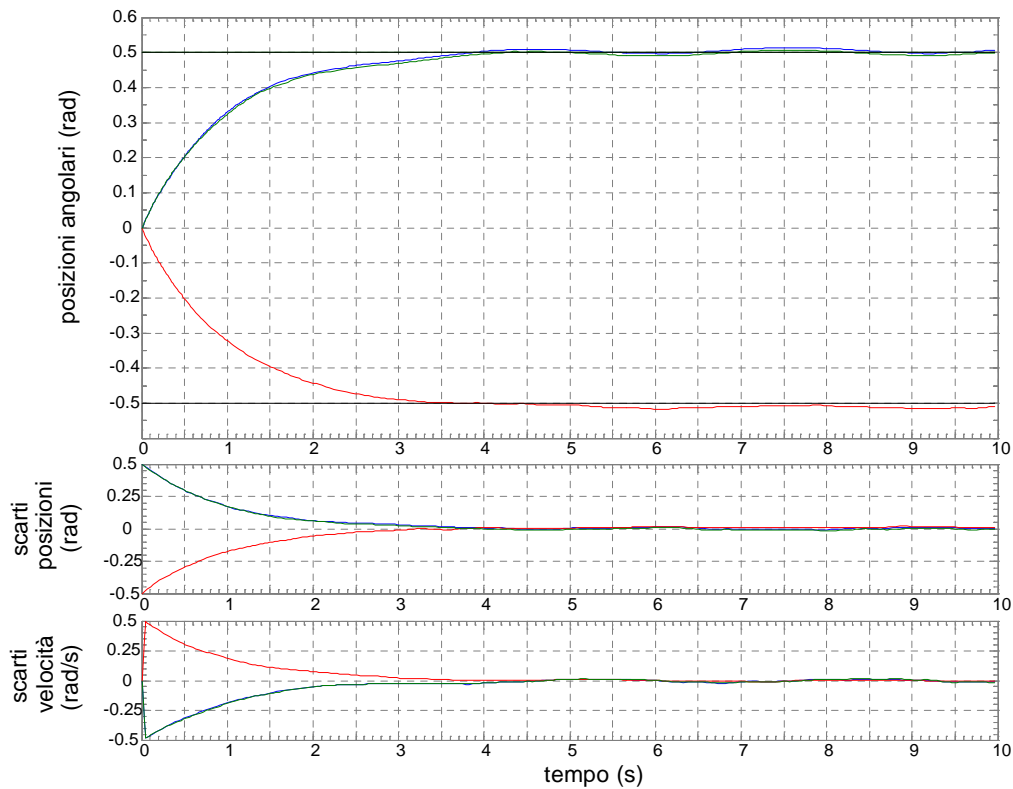


Figura 3.14: Simulazione di risposta ad ingressi a gradino pari a 0.5rad su ogni link e relativi scarti su posizione e velocità.

³basti ricordare che la frequenza di campionamento è di 1000Hz e che per tale fattore viene continuamente moltiplicata la differenza tra due posizioni angolari successive.

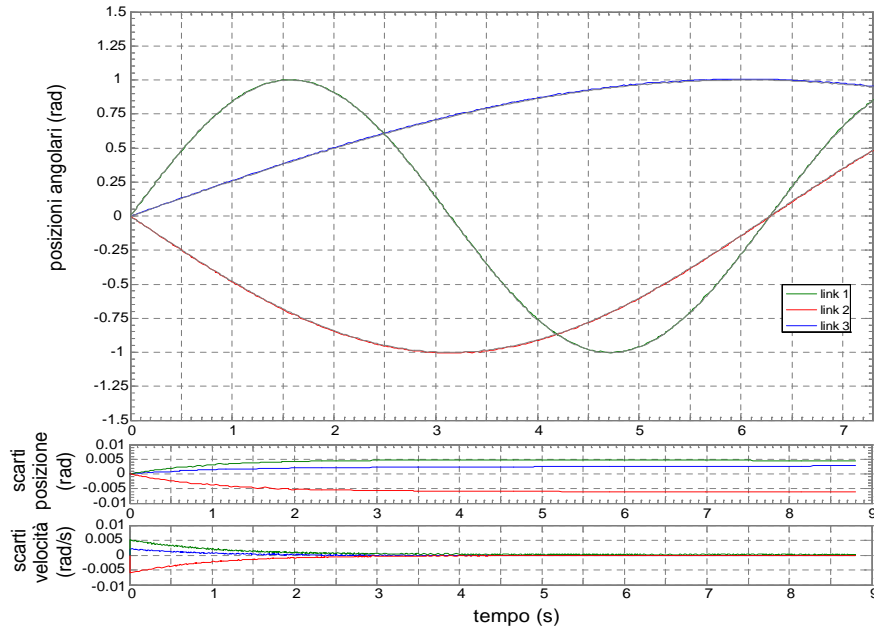


Figura 3.15: Simulazione di risposta ad ingressi sinusoidali in assenza di disturbi e relativi scarti su posizione e velocità.

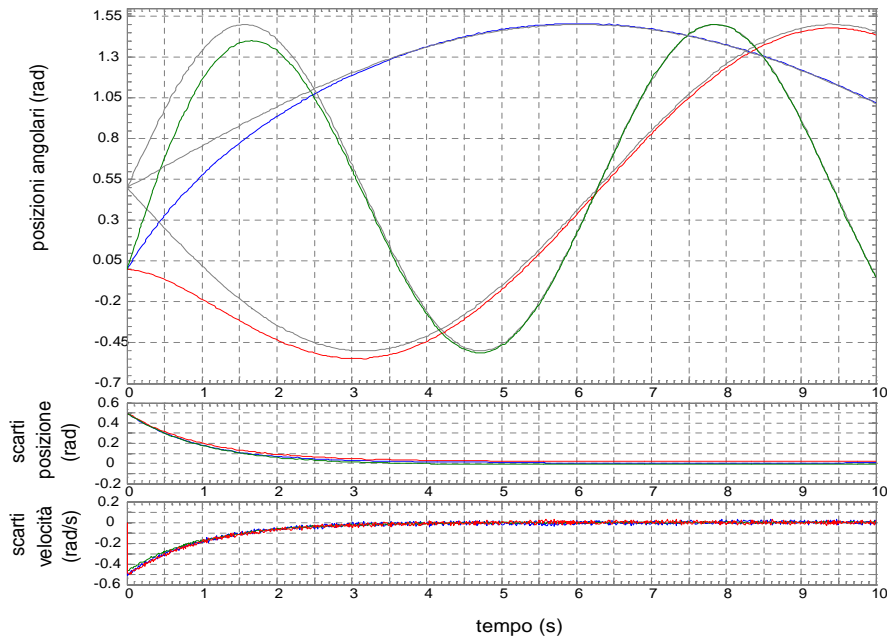


Figura 3.16: Simulazione di risposta ad ingressi a gradino e successivamente sinusoidali con disturbi e relativi scarti su posizione e velocità.

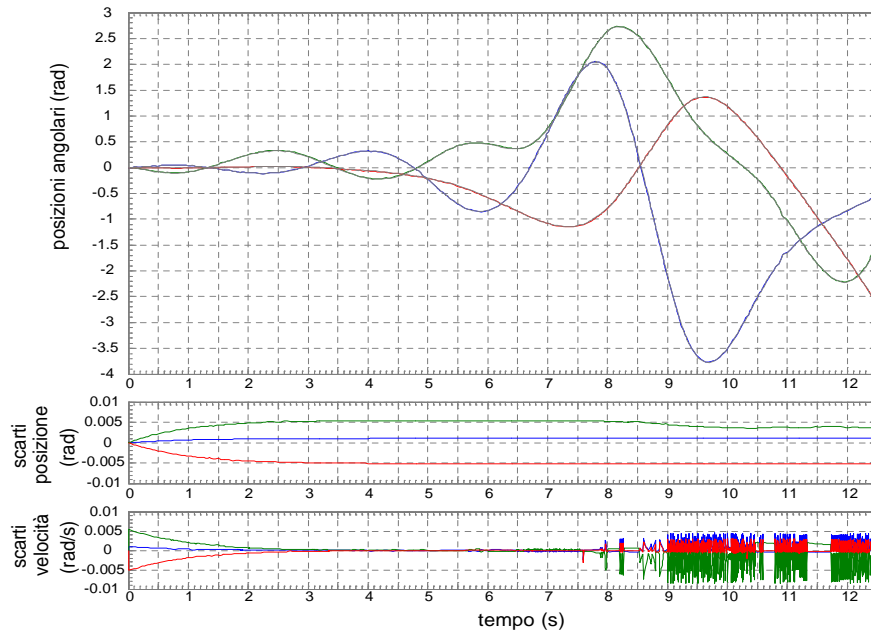


Figura 3.17: Simulazione di risposta ad ingressi casuali in assenza di disturbi e relativi scarti su posizione e velocità.

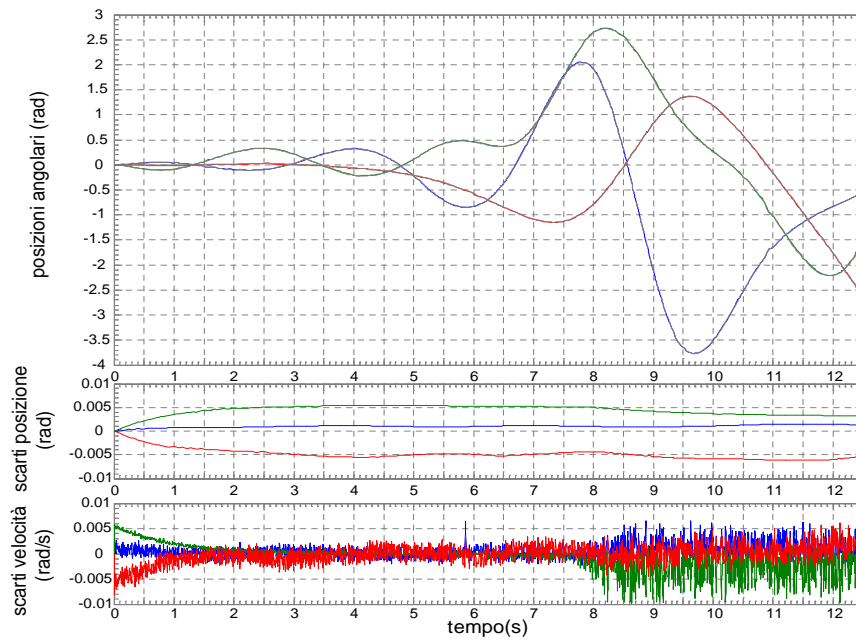


Figura 3.18: Simulazione di risposta ad ingressi casuali con disturbi e relativi scarti su posizione e velocità.

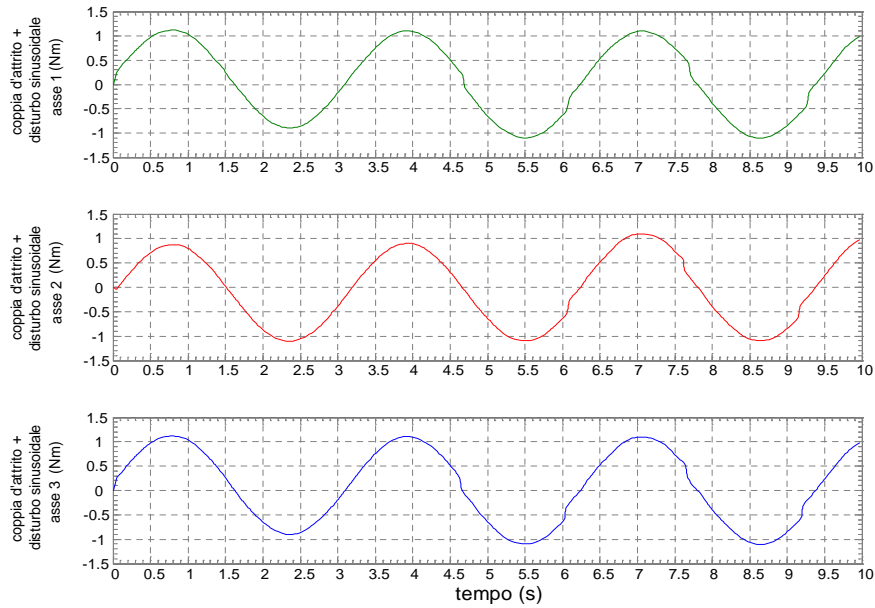


Figura 3.19: Disturbo applicato ai singoli giunti nella simulazione con traiettorie a gradino.

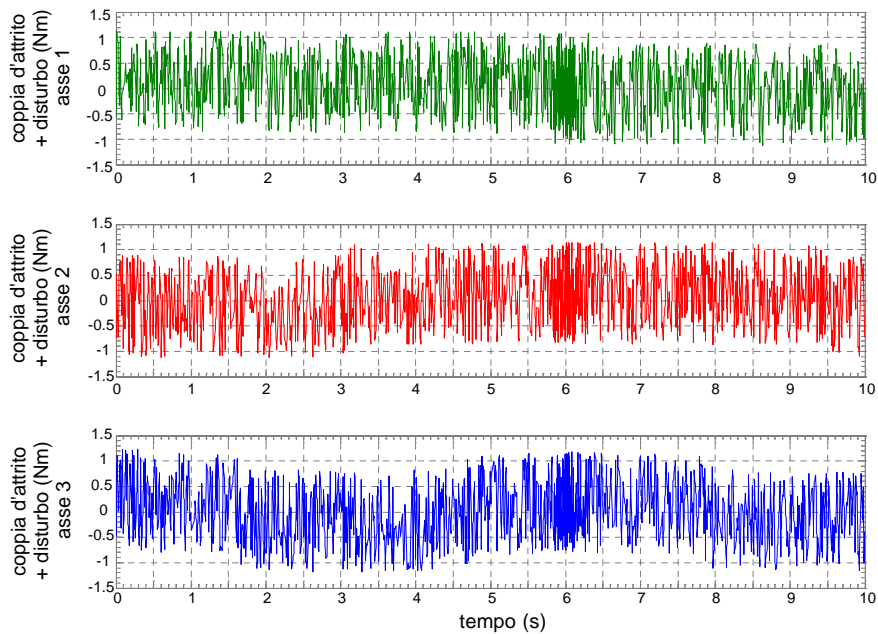


Figura 3.20: Disturbo applicato ai singoli giunti nelle simulazioni con traiettorie sinusoidali e casuali.

3.4.1.2 Risultati sperimentali sulle prestazioni del controllo

Le figure dalla 3.21 alla 3.29 si riferiscono all'esecuzione dell'algoritmo di controllo direttamente sull'hardware in *real-time* secondo l'architettura di figura 3.13.

Similmente ai casi simulati, le traiettorie imposte, considerate come ingressi al sistema, sono di tipo: a gradino, sinusoidali e pseudosinusoidali. Per ogni test eseguito (ad esclusione del primo) vengono presentati: le traiettorie desiderate assieme a quelle effettive compiute dai giunti del robot, i relativi scarti sulla posizione e un ulteriore diagramma relativo all'azione proporzionale.

Quest'ultimo in particolare costituisce un elemento prima assente ed ora inserito a seguito di considerazioni sorte durante le prove. Si sono infatti riscontrati significativi incrementi di prestazioni in termini di accuratezza di inseguimento adottando un'azione P di tipo proporzionale con guadagni inversamente proporzionali alla velocità del rispettivo giunto.

Le figure 3.24 e 3.29 mostrano come tali parametri di controllo oscillino presentando valori massimi limitati e minimi in corrispondenza dei punti di velocità massima.

E' ancora evidente il caratteristico andamento asintotico dell'errore, tuttavia la convergenza si assesta ora entro un margine di alcuni gradi per i casi dinamici (v. figg. 3.23 e 3.28), mentre per il caso statico (risposta a gradino di fig. 3.21) è contenuta entro i valori di incertezza (0.18°) desunti dalle caratteristiche funzionali dei componenti elettromeccanici impiegati per l'azionamento dei singoli giunti, risultando inoltre migliore rispetto al caso simulato (fig. 3.14).

E' interessante osservare il caso delle traiettorie casuali di fig. 3.26 dal momento che include tutti i diversi tipi di ingresso all'interno di un'unica prova di funzionamento. In particolare si evidenzia nell'ingrandimento di fig. 3.27 la capacità di mantenere l'inseguimento anche a fronte di una discontinuità sulla traiettoria come pure è evidente la capacità di contenere l'incertezza di posizionamento finale entro i valori espressi in precedenza per il caso statico.

Bisogna tuttavia considerare che il controllo, ricevendo le sole informazioni degli encoder, non tiene conto dell'incertezza di posizionamento (v. cap. 4) a valle di questi dovuta ai giochi meccanici dei diversi organi di riduzione, pertanto i valori numerici espressi si riferiscono alle prestazioni di una ipotetica piattaforma dotata di componenti meccanici privi di gioco, tecnicamente realizzabile ma notevolmente più costosa di quella utilizzata.

A differenza del paragrafo precedente, ora il rosso identifica l'asse 1 ed il verde l'asse 2.

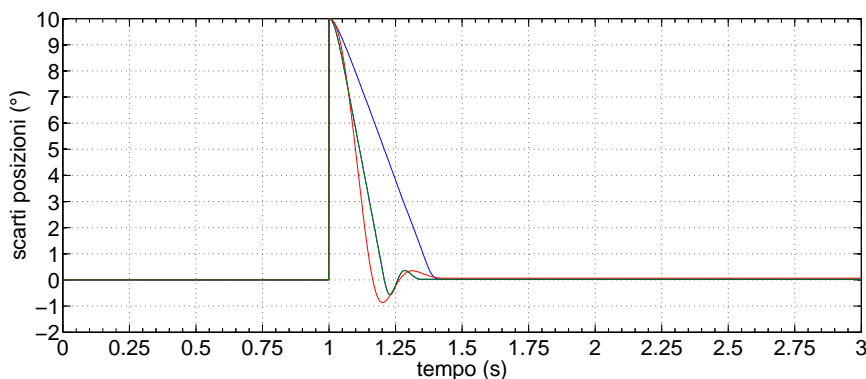


Figura 3.21: Scarti relativi alla risposta ad ingressi a gradino pari a 10° su ogni link.

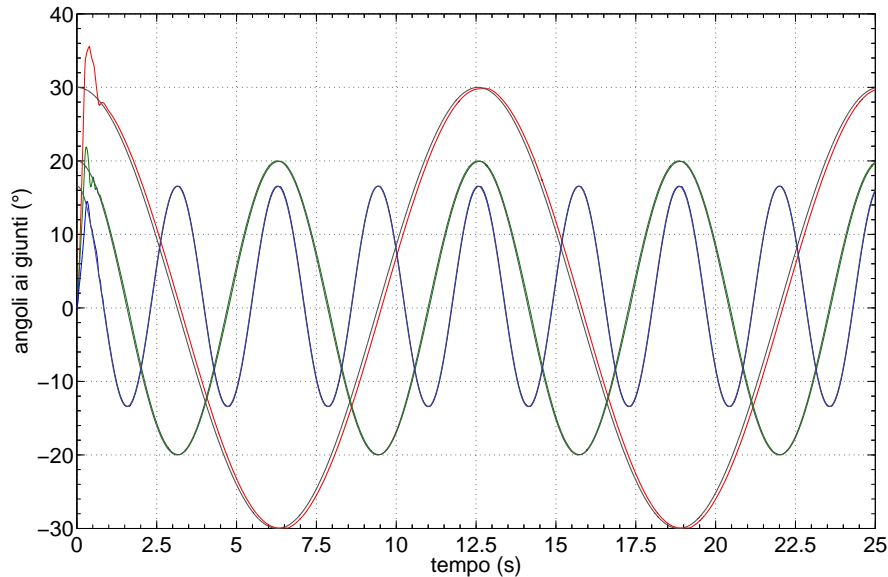


Figura 3.22: Risposta ad un ingresso a gradino e successivo andamento sinusoidale.

3.4.2 Controllo integrato con sistema di visione

La trattazione seguente si inserisce nell'ambito dei dispositivi di puntamento per applicazioni di ricetrasmisione o inseguimento di target. La configurazione di fig. 3.30 mostra una comune webcam solidale all'end-effector del robot per la rilevazione di un opportuno target mobile ed il successivo inseguimento.

Il controllo del moto della piattaforma riceve in retroazione l'immagine del campo visivo (fig. 3.31), dalla quale si ricavano le coordinate relative del target rispetto al sistema di visione. Individuato il canale video che presenta il maggior contrasto cromatico, si esegue un'operazione di sogliatura che permette di definire una regione contenente l'immagine del target e di conseguenza il suo centro geometrico.

Gli scostamenti dal centro del singolo frame acquisito vengono forniti all'algoritmo di inversione della cinematica della piattaforma, in tal modo è possibile inviare in uscita ai driver dei motori i segnali che minimizzino lo scarto di posizione, ovvero mantengano l'asse ottico quanto più centrato sul target.

Test preliminari eseguiti adottando un semplice tappo di plastica su fondo chiaro e senza l'impiego di sistemi di illuminazione dedicati hanno consentito di verificare la capacità di individuazione e successivo inseguimento.

Le prestazioni del sistema sono riassumibili nei seguenti punti:

- Risoluzione immagine: 352x288x16M
- Frequenza di campionamento: 25 ± 5 fps
- Incertezza di puntamento dinamica: $\pm 2^\circ$
- Incertezza di puntamento statica: $\pm 0.1^\circ$

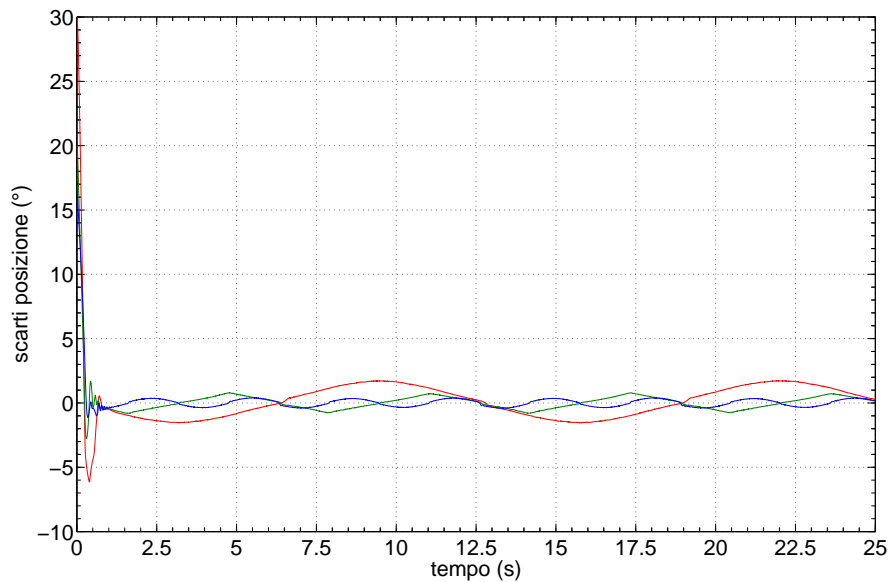


Figura 3.23: Scarti relativi alla risposta ad un ingresso a gradino e successivo andamento sinusoidale.

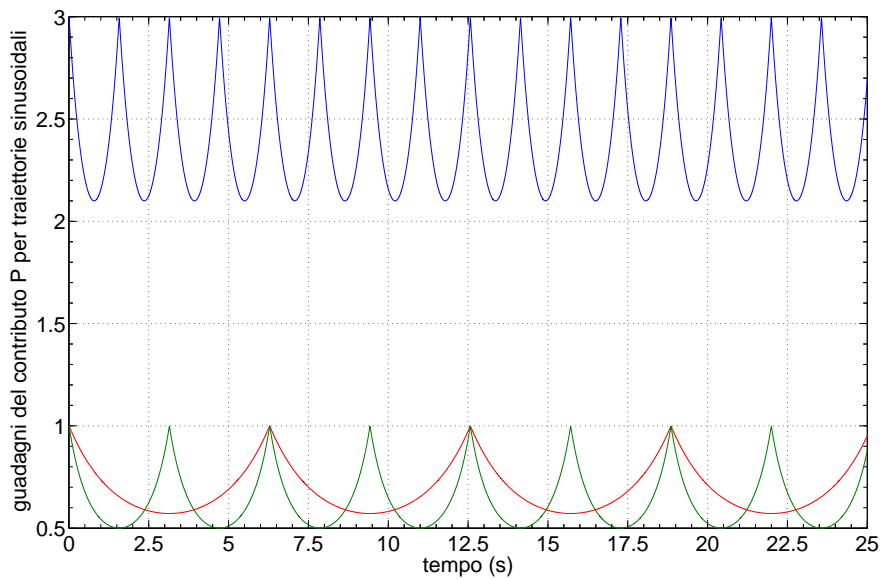


Figura 3.24: Guadagni del contributo P con variabilità inversamente proporzionale alle velocità ai giunti nel caso di traiettorie sinusoidali.

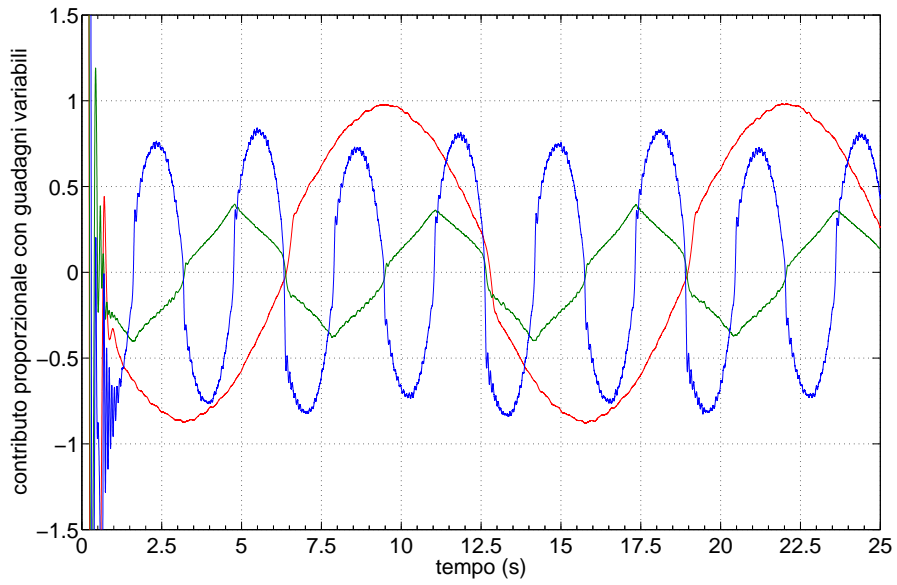


Figura 3.25: Ingrandimento locale delle azioni proporzionali a regime per le traiettorie sinusoidali.

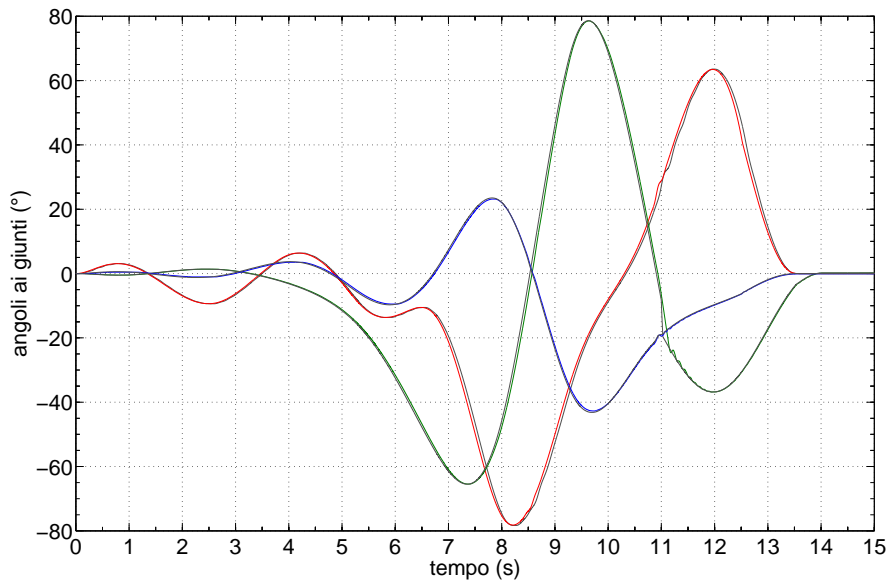


Figura 3.26: Inseguimento di traiettorie casuali.

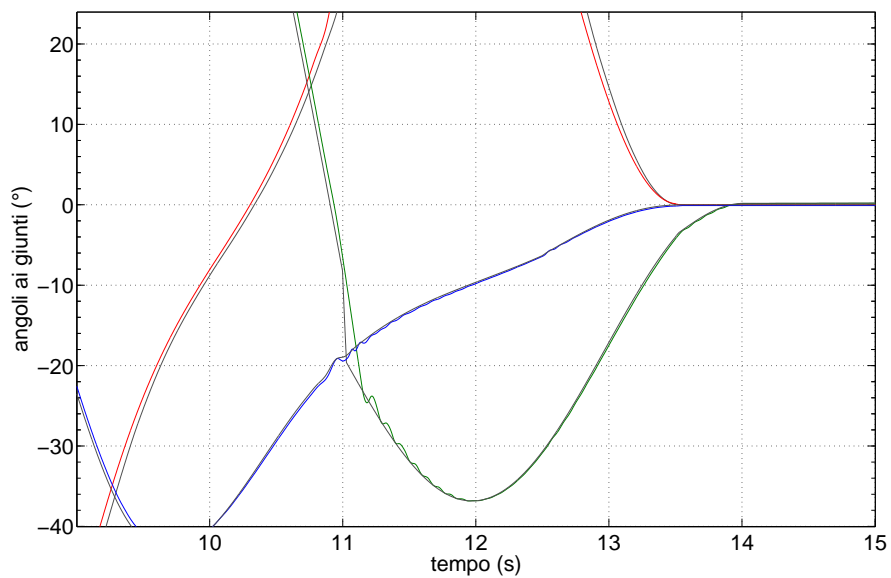


Figura 3.27: Ingrandimento locale della risposta a traiettorie casuali.

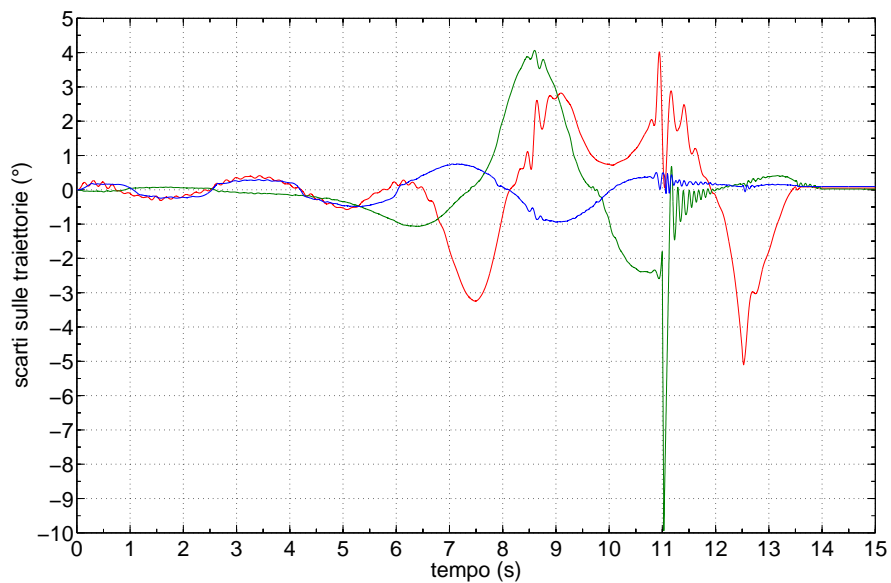


Figura 3.28: Scarti nell'inseguimento di traiettorie casuali.

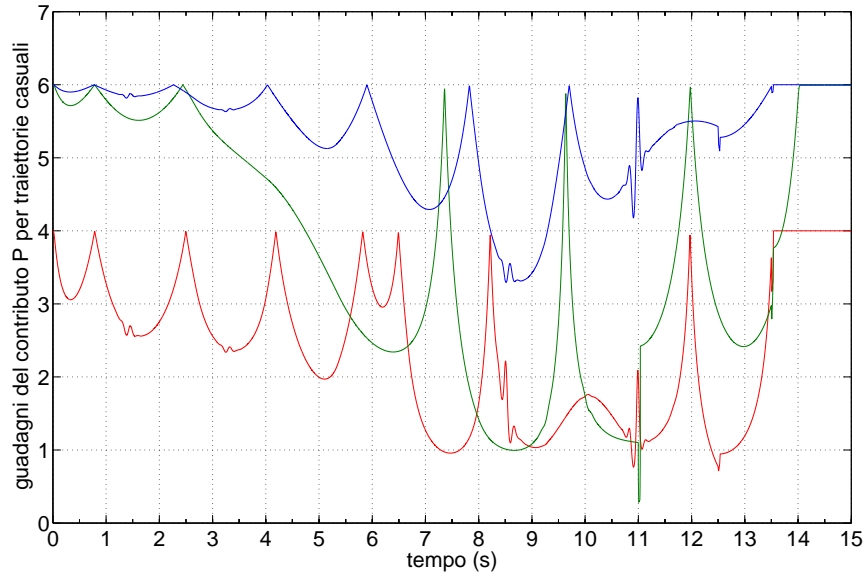


Figura 3.29: Guadagni del contributo P con variabilità inversamente proporzionale alle velocità ai giunti nel caso di traiettorie casuali.

Da un punto di vista computazionale le prestazioni sono già soddisfacenti e consentono l'inseguimento di target mobili con velocità sull'ordine dei $10^\circ/s$, tuttavia esistono cospicui margini di miglioramento in tutti gli aspetti considerati: in primo luogo l'impiego di un hardware dedicato come pure di un software di controllo compilato in linguaggio macchina al posto del preliminare script di MATLAB garantirebbe un incremento della frequenza di campionamento e maggior robustezza, questo comporterebbe inoltre una riduzione dell'incertezza di puntamento in fase di inseguimento, mentre per quanto riguarda quella statica è sufficiente l'impiego di un sistema video a maggior risoluzione per ridurre ulteriormente l'incertezza a valori più bassi di 0.1° .

Il sistema si presta ad impieghi di vario tipo dal momento che è consentito l'inseguimento di un target mobile da parte della struttura robotica vincolata e stazionaria, o viceversa un obiettivo fisso può essere monitorato dal sistema optomeccanico montato a bordo di un corpo in movimento ed infine è possibile inoltre il caso di entrambi i soggetti in movimento come nelle manovre orbitali di un satellite artificiale in missioni del tipo *Mars Sample Return*, in cui deve essere garantita la capacità di individuare e intercettare in orbita campioni di materiale opportunamente inviati dalla superficie del pianeta.



Figura 3.30: Piattaforma con sistema di visione e target.

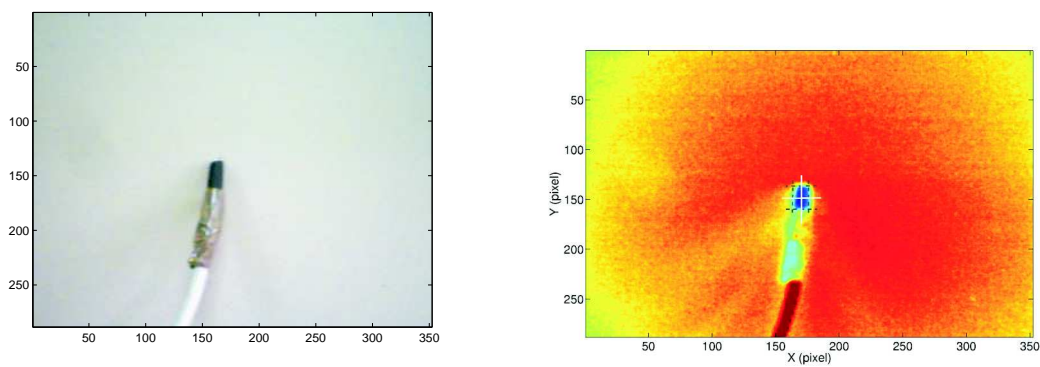


Figura 3.31: Immagine del target acquisita con webcam e successivamente elaborata.

Capitolo 4

Analisi dell'incertezza

In questo capitolo viene presentata l'analisi dell'incertezza relativa alla stima dell'assetto della piattaforma, prendendo in esame come grandezze affette da incertezza le variabili di giunto e l'angolo di inclinazione della coppia rotoidale centrale. Vengono impiegati e confrontati due metodi: analitico secondo quanto previsto dalla GUM (Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement) e numerico mediante simulazioni Monte Carlo.

Il paragrafo 4.2 espone i risultati forniti dal procedimento analitico con particolare attenzione alla sensibilità delle singole componenti d'incertezza nei confronti di tutte le grandezze considerate ed espresse nella loro completa variabilità; nel 4.3 è esposto il procedimento relativo al metodo di Monte Carlo, che nel 4.3.1 trova applicazione nella forma di stime puntuali per singoli casi significativi, dato l'ingente impegno computazionale richiesto dai processi iterativi che caratterizzano tale metodo numerico. Viene poi posto in risalto il confronto tra i due metodi adottati mettendone in evidenza il grado di concordanza.

4.1 Analisi dell'incertezza

La cinematica diretta (descritta nel 4.2.1.1), nota la conformazione del meccanismo (angoli τ_1 e τ_2) e noti i valori degli angoli di rotazione dei singoli giunti α_1 , α_2 , α_3 (fig. 4.1), permette di calcolare l'assetto dell'end-effector, il quale può essere espresso mediante i tre angoli di Eulero Φ , Θ e Ψ secondo la sequenza ZXZ.

Le equazioni della cinematica diretta possono essere utilizzate anche per stimare l'incertezza sul posizionamento dell'end-effector ovvero l'incertezza associata ai tre angoli di Eulero con un grado di confidenza¹ prestabilito.

Il legame funzionale che si ricava tra gli angoli α_1 , α_2 , α_3 , τ_1 e τ_2 e gli angoli di Eulero Φ , Θ e Ψ permette di propagare le incertezze di α_1 , α_2 , α_3 , τ_1 e τ_2 fino a determinare le incertezze di Φ , Θ e Ψ mediante alcune procedure descritte brevemente nel seguito.

¹Il grado di confidenza è una misura della sicurezza della stima: ad esempio, con un livello di confidenza 95% si è sicuri al 95% che il valore vero cade nell'intervallo trovato e definito dall'incertezza.

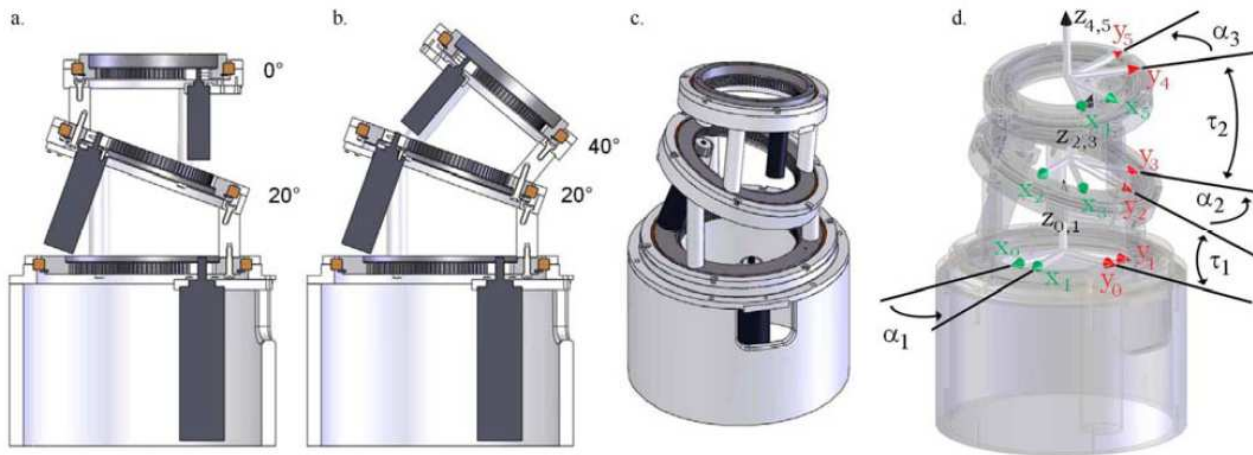


Figura 4.1: Angoli significativi della piattaforma.

Per esprimere l'intervallo di confidenza² da assegnare ad ogni misura, la rappresentazione utilizzata si fonda sulle distribuzioni di probabilità (PDF)³ e sulla Teoria della Probabilità.

Le due metodologie di propagazione dell'incertezza considerate sono:

- *Metodo GUM: Guide to the expression of uncertainty in measurement.* Vengono utilizzati i coefficienti di sensibilità ricavabili mediante linearizzazione del modello; questa metodologia assume che ad ogni fonte di incertezza considerata sia associata una corrispondente incertezza standard ricavata da una distribuzione di probabilità assunta o determinata sperimentalmente;
- *Metodo di Monte Carlo.* Si assume che ad ogni fonte di incertezza considerata sia associata una corrispondente PDF ricavata sperimentalmente o assunta;

In generale per entrambe i metodi di rappresentazione e propagazione dell'incertezza si susseguono le seguenti fasi:

- Identificazione delle fonti di incertezza il cui contributo risulta non trascurabile ai fini del calcolo dell'incertezza degli angoli di Eulero Φ , Θ e Ψ
- Attribuzione dell'incertezza in accordo con la rappresentazione (incertezza standard, PDF)
- Propagazione delle incertezze del punto precedente agli angoli Φ , Θ e Ψ in accordo con il metodo scelto.

²Un intervallo di confidenza è un range di valori che include, con una specifica probabilità, il parametro che si vuole stimare.

³Probability Density Function

4.2 Propagazione dell'incertezza secondo il metodo GUM

La *Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement* (GUM) [17] è il documento di riferimento accettato a livello internazionale per la valutazione dell'incertezza. Un concetto basilare espresso nella GUM è l'utilizzo di una distribuzione di probabilità come mezzo ottimale per esprimere l'informazione disponibile sui possibili valori di una grandezza.

Inoltre, la GUM propone una procedura per il calcolo dell'incertezza da associare ad un'uscita generica Y ottenibile da una funzione di n variabili X_1, \dots, X_n , che è stata utilizzata nel presente lavoro ed è schematicamente descritta nel seguito.

In questo paragrafo e nei successivi, quando verrà fatto riferimento ad un generico legame funzionale f tra grandezze in ingresso ed una grandezza in uscita, verranno indicate con lettere maiuscole (Y, X_1, \dots, X_n) le varie grandezze, con lettere minuscole ($y = E(Y), x_1 = E(X_1), \dots, x_n = E(X_n)$) i valori attesi, con lettere greche (η per Y, ξ_i per X_i) i valori possibili. Il legame funzionale generico tra gli ingressi X_1, \dots, X_n e l'uscita Y può essere espresso da:

$$Y = f(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad (4.2.1)$$

Per il calcolo del valore atteso y e della relativa incertezza standard la GUM considera funzioni f lineari o linearizzate mediante espansione in serie di Taylor del I° ordine:

$$f(X_1, \dots, X_n) = \sum_{i=1}^n c_i X_i \quad c_i = \frac{\partial f}{\partial X_i}(x_1, \dots, x_n) \quad (4.2.2)$$

in cui i termini c_i sono i coefficienti di sensibilità, ricavabili come derivate parziali della f rispetto alle variabili in ingresso. Con questa ipotesi è possibile trovare il valore atteso e le incertezze standard cercate nel seguente modo:

$$y = f(x_1, \dots, x_n) \quad u^2(y) = \{c_i\}^T [U_x] \{c_i\} \quad (4.2.3)$$

nelle quali $\{c_i\} = (c_1, \dots, c_n)$ e $[U_x]$ è la matrice di covarianza degli ingressi X_1, \dots, X_n .

Dopo aver calcolato l'incertezza standard, per esprimere l'incertezza mediante un intervallo di confidenza, associato ad una probabilità di copertura desiderata (o livello di confidenza), è necessario fare un'ipotesi aggiuntiva sulla distribuzione di probabilità dell'uscita Y . Infatti, secondo l'approccio sopra esposto, non è stata calcolata né la distribuzione di probabilità PDF, né la distribuzione cumulata di Y , dalle quali sarebbe possibile ricavare l'intervallo di confidenza associato alla probabilità di copertura desiderata. Basandosi sul teorema del Limite Centrale⁴, viene assunta per Y una distribuzione di tipo gaussiano con deviazione standard σ pari all'incertezza $u(y)$ sopra calcolata. Quindi, dopo aver scelto un livello di confidenza pari a 0.997, è possibile trovare l'intervallo di confidenza cercato con un fattore di copertura 3: $[y - 3u(y), y + 3u(y)]$.

⁴Il teorema del limite centrale afferma che la distribuzione della somma di un numero elevato di variabili casuali indipendenti e identicamente distribuite tende distribuirsi normalmente, indipendentemente dalla distribuzione delle singole variabili

4.2.1 Metodo GUM applicato alla piattaforma a 3gdl

Nel capitolo 2 sono esposte le relazioni matematiche che legano i tre angoli di assetto della piattaforma Φ , Θ e Ψ agli angoli ai giunti ed all'inclinazione del piano inclinato di interfaccia. Ciò significa avere un modello matematico che può essere impiegato per costruire analiticamente le formule che consentono di valutare la propagazione dell'incertezza delle singole grandezze di ingresso. Le relazioni espresse nella (2.2.2) pongono in evidenza i singoli contributi dovuti ai tre angoli ai giunti α_1 , α_2 e α_3 tuttavia si deve tener presente che nella cinematica interviene anche l'angolo di inclinazione *tilt*, il quale pur avendo un valore fisso di 20° è soggetto ad un'incertezza dovuta alla tolleranza angolare di lavorazione meccanica e quantificabile in 0.5° (si consideri inoltre che i componenti dotati di piano inclinato sono 2); è quindi un ulteriore termine di cui tener conto nell'analisi dell'incertezza. Vengono invece trascurati i termini di incertezza angolare relativi ai cuscinetti in quanto i modelli Kaydon scelti sono di tipo a 4 contatti⁵ e nelle condizioni di massimo carico dinamico garantiscono un'incertezza sull'inclinazione relativa tra le piste inferiore a 0.03° .

La procedura da seguire consiste:

- nell'individuare una funzione (o modello matematico) che leghi le variabili di ingresso (angoli ai giunti, tolleranze) a quelle di uscita (angoli di Eulero)
- nello stimare un'incertezza tipo per ogni grandezza coinvolta nel modello
- nel determinare l'incertezza tipo composta ed estesa

Non potendo vantare una conoscenza di tipo campionario delle grandezze in gioco, si adottano incertezze di tipo B utilizzando valori suggeriti o dedotti dalle informazioni fornite da terze parti. Come anticipato nel 4.2 l'incertezza tipo composta si determina linearizzando il modello (4.2.4) nell'intorno dello stato relativamente al quale si desidera avere la stima:

$$Y = f(x_1, x_2, \dots, x_p) \quad (4.2.4)$$

$$i_c = \sqrt{\sum_{i=1}^p \left(\left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right) \cdot i_{x_i} \right)^2} \quad (4.2.5)$$

dove:

f è il modello, x_i sono le grandezze che intervengono (non correlate⁶) in numero p ed i_{x_i} è l'incertezza tipo di ogni singola grandezza di ingresso.

Essendo per la piattaforma α_1 , α_2 , α_3 , τ_1 e τ_2 gli ingressi, è necessario associarne una corrispondente incertezza standard i_{α_1} , i_{α_2} , i_{α_3} , i_{τ_1} e i_{τ_2} .

Per le singole rotazioni vengono considerati diversi contributi:

⁵Tipologia di cuscinetti in cui le sfere rotolano sulle piste interne ed esterne mantenendo il contatto su due punti per ciascuna pista secondo una disposizione ad X.

⁶Nel capitolo 2 si è visto che i giunti 1 e 2 sono mutuamente accoppiati, tuttavia di ciò si tiene conto in sede di inversione della cinematica all'interno dell'algoritmo di controllo del moto. Ai fini della valutazione dell'incertezza i parametri α_1 ed α_2 vanno considerati indipendenti, in quanto la variazione di uno non comporta automaticamente un cambiamento dell'altro.

- il contributo della risoluzione degli encoder (tipo B) $i_{(\alpha 1E)}, i_{(\alpha 2E)}, i_{(\alpha 3E)}$, calcolato assumendo per ogni asse di rotazione una distribuzione di probabilità rettangolare di ampiezza corrispondente alla risoluzione del relativo encoder e valore medio pari al valore nominale del corrispondente angolo α_i ;
- il contributo del “backlash”⁷ (tipo B) $i_{(\alpha 1B)}, i_{(\alpha 2B)}, i_{(\alpha 3B)}$, calcolato assumendo per ogni asse di rotazione una distribuzione di probabilità rettangolare di ampiezza pari all’entità del “backlash” dichiarato dal costruttore e valore medio nullo;
- il contributo casuale $i_{(\alpha 1C)}, i_{(\alpha 2C)}, i_{(\alpha 3C)}$ che sarebbe corretto stimare mediante prove sperimentali (tipo A), ma che è stato assunto avere distribuzione gaussiana con deviazioni standard desunte sulla base di esperienze similari passate (tipo B), a causa della non ancora completa operatività del prototipo di laboratorio. I valori medi di tali distribuzioni gaussiane sono assunti nulli.

Il calcolo dell’incertezza standard associata ad una distribuzione rettangolare è eseguito applicando la nota formula, che, ad esempio per $i_{(\alpha 1E)}$, diviene:

$$i_{\alpha 1E} = \frac{A_E}{2\sqrt{3}} \quad (4.2.6)$$

nella quale A_E indica la risoluzione dell’encoder⁸.

Considerando i tre contributi accennati, valendo per ogni angolo ($i = 1, 2, 3$) la seguente relazione:

$$\alpha_i = \alpha_i E + \alpha_i B + \alpha_i C \quad (4.2.7)$$

si ottengono le rispettive incertezze standard da inserire nella (4.2.3):

$$i_{\alpha_i} = \sqrt{i_{\alpha_i E}^2 + i_{\alpha_i B}^2 + i_{\alpha_i C}^2} \quad (4.2.8)$$

Per quanto riguarda gli angoli di inclinazione τ_1 e τ_2 , le relative incertezze standard i_{τ_1} e i_{τ_2} sono calcolate assumendo una distribuzione rettangolare di ampiezza determinata dalle tolleranze costruttive.

A questo punto le incertezze standard degli angoli di Eulero i_{Φ} , i_{Θ} e i_{Ψ} possono essere calcolate con la (4.2.5).

Nel confronto con un gimbal ideale di riferimento ad assi ortogonali emerge, data la struttura meccanica, l’uguaglianza rispettivamente tra le incertezze degli angoli di Eulero e quelle relative ai singoli giunti, inoltre è possibile affermare che le incertezze standard associate alle rotazioni dei giunti del gimbal di riferimento sono uguali anche alle corrispondenti incertezze standard del sistema in esame, consentendo un immediato confronto tra le due soluzioni.

⁷gioco meccanico ai riduttori

⁸Gli encoder impiegati sono a 512 impulsi/giro e a due canali in quadratura; il che determina una risoluzione angolare di $360/(4*512)=0.18^\circ$ a monte dei riduttori

4.2.1.1 Modello della cinematica diretta

A partire da opportune combinazioni delle (2.2.1) e (2.2.2) si giunge alla formulazione della cinematica diretta, ovvero al modello che lega le variabili di ingresso alle variabili di uscita, con $t=tilt$:

$$\Phi(\alpha1, \alpha2) = atg \left(\frac{s(t)(-c(\alpha1)s(\alpha2) - s(\alpha1)c(t)c(\alpha2)) + s(\alpha1)s(t)c(t)}{-((s(\alpha1)s(\alpha2) + c(\alpha1)c(t)c(\alpha2))s(t) - s(t)c(t)c(\alpha1))} \right) \quad (4.2.9)$$

$$\Theta(\alpha1, \alpha2) = atg \left(\frac{(s(\alpha1)s(\alpha2) - c(\alpha1)c(t)c(\alpha2))s(t) + c(\alpha2)s(t)c(t)}{c(\Phi(\alpha1, \alpha2))(s^2(t)c(\alpha2) + c^2(t))} \right) \quad (4.2.10)$$

$$\Psi(\alpha2, \alpha3) = atg \left(\frac{s(t)s(\alpha2)c(\alpha3) + s(t)c(t)(c(\alpha2) - 1)s(\alpha3)}{s(t)s(\alpha2)s(\alpha3) + s(t)c(t)(c(\alpha2) - 1)c(\alpha3)} \right) \quad (4.2.11)$$

A dispetto della complessità algebrica, il modello ricavato si presta ad una più immediata interpretazione osservando le figure di seguito, che ne illustrano l'andamento sull'intera variabilità dei parametri di ingresso.

L'aspetto che risalta maggiormente è la "regolarità" geometrica che caratterizza le diverse funzioni che legano tra loro i vari angoli. L'apparente planarità nel grafico di figura 4.2 nasconde uno scostamento avente carattere sinusoidale evidenziato nella 4.3, il quale comunque evidenzia l'esatta linearità di Φ in funzione di $\alpha1$ e la quasi linearità nei confronti di $\alpha2$.

L'angolo Φ inoltre, come si vede dalla (4.2.9), non dipende da $\alpha3$, essendo quest'ultima una rotazione attorno ad un asse che già definisce la direzione che identifica Φ . Intuitivamente poi, pensando a come è costruita la piattaforma mobile, è chiaro che tenendo a 0 gli angoli $\alpha2$ ed $\alpha3$, si ha che $\alpha1$ e Φ coincidono; analogo discorso può essere fatto in riferimento all'angolo Ψ come si può osservare nella figura 4.5 dove per $\alpha2=0$ la superficie degenera nella retta avente equazione $\Psi = \alpha3$.

La figura 4.4 non è altro che la riprova di quanto anticipato nel paragrafo 2.2.1.1, dove si evidenzia la possibilità di approssimare il complesso legame tra Θ ed $\alpha2$ con più semplici funzioni; inoltre si trova ancora un'immediata conferma visiva del comportamento cinematico della piattaforma: la sola inclinazione Θ dipende esclusivamente da $\alpha2$, e non cambia agendo anche su $\alpha1$, tuttavia, volendo imporre anche il vincolo di Φ costante, bisogna tener conto dell'accoppiamento dei due angoli ai giunti secondo la (2.2.8) con la situazione ben rappresentata in figura 2.2.2 relativa al moto di beccheggio, in cui si vede come varino contemporaneamente i due angoli $\alpha1$ ed $\alpha2$ (ed anche $\alpha3$ per mantenere nullo l'angolo Ψ).

4.2.1.2 Coefficienti di sensibilità

A questo punto si può procedere con la derivazione delle funzioni ricavate, consapevoli delle particolari caratteristiche viste nel paragrafo precedente, e considerando inoltre l'effetto dovuto all'incertezza relativa all'angolo $tilt$, si illustrano nelle figure 4.6 e 4.7 le funzioni che mostrano la sensibilità dell'assetto a tale parametro.

Si nota innanzitutto come i tre coefficienti di sensibilità dipendano esclusivamente dalla variabile di giunto centrale $\alpha2$ secondo semplici funzioni sinusoidali e come l'entità sia ridotta nel caso di Φ e Ψ ad un valore massimo pari a 0.18 mentre l'angolo Θ subisce variazioni fino al doppio del valore di incertezza

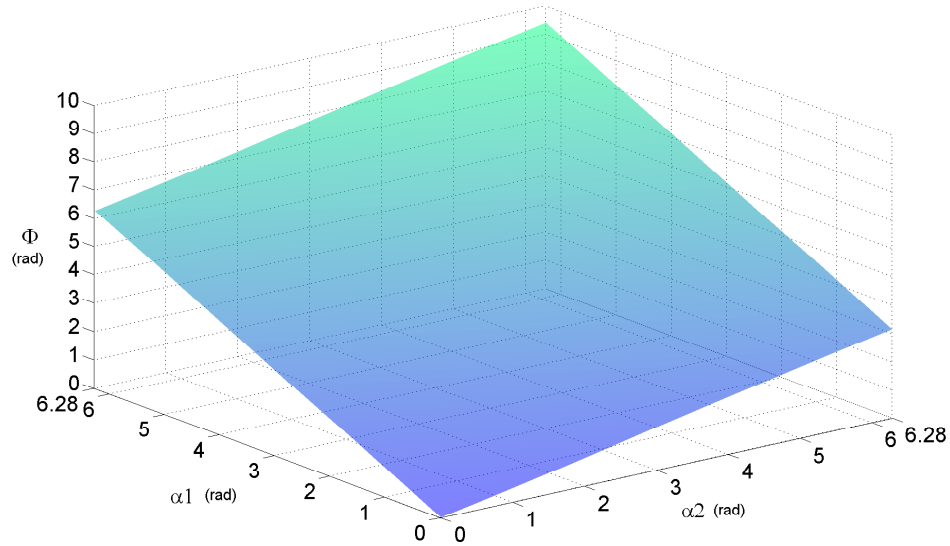


Figura 4.2: Andamento di Φ in funzione di α_1 ed α_2

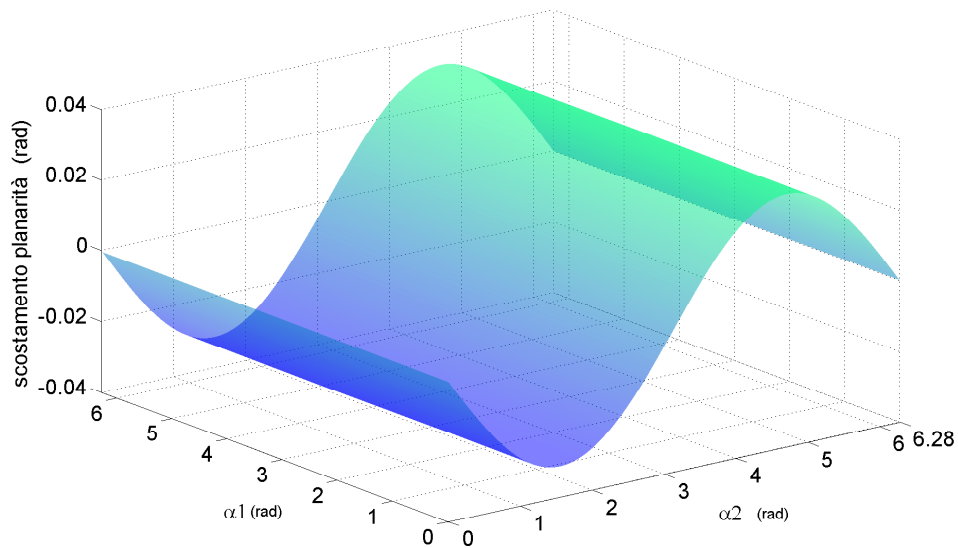


Figura 4.3: Scostamento di Φ dalla planarità

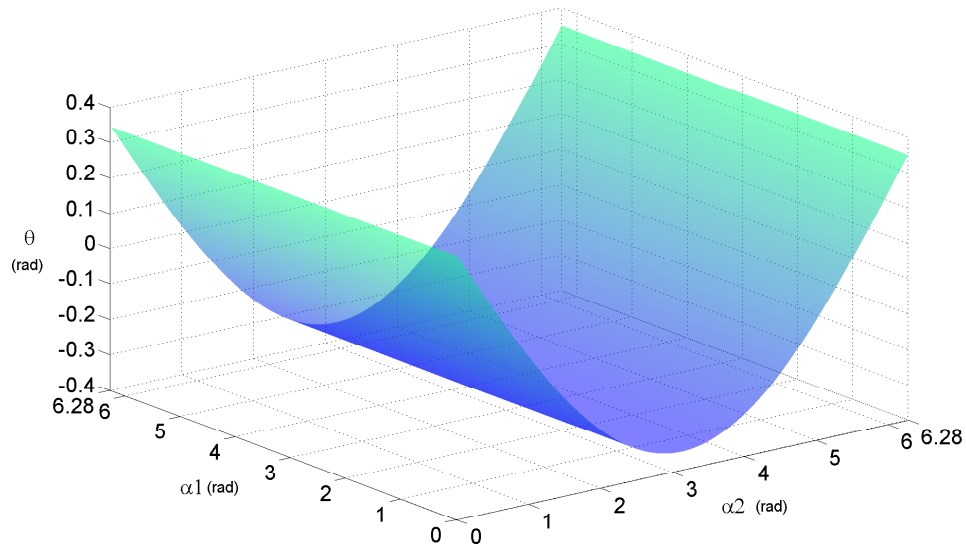


Figura 4.4: Andamento di Θ in funzione di α_1 ed α_2

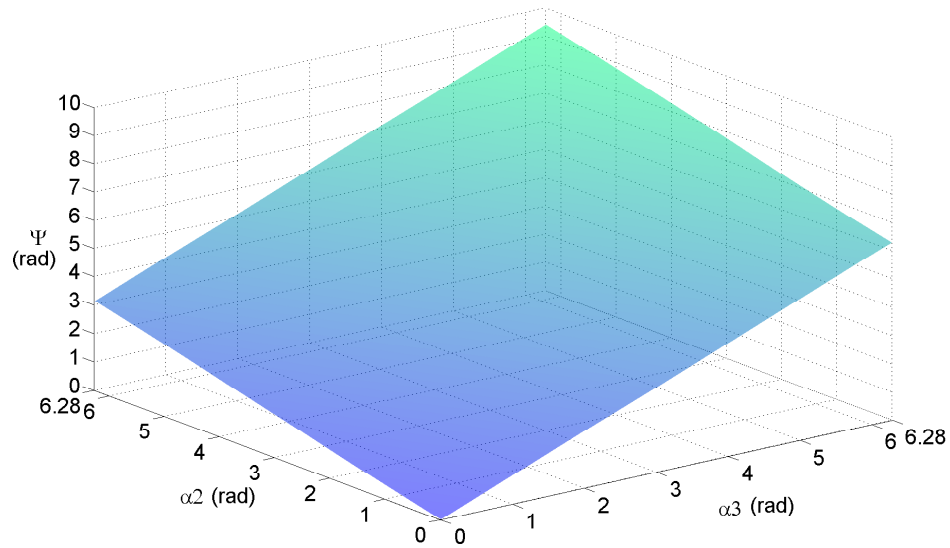


Figura 4.5: Andamento di Ψ in funzione di α_2 ed α_3

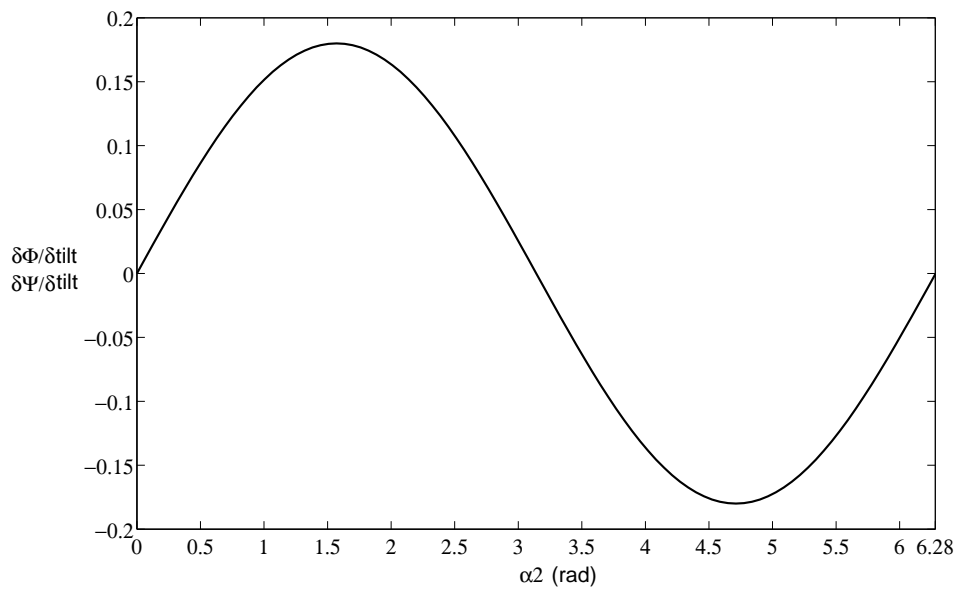


Figura 4.6: Andamento di $\partial\Phi/\partial tilt$ e $\partial\Psi/\partial tilt$ in funzione di α_2

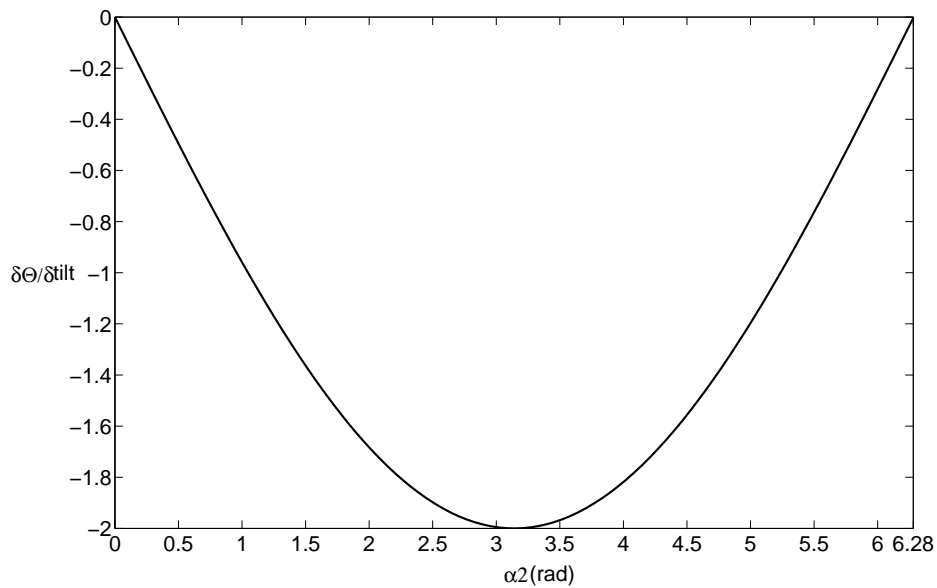


Figura 4.7: Andamento di $\partial\Theta/\partial tilt$ in funzione di α_2

caratterizzante l'inclinazione del piano inclinato; quest'ultimo punto in particolare è chiaro pensando a come le due incertezze di inclinazione vadano a sommarsi per $\alpha_2 = \pi$ (quando la piattaforma è alla massima inclinazione) e ad elidersi per $\alpha_2=0$ (quando l'end-effector è orizzontale). E' inoltre evidente come l'incertezza su *tilt* influisca prevalentemente sulla stima del parametro Θ , piuttosto che di Φ o Ψ . La tabella 4.1 presenta tutti i coefficienti di sensibilità che intervengono nella stima dell'incertezza dell'assetto.

| | |
|-----------------------------------|---|
| $\partial\Phi/\partial\alpha_1$ | 1 |
| $\partial\Phi/\partial\alpha_2$ | $0.5 - 0.03186 \cdot \cos(\alpha_2)$ |
| $\partial\Phi/\partial tilt$ | $0.18 \cdot \sin(\alpha_2)$ |
| $\partial\Theta/\partial\alpha_2$ | $-0.3491 \cdot \cos(0.5 \cdot \alpha_2)$ |
| $\partial\Theta/\partial tilt$ | $2 \cdot \sin(0.5 \cdot \alpha_2)$ |
| $\partial\Theta/\partial\Phi$ | $\frac{-k \cdot \sin(\Phi)}{(1+(k \cdot \cos\Phi))^2}, k(\alpha_1, \alpha_2, tilt)^9$ |
| $\partial\Psi/\partial\alpha_2$ | 0.5 |
| $\partial\Psi/\partial\alpha_3$ | 1 |
| $\partial\Psi/\partial tilt$ | $0.18 \cdot \sin(\alpha_2)$ |

Tabella 4.1: Coefficienti di sensibilità per la propagazione dell'incertezza.

4.2.1.3 Propagazione per casi notevoli

Volendo analizzare i contributi dei moti dei singoli giunti, in tabella 4.2 vengono illustrate alcune significative corrispondenze tra le incertezze in ingresso ed in uscita; la struttura è schematizzata in modo che per l'intero campo di variabilità di ogni giunto ($0 \div 360$) viene calcolato l'effetto della singola componente di incertezza in ingresso a valore unitario.

In questo modo si ha una stima delle diverse sensibilità degli angoli di assetto (Φ , Θ e Ψ) alle singole componenti di incertezza.

| α_1 | α_2 | α_3 | i_{α_1} | i_{α_2} | i_{α_3} | i_{tilt} | i_{Φ} | i_{Θ} | i_{Ψ} |
|--------------|--------------|--------------|----------------|----------------|----------------|------------|-------------------|---------------------|---------------|
| $0 \div 360$ | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 |
| $0 \div 360$ | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0.4681 | 0.3491 | 0.5 |
| $0 \div 360$ | 0 | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 |
| $0 \div 360$ | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 |
| 0 | $0 \div 360$ | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 | Θ_{α_1} | 0 |
| 0 | $0 \div 360$ | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | Φ_{α_2} | Θ_{α_2} | 0.5 |
| 0 | $0 \div 360$ | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 |
| 0 | $0 \div 360$ | 0 | 0 | 0 | 0 | 1 | Φ_{tilt} | Θ_{tilt} | Ψ_{tilt} |
| 0 | 0 | $0 \div 360$ | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 |
| 0 | 0 | $0 \div 360$ | 0 | 1 | 0 | 0 | 0.4681 | 0.3491 | 0.5 |
| 0 | 0 | $0 \div 360$ | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 |
| 0 | 0 | $0 \div 360$ | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 |

Tabella 4.2: Corrispondenza tra incertezze in ingresso ed uscita (valori in gradi).

⁹ $k = \frac{\sin(\alpha_1) \cdot \sin(\alpha_2) - \cos(\alpha_1) \cdot \cos(tilt) \cdot \cos(\alpha_2) \cdot \sin(tilt) + \cos(\alpha_1) \cdot \sin(tilt) \cdot \cos(tilt)}{\sin^2(tilt) \cdot \cos(\alpha_2) + \cos^2(tilt)}$

E' interessante notare come i campi relativi all'angolo Φ coincidano con i corrispettivi di Ψ ed assumano valori costanti per l'intera variabilità considerata. Questo non avviene nel caso di Θ , per cui risulta utile una visualizzazione grafica laddove al valore numerico si è sostituito un nominativo indicante rispettivamente gli angoli in uscita ed in ingresso cui si riferiscono le incertezze (es: $\Theta_{\alpha 1}$ identifica l'incertezza di Θ quando si ha solamente un'incertezza unitaria su $\alpha 1$ per $\alpha 2 = 0 \div 2\pi$).

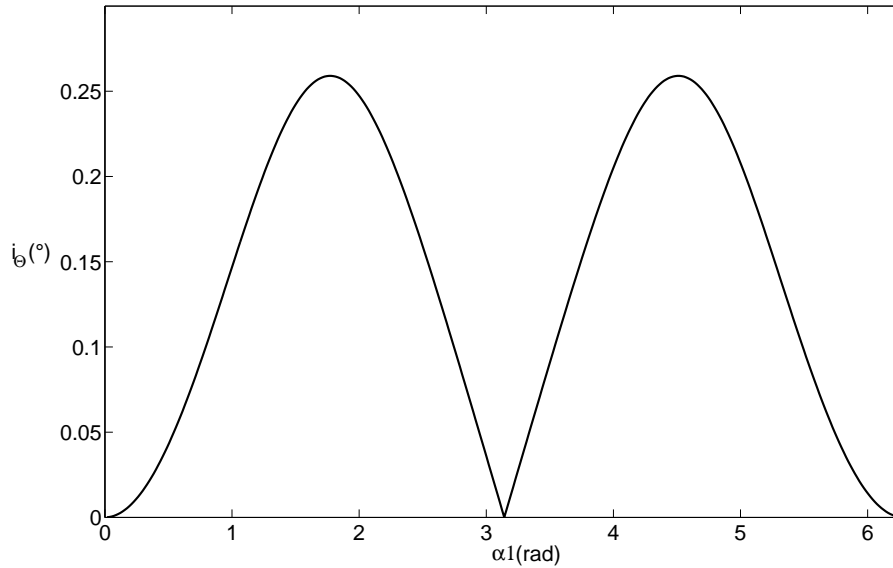


Figura 4.8: Incertezza di Θ per $\alpha 2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{\alpha 1} = 1$.

La figura 4.12 offre conferma di quanto accennato nella prima parte del paragrafo: l'incertezza su *tilt* provoca una $i_{\Theta} = 2 \cdot i_{tilt}$ quando la piattaforma è alla massima inclinazione ($\alpha 2 = \pi$).

4.2.1.4 Propagazione su traiettorie tipo

Lo studio del paragrafo precedente si estende ora al caso di una possibile traiettoria generata mediante funzioni sinusoidali a parametri variabili. Il procedimento consiste nel:

- ricavare la traiettoria nello spazio dei giunti a partire da quella nello spazio operativo
- applicare la formula di propagazione dell'incertezza (4.2.5)

Questa condizione si nota chiaramente in figura 4.14, in cui si osserva il progressivo allargamento della banda di incertezza relativa all'angolo Θ (in colore rosso) per inclinazioni crescenti. Più precisamente l'andamento delle incertezze sull'assetto si può vedere nelle figure 4.16, 4.17 e 4.18 in cui si nota come effettivamente la maggior variazione si verifica per l'angolo di inclinazione ($0.349 < i_{\Theta} < 2.032$) mentre le altre due si mantengono sostanzialmente entro intorni più limitati ($1.104 < i_{\Phi} < 1.136$, $1.118 < i_{\Psi} < 1.132$).

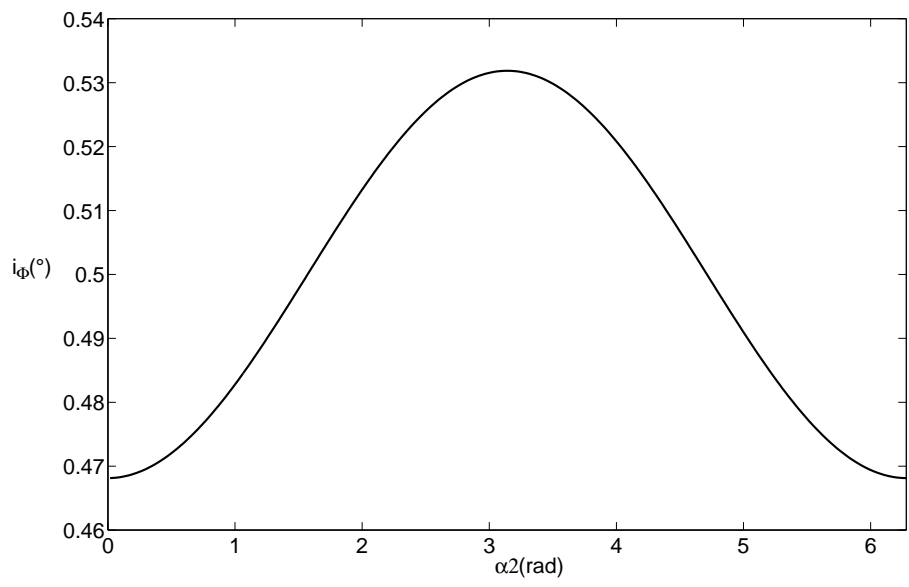


Figura 4.9: Incertezza di Φ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{\alpha_2} = 1$.

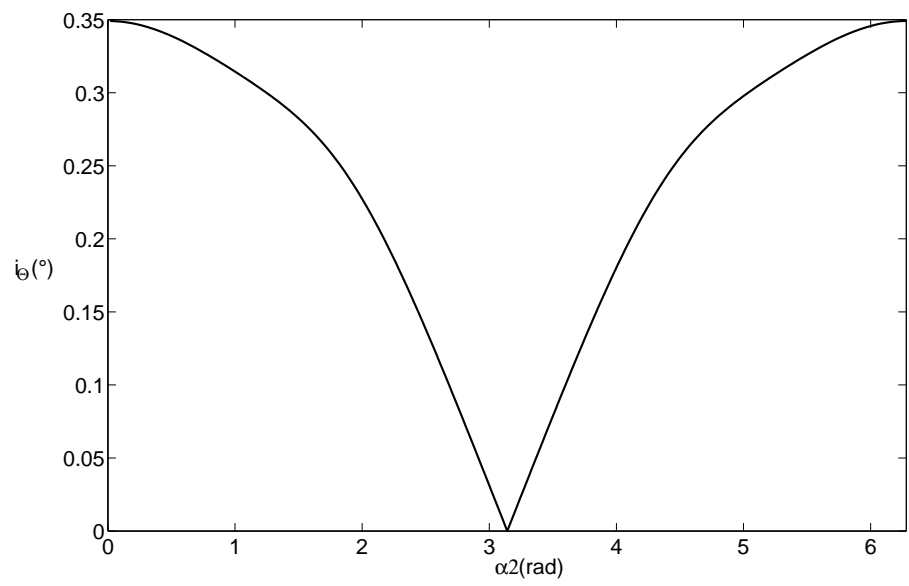


Figura 4.10: Incertezza di Θ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{\alpha_2} = 1$.

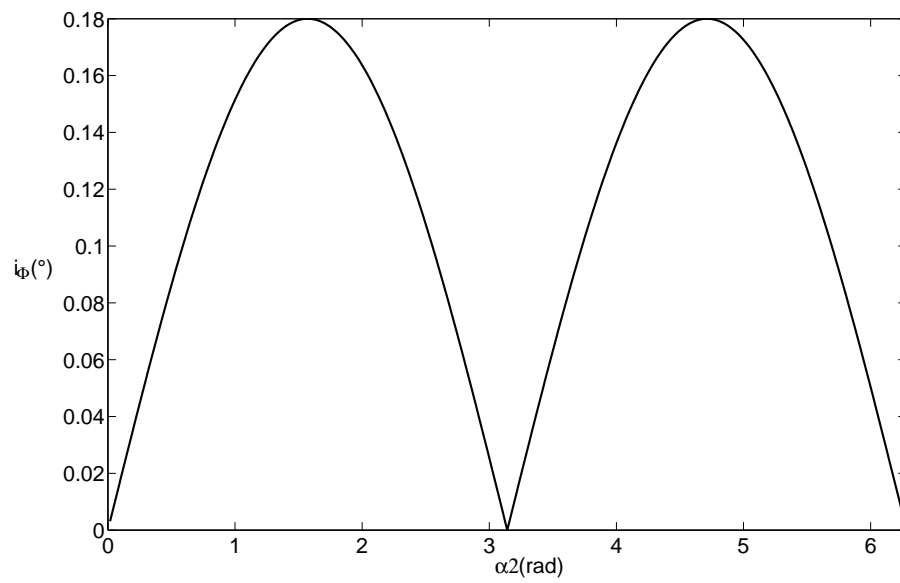


Figura 4.11: Incertezza di Φ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{tilt} = 1$.

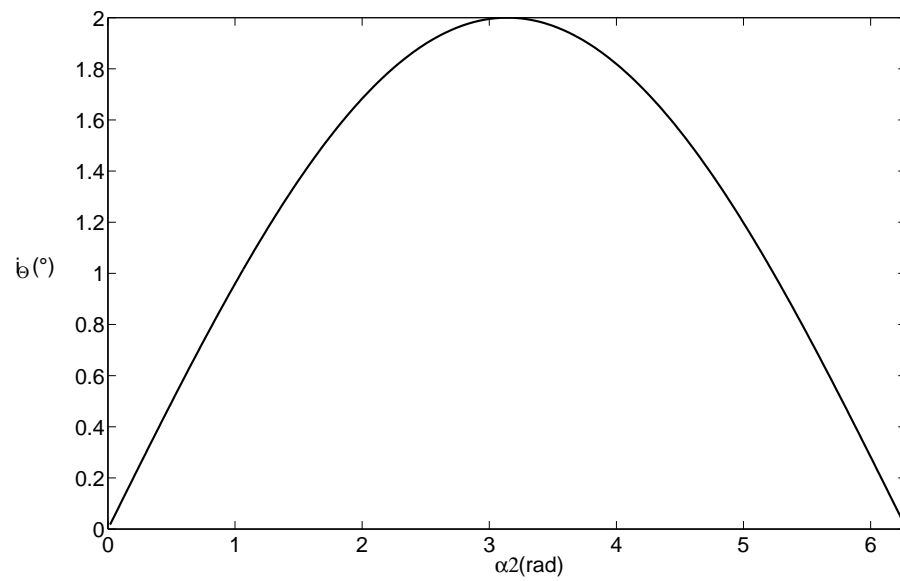


Figura 4.12: Incertezza di Θ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{tilt} = 1$.

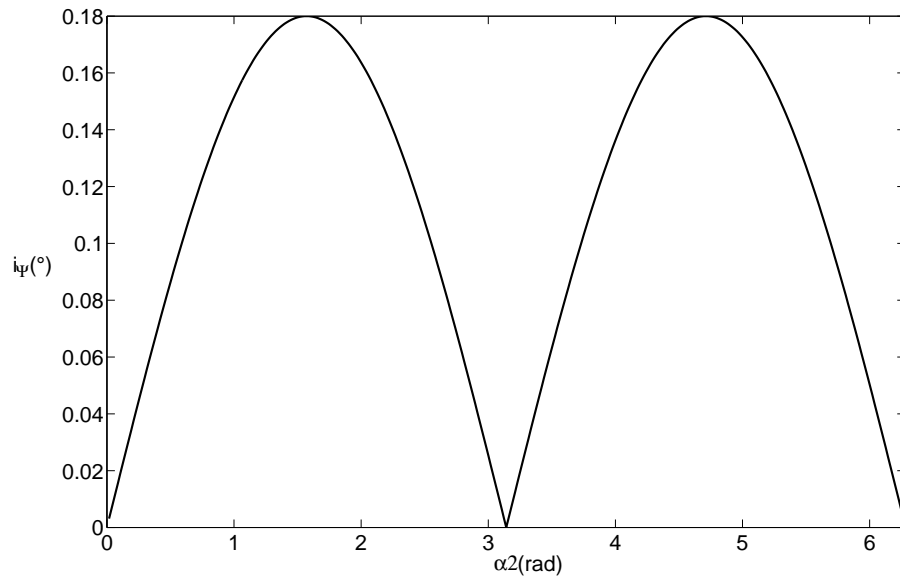


Figura 4.13: Incertezza di Ψ per $\alpha_2 = 0 \div 2\pi$ e $i_{tilt} = 1$.

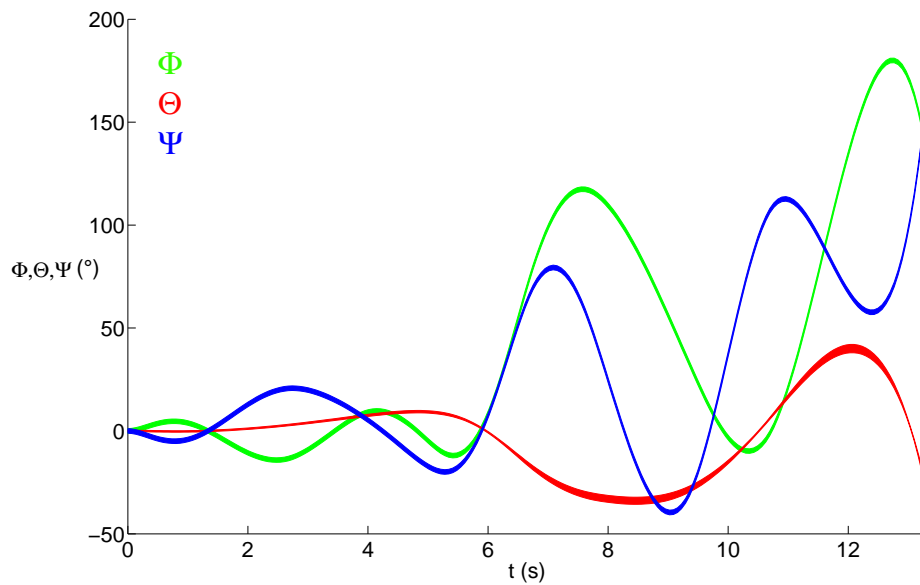


Figura 4.14: Traiettorie di Φ , Θ e Ψ con incertezze, per $i_{\alpha} = i_{tilt} = 1$. Lo spessore delle curve è la banda di incertezza.

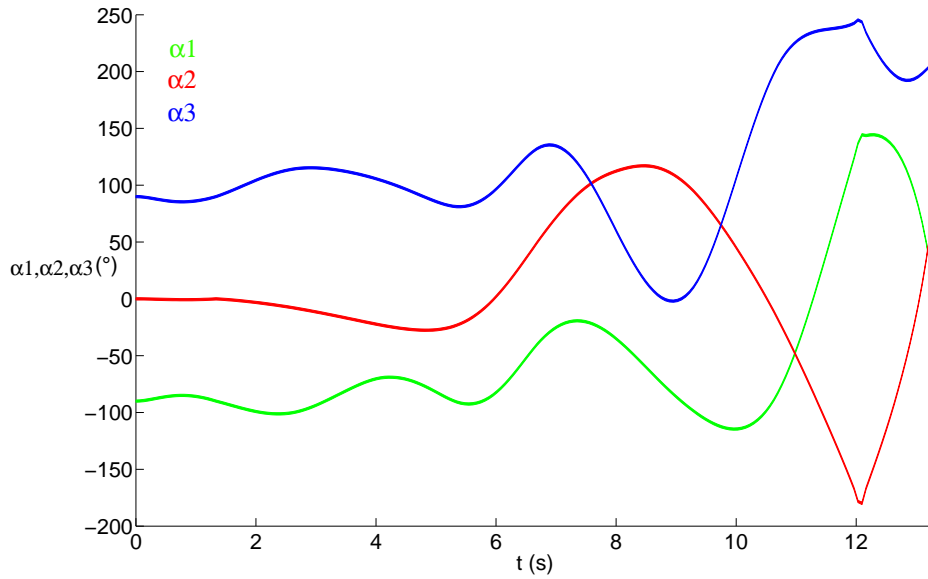


Figura 4.15: Traiettorie ai giunti con incertezza unitaria sui singoli α_i . Lo spessore delle curve è quindi costante.

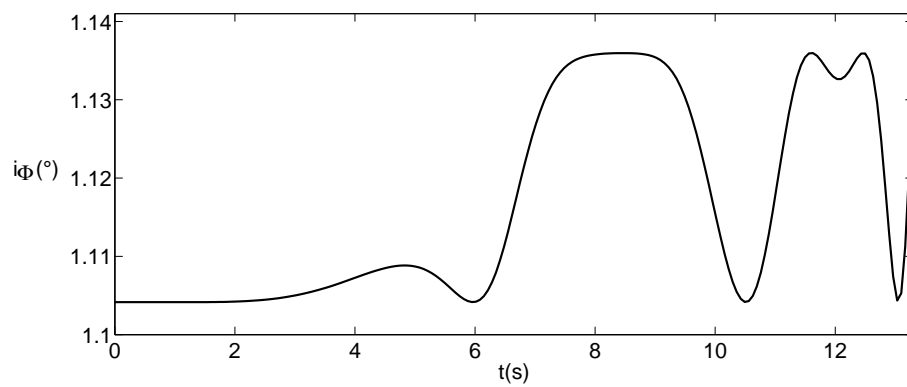


Figura 4.16: Incertezza di Φ lungo la traiettoria.

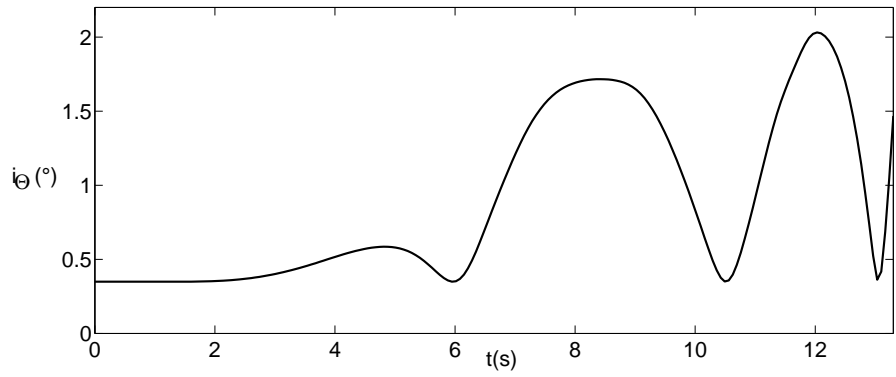


Figura 4.17: Incertezza di Θ lungo la traiettoria.

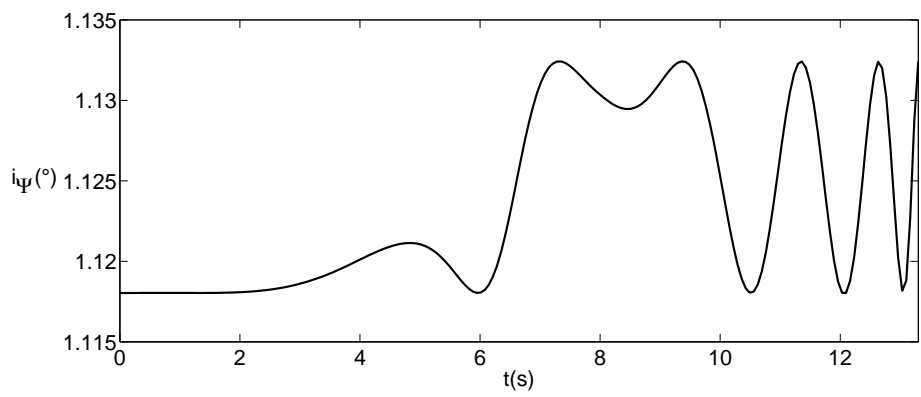


Figura 4.18: Incertezza di Ψ lungo la traiettoria.

4.3 Propagazione dell'incertezza secondo il metodo Monte Carlo

La formula (4.2.5) di propagazione dell'incertezza richiede che l'approssimazione introdotta con l'espansione in serie di Taylor della funzione f e l'ipotesi sull'andamento di tipo gaussiano della PDF di Y siano accettabili. L'approccio concettualmente corretto per arrivare ad esprimere un intervallo di confidenza per la grandezza in uscita Y richiede la propagazione delle distribuzioni di probabilità dei singoli ingressi X_i per arrivare alla stima della PDF associata ad Y .

Una volta determinata la PDF di Y è possibile determinare il più piccolo intervallo di confidenza per la probabilità di copertura desiderata (ad es. 0.997). La distribuzione di probabilità dell'uscita Y può essere stimata mediante il metodo di Monte Carlo. Questo metodo generale di simulazione prevede una procedura iterativa che può essere schematizzata come segue:

1. Viene stimata sperimentalmente o assunta una distribuzione di probabilità per ogni ingresso X_1, \dots, X_n ;
2. Sulla base di quanto trovato nel punto precedente, per ogni PDF viene calcolata la corrispondente distribuzione di probabilità cumulata CDF;
3. Mediante un opportuno generatore di numeri pseudo-casuali uniformemente distribuiti nell'intervallo (0-1), vengono generati n numeri ρ_1, \dots, ρ_n , uno per ogni ingresso di f ;
4. Vengono calcolati i corrispondenti valori ξ_1, \dots, ξ_n degli ingressi X_1, \dots, X_n mediante l'inversione delle corrispondenti distribuzioni cumulate CDF;
5. Si calcola il corrispondente valore η dell'uscita Y con i valori ξ_1, \dots, ξ_n appena trovati;
6. Le fasi dalla 3 alla 5 vengono ripetute un numero N_{iter} di volte ($N_{iter} \approx 10^4 - 10^5$), in modo da ricavare N_{iter} valori η di Y ;
7. Dai valori η di Y viene calcolato l'istogramma delle frequenze, il quale, se opportunamente costruito, rappresenta una stima della distribuzione di probabilità dell'uscita Y ;
8. Viene calcolato il valore atteso y di Y dalla sua PDF;
9. Viene integrata la PDF di Y per trovare la corrispondente distribuzione cumulata CDF;
10. Scelto il livello di confidenza (ad es. 0.997) è possibile ricavare il minimo intervallo di confidenza corrispondente dalla CDF di Y .

Seguendo questa procedura è possibile giungere alla determinazione del valore atteso y e dell'intervallo di confidenza associato ad una probabilità di copertura desiderata, senza fare approssimazioni mediante espansione in serie di Taylor e senza ipotizzare preventivamente la forma della distribuzione di probabilità di Y .

Come nel caso precedente le variabili di ingresso alle funzioni di propagazione sono $\alpha_{1E}, \alpha_{1B}, \alpha_{1C}, \alpha_{2E}, \alpha_{2B}, \alpha_{2C}, \alpha_{3E}, \alpha_{3B}, \alpha_{3C}, \tau_1, \tau_2$, mentre le variabili in uscita sono sempre gli angoli di Eulero Φ, Θ e Ψ .

4.3.1 Applicazione del metodo Monte Carlo: casi particolari

La necessità di effettuare numerosi cicli numerici (come accennato in 4.3) riduce le possibilità di applicare il metodo ad un numero di casi paragonabili al precedente GUM, limitando l'analisi a particolari configurazioni o discretizzando le traiettorie in modo da dover operare su pochi punti. Nonostante ciò, emerge chiaramente per tutti i casi considerati la compatibilità tra i risultati delle due diverse propagazioni, come pure una caratteristica maggiorazione dell'incertezza GUM su quella MCM. Essendo inoltre l'angolo α_2 quello di maggior interesse ai fini della stima dell'incertezza sui tre angoli di Eulero, vengono illustrate le variazioni angolari e le rispettive incertezze di Φ , Θ e Ψ per valori di α_2 compresi nell'intervallo da 0° a 180° .

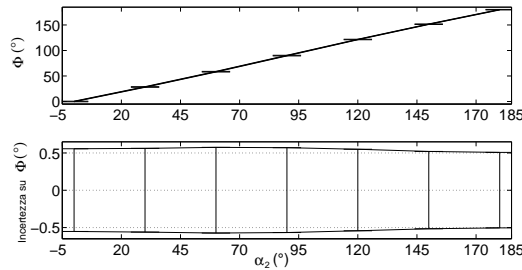


Figura 4.19: Variazione di Φ e relativa incertezza per $\alpha_2 = 0^\circ \div 180^\circ$.

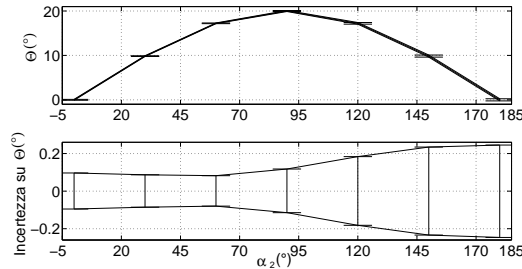


Figura 4.20: Variazione di Θ e relativa incertezza per $\alpha_2 = 0^\circ \div 180^\circ$.

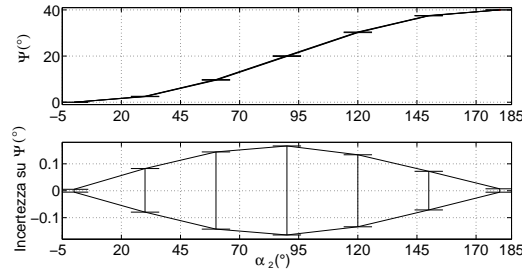


Figura 4.21: Variazione di Ψ e relativa incertezza per $\alpha_2 = 0^\circ \div 180^\circ$.

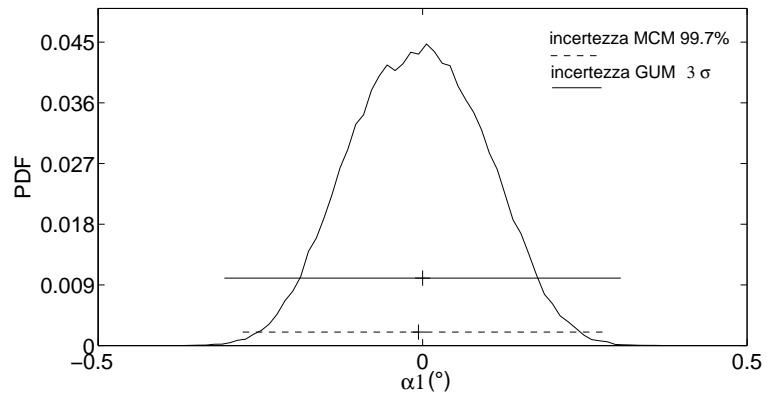


Figura 4.22: PDF di α_1 e bande di incertezza GUM e MCM.

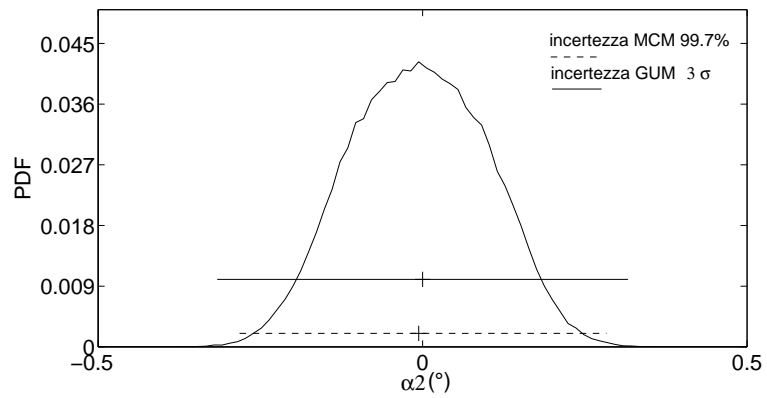


Figura 4.23: PDF di α_2 e bande di incertezza GUM e MCM.

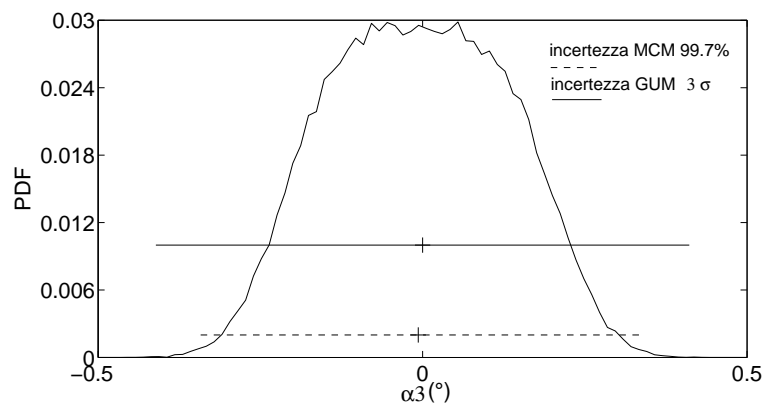


Figura 4.24: PDF di α_3 e bande di incertezza GUM e MCM.

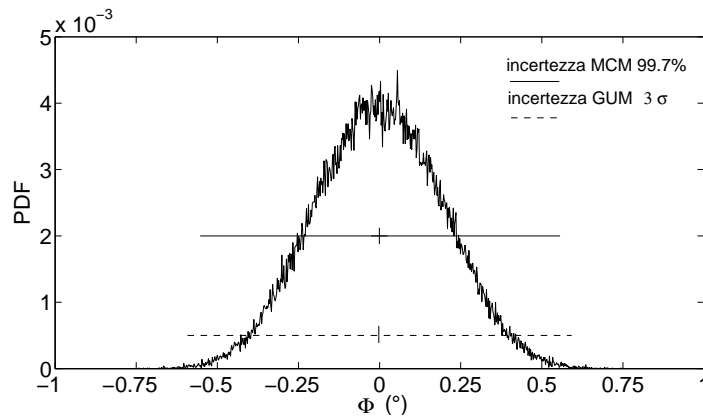


Figura 4.25: PDF di Φ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = 0$.

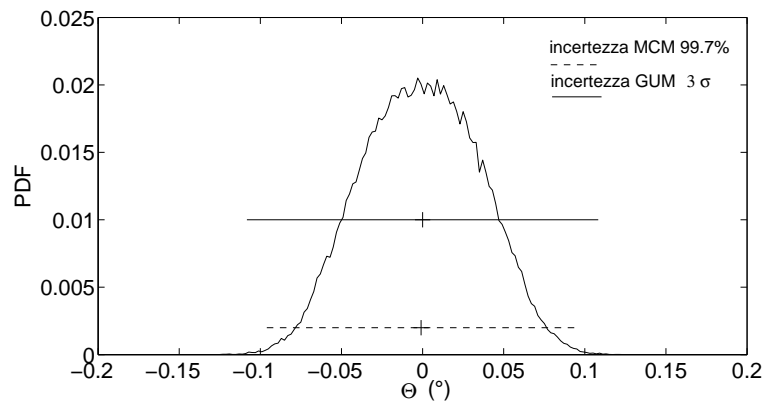


Figura 4.26: PDF di Θ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = 0$.

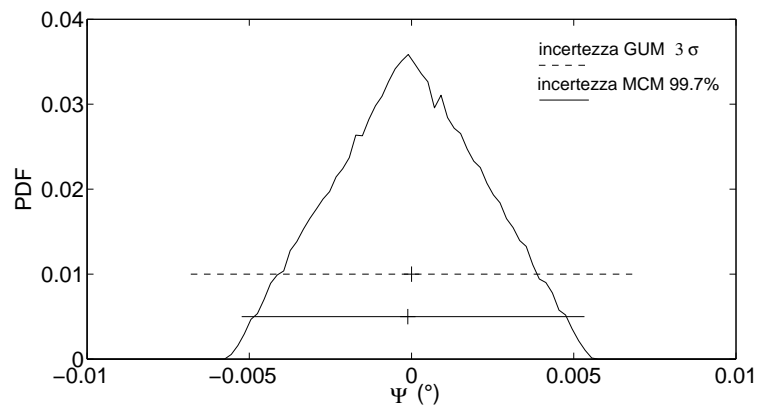


Figura 4.27: PDF di Ψ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = 0$.

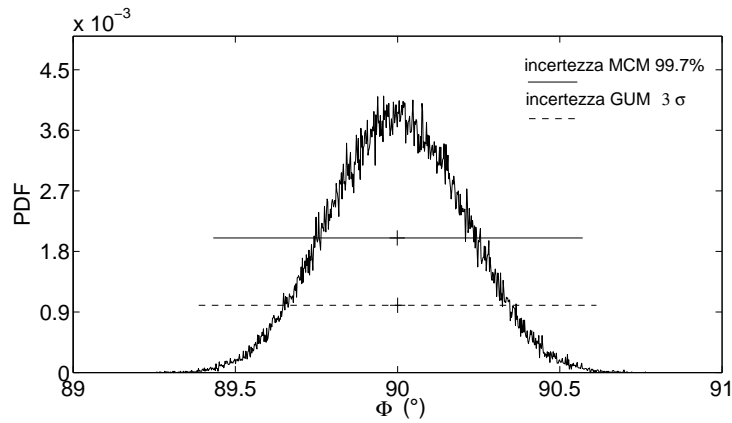


Figura 4.28: PDF di Φ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 90^\circ$.

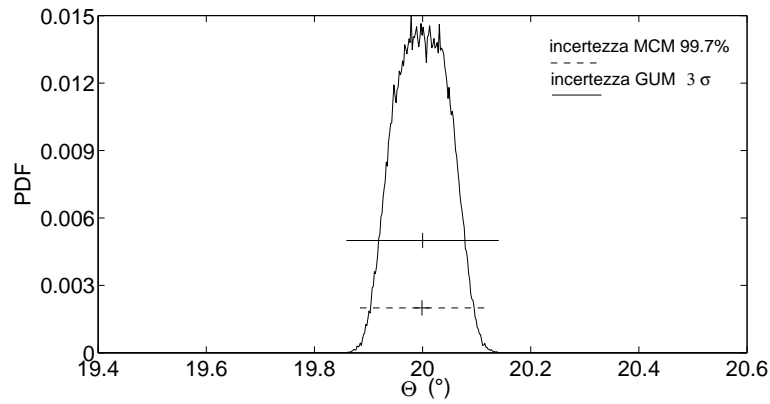


Figura 4.29: PDF di Θ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 90^\circ$.

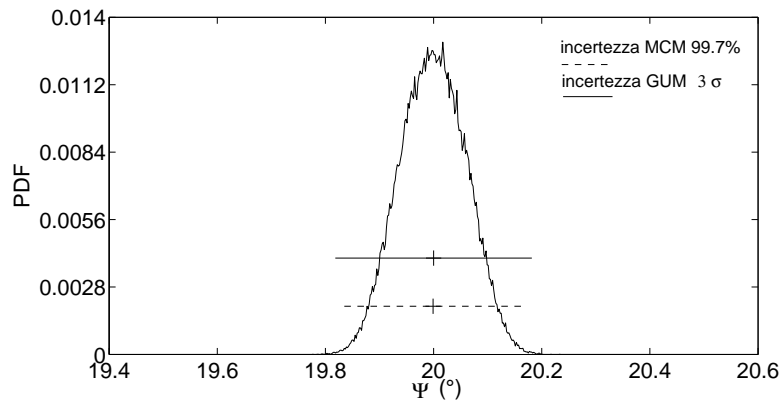


Figura 4.30: PDF di Ψ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 90^\circ$.

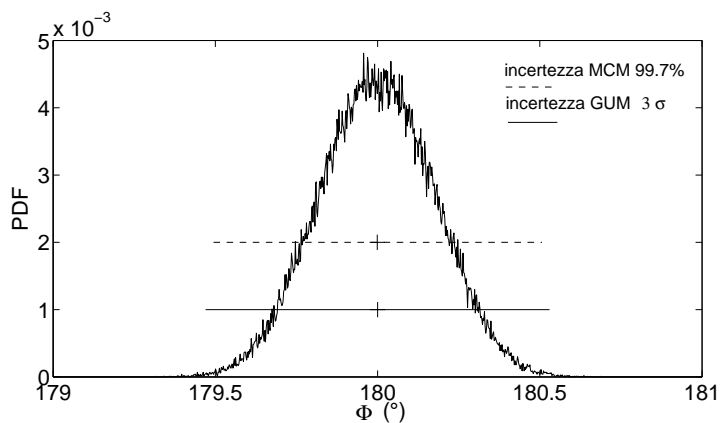


Figura 4.31: PDF di Φ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 180^\circ$.

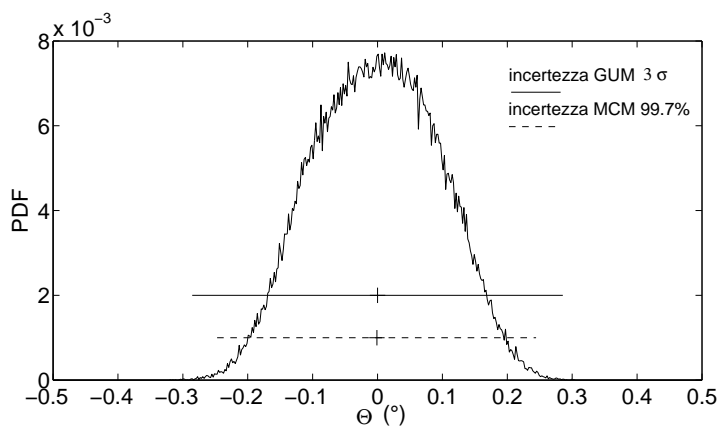


Figura 4.32: PDF di Θ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 180^\circ$.

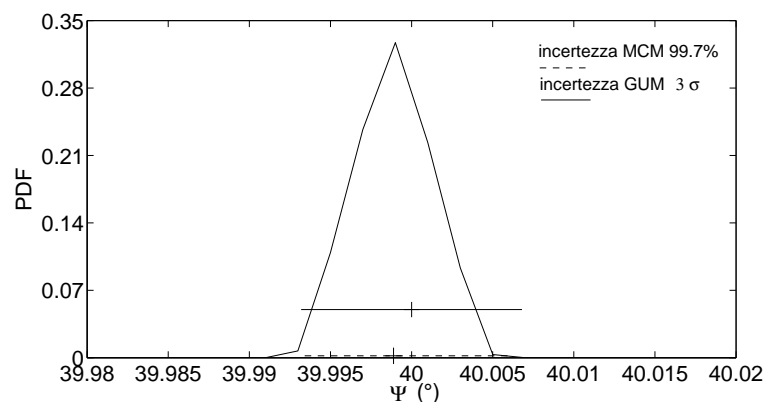


Figura 4.33: PDF di Ψ con incertezza GUM e MCM per $\alpha_1 = \alpha_3 = 0$, $\alpha_2 = 180^\circ$.

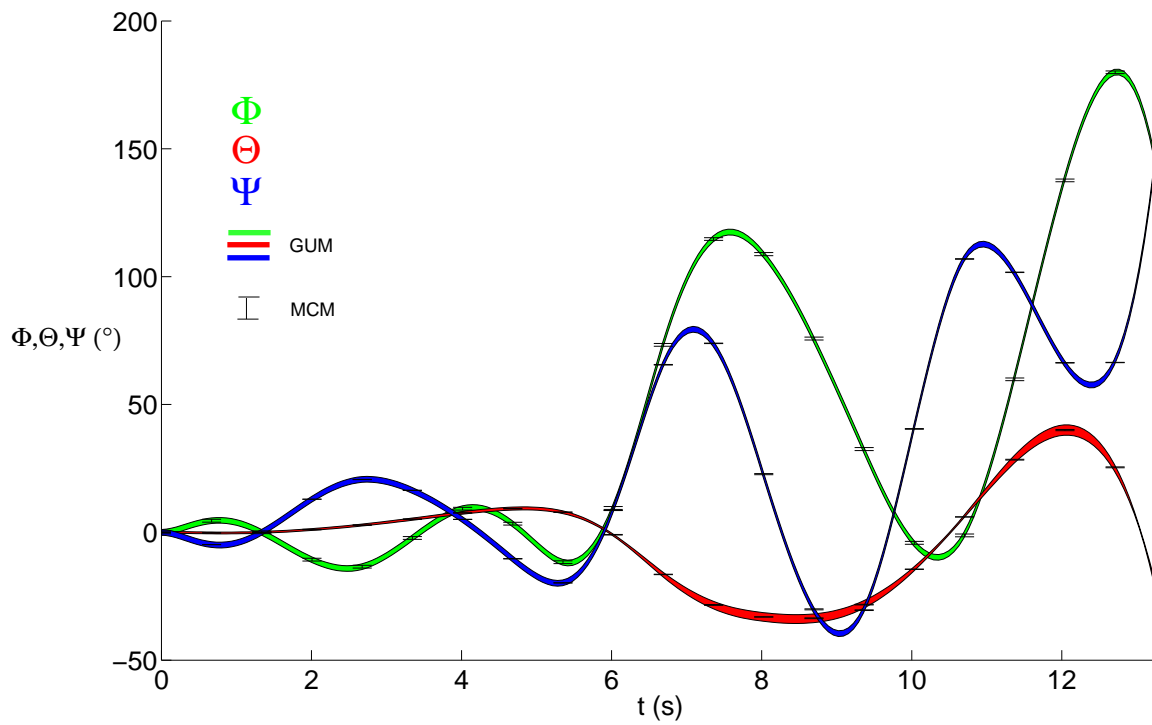


Figura 4.34: Confronto dei metodi GUM e MCM per traiettorie tipo.

Capitolo 5

Guided Mole Demonstrator

In questo capitolo viene presentato un prototipo di perforatore autonomo denominato GMD (Guided Mole Demonstrator) progettato e realizzato al CISAS, illustrandone le caratteristiche funzionali ed i risultati ottenuti in sede di collaudo presso un laboratorio.

La descrizione dell'intero sistema meccanico procede mostrando in sequenza nei paragrafi dal 5.1.1 al 5.1.6 i singoli sottosistemi suddivisi per funzionalità. Di ciascuno viene illustrato lo scopo ed il funzionamento, oltre ai principali parametri operativi.

Successivamente nel 5.2 sono esposti i risultati sperimentali ricavati in sede di collaudo del perforatore, per valutarne le prestazioni e verificare le scelte di progetto. I test sono stati eseguiti su diversi tipi di materiale roccioso, partendo dal più cedevole fino al più resistente.

Infine il 5.3 riassume i risultati ottenuti ponendo inoltre in evidenza gli aspetti di maggior criticità del sistema di scavo.

5.1 Descrizione generale

Il Guided Mole Demonstrator (GMD) è un prototipo di perforatore terrestre per testare una tecnologia di perforazione da trasferire ad un futuro Subsurface Explorer (SUBEX), che dovrà perforare ed analizzare il sottosuolo marziano mediante l'impiego di strumentazione scientifica dedicata[6].

Al Mole è richiesta la capacità di perforare ed avanzare nel sottosuolo, rimuovere i detriti prodotti dalla sua azione ed arrivare ad una profondità di almeno 100m.

Deve inoltre essere in grado di effettuare percorsi con raggio di curvatura minimo pari a 10m registrando la propria posizione con accuratezza pari almeno al 5% della profondità raggiunta.

Il sistema è collegato ad una stazione di superficie mediante un cavo per la trasmissione della potenza elettrica e dei segnali di dati ed ulteriori due cavi per l'evacuazione dei detriti prodotti.

L'unità operativa consiste di due moduli principali comprendenti 6 sottosistemi (perforazione - *boring*, avanzamento - *propulsion*, aggancio - *holding*, sterzo - *steering*, trasporto detriti - *cuttings transportation*, localizzazione - *localization*) e da un terzo modulo contenente l'elettronica di bordo.

L'intero perforatore è visibile in fig. 5.1 mentre nella tabella 5.1 si riportano i motori utilizzati nei diversi azionamenti, cui si farà riferimento nei paragrafi seguenti analizzando i singoli sottosistemi.

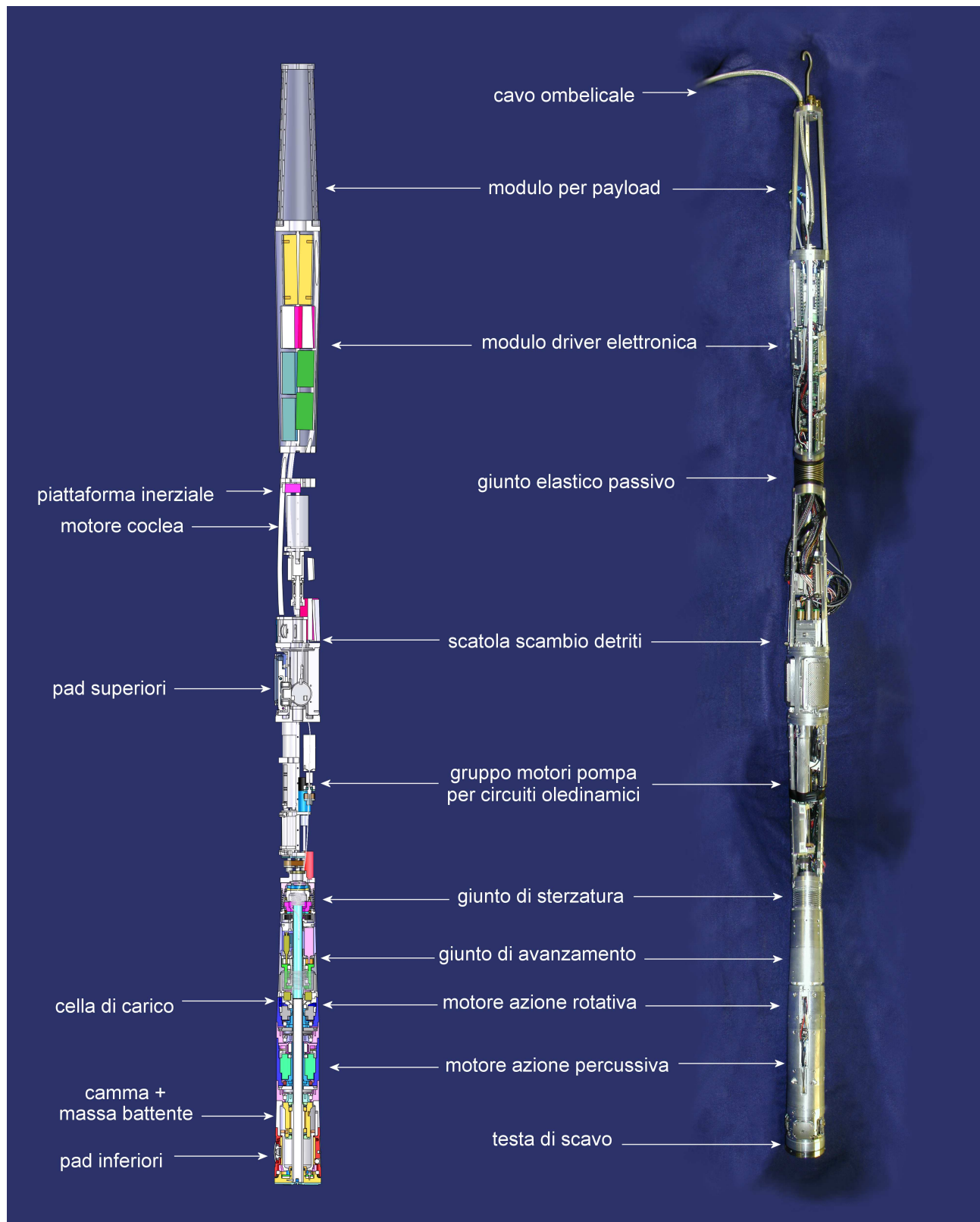


Figura 5.1: Modello Cad e visione d'insieme del Guided Mole Demonstrator.

| Sottosistema | Motore | Riduttore | Coppia [Nm] | Velocità [rpm] |
|---------------------------|----------------------|-----------|-------------|----------------|
| Perforazione - rotativo | Emoteq HT 02500 | 100:1 | 10 | 10 |
| Perforazione - percussivo | Emoteq HS 02502 | 50:1 | 22 | 40 |
| Avanzamento | Faulhaber AM 1524 | 989:1 | 1.5 | 10 |
| Aggancio | Faulhaber 2224.A0295 | 369:1 | 5.8 | / |
| Sterzo | Arsape AM 1524 | 1119:1 | 4 | / |
| Trasporto detriti | Faulhaber 3863R | 4.8 | 3.4 | 450 |

Tabella 5.1: Motori impiegati nei vari sottosistemi

5.1.1 Perforazione

L'unità di perforazione è suddivisa in due sottosistemi: un meccanismo ad effetto rotativo ed uno percussivo. Mentre il primo viene impiegato per tutti i tipi di suolo previsti, il secondo entra in azione quando la sola azione rotativa non è sufficiente per avanzare, o comunque quando il suo impiego consenta un significativo incremento delle prestazioni di scavo.

Entrambe le unità sono azionate da motori Emoteq secondo le specifiche di tab. 5.1 calettati ciascuno ad un riduttore armonico della Harmonic Drive aventi rapporto di riduzione pari a 100 per la rotazione e 50 per la percussione.

L'azione erosiva da parte della "rotation" avviene a livello della testa di scavo alla base della talpa, ove sono inseriti in maniera opportuna 5 taglienti in WC (carburo di tungsteno), visibili in fig. 5.3; la testa ruota con velocità fino a 30 rpm e trasmette una coppia massima di 10Nm (considerando un rendimento cautelativo di 0,8 al riduttore armonico ed una velocità nominale di 10rpm).

Il meccanismo di percussione impone sollecitazioni di tipo impulsivo in senso longitudinale ai taglienti, consentendo l'incisione e la frantumazione di suoli di tipo roccioso. Il principio di funzionamento si basa sulla ciclica azione di precarico e successivo rilascio di un sistema massa/molla di 0,5kg che va ad impattare direttamente sopra i taglienti. Tale massa consta di un componente in acciaio Aisi304 accoppiato mediante 3 cuscinetti ad una camma rotante dotata di un triplo profilo (fig. 5.2). Questo permette di imprimere alla massa battente un moto oscillante comprendente una fase ascendente, durante la quale una molla di costante elastica pari a 2900N/m viene compressa immagazzinando 1J di energia, ed una fase discendente in cui tale energia viene trasferita nell'impatto con i taglienti sottostanti e trasmessa al suolo.

L'azione percussiva può agire con una frequenza massima di 2Hz (2 colpi al secondo) dal momento che una velocità di rotazione maggiore potrebbe impedire il corretto funzionamento del cinematismo che consente il moto oscillante o addirittura causarne un danneggiamento tale da richiederne la sostituzione.



Figura 5.2: Massa battente accoppiata a camma a triplo profilo.



Figura 5.3: Testa di scavo. In alto la distribuzione dei taglienti, al centro in evidenza i perni di impatto per la massa battente, in basso il relativo modello Cad.

5.1.2 Avanzamento

L'avanzamento della talpa nel sottosuolo avviene in maniera peristaltica secondo lo schema illustrato in fig. 5.4. Come si può vedere intervengono tre distinti sottosistemi secondo un determinato ordine. Si tratta di due meccanismi ad espansione (v.par. 5.1.3) e di un giunto prismatico che consente un allungamento totale di 20mm.

Si individuano quindi le seguenti fasi:

- aggancio al suolo con i moduli di espansione superiori
- azione contemporanea dei moduli di perforazione e di avanzamento fino al raggiungimento del finecorsa
- espansione delle piastre inferiori e ritrazione di quelle superiori
- inversione del moto di avanzamento e ripristino delle condizioni iniziali

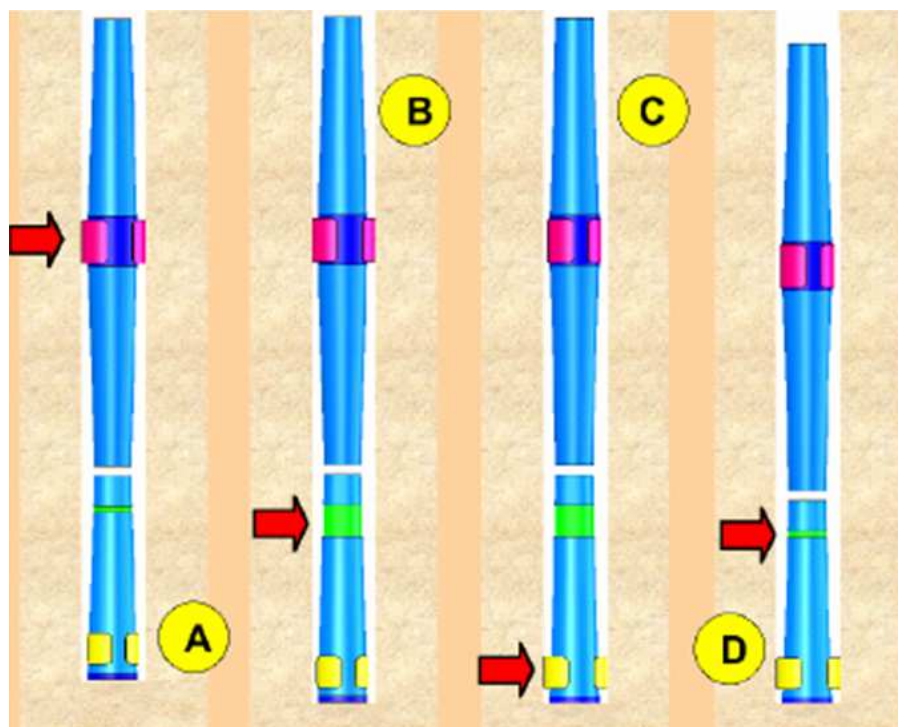


Figura 5.4: Avanzamento di tipo peristaltico della talpa nel sottosuolo; si evidenziano le diverse fasi che intervengono in ogni ciclo: aggancio superiore, perforazione e avanzamento, aggancio inferiore, accorciamento.

L'allungamento è ottenuto mediante un meccanismo basato sul principio di vite e madrevite, e nel caso in esame si è adottato un profilo trapezoidale a 4 principi; la fig. 5.5 ne illustra i particolari costruttivi.

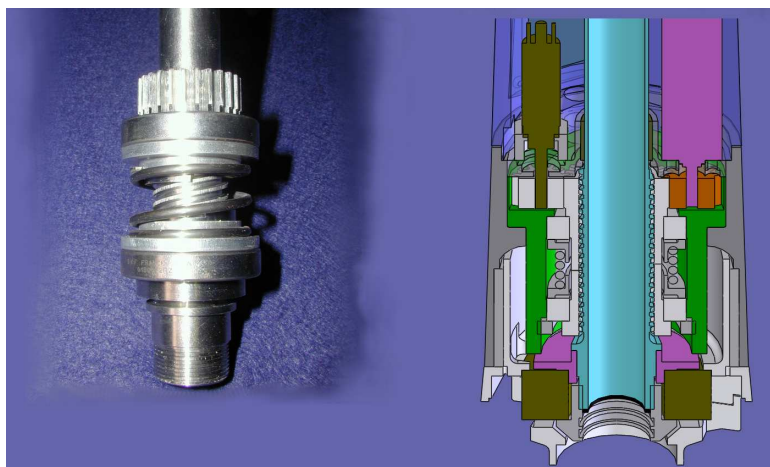


Figura 5.5: Particolare del meccanismo a vite e madrevite con cui viene azionato l'avanzamento e sezione del modello CAD dell'intero sottosistema.

La rotazione della madrevite induce una traslazione dell'albero ad essa accoppiato e di conseguenza avviene lo spostamento della parte sottostante (il modulo di perforazione); questa si muove in direzione assiale grazie alla guida fornita da un cuscinetto a strisciamento dotato di inserti longitudinali che impediscono un'eventuale rotazione relativa tra le due parti in movimento. Ciò consente, come si vedrà nel paragrafo 5.1.3, la necessaria trasmissione della coppia torcente dovuta alla rotazione della testa di scavo e che viene bilanciata dal sistema di aggancio superiore. L'azionamento avviene mediante un motore Faulhaber fuori asse ed i fine corsa vengono forniti dalla lettura di un potenziometro rotativo a 10 giri. La spinta massima ottenibile è superiore ai 100N.

5.1.3 Aggancio

Come anticipato nel paragrafo 5.1.2, il perforatore è dotato di due sistemi di vincolo che terminano con piastre ad espansione azionate da un circuito oleodinamico. Oltre a consentire la funzione di avanzamento, le piastre superiori sono necessarie all'azione di scavo in quanto reagiscono al momento torcente che nasce alla base e si trasmette lungo le parti strutturali della talpa scaricando le relative forze sul foro circostante.

I due circuiti differiscono sostanzialmente per il diverso volume di scambio di liquido, a cui corrispondono escursioni diverse alle piastre pari a 3.5mm per le inferiori e 12mm per le superiori. Entrambi sono azionati da un motore che, collegato ad un opportuno meccanismo a vite/madrevite (v.fig. 5.8), imprime una compressione ad un serbatoio a soffietti metallici, riducendone il volume e provocando il trasferimento di una soluzione a base glicolica ai singoli serbatoi ad espansione di cui sono dotate le unità terminali (v.fig. 5.6 e fig. 5.7). La pressione nominale di esercizio è pari a 3.5bar, e comunque il sistema è dimensionato per sopportare picchi di 7bar. Tali valori sono continuamente monitorati tramite due trasduttori di pressione, che forniscono quindi un valore di input a livello di controllo elettronico dell'azionamento. A questi inoltre si affiancano ulteriori sensori ad effetto hall posizionati in prossimità delle piastre, per avere un'indicazione di fine corsa.

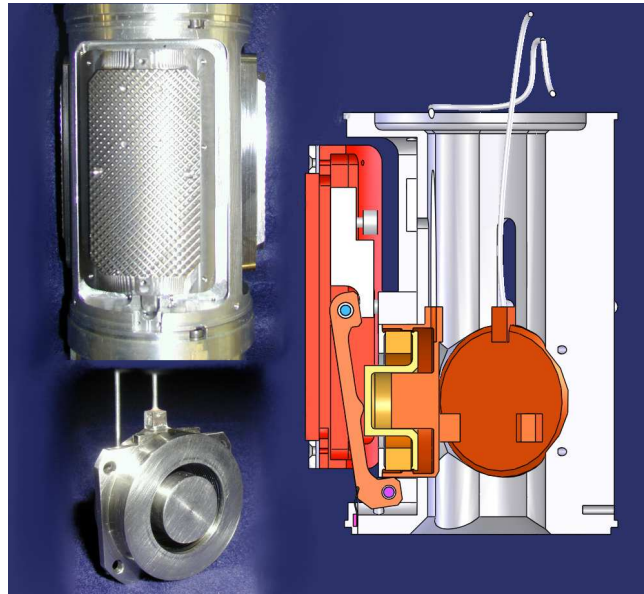


Figura 5.6: Sistema di piastre ad espansione superiore. Da notare nella sezione del modello Cad come la variazione di volume del singolo serbatoio induce lo spostamento laterale della relativa piastra mediante un meccanismo a leva.

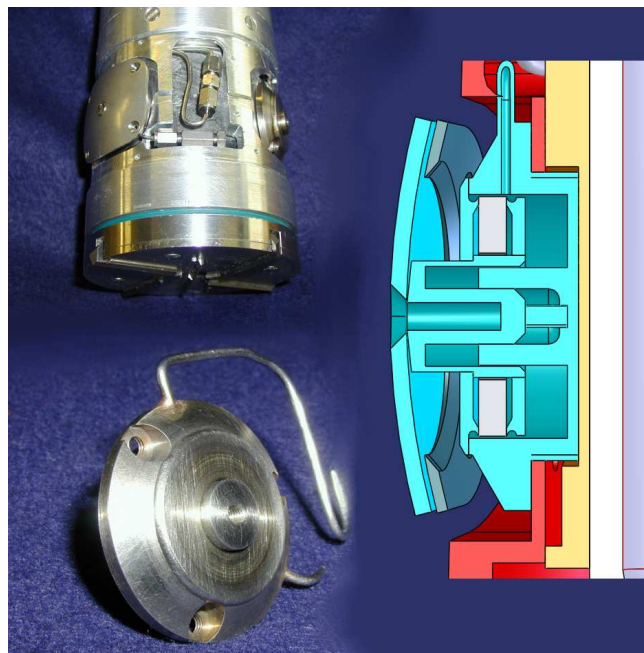


Figura 5.7: Sistema di piastre ad espansione inferiore. In questo caso l'espansione delle piastre è pari alla compressione dei soffietti metallici nei serbatoi.



Figura 5.8: Azionamenti dei circuiti oleodinamici. I motori, mediante una trasmissione a cinghia, provocano il movimento lineare di un cursore che produce la compressione del relativo serbatoio costituito da una serie di singole unità comunicanti a soffietti metallici.

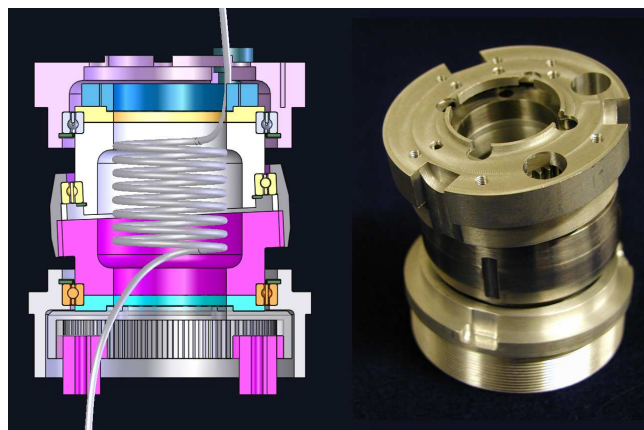


Figura 5.9: Giunto di sterzo. Da notare nella sezione l'inclinazione dell'asse del cuscinetto centrale e la caratteristica forma a spirale del tubo di trasmissione del circuito delle piastre superiori, dovendo sopportare flessioni di 10° .

5.1.4 Sterzo

Le variazioni di direzione del perforatore sono conseguite per mezzo di un giunto meccanico, il cui principio di funzionamento si basa sulla rotazione relativa di due componenti aventi per interfaccia un piano inclinato (v.fig. 5.9).

Un meccanismo di questo tipo consente inclinazioni massime pari al doppio dell'angolo di inclinazione dei singoli pezzi e nel caso in esame la variazione totale è pari a 10° . Lo schema di figura mostra tre cuscinetti, a conferma che si tratta di un meccanismo a tre gradi di libertà, tuttavia uno di questi è soppresso dall'azione di un giunto elastico esterno che consente le flessioni richieste ma impedisce la rotazione relativa delle due sezioni di talpa e permette la trasmissione della coppia, che altrimenti si scaricherebbe sui due motori impiegati per il funzionamento del giunto di steering.

Vi sono inoltre due encoder ottici da 8000 impulsi giro calettati su riduttori aventi rapporto 1119:1 per la misurazione delle rotazioni con accuratezza teorica sull'ordine del secondo d'arco. Nel capitolo 2 un analogo cinematismo è analizzato in maggior dettaglio ed in particolare ne viene illustrata la cinematica inversa con relative osservazioni.

5.1.5 Trasporto dei detriti

La strategia di scavo individuata richiede l'impiego di un sottosistema dedicato alla rimozione dei residui rocciosi che si generano nell'avanzamento. La soluzione impiegata consta di un "incanalamento" dei detriti internamente al perforatore per poi essere trasferiti ad un circuito esterno che ne consenta l'evacuazione in superficie.

La fig. 5.10 mostra in dettaglio parte della lunga coclea che, ruotando a 450 giri al minuto all'interno della talpa, intercetta il pulviscolo generato dalla frantumazione e ne provoca la progressiva risalita fino ad un recipiente di scambio (v.fig. 5.11) dove interviene il secondo circuito; questo è costituito da un cavo intrecciato che imprigiona le particelle e le trasporta all'interno di un tubo flessibile fino in superficie dove vengono scaricate.

Si deve considerare che la coclea passa attraverso sia al giunto di steering sia al propulsion; questo comporta la necessità di consentire sia flessioni angolari sia spostamenti longitudinali. Ne segue che l'elica è priva di un'anima rigida centrale che ne impedirebbe la deformazione (pur avendo una protezione interna di gomma che impedisce la ricaduta verso il basso delle particelle convogliate) ed inoltre l'intero sottosistema comprende opportuni accorgimenti che ne consentono il continuo funzionamento anche delle fasi di allungamento.

In particolare la trasmissione della coppia tra motore vincolato a telaio ed elica vincolata a seguire l'abbassamento del modulo inferiore avviene tramite un giunto di trasmissione a scorrimento assiale.

5.1.6 Localizzazione

Una missione che preveda l'esplorazione del sottosuolo richiede che la posizione della sonda che esegue le indagini sia nota con una determinata accuratezza. Nel caso in esame è consentita un'incertezza massima pari al 5% della profondità raggiunta, che si traduce in 5m per la profondità massima di 100m.

Il GMD è dotato di una piattaforma comprendente due inclinometri ed un magnetometro, più un odometro sull'unità di superficie che misura lo svolgimento del cavo per la trasmissione dei dati e della potenza. I due inclinometri offrono una stima dell'inclinazione del perforatore rispetto alla verticale con

accuratezza superiore ad 1° , mentre il magnetometro, rilevando il flusso del campo magnetico terrestre, fornisce un'indicazione di azimut con accuratezza superiore a 2.8° (a 45° di latitudine); insieme tali strumenti consentono quindi una stima dell'assetto. Queste, assieme all'ulteriore informazione data dallo svolgimento del cavo, completano lo stato del sistema in termini di posizione ed assetto.

Va precisato che l'ambiente marziano rende inutilizzabile un trasduttore a rilevazione di campo magnetico, nel qual caso si dovrebbe adottare una strategia basata sulla misurazione di grandezze diverse. Studi [16] dimostrano come l'impiego di giroscopi sufficientemente sensibili e con elevato SNR renda possibile misurare la velocità di rotazione del pianeta in termini vettoriali, consentendo quindi, assieme al vettore della gravità locale stimabile con gli inclinometri, di individuare una direzione di azimut come in precedenza con il magnetometro.



Figura 5.10: Coclea per il trasporto dei detriti internamente al perforatore.

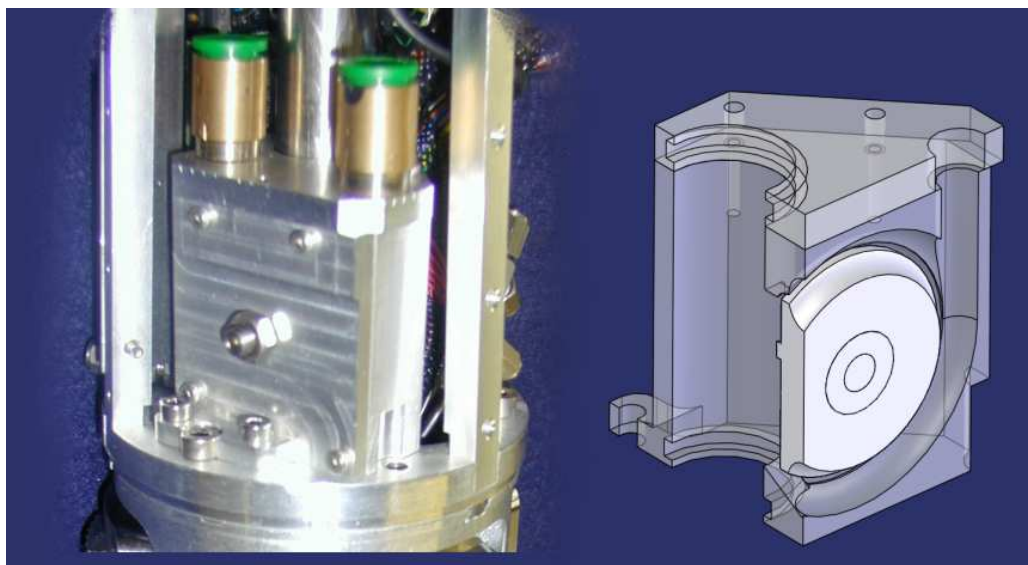


Figura 5.11: Recipiente di scambio dei detriti dal sistema interno a quello esterno.

5.2 Collaudo del GMD e risultati sperimentali

Una volta terminato l'assemblaggio di tutte le unità funzionali il GMD è stato trasferito presso il laboratorio di Tecnomare dove un'opportuna area attrezzata (v.fig. 5.12) ha consentito il collaudo dell'intero sistema [12]. Dopo aver preventivamente verificato la funzionalità dei singoli sottosistemi, il perforatore ha compiuto diverse operazioni di scavo (v.fig. 5.13) su quattro tipologie di suolo di cui la tabella 5.2 illustra le principali caratteristiche meccaniche, mentre le prestazioni rilevate sono esposte nei paragrafi successivi suddivisi per materiale.

| Materiale | Carico di rottura a compressione - (MPa) | Densità (kg/m ³) |
|-----------------------|--|------------------------------|
| Gasbeton | 5 | 500 |
| Pietra di Vicenza | 23±3 | 1930 |
| Calcestruzzo | 40±10 | 2100±100 |
| Marmo rosso di Trento | 136±13 | 2692 |

Tabella 5.2: Tipologie di suoli impiegati nei test.

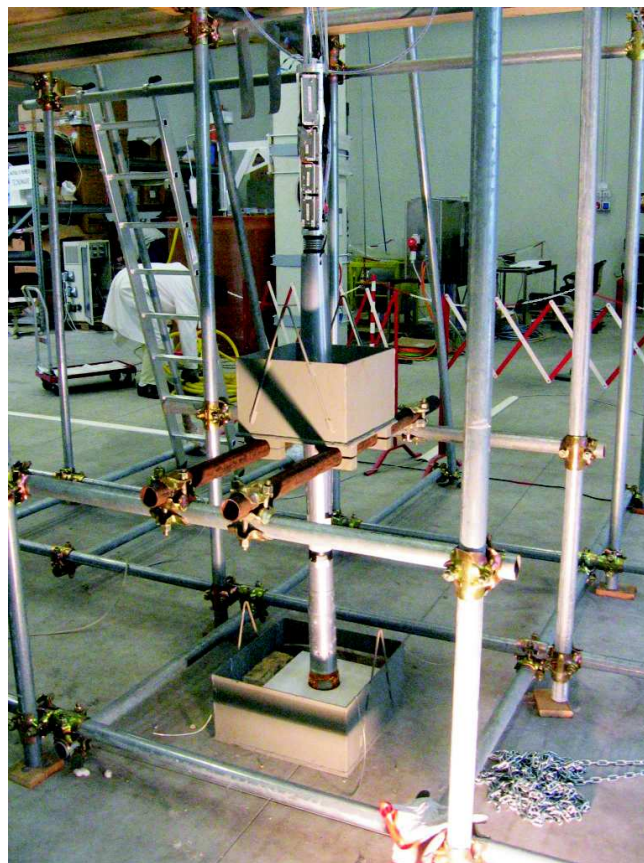


Figura 5.12: Attrezzatura di supporto del GMD in laboratorio per le prove di scavo.

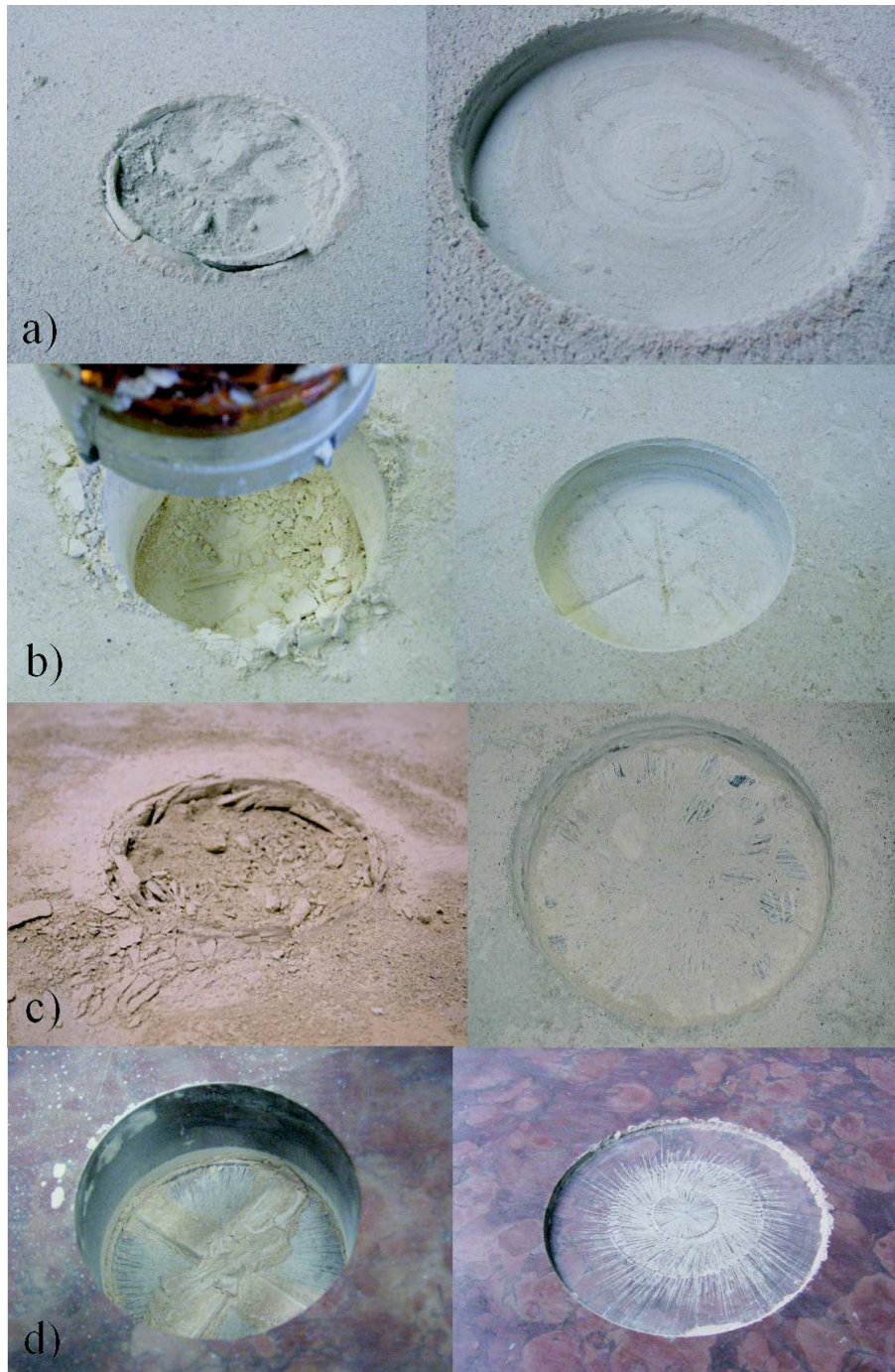


Figura 5.13: Esempi di perforazioni eseguite dal GMD su: a) Gasbeton. b) Pietra di Vicenza. c) Calcestruzzo. d) Marmo rosso di Trento.

5.2.1 Gasbeton

Il Gasbeton è un calcestruzzo cellulare espanso, ottenuto da una miscela di calce, cemento e sabbia. Si tratta di un materiale di impiego edilizio avente caratteristiche meccaniche modeste rispetto a materiali convenzionali e che si presta dunque a simulare strati superficiali di terreno relativamente cedevoli ad azioni erosive, basti pensare alla resistenza a compressione di soli 5MPa.

Come si può notare dalla tabella 5.3 per suoli di questo tipo l'azione percussiva non trova applicazione, avendone verificato l'irrilevanza, mentre è significativo notare come la velocità di avanzamento sia influenzata direttamente dalla velocità di rotazione della testa. Il caso "c" pone in evidenza sin da ora un problema funzionale legato all'immissione dei detriti convogliati dai taglienti verso il foro centrale: il pulviscolo generato dall'erosione tende a compattarsi e ad impedire l'ulteriore afflusso dello stesso verso la coclea.

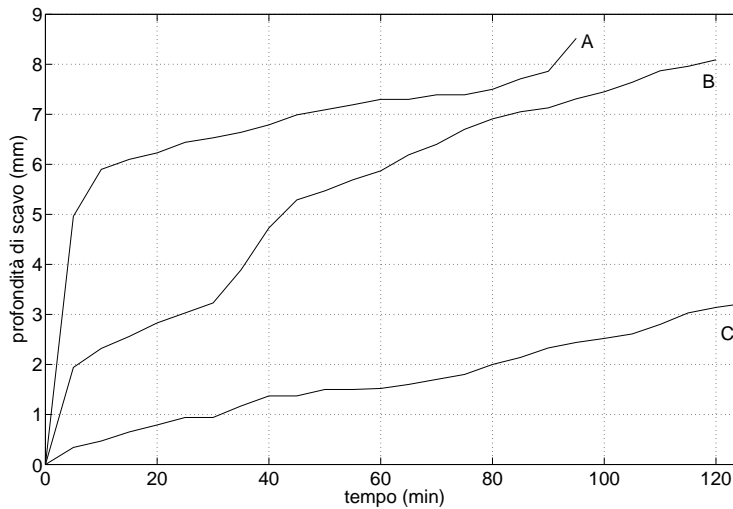


Figura 5.14: Curve di avanzamento del GMD nel gasbeton.

| Test | Forza di spinta assiale min. (N) | Rotazione (rpm) | Percussione (Hz) | Prestazioni (mm/h) |
|------|----------------------------------|-----------------|------------------|--------------------|
| A | 70 | 5 | 0 | 18 |
| B | 70 | 10 | 0 | 34 |
| C | 70 | 15 | 0 | 5 |

Tabella 5.3: Parametri di funzionamento nei test su gasbeton.

5.2.2 Pietra di Vicenza

La Pietra di Vicenza è di origine organica e come tutte le pietre sedimentarie presenta caratteristiche meccaniche piuttosto contenute rispetto al marmo ad esempio: la sua resistenza a compressione è quantificabile infatti in 23 ± 3 MPa, di conseguenza si candida come simulatore di sottosuolo successivo ai primi strati superficiali nella direzione di avanzamento del perforatore.

Anche in questo caso le prime fasi di test (caso "a") prevedono la sola rotazione, provando anche con 20 giri al minuto (anche se a scapito della coppia a disposizione) visto il valore di velocità di avanzamento notevolmente più basso del caso precedente, tuttavia si evince come sia il caso di impiegare d'ora in poi anche l'azione battente. I casi "b" e "c" dimostrano infatti un significativo incremento di prestazioni.

E' importante osservare come la velocità venga ridotta a soli 5 giri al minuto; ciò è dovuto alla tendenza all'impuntamento dei taglienti sui solchi (insufficienza di coppia disponibile) per velocità superiori. Bisogna infatti ricordare che la testa è continuamente spinta verso il basso dal sottosistema di avanzamento e quindi le incisioni generate dai taglienti costituiscono una cospicua reazione alla rotazione.

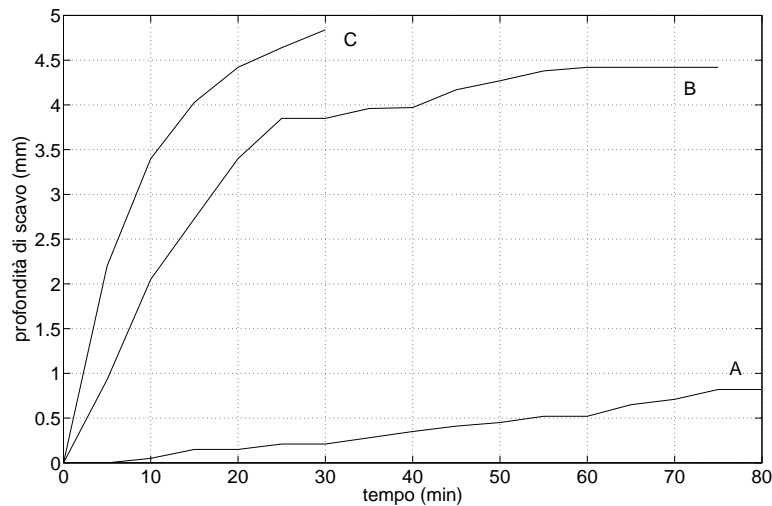


Figura 5.15: Curve di avanzamento del GMD nella pietra di Vicenza.

| Test | Forza di spinta assiale min. (N) | Rotazione (rpm) | Percussione (Hz) | Prestazioni (mm/h) |
|------|----------------------------------|-----------------|------------------|--------------------|
| A | 80 | 10; 20 dopo 1h | 0 | 0.55 |
| B | 80 | 5 | 1.3 | 10 |
| C | 80 | 5 | 1.5 | 9.5 |

Tabella 5.4: Parametri di funzionamento nei test su pietra di Vicenza.

5.2.3 Calcestruzzo

Questo materiale si differenzia dagli altri principalmente per il fatto di essere eterogeneo, nel senso che la sua struttura è costituita da una matrice di aggregati naturali immersi nel cemento, con i primi notevolmente più resistenti del secondo.

Localmente, a livello dei taglienti inseriti nella testa di scavo, questo comporta una azione erosiva variabile in funzione della distribuzione di inclusioni intercettate, mentre globalmente il materiale si pone fra la Pietra di Vicenza ed il Marmo di Trento in termini di resistenza all'avanzamento del GMD.

Le prestazioni sono paragonabili al caso della Pietra di Vicenza tuttavia ancora si osserva il progressivo peggioramento descritto in precedenza, al quale neanche la riduzione di spinta (caso "c") porta un miglioramento.

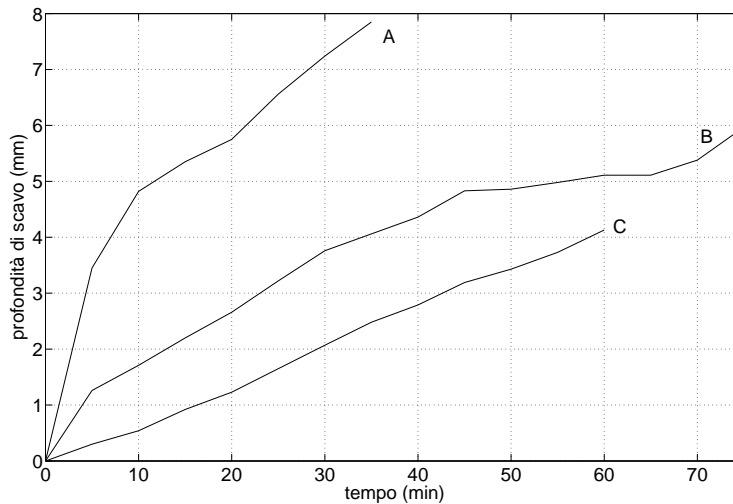


Figura 5.16: Curve di avanzamento del GMD nel calcestruzzo con inclusioni.

| Test | Forza di spinta assiale min. (N) | Rotazione (rpm) | Percussione (Hz) | Prestazioni (mm/h) |
|------|----------------------------------|-----------------|------------------|--------------------|
| A | 70 | 10 | 2 | 8.8 |
| B | 70 | 10 | 2 | 4.8 |
| C | 10 | 10 | 2 | 4.1 |

Tabella 5.5: Parametri di funzionamento nei test sul calcestruzzo con inclusioni dure.

5.2.4 Marmo rosso di Trento

Il marmo è una roccia che si forma attraverso un processo metamorfico, il quale provoca una completa ricristallizzazione del carbonato di calcio di cui è in prevalenza composto. Le elevate caratteristiche meccaniche lo rendono idoneo al fine di simulare le capacità operative del GMD in sottosuoli a profondità di decine di metri, dove modelli ed analisi geologiche della crosta marziana prevedono la presenza di strati di rocce basaltiche molto dure.

Si osserva in questo caso una notevole diminuzione della velocità di avanzamento (inferiore ai 2mm/h) a causa della durezza del materiale. Come si può vedere dal caso “c”, velocità in precedenza inapplicabili sono qui consentite per il semplice fatto che le incisioni risultanti sono di entità sufficientemente bassa da impedire l’impuntamento dei taglienti, ciononostante l’azione erosiva dovuta alla rotazione risulta ininfluenza rispetto alla percussiva.

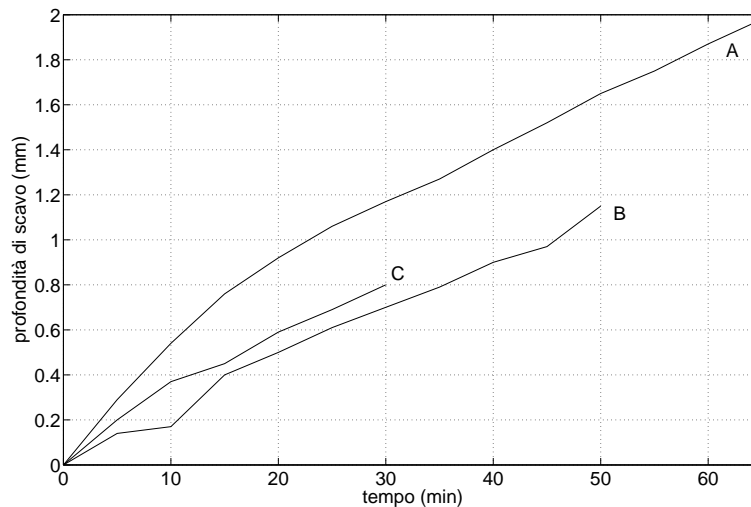


Figura 5.17: Curve di avanzamento del GMD nel marmo rosso di Trento.

| Test | Forza di spinta assiale min. (N) | Rotazione (rpm) | Percussione (Hz) | Prestazioni (mm/h) |
|------|----------------------------------|-----------------|------------------|--------------------|
| A | 70 | 2 | 2 | 1.87 |
| B | 70 | 2 | 2 | 1.38 |
| C | 70 | 30 | 2 | 1.6 |

Tabella 5.6: Parametri di funzionamento nei test su marmo rosso di Trento.

5.3 Commenti ai risultati sperimentali

La campagna di test condotti presso il laboratorio della Tecnomare Spa ha consentito di verificare le capacità operative del sistema GMD in condizioni che simulano l'ambiente marziano in termini di probabile stratigrafia che un perforatore autonomo incontrerebbe nel corso di una missione spaziale.

I risultati mostrano le prestazioni del GMD nell'avanzare attraverso diversi materiali rocciosi caratterizzati da un carico di rottura a compressione da 5MPa a 136MPa con velocità medie di avanzamento pari rispettivamente a 35mm/h e 1.6mm/h.

E' inoltre interessante notare l'interazione tra i due sistemi di scavo rotativo e percussivo in relazione al tipo di materiale da perforare, con l'esclusivo impiego del primo per i suoli poco coesi e la crescente necessità del secondo per materiali aventi caratteristiche meccaniche più elevate.

Le diverse prove hanno richiesto il funzionamento di tutti i sottosistemi integrati nella talpa e ciò ha permesso di provarne l'effettivo rispetto dei requisiti di sistema. La situazione che emerge mostra come il sottosistema di asporto dei detriti interno al perforatore necessiti di ulteriori analisi ed eventuali riconsiderazioni a livello di progetto, dal momento che per tutti i tipi di materiale scavato si verifica una situazione di intasamento all'ingresso del canale di asportazione (v.fig. 5.18). Ciò è dovuto da un lato all'impossibilità da parte della coclea di intercettare il pulviscolo direttamente a livello della zona di taglio per la presenza del tagliente trasversale centrale e dall'altro alla proprietà della polvere che si genera di agglomerarsi in maniera tale da costituire un'ostruzione al passaggio dei detriti.

Un'ispezione interna della coclea come pure il sistema di ricircolo esterno confermano comunque l'efficacia del meccanismo di risalita dei residui di scavo dal momento che il pulviscolo intercettato viene evacuato attraverso il circuito esterno.

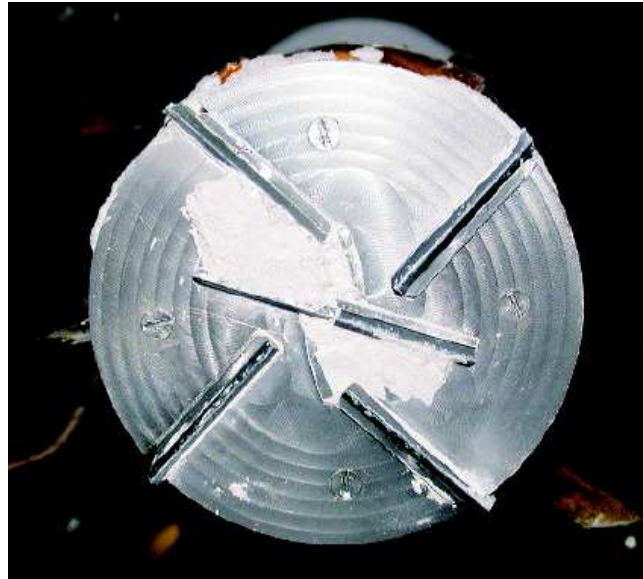


Figura 5.18: Impaccamento dei detriti in corrispondenza del foro di ingresso nella testa.

Capitolo 6

Conclusioni

Questo capitolo si articola illustrando dapprima le fasi progettuali relative ai due progetti di ricerca sviluppati e successivamente i risultati ottenuti in sede di sperimentazione e test; si accenna quindi a possibili sviluppi futuri inerenti nuove applicazioni o riconsiderazioni a livello di configurazioni strutturali.

6.1 Considerazioni sulla piattaforma mobile a 3gdl

Nell'ambito della robotica per sistemi di puntamento o di simulazione di moto è stata sviluppata una piattaforma mobile in catena aperta. Tale meccanismo presenta tre gradi di libertà, ottenuti mediante tre giunti rotoidali a cuscinetti volventi con assi di rotazione non ortogonali fra loro, bensì inclinati.

La particolare conformazione del meccanismo proposto, oltre a presentare indubbi vantaggi strutturali, si caratterizza per una differente precisione di puntamento a parità di condizioni rispetto ad un gimbal tradizionale ad assi ortogonali.

Lo studio preliminare si è basato sull'analisi cinematica diretta ed inversa, consentendo la formulazione di un modello matematico in grado di esprimere le relazioni tra gli angoli ai giunti e gli angoli di Eulero rappresentativi dell'assetto desiderato all'end-effector. Sulla base dei risultati ottenuti, opportune considerazioni hanno permesso di identificare un modello approssimato del meccanismo in ottica di implementazione in un controllo *real-time* con frequenza di campionamento pari ad 1kHz.

Maggiori informazioni sono pervenute dalla definizione e successiva analisi dello jacobiano geometrico, evidenziando questo matematicamente le configurazioni singolari del meccanismo e consentendo la formulazione degli ellipsoidi di manipolabilità in forza e in velocità, che forniscono esplicite indicazioni visive ed al tempo stesso quantitative circa le capacità di moto e di reazione a carichi esterni da parte della piattaforma.

Assunte quindi possibili traiettorie associate ad un generico payload di 4kg posto sull'end-effector, simulazioni numeriche di dinamica inversa hanno permesso di stimare le coppie ai giunti necessarie, tenendo inoltre conto di effetti indesiderati esterni nella forma di disturbi e sollecitazioni aggiuntive.

L'effettiva realizzazione della piattaforma è stata ovviamente preceduta da una modellazione CAD del sistema meccanico (necessaria anche per l'analisi dinamica, onde tener conto dei contributi dinamici

dovuti alle masse ed inerzie dei vari *link*), ed è stata affiancata da una parallela attività di studio sulle possibili tecniche di controllo del moto e loro relativa implementazione su hardware *real-time*.

Tra le diverse metodologie considerate è stato scelto un controllo del moto di tipo robusto adattativo che può essere interpretato come una soluzione che si avvale delle migliori qualità dei controlli esplicitamente robusti od adattativi, avendo il vantaggio di una ridotta complessità computazionale, robustezza nei confronti di disturbi esterni e stabilità asintotica dell'errore.

Definito quindi l'algoritmo, è stato sviluppato in ambiente SIMULINK uno schema a blocchi che in un primo tempo ha permesso di verificarne l'efficacia funzionale mediante simulazioni, e successivamente, sfruttando le capacità del toolbox *Real-time Windows target*, è stato compilato per essere eseguito in tempo reale su un hardware composto dal medesimo PC in cui è stato generato ed avente una scheda multifunzione PCI per interfacciarsi al modello reale tramite i driver di potenza che comandano i tre motoriduttori montati sul robot.

A dimostrazione della versatilità di impiego di una tale piattaforma sono state previste diverse modalità di comando a seconda degli eventuali settori di impiego. Il meccanismo infatti può inseguire automaticamente traiettorie precedentemente inserite nell'algoritmo di controllo (in maniera sequenziale o aggiornandole sulla base delle informazioni provenienti da un determinato processo esterno), può altresì essere comandato manualmente mediante un joystick in maniera tale da disporre l'end-effector secondo una direzione imposta dalla mano di un operatore oppure muovendo gli assi di rotazione singolarmente, può inoltre fungere da piattaforma di puntamento/inseguimento di target mobili grazie alla possibilità di integrarsi con un sistema di visione (quale ad esempio una semplice webcam) il cui output viene elaborato in tempo reale dall'algoritmo di controllo al fine di mantenere l'asse ottico e quindi l'end-effector allineato con un determinato obiettivo. Quest'ultima applicazione in particolare è di notevole interesse in svariati ambiti di crescente interesse e ad elevato livello tecnologico quali: sistemi di ricetrasmisione ottica, sistemi autonomi di visione per manovre di *rendezvous&docking* in missioni spaziali.

Allo scopo di evidenziare vantaggi e svantaggi, in termini di precisione di puntamento del sistema proposto, è stata inoltre condotta un'analisi dell'incertezza mediante l'utilizzo di tre differenti metodologie di rappresentazione e di propagazione dell'incertezza stessa. In particolare, è stato seguito un approccio probabilistico per la rappresentazione dell'incertezza, utilizzando sia la formula raccomandata nella GUM sia il metodo di simulazione di Monte Carlo per la propagazione. L'analisi condotta ha evidenziato che il meccanismo proposto, rispetto ad un gimbal tradizionale ad assi ortogonali, presenta un'incertezza anche considerevolmente inferiore sugli angoli di Eulero Θ e Ψ , a fronte di una prestazione limitatamente inferiore sull'angolo di Eulero Φ .

6.2 Considerazioni sul GMD

L'altra attività curata in sede di dottorato si inserisce nell'ambito dei sistemi meccanici per dispositivi autonomi di perforazione del sottosuolo, settore dell'ingegneria attualmente sostenuto dall'esigenza di individuare soluzioni tecnologiche da applicare in missioni spaziali dedicate all'approfondimento delle attuali conoscenze relative a determinati aspetti degni di indagine e per verificare modelli teorici preventivamente sviluppati.

Nel caso in esame il lavoro svolto ha contribuito alla realizzazione ed al successivo collaudo di

un perforatore autonomo chiamato GMD (*Guided Mole Demonstrator*), consentendo di valutarne le prestazioni e di caratterizzarne il comportamento su diversi materiali di prova.

In sede di progetto ciascun sottosistema del perforatore è stato dimensionato e selezionato sulla base dei requisiti imposti e dell'integrazione con le altre sottounità, in modo da conseguire una configurazione ottimale dal punto di vista degli ingombri ed al tempo stesso delle capacità operative.

Una volta assemblate e collaudate le diverse unità costituenti (testa di scavo, unità percussiva, impianto idraulico per l'espansione delle piastre di vincolo, giunto di allungamento, giunto di sterzo...), le prestazioni dell'intero sistema in termini di efficacia e velocità di avanzamento sono state verificate effettuando diverse sequenze di perforazione su materiali a crescenti caratteristiche meccaniche e variando caso per caso diversi parametri operativi (velocità di rotazione, spinta assiale, impiego dell'effetto percussivo...), onde poterne valutare la rilevanza in relazione alle diverse condizioni.

Le prove sono state eseguite sui seguenti materiali: Gasbeton, Pietra di Vicenza, cemento con inclusioni dure, Marmo di Trento. A tensioni di rottura a compressione variabili a seconda del materiale da 3MPa a 136 ± 13 MPa, corrispondono rispettivamente velocità di avanzamento da 35mm/h a 1.87mm/h.

E' interessante osservare come, a seguito della campagna di test eseguiti su diversi tipi di materiale roccioso, non siano state rilevate significative riduzioni di prestazioni nei componenti maggiormente soggetti ad usura quali ad esempio i taglienti alla base e gli organi di attuazione meccanica più sollecitati (cuscinetti per la guida della massa battente, boccole guida per le piastre ad espansione, tenute nei circuiti idraulici...)

Tuttavia è da registrare la tendenza all'impaccamento dei detriti di scavo in corrispondenza dell'interfaccia di incanalamento tra l'ingresso nella testa e la coclea sovrastante, che ha il compito di intercettare e trasportare i residui prodotti nella frantumazione. Questo si traduce nella perdita della funzionalità che consente l'avanzamento nel sottosuolo, altrimenti impedito dal progressivo impaccamento dei detriti. Ciò comporta la necessità di individuare opportuni accorgimenti per modificare eventualmente i fattori che intervengono o in alternativa prevedere un nuovo design del sistema di scavo associato al recupero dei detriti.

Matrici B e C del modello dinamico della piattaforma

Matrici B e C del modello dinamico del manipolatore fornite dalla formulazione di Lagrange

$$B = \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{13} \\ b_{21} & b_{22} & b_{23} \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} \end{bmatrix} \text{ matrice d'inerzia del manipolatore in forma simbolica}$$

$$C = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} \end{bmatrix} \text{ matrice dei termini centrifughi e di Coriolis del manipolatore in forma simbolica}$$

$$b_{11} = 5.12 \times (-.239e-1 \times s(1) \times s(2) + 2.25e-1 \times c(1) \times c(2) - 2.25e-1 \times c(1) \times s(2) - (.239e-1 \times s(1) \times s(2) + 2.25e-1 \times c(1) \times c(2) - 2.25e-1 \times c(1) \times s(2) + 5.12 \times (-.239e-1 \times c(1) \times s(2) - 2.25e-1 \times s(1) \times c(2) + 2.25e-1 \times s(1) \times s(2) + 3.80e-2 + 3.42 \times (.846e-3 \times s(2) + 2.97e-3 + 3.91e-4 \times c(2)) \times s(2) + (-.170e-6 \times s(2) - 7.70e-3 + 7.71e-3 \times c(2)) \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) + (.115e-3 \times s(2) + 3.50e-2 + 4.65e-3 \times c(2)) \times (.883 + 1.17 \times c(2)) + (.837e-2 \times s(2) \times c(3) + 2.45e-1 \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times c(3)) \times (-.342 \times s(2) \times c(3) + (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times s(3)) + (.837e-2 \times s(2) \times c(3) + 2.45e-1 \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times c(3)) \times (-.342 \times s(2) \times c(3) + (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times s(3)) + (.238e-1 + 3.15e-2 \times c(2)) \times (.883 + 1.17 \times c(2))$$

$$b_{12} = 4.56 \times (-.239e-1 \times s(1) \times s(2) + 2.25e-1 \times c(1) \times c(2) - 2.25e-1 \times c(1) \times s(2)) \times (-.342 \times c(1) \times (.819e-2 \times c(2) + 6.18e-1) + 2.25e-1 \times s(1) \times s(2) - 2.11e-1 \times c(1) \times c(2) + 2.11e-1 \times c(1) \times s(2) + 4.56 \times (-.239e-1 \times c(1) \times s(2) - 2.25e-1 \times s(1) \times c(2) + 2.25e-1 \times s(1) \times s(2) + 3.80e-2 + 3.42 \times (.846e-3 \times s(2) + 2.97e-3 + 3.91e-4 \times c(2)) \times s(2) + (-.170e-6 \times s(2) - 7.70e-3 + 7.71e-3 \times c(2)) \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) + (.115e-3 \times s(2) + 3.50e-2 + 4.65e-3 \times c(2)) \times (.883 + 1.17 \times c(2)) + (.837e-2 \times s(2) \times c(3) + 2.45e-1 \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times c(3)) \times (-.342 \times s(2) \times c(3) + (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times s(3)) + (.238e-1 + 3.15e-2 \times c(2)) \times (.883 + 1.17 \times c(2))$$

$$b_{13} = (.837e-2 \times s(2) \times c(3) + 2.45e-1 \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times c(3)) \times ((c(1) \times c(2) - 1.0 \times 937 \times s(1) \times s(2)) \times c(3) + (-1.0 \times 937 \times c(1) \times s(2) - 883 \times s(1) \times c(2) - 1.17 \times s(1) \times s(2) + (-.837e-2 \times s(2) \times c(3) + 2.45e-1 \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times c(3)) \times (-1.0 \times 937 \times s(1) \times s(2) - 883 \times s(1) \times c(2) - 1.17 \times s(1) \times s(2) + 2.25e-1 \times s(1) \times c(2) + 2.25e-1 \times s(1) \times s(2) + 3.80e-2 + 3.42 \times (.846e-3 \times s(2) + 2.97e-3 + 3.91e-4 \times c(2)) \times s(2) + (-.170e-6 \times s(2) - 7.70e-3 + 7.71e-3 \times c(2)) \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) + (.115e-3 \times s(2) + 3.50e-2 + 4.65e-3 \times c(2)) \times (.883 + 1.17 \times c(2)) + (.837e-2 \times s(2) \times c(3) + 2.45e-1 \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times c(3)) \times (-.342 \times s(2) \times c(3) + (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times s(3)) + (.238e-1 + 3.15e-2 \times c(2)) \times (.883 + 1.17 \times c(2))$$

$$b_{21} = 4.56 \times (-.239e-1 \times s(1) \times s(2) + 2.25e-1 \times c(1) \times c(2) - 2.25e-1 \times c(1) \times s(2)) \times (-.342 \times c(1) \times (.819e-2 \times c(2) + 6.18e-1) + 2.25e-1 \times s(1) \times s(2) - 2.11e-1 \times c(1) \times c(2) + 2.11e-1 \times c(1) \times s(2) + 4.56 \times (-.239e-1 \times c(1) \times s(2) - 2.25e-1 \times s(1) \times c(2) + 2.25e-1 \times s(1) \times s(2) + 3.80e-2 + 3.42 \times (.846e-3 \times s(2) + 2.97e-3 + 3.91e-4 \times c(2)) \times s(2) + (-.170e-6 \times s(2) - 7.70e-3 + 7.71e-3 \times c(2)) \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) + (.115e-3 \times s(2) + 3.50e-2 + 4.65e-3 \times c(2)) \times (.883 + 1.17 \times c(2)) + (.837e-2 \times s(2) \times c(3) + 2.45e-1 \times (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times c(3)) \times (-.342 \times s(2) \times c(3) + (-.341 + 3.41 \times c(2)) \times s(3)) + (.238e-1 + 3.15e-2 \times c(2)) \times (.883 + 1.17 \times c(2))$$

Matrice Regressore Y

Bibliografia

- [1] F. Alonge, et al.: *An adaptive control law for robotic manipulator without velocity feedback*, Control Engineering Practice, vol.11 ,pp. 999-1005, 2003
- [2] F. Alonge, et al.: *Globally convergent adaptive and robust control of robotic manipulators for trajectory tracking*, Control Engineering Practice, vol.12 ,pp. 1091-1100, 2004
- [3] M. Anttila, et al.: *THE MICRO ROSA2 ACTIVITY - CONCLUSION AND FUTURE PLANS*, 7th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation, ASTRA 2002, ESTEC Noordwijk The Netherlands, 19-21 November 2002
- [4] M.A. Arteaga: *Robot control and parameter estimation with only joint position measurements*, Automatica, vol.39 ,pp.67-73, 2003
- [5] R. Bucher, et al.: *Rapid controller prototyping with Matlab/Simulink and Linux*, Control Engineering Practice, n.14, pp.185-192, 2006
- [6] R. Campaci, et al.: *DESIGN AND OPTIMIZATION OF A TERRESTRIAL GUIDED MOLE FOR DEEP SUBSOIL EXPLORATION - BORING PERFORMANCE EXPERIMENTAL ANALYSES*, Proc. 'ISAIRAS 2005 Conference', Munich, Germany, 5-8 September 2005
- [7] C. Centioli, et al.: *Using Real Time Workshop for rapid and reliable control implementation in the Frascati Tokamak Upgrade Feedback Control System running under RTAI-GNU/Linux*, Fusion Engineering and Design, n.74, pp.593-597, 2005
- [8] R. Chartrand: *Numerical differentiation of noisy, nonsmooth data*, Los Alamos National Laboratory, 13 December 2005
- [9] S. Chiaverini, et al.: *An Adaptive Force/Position Control Scheme for Robot Manipulators*, APPLIED MATHEMATICS AND COMPUTER SCIENCE, vol. 7, no. 2, pp. 293-303, 1997
- [10] A. Colubi, et al.: *Simulation of Random Fuzzy Variables: An Empirical Approach to Statistical/Probabilistic Studies With Fuzzy Experimental Data*, IEEE TRANSACTIONS ON FUZZY SYSTEMS, VOL. 10, NO. 3, JUNE 2002
- [11] P.I. Corke, et al.: *A computer tool for simulation and analysis:the Robotics Toolbox for MATLAB*, CSIRO Division of Manufacturing Technology, 27 September 2000
- [12] M.Danilo: *Guided Mole Acceptance TestReport*, 28 May 2007

- [13] W.E. Dixon, et al.: *Fault Detection for Robot Manipulators with Parametric Uncertainty: A Prediction-Error-Based Approach*, IEEE Trans. on Robotics and Automation, vol.16, n.6, December 2000
- [14] C.Ferretti, et al.: *Technical Annex ESA - Guided Mole Development Demonstration*, 30 April 2003
- [15] A.Gentile, et al.: *Measurement of the inertia tensor: An experimental proposal*, Measurement Vol.16, pp.241-254, 1995
- [16] M.Giacometti: *STUDIO E ANALISI DELLA STRUMENTAZIONE DI BORDO DI UN PERFORATORE AUTONOMO*, Tesi di laurea, Maggio 2004
- [17] GUM: *GUIDE TO THE EXPRESSION OF UNCERTAINTY IN MEASUREMENT*, 2006
- [18] A. Harris, et al.: *ALIGNMENT AND TRACKING OF A FREE-SPACE OPTICAL COMMUNICATIONS LINK TO A UAV*, School of Electrical & Computer Engineering, The University of Oklahoma, Tulsa, Oklahoma USA, 2005
- [19] E. Jerby, et al.: *The Microwave Drill*, Science, Vol. 298, No. 5593, pp.587-589, 2002
- [20] P.K. Khosia, et al.: *An Algorithm to Estimate Manipulator Dynamics Parameters*, Department of Electrical and Computer Engineering, The Robotics Institute Carnegie Mellon University Pittsburgh, Pennsylvania 15213, March 1987
- [21] K. Krajick: *New Drills Augur a Great Leap Downward*, Science, Vol. 283, No. 5403, pp.781-783, 1999
- [22] F.L. Lewis, et al.: *Robot Manipulator Control - Theory and Practice*, Marcel Dekker, New York, 2004
- [23] W.S. Lu, et al.: *Regressor Formulation of Robot Dynamics: Computation and Application*, IEEE Trans. on Robotics and Automation, vol.9, n.3, June 1993
- [24] W.S. Lu, et al.: *Recursive Computation of Manipulator Regressor and Its Application to Adaptive Motion Control of Robots*, IEEE Pacific Rim Conference on Computers and Signal Processing, May 9-10, 1991
- [25] A. Machelli, et al.: *Controllo di azionamenti elettrici con Real-Time Linux: dalla simulazione all'implementazione*, LAR DEIS Università di Bologna, 12 Dicembre 2006
- [26] P.G. Magnani, et al.: *Deep drill (DeeDri) for Mars application*, Planetary and Space Science, Vol. 52, pp.79-82, 2004
- [27] V.G. Melkinov: *A new method for inertia tensor and center of gravity identification*, Nonlinear Analysis, vol. 63, pp.1377-1382, 2005
- [28] P.J. Mosterman, et al.: *Embedded Real-Time Control via MATLAB, Simulink, and xPC Target*, The MathWorks, Inc., 30 December 2004

- [29] M. Pertile, et al.: *ANALISI DELL'ACCURATEZZA DI UN SISTEMA DI PUNTAMENTO A 3 G.D.L. PER TELECOMUNICAZIONI E SISTEMI DI VISIONE*, XIX CONGRESSO NAZIONALE AIDAA, FORLÌ (FC), 17-21 settembre 2007
- [30] C. Schedlinski, et al.: *A SURVEY OF CURRENT INERTIA PARAMETER IDENTIFICATION METHODS*, Mechanical Systems and Signal Processing, Vol.15, pp.189-211, 2001
- [31] L. Sciavicco, et al.: *Robotica industriale - modellistica e controllo di manipolatori*, McGraw-Hill Italia, 2000
- [32] L. Sciavicco, et al.: *Lagrange and Newton/Euler dynamic modelling of a gear driven rigid robot manipulator with inclusion of motor inertia effects*, Advanced Robotics, vol.10 n.3, pp.317-334, 1996
- [33] B. Siciliano, et al.: *ADAPTIVE COMPLIANT CONTROL OF ROBOT MANIPULATORS*, Control Eng. Practice, Vol 4, No.5, pp.705-712, 1996
- [34] C.Y. Su, et al.: *Real-Time Implementation of Regressor-Based Sliding Mode Control Algorithm for Robotic Manipulators*, IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRIAL ELECTRONICS, VOL. 40, NO. 1, FEBRUARY 1993
- [35] J. Suh, et al.: *A Study on Comparison between the Propagation of Uncertainty by GUM and Monte-Carlo Simulation*, Journal of the Korean Chemical Society, Vol. 47, No. 1, 2003
- [36] L. Villani, et al.: *An Experimental Study of Adaptive Force/Position Control Algorithms for an Industrial Robot*, IEEE Trans. on Control Systems Technology, vol.8, pp.777-786, September 2000
- [37] R.L. Williams, et al.: *SPHERICALLY-ACTUATED PLATFORM MANIPULATOR*, Proceedings of DETC2000 ASME Design Engineering Technical Conference, 10-13 September 2000

Indice analitico

- accoppiamento cinematico, 11
- Aggancio, 100
- Alimentatore, 57
- angoli
 - ai giunti, 11
- Analisi dell'incertezza, 71
- angoli
 - di Eulero, 11
- ASI, 5
- asse ottico, 65
- assetto, 104
- Avanzamento, 99
- azimut, 104

- Beagle 2, 4
- beccheggio, 57

- calcestruzzo, 109
- campo magnetico, 104
- catena cinematica, 9
- cemento, 109
- cinematica
 - differenziale, 22
 - diretta, 76
 - inversa, 11, 57
- CISAS, 1, 95
- coclea, 103
- coefficiente di sensibilità, 76
- coefficienti di sensibilità, 73
- compensazione non lineare, 50
- confidenza
 - intervallo di, 73
 - livello di, 73
- controllo
 - a dinamica inversa, 45
 - adattativo, 50
 - centralizzato, 40
 - decentralizzato, 40
 - PD, 43
 - robusto, 49
 - robusto adattativo, 53

- DEEDRI, 5
- disturbi, 59
- disturbo, 40, 55, 57
- Drilling and Sampling Subsystem, 5

- ellissoide
 - di manipolabilità dinamica, 33
 - di manipolabilità in velocità, 26
- Emoteq, 97
- encoder, 55, 103
- ESA, 1

- Faulhaber, 100
- filtraggio analogico, 59
- frequenza
 - di campionamento, 69
- frequenza di campionamento, 55

- Gasbeton, 107
- gimbal, 2
- giochi meccanici, 64
- giroscopio, 104
- GMD, 95
 - aggancio, 100
 - avanzamento, 99
 - localizzazione, 103
 - perforazione, 97
 - sterzo, 103
 - trasporto detriti, 103
- grado di confidenza, 71
- guadagno, 59

- Guided Mole Demonstrator, 1, 7
- GUM, 71
- hall, 100
- hardware, 55
- Harmonic Drive, 97
- Honeybee Robotics, 5
- Humusoft, 55, 57
- incertezza, 64, 74, 103
 - propagazione, 40
- incertezza standard, 73
- inchworm mole, 5
- inclinometro, 103
- intervallo di confidenza, 72
- Jacobiano geometrico, 22
- jacobiano geometrico, 23
- joystick, 57
- JPL, 4
- Kaydon, 74
- kernel, 54
- lander, 5
- linguaggio C, 54
- Localizzazione, 103
- Lyapunov, 43, 47, 50, 54
- magnetometro, 103
- manipolabilità
 - misura di, 26
- marmo rosso di Trento, 110
- Mars Sample Return, 69
- Mars Subsurface Explorer, 4
- Marte, 4
- microonde, 4
- Microwave Drill, 4
- modello dinamico, 40, 41, 55
- Mole, 95
- Monte Carlo, 71, 87
- motori utilizzati, 95
- Newton-Eulero, 59
- odometro, 103
- parametri dinamici, 50, 52
- payload, 52, 53
- Perforazione, 97
- peristalsi, 99
- piattaforma di Gough/Stewart, 2
- Pietra di Vicenza, 108
- PLUTO, 4
- potenziometro, 57, 100
- probabilità
 - distribuzione di, 73
- rango, 25
- Real-time Windows target, 54, 57
- regressore, 50
- rendezvous, 2
- ricetrasmisione, 65
- ridondanza, 22
- robot, 2
- Robotic Industries Association, 2
- rollio, 57
- RTG, generatore termoelettrico a radioisotopi, 5
- rumore bianco, 59
- Schema cinematico del meccanismo, 9
- sensore Hall, 57
- Simulink, 54
- singolarità cinematica, 25
- sistema
 - multivariabile, 41
- sogliatura, 65
- spazio
 - dei giunti, 25, 28, 33, 39
 - delle velocità, 26
 - operativo, 22, 25, 26, 32, 33, 39
- stabilità
 - globalmente asintotica, 51
- Sterzo, 103
- SUBEX, 95
- Subterrene, 4
- target, 65
- Taylor
 - serie di, 73
- Tecnomare, 1, 105, 111

teleoperazione, 57
Trasporto detriti, 103
vibrazioni, 57
webcam, 65