

Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați
Școala doctorală de Inginerie Mecanică și Industrială



TEZĂ DE DOCTORAT

(Rezumat)

ANALIZA GEOMETRICĂ, CINEMATICĂ ȘI DINAMICĂ A UNUI NOU MECANISM PARALEL DE TIP 6RSS

**Doctorand,
Ing. LUCIAN MILICA**

**Conducător științific,
Prof. univ. dr. ing. GABRIEL ANDREI**

**Seria I 6: Inginerie mecanică Nr. 46
GALAȚI
2018**

Universitatea „Dunărea de Jos” din Galați
Școala doctorală de Inginerie Mecanică și Industrială



TEZĂ DE DOCTORAT

(Rezumat)

ANALIZA GEOMETRICĂ, CINEMATICĂ ȘI DINAMICĂ A UNUI NOU MECANISM PARALEL DE TIP 6RSS

Doctorand,

Ing. LUCIAN MILICA

Președinte,

Prof. univ.dr. ing. IULIAN-GABRIEL BÎRSAN

Conducător științific,

Prof. univ.dr. ing. GABRIEL ANDREI

Referenți științifici:

Prof. univ.dr. ing. D.H.C. ANTON HADĂR

Prof. univ.dr. ing. DAN SĂVESCU

Prof. univ.dr. ing. ELENA MEREUȚĂ

Seria I 6: Inginerie mecanică Nr. 46

GALAȚI

2018

CUVÂNT ÎNAINTE

În prezent, pentru o serie întreagă de aplicații din diverse segmente ale industriei, este necesară prezența mecanismelor paralele cu șase grade de libertate, care s-au dezvoltat cu precădere în ultimii cincisprezece ani.

Lucrarea de față oferă soluții moderne și originale pentru analiza spațiului de lucru, a cinematicii și dinamicii unui mecanism paralel complex cu șase grade de libertate oferind o noua perspectivă pentru înțelegerea unor noțiuni legate de aceste aspecte.

Pe baza unor cunoștințe multidisciplinare (mecanisme, mecanică, grafică și proiectare asistată de calculator) dar și a experienței practice acumulate din industrie, cercetarea desfășurată la Facultatea de Inginerie a Universității "Dunărea de Jos" din Galați, constituie o contribuție semnificativă în domeniul mecanismelor paralele cu reale perspective de implementare în diferite domenii.

La finalul acestor trei ani de activitate științifică, mă simt onorat să adresez cuvinte de mulțumire sinceră și sentimente de considerație domnului prof. univ. dr. ing. Gabriel ANDREI care, în calitate de conducător științific, prin sfaturile pertinente și sugestiile formulate cu mult profesionalism, a contribuit la realizarea acestei lucrări. Dincolo de toate acestea am reușit în final să descopăr în persoana domnului profesor Gabriel ANDREI un prieten sincer dar și un mentor care mi-a canalizat eforturile și energia pe traiectoria ascendentă a devenirii mele.

Spunea cineva că dacă ești norocos întâlnești în viață oameni de care te legi dincolo de cuvinte, oameni care văd în tine mai mult decât vezi tu și care iau decizia de a munci alături de tine până când și tu vei ajunge să descoperi aceea parte din tine de care încă nu ești conștient. Acești oameni par a fi modelați după sufletul tău. Eu am avut șansa de a întâlni un astfel de om în persoana domnului s. I. dr. ing. Alexandru NĂSTASE care prin răbdare, amabilitate, disponibilitate și generozitate m-a susținut pe parcursul celor trei ani de doctorat. Vă mulțumesc domnule profesor!

Le mulțumesc de asemenea profesorilor din cadrul Universității „Dunărea de Jos” din Galați: prof. univ. dr. ing. Laurenția ANDREI, conf. univ. dr. ing. Nicolae DIACONU, conf. univ. dr. ing. Doina BOAZU care, prin participarea la susținerea rapoartelor, au contribuit cu propuneri pentru îmbunătățirea lucrării.

Doresc să mulțumesc pe această cale soției și fiicei mele pentru răbdarea, înțelegerea și sprijinul acordat în această perioadă.

Galați, 09.05.2018
Ing. Lucian Milica

CUPRINS

CUVÂNT ÎNAINTE	1
CUPRINS	2
INTRODUCERE	Error! Bookmark not defined.
Cap. 1 Particularitățile mecanismelor paralele și importanța acestora în proiectarea roboților cu 6 grade de libertate	7
1.1 Introducere	7
1.2 Avantajele utilizării mecanismelor paralele.....	8
1.3 Analiza cinematică și dinamică	8
1.4 Configurații singulare	9
1.5 Redundanța mecanismelor paralele.....	9
1.6 Volumul spațiului de lucru	9
Cap. 2 Modelul structural și analiza geometrică a mecanismului 6RSS.	11
2.1 Aspecte privind structura mecanismului	11
2.2 Modelul geometric general.....	12
2.3 Modelul geometric direct – metoda restricțiilor	13
2.3.1 <i>Aplicație la modelului geometric direct</i>	14
2.4 Modelul geometric invers	15
2.5 Subspațiul translațiilor.....	15
2.6 Volumul tehnologic de lucru	17
2.7 Subspațiul orientărilor	18
2.8 Concluzii privind modelarea geometrică a mecanismelor paralele	19
Cap. 3 Analiza cinematică a mecanismului paralel 6RSS	20
3.1 Particularități ale cinematicii mecanismelor paralele	20
3.2 Metode de modelare cinematică	20
3.2.1 <i>Metoda vectorială</i>	20
3.2.2 <i>Metoda șuruburilor cinematice</i>	21
3.2.3 <i>Metoda derivatelor parțiale</i>	21
3.3 Modelul cinematic al manipulatorului paralel 6 RSS.....	22
3.4 Planificarea mișcărilor rapide de manipulare utilizând polinoame Hermite	24
3.5 Determinarea traiectoriei optime a punctului caracteristic cu restricția evitării unui spațiu dat.....	25
3.5.1 <i>Determinarea traiectoriei optime, având ca funcție obiectiv minimizarea timpului de parcurgere a acesteia</i>	27
3.6 Determinarea configurațiilor singulare ale manipulatorului paralel 6RSS	28
3.7 Manevrabilitatea mecanismelor paralele	30
3.8 Concluzii privind analiza cinematică și metoda de optimizare utilizată	30
Cap. 4 Analiza dinamică a mecanismului paralel 6RSS	32
4.1 Aspecte privind analiza dinamică a mecanismelor paralele.....	32
4.2 Modelul dinamic al mecanismului 6 RSS exprimat pe baza principiului lui d' Alembert	33
4.3 Analiza pierderilor de putere în cupla sferică	35

Cap. 5	Concluzii generale, contribuții și perspective	38
5.1	Concluzii generale	38
5.2	Contribuții personale	39
5.3	Perspective de cercetare	39
	Lista lucrărilor publicate și prezentate	41
	BIBLIOGRAFIE	42

REZUMAT

Cuvinte cheie: mecanism paralel, model geometric direct, model geometric invers, model cinematic direct, model cinematic invers, poziții singulare, matrice Jacobiană, model dinamic invers.

Lucrarea de față evidențiază aspecte ale particularităților manipuloarelor paralele și importanța acestora în proiectarea roboților cu șase grade de libertate, accentul fiind pus cu precădere pe necesitatea determinării modelelor geometrice, cinematice și dinamice ce permit utilizatorului final să poată gestiona la maxim capacitățile acestora.

În prima parte lucrarea prezintă un stadiu actual al cercetărilor întreprinse în direcția dezvoltării acestor mecanisme. Sunt evidențiate principalele avantaje ale utilizării roboților paraleli în diverse aplicații dar și dezavantajele acestora. De asemenea sunt prezentate caracteristicile principale ale manipuloarelor paralele și metode de îmbunătățire a performanțelor acestora.

În partea a doua a lucrării se face o analiză a spațiului de lucru al noului tip de manipulator paralel cu șase grade de libertate de tip 6RSS. Manipulatorul paralel este compus dintr-o placă fixă și o platformă mobilă legate între ele prin șase lanțuri cinematice independente. Fiecare din cele șase lanțuri cinematice are în componența sa o cuplă de rotație acționatoare, și două cuple sferice.

Configurația mecanismului la un moment dat, deci și poziția elementului efector, depind de mărimea parametrilor geometrici ai pozițiilor relative din cuplele cinematice. Sunt detaliate cele două modele geometrice: *direct* (prin care se determină poziția platformei pentru un set de unghiuri de intrare dat) și *invers* (prin care se determină unghiul de rotație al unuia dintre brațele motoare, cunoscându-se poziția platformei). De asemenea sunt prezentate aplicații ale celor două modele geometrice.

Analiza spațiului de lucru s-a făcut prin delimitarea subspațiului translațiilor (prin restricționarea orientării platformei), de subspațiul orientărilor (punctul caracteristic rămâne fix într-o poziție dată, restricționat de valorile extreme ale unghiurilor de rotație ale brațelor motoare).

Determinarea modelului geometric al mecanismelor paralele este necesară atât din punct de vedere teoretic dar mai ales în exploatarea robotului. Mulțimea pozițiilor posibile pe care le poate ocupa platforma mobilă depinde atât de domeniile de variație ale parametrilor independenți q_j , cât și de particularitățile structurale ale mecanismului. Mișcarea platformei a fost astfel definită printr-o suprapunere de două mișcări: una de translație dată de deplasarea punctului caracteristic și una de rotație sferică determinată de modificarea orientării acesteia față de un reper fix.

Separarea mulțimii pozițiilor platformei mobile în două spații tridimensionale (al localizărilor și al orientărilor) a permis pe de o parte o analiză mai riguroasă a proprietăților geometrice ale mecanismului paralel dar și o reprezentare mai aproape de percepția umană a celor două spații.

În cap. 3 este realizată analiza cinematică a mecanismului paralel. Analiza cinematică a mecanismelor paralele realizează descrierea variației parametrilor scalari ai deplasării - între poziția finală și cea inițială - în timp, fără a lua în calcul forțele ce intervin în timpul mișcării.

În general scopul final al oricărei aplicații robotice este de a realiza o anumită funcție tehnologică o primă cerință fiind poziționarea cât mai exactă a efectorului final într-un punct sau pe o anumită traiectorie. Studiul cinematicii mecanismelor paralele are ca scop determinarea parametrilor variabili asociați fiecărei articulații a acestora, astfel încât coordonatele elementului efector să verifice un punct dat în spațiul de operare, asigurând totodată și o anumită orientare a acestuia. În acest fel, relațiile ce definesc transformările cinematice devin ecuații de control cinematic.

Analiza cinematică s-a făcut aplicând metoda restricțiilor. Au fost definite ecuațiile de mișcare pentru cele șase lanțuri cinematice ale mecanismului paralel când acesta realizează o anumită funcție tehnologică respectiv o deplasare a punctului caracteristic pe o curbă rezultată din intersecția a doi cilindri. De asemenea, pentru aceeași funcție tehnologică s-a realizat analiza cinematică folosind un software CAD și s-au obținut variațiile vitezelor unghiulare ale brațelor de acționare.

Pe baza analizei cinematice au fost definite mișcările elementului efector pentru cazul operațiilor de manipulare, utilizând expresii polinomiale ale parametrilor geometrici ca funcții de timp. Sunt utilizate pentru aceasta polinoamele Hermite ce permit o urmărire permanentă a mișcării sistemului. Utilizând aceleași polinoame Hermite a fost elaborată o metodă de optimizare a traiectoriei punctului caracteristic, având ca obiectiv minimizarea lungimii acesteia, respectiv minimizarea duratei de parcurgere a acesteia.

Prin intermediul modelului cinematic a fost evidențiată problema singularităților manipulatorului paralel. Pe baza celor două matrici Jacobiene au fost definite cele două tipuri de singularități întâlnite în cazul mecanismelor paralele. A fost creat un program cu ajutorul căruia s-au realizat reprezentări tridimensionale ale funcțiilor determinanților $\det[B]$ și $\det[A]$ ai matricii Jacobiene directe și inverse. Pe baza aceluiași program au fost realizate secțiuni ce evidențiază curbele critice și s-a putut stabili cu exactitate existența sau nonexistența mecanismului pentru o anumită poziție și orientare dată. Diagramele obținute permit evidențierea configurațiilor critice și o mai bună înțelegere a importanței acestora în analiza mișcării și programarea unor astfel de mecanisme paralele.

Capitolul 4 prezintă analiza din punct de vedere dinamic a mecanismului paralel 6RSS. Analiza modelului dinamic a mecanismelor paralele reprezintă o problemă importantă pentru o serie de aplicații din robotică în care efectul forțelor de inerție influențează negativ poziționarea și orientarea acestora.

Determinarea unui model dinamic reprezintă o etapă necesară pentru controlul manipulatorului paralel 6RSS în condițiile în care în general se dorește un răspuns rapid al acestuia în timpul funcționării. Trebuie avut în vedere faptul că mecanismul este unul complex iar modelul său dinamic este dificil de stabilit. Controlul mecanismului paralel în timp real constituie o adevărată provocare mai ales dacă platforma mobilă se mișcă la accelerații mari. În aceste condiții forțele de inerție aplicate actuatorilor fac ca determinarea modelului dinamic să devină o problemă complicată. Pe de altă parte, dacă platforma mobilă efectuează o anumită mișcare la viteze și accelerații mici, efectul forțelor de inerție poate fi neglijat.

Modelul dinamic, ca și celelalte modele utilizate în studiul mecanismelor, are două formulări practice complementare: *modelului dinamic direct* și *modelului dinamic invers*.

În cazul modelului dinamic direct se cunosc cuplurile motoare de acționare M_a și caracteristicile inerțiale și se determină traiectoria, viteza și accelerația punctului caracteristic. În cazul modelului dinamic invers se cunoaște traiectoria, viteza și accelerația punctului caracteristic aparținând efectorului final și se determină cuplurile motoare M_a din cuplele acționatoare.

Utilizând facilitățile de care dispune programul *CATIA* au fost determinate, pentru un lanț cinematic k al mecanismului paralel, caracteristicile inerțiale ale elementelor mobile ale acestuia pentru o anumită funcție tehnologică. Au fost astfel determinate matricile de inerție ale elementelor mobile ale mecanismului precum și poziția, vitezele și accelerațiile centrelor de greutate ale celor treisprezece elemente mobile.

Rezolvarea problemei dinamice a mecanismului paralel s-a făcut utilizând metoda cinetostatică pe baza principiului lui d'Alembert.

Au fost scrise câte șase ecuații de echilibru cinetostatic echivalente pentru cele treisprezece elemente mobile ale mecanismului paralel 6RSS și au rezultat șaptezecișopt de ecuații plus șase ecuații de ortogonalitate în total optzecișipatru de ecuații. Prin rezolvarea acestora au rezultat forțele și momentele din cuplele cinematice.

În capitolul 5 sunt prezentate concluziile asupra întregii lucrări de cercetare și sunt evidențiate contribuțiile personale în domeniul modelării geometrice, cinematice și dinamice a mecanismelor paralele.

Cap. 1 Particularitățile mecanismelor paralele și importanța acestora în proiectarea roboților cu 6 grade de libertate

1.1 Introducere

Este bine cunoscut faptul că manipuloare paralele sunt mult mai rigide și mai precise decât manipuloarele seriale [1]. Astfel, în ultimii ani, în cadrul mai multor aplicații tehnice au fost introduse manipuloarele paralele [2]. Au fost identificate astfel de către unii cercetători [3,4], trei tipuri de manipuloare paralele plane (fig.1.1), constituite din trei lanțuri cinematice ce realizează legătura platformei mobile cu platforma fixă.

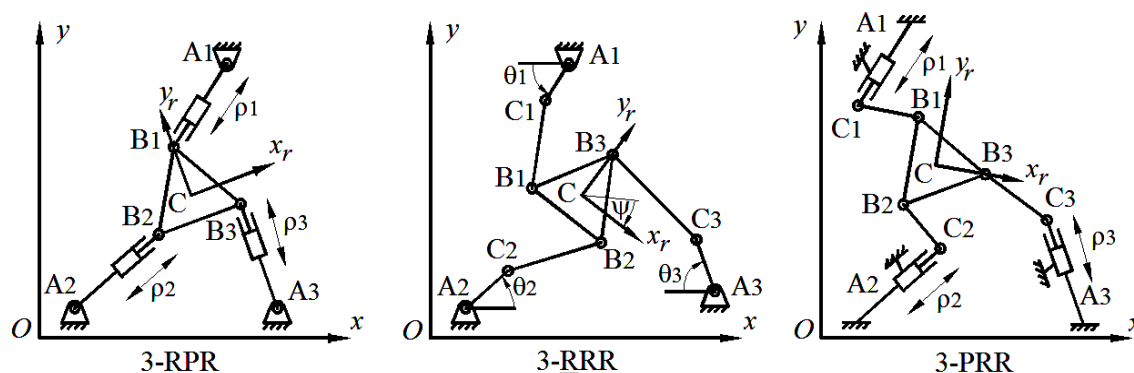


Fig. 1. 1 Diferite tipuri de manipuloare paralele plane [3,4].

Jaime Gallardo și colab. [5], au studiat manipuloarele paralele sferice, făcând referire la familiile de manipuloare paralele sferice cu două brațe. Poziția platformei mobile este controlată de trei brațe cu o îmbinare sferică comună atașată platformei mobile, în timp ce orientarea acesteia este controlată de brațele rămase.

Un manipulator paralel sferic (SPM) este un manipulator paralel a cărui platformă mobilă este un element cu punct fix. Astfel toate punctele fixate pe platforma mobilă se deplasează pe sfere concentrice, Di Gregorio [6].

Un SPM tipic este așa-numitul „ochi agil” care a încununat munca de pionierat a cercetătorilor Gosselin și Angeles [7] și a contribuit semnificativ la dezvoltarea ulterioară a unui SPM. În lucrarea lor, Zhang și colab.[8], prin folosirea unei îmbinări sferice pasive împreună cu patru conectori, au reușit să determine datorită redundanței, singura orientare posibilă a platformei în mișcare. În lucrarea sa Wohlhart [9] investighează analiza deplasării unei platforme Gough-Stewart în situația în care deplasarea platformei mobile este definită printr-o mișcare de translație și una de rotație.

Cu scopul de a genera o clasă de îmbinări sferice, Innocenti și Parenti-Castelli [10] au eliminat trei cuple de translație conservând articulația sferică pasivă, conectând astfel platforma mobilă cu platforma fixă.

Manipuloarele de tip RPS (cuplă de rotație, cuplă prismatică, cuplă sferică), reprezintă o altă categorie de manipuloare paralele, care au fost analizate de o serie de cercetători sub diferite aspecte, legate de analiza cinematică și cea dinamică a acestora [11–13]. O abordare particulară a problemelor cinematice și dinamice a manipuloarelor de tip RPS, este aceea realizată cu ajutorul teoriei șurubului care s-a dovedit a fi o metodă eficientă pentru determinarea caracteristicilor cinematice, inclusiv ale mișcărilor instantanee ale mecanismului [14–19].

Mulți cercetători au încercat să descopere noi metode care să conducă la creșterea dimensiunii spațiului de lucru, maximizarea izotropiei mecanismului și evitarea singularităților interne [20-23].

Performanțele mecanismelor paralele depind în mare măsură de geometria acestora. Pentru proiectarea unui mecanism paralel se au în vedere în general două criterii [24]:

- performanța mecanismului;
- costul final.

Tocmai de aceea furnizarea de soluții diferite va permite utilizatorului final să aleagă cel mai bun compromis de proiectare pentru rezolvarea problemelor tehnice [25].

Planificarea traiectoriei pentru manipuloarele paralele are în vedere determinarea unui traseu între pozițiile inițiale și cele finale ale efectorului [26-27]. După unii autori, în cazul mecanismelor paralele se impun unele restricții referitoare la caracteristica lanșurilor cinematice [28-31].

Folosind reprezentarea în coordonate cilindrice pentru spațiul de lucru al orientărilor Bonev și Ryu [32] determină dimensiunile acestui spațiu utilizând programul Matlab, pentru un manipulator paralel general.

1.2 Avantajele utilizării mecanismelor paralele

Multe aplicații din ingineria de necesită o poziționare de mare precizie pentru a putea manipula un obiect în diferite medii [33, 34].

Timp de peste două decenii, roboții paraleli au atras atenția mai multor cercetători care îi consideră ca fiind deosebit de valoroși din punct de vedere al construcției alternative pentru mecanisme robotizate [35, 36]. Diverse tipuri de arhitecturi ale acestor mecanisme [37] au fost recent studiate și multe sunt utilizate în mod regulat în lumea industrială, cum este cazul diferitelor tipuri de mașini-unelte [38] și roboți industriali [39].

Acuratețea manipuloarelor paralele a fost analizată prin diverse metode care au evidențiat performanțele acestora [40-48].

1.3 Analiza cinematică și dinamică

Mobilitatea este principalul parametru structural al unui mecanism și de asemenea unul dintre conceptele fundamentale în modelarea cinematică și dinamică a mecanismelor [49-50].

Grigore Gogu propune o nouă formulă pentru calculul rapid al mobilității mecanismelor paralele, cu numărul de brațe $t \geq 2$ [51].

$$M = \sum_{i=1}^p f_i - \sum_{i=1}^t S_i + S_p; \quad (1.1)$$

Gosselin și Angeles [52] au dezvoltat modelul cinematic și dinamic direct Agile Wrist, care este caracterizat prin trei rotații concurente.

Analiza din punct de vedere cinematic și dinamic se face prin două metode: metoda directă și metoda inversă. Analiza din punct de vedere dinamic a roboților paraleli este, de obicei, pusă în practică prin metoda analitică din mecanica clasică [53-56].

În anumite ipoteze simplificatoare asupra geometriei și distribuției inerției robotului, Geng și colab. [57] și Tsai și Stamper [58] au dezvoltat un sistem de ecuații de mișcare Lagrange.

Pornind de la ecuațiile de bază:

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{\mathbf{x}}} \right) - \frac{\partial L}{\partial \mathbf{x}} + \frac{\partial \Phi^T}{\partial \mathbf{x}} \boldsymbol{\lambda} = \mathbf{f}; \quad (1.2)$$

Nguyen, Bouzgarrou și colab. [59] determină toți parametrii structurali ai robotului. Calculul analitic pe care îl implică metoda Lagrange este totuși prea lung și riscul producerii unor erori este ridicat [60].

1.4 Configurații singulare

Multe dintre lucrările recente se concentrează pe evitarea pozițiilor critice pe care le poate ocupa mecanismul, în care spațiul de lucru se micșorează iar problema găsirii unui algoritm pentru determinarea unui traseu care să evite configurațiile singulare devine complexă [61-67].

Au fost evidențiate două tipuri remarcabile de singularități denumite *singularitate cinematică directă* și *singularitate cinematică inversă* care sunt utilizate pentru a studia și analiza manipulatoarele paralele [68]. O altă abordare a problematicii pozițiilor singulare a fost evidențiată de către Zlatanov, Bonev și colab. [69] cu ajutorul teoriei șurubului iar Wolf, Shoham [70] au subliniat aceste aspecte prin intermediul aproximărilor liniare complexe.

Un alt mod de a descrie singularitățile, este prin intermediul *liniei geometrice* oferind în plus o înțelegere calitativă a acestora [71-73].

Pozițiile singulare corespund pozițiilor robotului în care coordonatele Plücker ale axelor cuplelor formează un sistem liniar dependent, iar aceste situații pot fi caracterizate într-un mod pur geometric [74].

Algoritmul folosit spre exemplu de Stoica A. și colab. [75] pentru analiza configurațiilor singulare se bazează pe determinanții celor două matrici Jacobiene $[A]$ și $[B]$, obținute din modelul geometric direct și modelul geometric invers.

Problematika pozițiilor critice face obiectul unor studii speciale asupra mecanismelor manipuloare [76-79]. Prin aceste studii se determină mulțimea pozițiilor critice, care uneori formează „suprafețe” în spațiul de lucru, delimitându-se astfel mărimea acestui spațiu.

1.5 Redundanța mecanismelor paralele

O nouă direcție de dezvoltare pentru manipulatoarele paralele cu 6 GDL o constituie micro-manipulatoarele. Încă din 1989, Hara [80] a propus un micro-manipulator paralel 6-SPS, care utilizează un dispozitiv de acționare piezoelectric din ceramică. În anul 1990, Taniguchi [81] a dezvoltat un alt micro-manipulator paralel de tip 6-PSS. În lucrarea sa Yuan Yun și Yangmin Li [82] fac referire la particularitățile unui manipulator paralel cu șase grade de libertate cu acționatori piezoelectrice și dublă redundanță.

Gradul de redundanță este consecința unor poziții relative particulare ale axelor cuplelor [83]. Mai mult de atât, conform ultimelor cercetări redundanța este o modalitate de a evita configurațiile singulare [84].

Redundanța manipulatoarelor paralele este definită ca fiind de trei tipuri: *redundanța acționărilor*, *redundanța brațelor* și *redundanța cinematică* [85-94].

1.6 Volumul spațiului de lucru

Spațiul de lucru al robotului poate fi definit pe scurt ca fiind volumul generat de un punct al elementului efector când mecanismul ia toate configurațiile posibile. Acesta poate fi clasificat în două categorii: *spațiul de lucru tangibil* și *spațiul de lucru posibil* [96].

Se cunoaște că orientarea unui sistem oarecare $\{R_1\}$, în raport cu alt sistem oarecare $\{R_2\}$, este exprimată cu ajutorul unghiurilor Euler, iar ecuația finală a compunerii matricei de rotație în sistemul unghiurilor Euler, se realizează prin trei rotații elementare aplicate succesiv sistemului $\{R_1\}$, de unghiuri respectiv ϕ , θ și ψ [97].

Folosind reprezentarea în coordonate cilindrice pentru spațiul de lucru al orientărilor, Merlet [98] realizează un grafic al volumului acestui spațiu în funcție de variația unghiului ψ evidențiind faptul că, pentru diferite valori atribuite unghiurilor ϕ și θ , volumul spațiului de lucru al orientărilor crește pe măsură ce valoarea unghiului ψ se apropie de 0° .

Volumul spațiului de lucru face obiectul unor serii de cercetări științifice care subliniază importanța acestui aspect [99-106].

O altă problemă a mecanismelor paralele în general, o constituie limitările mecanice de mișcare impuse elementelor cinematice ce le alcătuiesc, condiționate de evitarea coliziunii dintre acestea [107]. Aceste limitări determină practic restrângerea spațiului de lucru, iar analiza pozițiilor care determină aceste coliziuni este o condiție obligatorie pentru o corectă funcționare a manipulatorului (fig. 1.2).

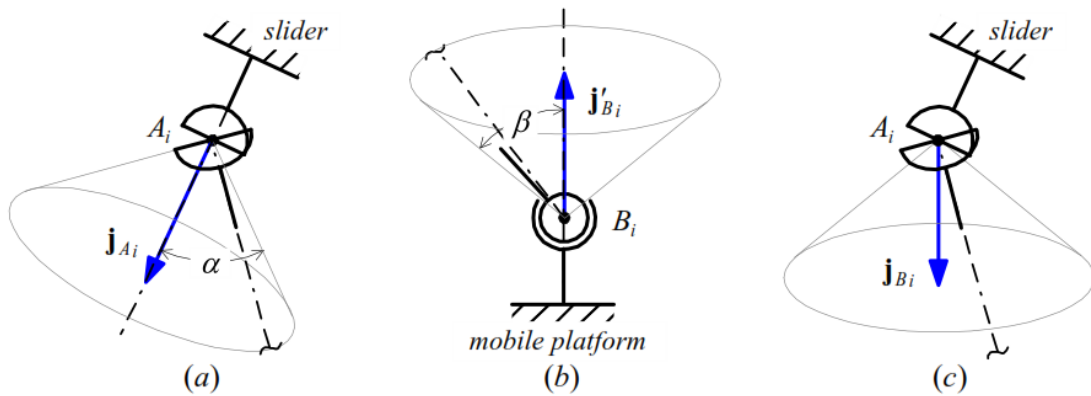


Fig. 1. 2 Limitări mecanice impuse cuplelor cardanice și sferice [107].

Cap. 2 Modelul structural și analiza geometrică a mecanismului 6RSS.

2.1 Aspecte privind structura mecanismului

Se consideră structura mecanică mobilă din fig. 2.1, având n curbe fixe $(c_1) \dots (c_n)$, n bieie spațiale $b_1 \dots b_n$ legate cu platforma mobilă prin n articulații sferice $B_1 \dots B_n$.

Gradul de mobilitate a mecanismului este dat de formula Grübler-Kutzbach:

$$M = 6 \cdot m - \sum_{n=1}^5 c \cdot k_n ; \quad (2.1)$$

în care:

- c este clasa cuplelor cinematice;
- k_n este numărul cuplelor cinematice de clasa n .

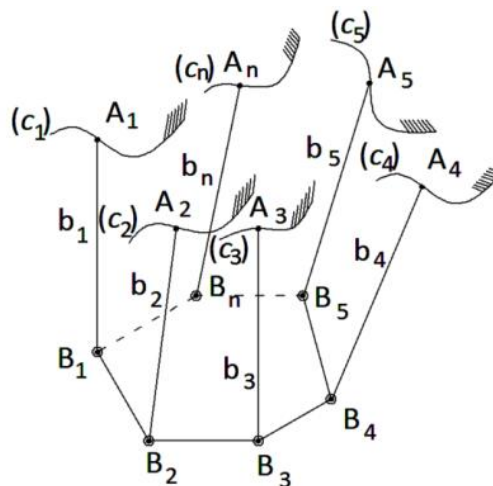


Fig. 2. 1 Schema structurală generică a mecanismului paralel.

În cazul structurii mecanice din fig. 2.1, gradul de mobilitate este:

$$M = 6 \cdot m - \sum_{n=1}^5 c \cdot k_n = 6 \cdot m - 2k_2 - 3k_3; \quad (2.2)$$

în care:

$$k_2 = k_3 = n \text{ și } m = n + 1;$$

În final rezultă:

$$M = 6 \cdot (n + 1) - 2n - 3n = n + 6;$$

Fiecare braț de acționare are o mobilitate locală dată de rotația în jurul axei $A_j B_j$, mișcare independentă în raport cu celelalte mișcări posibile ale mecanismului. Eliminând aceste mobilități izolate rezultă $M = 6$.

Lucrarea de față prezintă analiza spațiului de lucru al platformei mobile a unui manipulator paralel cu șase grade de libertate de tip RSS (cuplă de rotație, cupla sferică, cupla sferică), în diferite ipostaze (când constrângerile aplicate platformei sunt pe deplin determinate, limitate sau inexistente). Mecanismul se evidențiază prin următoarele particularități:

1. axele cuplelor de rotație motoare Δ_j care generează traiectoriile circulare (c_j) sunt coplanare, coincidente două câte două și dispuse central-simetric;
2. brațele de acționare r_j sunt de lungime egală ;
3. tijele l_j sunt de lungime egală;
4. articulațiile sferice ale platformei mobile sunt coplanare iar centrele lor sunt situate pe vârfurile unui hexagon regulat;

Manipulatorul paralel 6RSS (fig. 2.2), are în componența sa o placă fixă (pe care sunt montate cele șase servomotoare de acționare) și o platformă mobilă pe care este montat un al șaptelea servomotor ce acționează o freză.

Componentele care transmit mișcarea plăcii inferioare (mobile) sunt brațele motoare acționate de cele șase servomotoare.

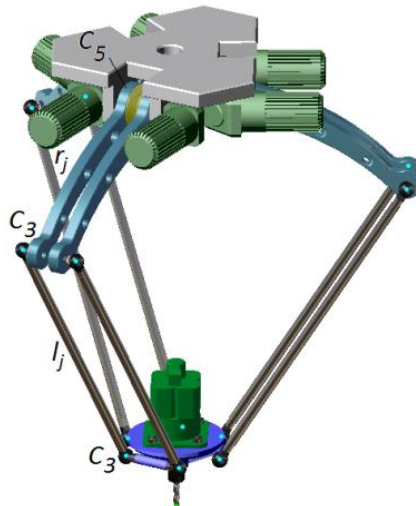


Fig. 2. 2 Noul manipulatorul paralel 6RSS cu evidențierea cuplurilor cinematice.

2.2 Modelul geometric general

Mulțimea pozițiilor platformei mobile atunci când cele șase brațe de acționare parcurg în toate combinațiile posibile domeniile lor de rotație, se numește „spațiul pozițiilor”. Acesta are șase dimensiuni, iar din punct de vedere practic este utilă disocierea sa în două spații tridimensionale: spațiul localizărilor și spațiul orientărilor.

Proprietățile geometrice ale mecanismului manipulator 6RSS sunt descrise de *modelul geometric direct* sau *modelul geometric invers*.

Modelarea geometrică directă constă în atribuirea de valori parametrului θ_1^k al fiecărui lanț cinematic k , apoi determinarea celorlalți parametri $\theta_2^k, \dots, \theta_6^k, x, y, z, \alpha, \beta, \gamma$ corespunzători fiecărui lanț cinematic. Calculul se reduce la un produs matriceal multiplu, iar parametrii de orientare și localizare ai elementului efector se citesc direct din matricea produs rezultată. Va rezulta un sistem de șase ecuații liniare de forma:

$$S = \begin{cases} \mathbf{A}_{1,0}^1 \cdot \mathbf{A}_{2,1}^1 \cdot \mathbf{A}_{3,2}^1 \dots \mathbf{A}_{6,5}^1 = \mathbf{B}_1 \\ \vdots \\ \mathbf{A}_{1,0}^6 \cdot \mathbf{A}_{2,1}^6 \cdot \mathbf{A}_{3,2}^6 \dots \mathbf{A}_{6,5}^6 = \mathbf{B}_6 \end{cases}; \quad (2.3)$$

în care:

$$\mathbf{B} = \mathbf{T}_{O,B}^{-1} \cdot \mathbf{T}_{P,B} \cdot \mathbf{T}_{P,6}^{-1}; \quad (2.4)$$

Prin rezolvarea acestui sistem de ecuații cu treizecișase de necunoscute determinăm spațiul de lucru al manipulatorului paralel pentru orice variație unghiulară θ_1^k a brațelor de acționare l_1^k .

Modelarea geometrică inversă constă în ansamblul de relații algebrice cu ajutorul cărora, pornind de la o poziția dată a platformei mobile în spațiul operativ, se pot determina valorile parametrilor Lagrange corespunzătoare acelei poziții.

2.3 Modelul geometric direct – metoda restricțiilor

În fig. 2.3 este reprezentat schematic cazul general al unuia dintre lanțurile cinematice k ale manipulatorului paralel 6RSS, având în componența sa cuple cinemetice de rotație în punctul O_k și cuple cinemetice sferice în punctele A_k respectiv B_k .

Brațele de acționare r_k sunt rotite cu un unghi θ_1^k în jurul axei de versor \bar{u}_k ce trece prin punctul O_k . Poziția punctului O_k față de sistemul $\{R_B\}$ este cunoscută, de asemenea lungimea brațelor de acționare r_k este cunoscută și tot ca dată de intrare avem și valoarea unghiului θ_1^k . Având acești parametri cunoscuți (O_k , r_k , θ_1^k), se poate ușor determina poziția centrului articulației sferice A_k , ($k=1..6$).

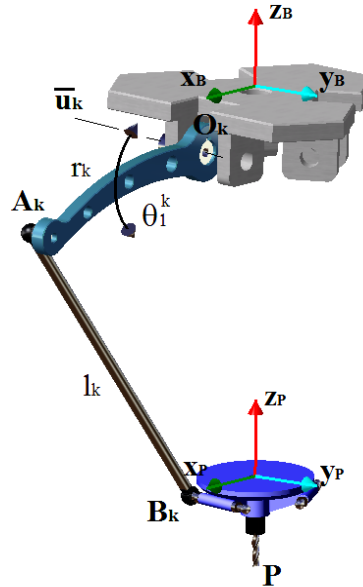


Fig. 2. 3 Schema structurală a unui lanț cinematic k al robotului 6 RSS.

Matricea $T_{P,B}$ este funcție de parametrii x, y, z, α, β și γ astfel încât între coordonatele B_k (ale elementelor $A_k B_k$) și coordonatele b_k ale platformei mobile există relația:

$$\{B_k\} = [T_{P,B}] \cdot \{b_k\}; \quad (2.5)$$

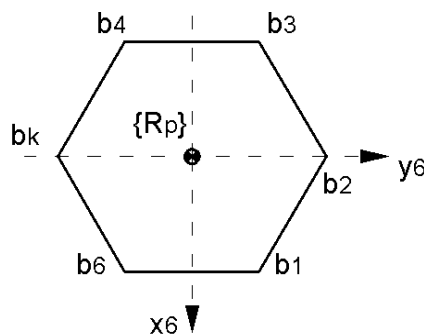


Fig. 2. 4 Reprezentarea platformei mobile a GPM.

În fig. 2.4 este prezentată în vedere de sus platforma mobilă a mecanismului paralel general (GPM). Platforma are forma unui poligon, iar intersecția laturilor sale determină punctele b_1, \dots, b_k . Punctului b_k îi corespund coordonatele acestuia x_{B_k}, y_{B_k} și z_{B_k} în sistemul $\{R_P\}$.

Modelul geometric direct pentru manipulatorul paralel 6RSS, este dat de sistemul de ecuații (2.6). Pe baza acestuia se pot determina parametrii $\theta_2^k, \dots, \theta_6^k, x, y, z, \alpha, \beta, \gamma$ ai fiecărui lanț cinematic k , atunci când se cunosc parametrii θ_1^k ai mecanismului.

$$S = \begin{cases} (x_B^1 - x_A^1)^2 + (y_B^1 - y_A^1)^2 + (z_B^1 - z_A^1)^2 - l^2 = 0 \\ \vdots \\ (x_B^6 - x_A^6)^2 + (y_B^6 - y_A^6)^2 + (z_B^6 - z_A^6)^2 - l^2 = 0 \end{cases}; \quad (2.6)$$

Notând membrul stâng din (2.6) cu $f_k(x, y, z, \alpha, \beta, \gamma)$, sistemul de ecuații se mai poate scrie:

$$S = \begin{cases} f_1(x, y, z, \alpha, \beta, \gamma) = 0 \\ \vdots \\ f_6(x, y, z, \alpha, \beta, \gamma) = 0 \end{cases}; \quad (2.7)$$

în care necunoscutele $x, y, z, \alpha, \beta, \gamma$ se regăsesc în derivatele parțiale ale ecuațiilor (2.6). Rezolvarea acestui sistem de ecuații se face prin aplicarea metodei Newton.

2.3.1 Aplicație la modelului geometric direct

Pe baza modelului direct prezentat mai sus, a fost elaborat un program în mediul de programare Delphi, în care, aplicând metoda Newton, am evidențiat convergența șirurilor de soluții intermediare în calculul parametrilor θ_k ($k=1..6$).

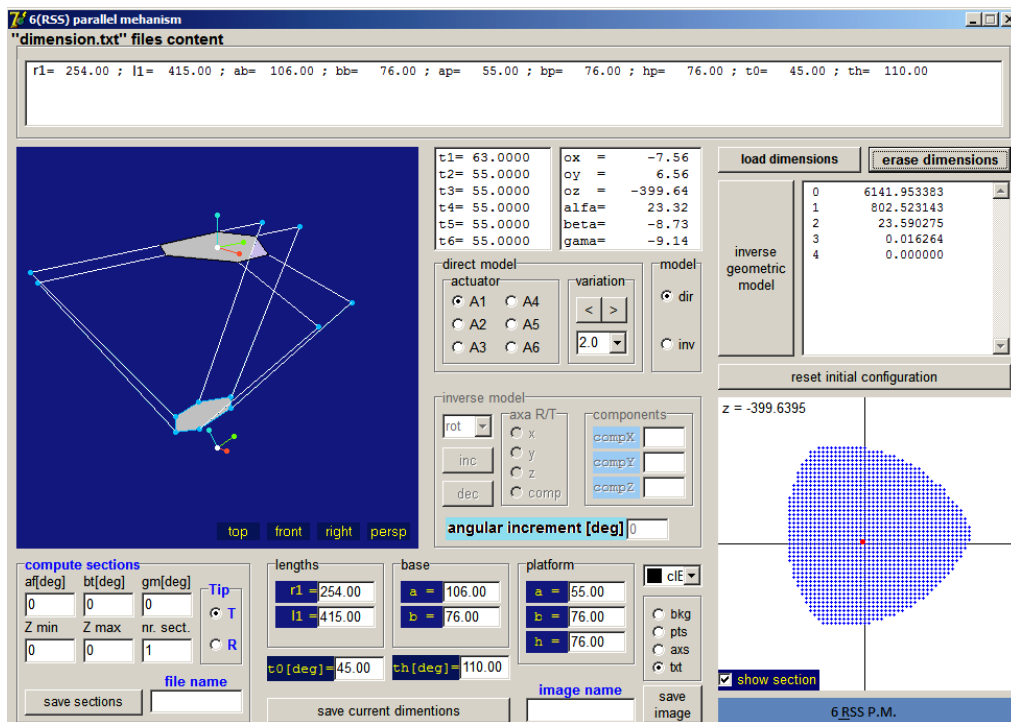


Fig. 2. 5 Interfața programului de simulare.

În fig. 2.5 este prezentată interfața programului, în care putem distinge dimensiunile caracteristice ale manipulatorului paralel 6RSS, valorile unghiurilor θ_k ($k=1..6$) notate în program $t_1...t_6$, cei trei parametri unghiulari α, β, γ , care descriu orientarea platformei mobile și de asemenea cei trei parametri de localizare x, y, z . Se observă că aplicând corecții succesive obținem soluții îmbunătățite care converg rapid către zero. Odată cu creșterea numărului de iterații $i=0, 1, 2, 3...$, scade valoarea erorii de poziționare ε . Am definit unghiul θ_{a_i} ca fiind unghiul pe care îl face unul din brațele de acționare cu axa centrală a manipulatorului. Pentru o poziție dată a brațelor de acționare obținem secțiuni diferite ale spațiului de lucru al robotului.

2.4 Modelul geometric invers

Determinarea modelului geometric invers se va face printr-un raționament geometric transpus în relații de calcul numeric. În figura 2.6 se prezintă schematic o ramură a manipulatorului paralel 6RSS.

Considerăm un sistem triortogonal de versori (\mathbf{v} , \mathbf{u} , \mathbf{k}), atașat articulației cilindrice C, în care \mathbf{u} are direcția axei articulației, \mathbf{k} este paralel cu axa z_0 a reperului fix, iar $\mathbf{v} = \mathbf{u} \times \mathbf{k}$. Mai considerăm proiecția B' a punctului B pe planul determinat de versorii \mathbf{v} și \mathbf{k} , plan care conține și punctul A (fig.2.7).

Algoritmul modelului geometric invers este succesiunea următoarelor acțiuni:

1. Se calculează coordonatele punctului B folosind formula:

$$\mathbf{r}_B = \mathbf{T}_P^0 \cdot \mathbf{b}; \quad (2.8)$$

în care \mathbf{b} este vectorul coordonatelor locale (în reperul platformei) ale punctului B.

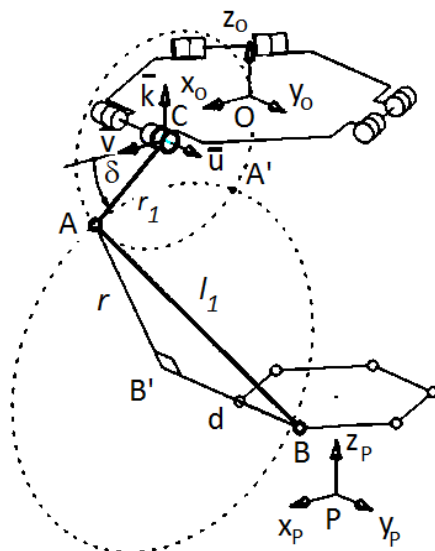


Fig. 2. 6 Reprezentarea schematică a unei ramuri a manipulatorului paralel 6RSS.

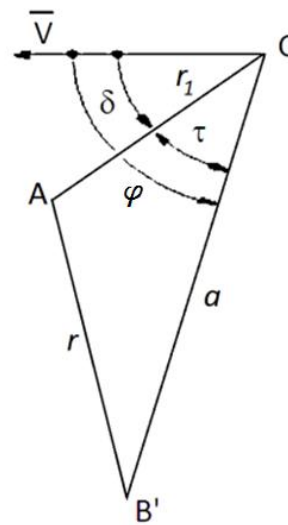


Fig. 2. 7 Unghiurile determinate de vectorul \mathbf{v} și proiecția lui B'C.

2. Se determină distanța d dintre punctul B și planul $[\mathbf{k}, \mathbf{v}]$ din produsul scalar:

$$d = (\mathbf{r}_B - \mathbf{r}_C) \cdot \mathbf{u}; \quad (2.9)$$

Dacă $|d| \geq l_1$, salt la punctul 6.

3. Se calculează coordonatele punctului B' :

$$\mathbf{r}_{B'} = \mathbf{r}_B - d \cdot \mathbf{u}; \quad (2.10)$$

4. Se calculează distanțele $a = B'C$ și $r = B'A$ cu formulele:

$$a = |\mathbf{r}_C - \mathbf{r}_{B'}| \text{ și } r = |\mathbf{r}_A - \mathbf{r}_{B'}|; \quad (2.11)$$

Dacă $a \geq r + r_1$ sau $a \leq r - r_1$ salt la punctul 6.

5. Se determină unghiul φ (fig. 2.7) proiectând vectorul \mathbf{CB}' pe versorii \mathbf{k} și \mathbf{v} . Se rezolvă triunghiul $AB'C$ determinându-se unghiul $\delta = \varphi - \tau$. Sfârșitul algoritmului.
6. Nu există soluție. Sfârșitul algoritmului.

2.5 Subspațiul translațiilor

După cum s-a mai precizat în capitolele anterioare, mulțimea pozițiilor platformei formează un spațiu cu șase dimensiuni. În figura 2.8 sunt reprezentate secțiuni ale locului geometric al

punctului B_k . Prin translatarea volumului sferei cu vectorul B_kP (fig. 2. 9, 2.11) se obtine locul geometric final al punctului P . Având în vedere că platforma este simultan supusă restricțiilor celor șase lanțuri paralele, locul geometric al punctului P al platformei (spațiul tangibil al punctului P) va fi intersecția celor șase locuri geometrice individuale netranslate (fig. 2.12), respective translate cu vectorul B_kP (fig. 2.10).

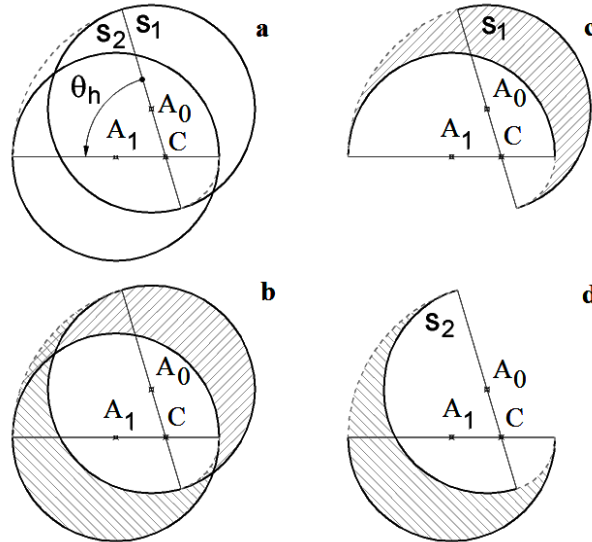


Fig. 2. 8 Secțiuni ale locului geometric al punctului B_k .

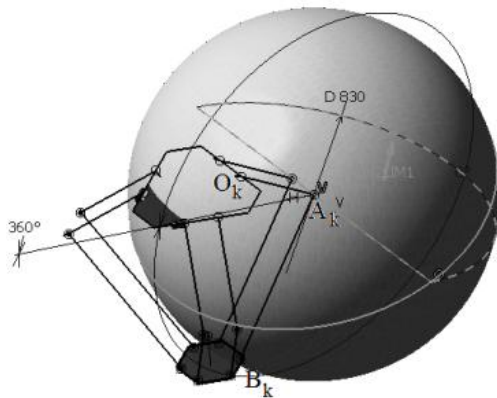


Fig. 2. 9 Locul geometric al pozițiilor punctului B_k

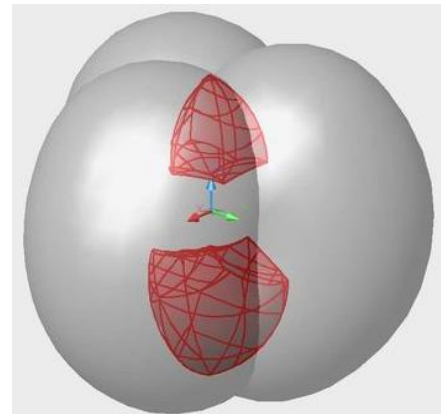


Fig. 2. 10 Translatarea celor șase sfere

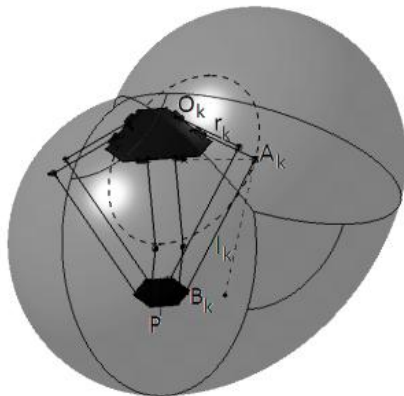


Fig. 2. 11 Volumul rezultat prin deplasarea sferei

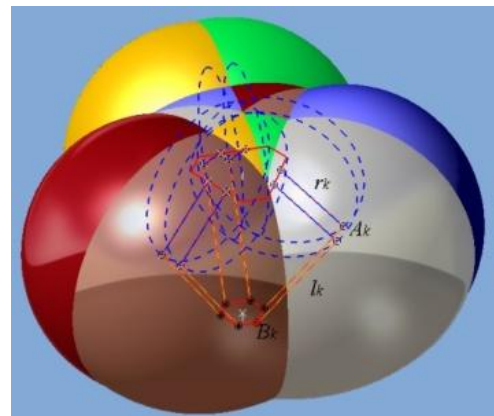


Fig. 2. 12 Intersecția celor șase sfere

Determinarea practică a spațiului tangibil în condițiile precizate s-a făcut cu o aplicație AutoLISP sub AutoCAD și cu o aplicație a programului Catia, utilizându-se capacitatea programelor respective de a genera volume și de a le intersecta.

Prin intermediul aceleași aplicații AutoLISP, putem determina spațiul tangibil al mecanismului paralel 6RSS pentru diferite combinații ale parametrilor $a_1, b_1, a_2, b_2, r_1, l_1, h$.

Un rol deosebit de important, în realizarea unui volum cât mai mare a spațiului tangibil al robotului îl are parametrul a_1 . O influență mai mică asupra volumului spațiului tangibil o are parametrul a_2 , a cărui variație nu produce modificări majore asupra acestuia.

2.6 Volumul tehnologic de lucru

A fost realizat un algoritm de determinare a limitelor spațiului tehnologic, cu scopul de a maximiza volumul acestuia.

Pentru ilustrarea modului de utilizare a algoritmului propus, s-a scris un program în AutoLISP prin care s-au făcut secțiuni, și s-a realizat diagrama $V_{(z)}$. Pentru aceasta, s-a scris o procedură de "scanare" a secțiunii, cu determinarea distanței "y" la care aria dreptunghiului înscris este maximă (fig. 2.13).

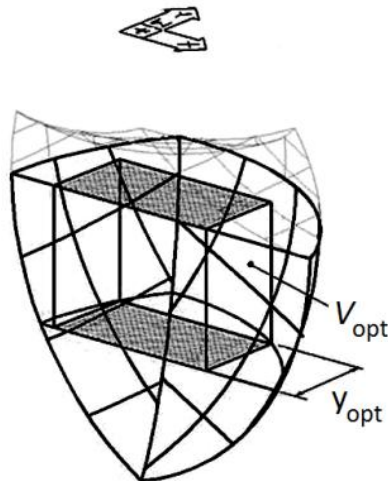


Fig. 2.13 Determinarea dreptunghiului de arie maximă

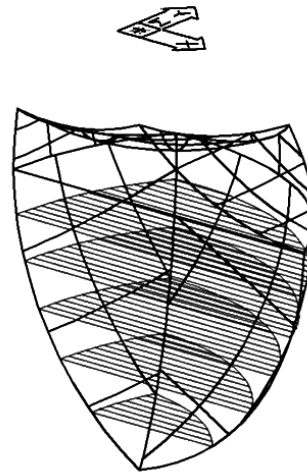


Fig. 2.14 Secționarea echidistantă a volumului tangibil

În continuare s-a creat un program de secționare echidistantă a volumului tangibil cu un număr mare de plane, iar în fiecare dintre acestea s-a aplicat procedura descrisă anterior. Precizăm că s-a lucrat pe o jumătate a volumului tangibil, acesta având planul de simetrie [ZX] (fig. 2.14). Prin utilizarea acestui program s-a făcut o analiză în 20 de plane, apoi s-a realizat diagrama volumului maxim inscribit, în funcție de cota "z" a planului curent. În diagrama din fig. 2.15 se prezintă soluția volumului maxim-maximorum rezultat.

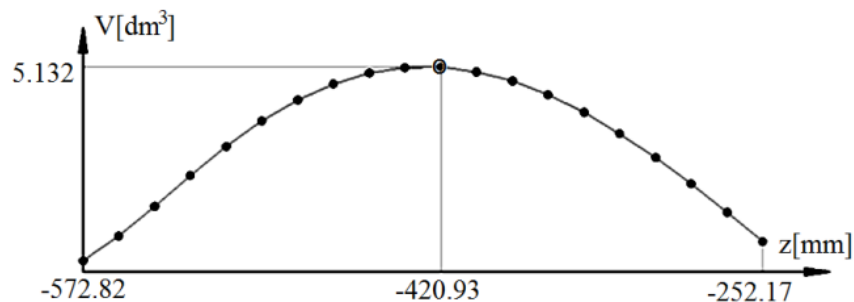


Fig. 2.15 Determinarea volumului maxim-maximorum

Facem observația că volumul căutat este dublul celui din diagramă ($10.264 = 2 \cdot 5.132$), deoarece s-a lucrat pe jumătate de spațiu.

2.7 Subspațiul orientărilor

Așa cum am mai amintit în cadrul acestei lucrări, pentru o anumită poziție a punctului caracteristic dată prin coordonatele carteziane x, y, z , avem o diagramă a orientărilor posibile a platformei mobile, dată prin coordonatele unghiulare α, β, γ .

Pe baza unor programe de calculator originale, am realizat „secțiuni” în plane paralele ale acestui spațiu tridimensional iar în figurile de mai sus sunt prezentate două exemple cu poziționarea diferită a punctului caracteristic.

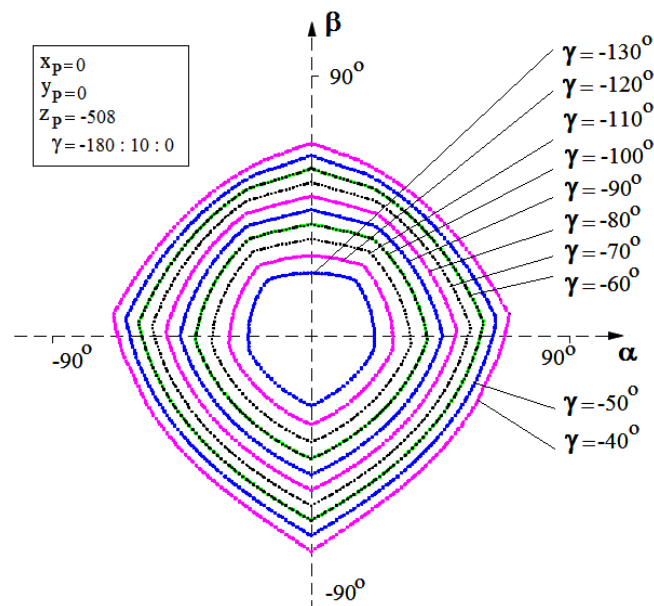


Fig. 2. 16 Secțiuni prin subspațiul orientărilor pentru punctul $P(0, 0, -508)$

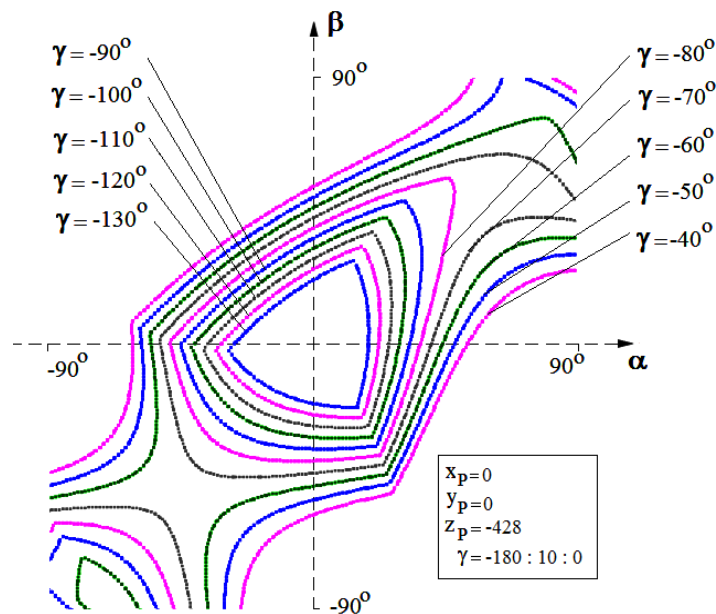


Fig. 2. 17 Secțiuni prin subspațiul orientărilor pentru punctul $P(0, 0, -428)$

După cum se poate remarca din fig. 2.16, 2.17, pentru o deplasare în translație a platformei mobile pe cele trei direcții x, y, z față de axa de simetrie a manipulatorului, obținem un spațiu al

orientărilor a cărui volum descrește pe măsură ce punctul caracteristic se îndepărtează de axa manipulatorului.

Au fost evidențiate secțiuni plane prin acest subspațiu de orientare. Astfel, pentru o anumită poziție a punctului caracteristic P , efectuând o secțiune la un anumit γ , putem vizualiza în vedere de sus conturul suprafeței pentru secțiunea respectivă.

2.8 Concluzii privind modelarea geometrică a mecanismelor paralele

Determinarea modelului geometric al mecanismelor paralele este necesară atât din punct de vedere teoretic dar mai ales în exploatarea robotului. Mișcarea platformei este definită printr-o suprapunere de două mișcări: una de translație dată de deplasarea punctului caracteristic și una de rotație sferică determinată de modificarea orientării acesteia față de un reper fix.

Separarea mulțimii pozițiilor platformei mobile în două spații tridimensionale (al localizărilor și al orientărilor) permite astfel pe de o parte o analiză mai riguroasă a proprietăților geometrice ale mecanismului paralel dar și o reprezentare mai aproape de percepția umană a celor două spații.

Utilizarea modelului geometric invers și a subspațiului translațiilor a permis dezvoltarea unor algoritmi de calcul și aplicații software pentru determinarea volumului de lucru optim al unui manipulator paralel de tip 6 RSS. Metoda utilizată pentru determinarea spațiului tehnologic de lucru este utilă practic la stabilirea performanțelor de lucru ale manipuletoarelor paralele cu structura aleasă și poate fi extrapolată și la modelarea altor scheme structurale.

Prin intermediul algoritmului utilizat pentru determinarea valorilor extreme ale spațiului tehnologic, putem realiza optimizarea acestuia oferind prin aceasta o mai bună cunoaștere a posibilităților de exploatare a mecanismului paralel analizat. Stabilirea cât mai exactă a dimensiunilor spațiului tehnologic determină limitele între care se pot comanda valorile parametrilor cinematici.

Cap. 3 Analiza cinematică a mecanismului paralel 6RSS

3.1 Particularități ale cinematicii mecanismelor paralele

Un avantaj important al manipuletoarelor paralele este faptul că rigiditatea structurală superioară îi face preferabili mecanismelor de serie atunci când este nevoie de manipularea sarcinilor grele sau de realizarea unor prelucrări de înaltă precizie [109-113]. De asemenea mecanismele paralele dispun de o mai bună distribuție a inerției și sunt capabile de a efectua deplasări precise și rapide.

Aceste calități fac ca mecanismele paralele să-și găsească aplicabilitatea în diverse domenii: de la simulatoare de zbor și dispozitive de poziționare fină și ambalare rapidă, la mașini de frezat de mare viteză [114,115].

În literatura de specialitate sunt prezentate diverse soluții pentru modelarea Jacobianului invers utilizat în exprimarea vitezelor [116-123].

3.2 Metode de modelare cinematică

3.2.1 Metoda vectorială

Caracterizarea manipuletoarelor din punct de vedere al transformării mișcărilor relative din cuplurile motoare în mișcarea elementului efector, se face prin modelul cinematic al acestora. Considerând un mecanism cu n elemente mobile, este cunoscut că vectorul vitezelor generalizate are forma:

$$\dot{\mathbf{q}}_1 = [\dot{q}_1 \dots \dot{q}_n]; \quad (3.1)$$

Fie un sistem de coordonate $xOyz$ mobil cu originea în punctul O , \mathbf{OP} fiind vectorul de poziție al unui punct P (aparținând corpului S), față de originea sistemului și \mathbf{v}_O viteza liniară a punctului O (Fig. 3.1). De asemenea definim vectorul \mathbf{v}_P ca fiind viteza punctului P .

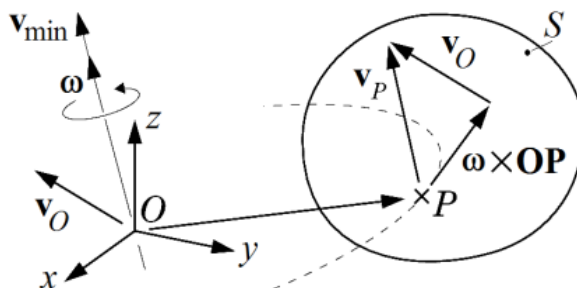


Fig. 3.1 Componentele ce determină viteza rigidului [124].

Mișcarea rigidului se compune dintr-o translație pe direcția lui \mathbf{v}_O și o rotație cu viteza unghilară ω în jurul unei axe ce trece prin punctul O . Între cei patru vectori există relația Euler:

$$\mathbf{v}_P = \mathbf{v}_O + \omega \times \mathbf{OP}; \quad (3.2)$$

Viteza unghilară ω este situată pe o dreaptă numită *axă de roto-translație* având aceeași direcție cu viteza minimă \mathbf{v}_{\min} a punctelor aflate pe această axă.

Fie $\mathbf{i}, \mathbf{j}, \mathbf{k}$ versorii axelor x, y, z . Putem exprima vectorii ω și \mathbf{v}_O în coordonate carteziene:

$$\omega = \omega_x \cdot \mathbf{i} + \omega_y \cdot \mathbf{j} + \omega_z \cdot \mathbf{k}; \quad (3.3)$$

$$\mathbf{v}_O = v_{Ox} \cdot \mathbf{i} + v_{Oy} \cdot \mathbf{j} + v_{Oz} \cdot \mathbf{k}; \quad (3.4)$$

Cele șase coordonate $\omega_x, \omega_y, \omega_z, v_{Ox}, v_{Oy}, v_{Oz}$ sunt cunoscute ca fiind *coordonatele Plücker*. Astfel mișcarea corpului poate fi determinată ca o sumă de mișcări elementare; trei translații după cele trei axe și trei rotații după aceleași axe.

3.2.2 Metoda șuruburilor cinematice

Deplasarea infinitezimală a unui rigid se poate exprima atât prin intermediul torsorului cinematic redus într-un punct oarecare al spațiului, cât și cu ajutorul șurubului cinematic.

În fig. 3.2 am atașat rigidului un sistem de coordonate cu centrul în punctul P (identic cu originea sistemului O) care aparține rigidului. Considerăm rigidul într-o mișcare instantanee oarecare față de o axă de roto-translație (Δ) . ω este viteza unghiulară a rigidului, \mathbf{r} este distanța de la punctul P față de axa de roto-translație (Δ) iar λ este parametrul șurubului dat de relația:

$$\lambda = \frac{v_{\min}}{\omega}; \quad (3.5)$$

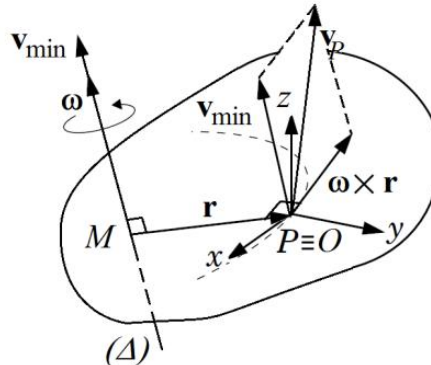


Fig. 3. 2 Elementele șurubului cinematic.

Avem următoarele expresii:

$$\boldsymbol{\omega} = \omega \cdot \mathbf{u}; \quad (3.6)$$

$$\mathbf{w} = \mathbf{r} \times \mathbf{u} + \lambda \cdot \mathbf{u}; \quad (3.7)$$

în care \mathbf{u} este versorul axei instantanee de rotație.

Când această axă este chiar una din axele sistemului de referință, expresiile versurilor $\mathbf{u}_x, \mathbf{u}_y, \mathbf{u}_z$ ai axelor omoloage rezultă ușor.

Astfel o mișcare elementară oarecare poate fi caracterizată printr-o suprapunere de două mișcări elementare; una de translație de direcție \mathbf{u} și una de rotație având axa paralelă cu aceasta. Expresia șurubului cinematic devine:

$$\boldsymbol{\Omega} = \boldsymbol{\Omega}_{\text{rot}} + \boldsymbol{\Omega}_{\text{tra}} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\omega} \\ \mathbf{r} \times \boldsymbol{\omega} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{v} \end{bmatrix}; \quad (3.8)$$

3.2.3 Metoda derivatelor parțiale

Modelul diferențial al unui robot este cel care permite calculul diferențial dx a coordonatelor operaționale ce definesc poziția în spațiul de lucru, în funcție de diferențiala dq a coordonatelor generalizate asociate fiecărei articulații mecanice. Analitic, aceasta dependența se poate scrie:

$$dx = [\mathbf{J}] \cdot dq; \quad (3.9)$$

în care $[\mathbf{J}]$ este matricea Jacobiana globală care are expresia:

$$[\mathbf{J}] = [\mathbf{A}]^{-1} \cdot [\mathbf{B}]; \quad (3.10)$$

Iar matricile $[\mathbf{A}]$ și $[\mathbf{B}]$ reprezintă Jacobianul invers, respectiv Jacobianul direct al mecanismului. Pentru majoritatea mecanismelor paralele este mai convenabilă determinarea matricei Jacobiene care este legată de transformarea inversă dată de expresia:

$$[\mathbf{J}]^{-1} = [\mathbf{B}]^{-1} \cdot [\mathbf{A}]; \quad (3.11)$$

Modelul cinematic general al mecanismului paralel este dat de relația:

$$[\mathbf{B}] \cdot [\dot{\mathbf{q}}] = [\mathbf{A}] \cdot [\dot{\mathbf{w}}]; \quad (3.12)$$

Modelul cinematic direct reprezintă transformarea prin care se poate determina mișcarea instantanee a elementului efector, ca funcție de vitezele relative din cuplele motoare.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v}_P \\ \boldsymbol{\omega} \end{bmatrix} = [\dot{\mathbf{w}}] = [\mathbf{J}] \cdot [\dot{\mathbf{q}}]; \quad (3.13)$$

în care \mathbf{v}_P reprezintă vectorul vitezei punctului caracteristic având expresia $[\mathbf{v}_P]^T = [v_{Px} \ v_{Py} \ v_{Pz}] = [\dot{x} \ \dot{y} \ \dot{z}]$ și $[\boldsymbol{\omega}]^T = [\omega_\alpha \ \omega_\beta \ \omega_\gamma] = [\dot{\alpha} \ \dot{\beta} \ \dot{\gamma}]$ iar α, β, γ reprezintă unghiurile Euler în sistemul Roll-Pitch-Yaw.

3.3 Modelul cinematic al manipulatorului paralel 6 RSS

Manipulatorul paralel 6RSS (fig. 3.3) are în componența sa o placă fixă (pe care sunt montate cele șase servomotoare de acționare) și o platformă mobilă pe care este montat un al șaptelea servomotor ce acționează o freză.

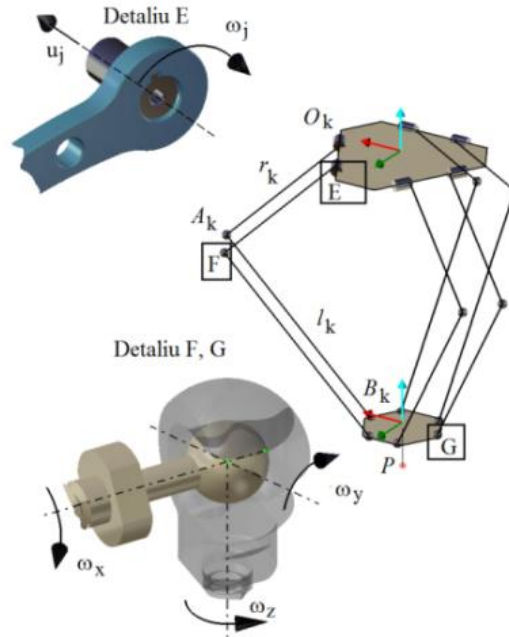


Fig. 3.3 Reprezentarea schematică a mecanismului 6RSS.

Mecanismul paralel este reprezentat în fig. 3.4 în vedere 3D iar în fig. 3.5 este reprezentată schema cinematică a unuia din cele șase lanțuri cinematice k ale acestuia.

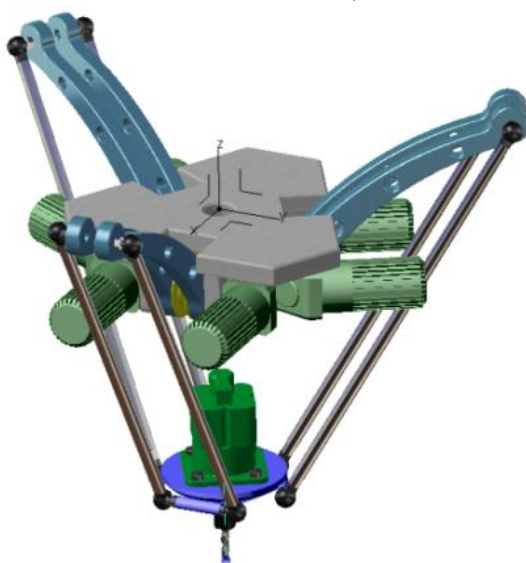


Fig. 3.4 Noul manipulator paralel 6RSS.

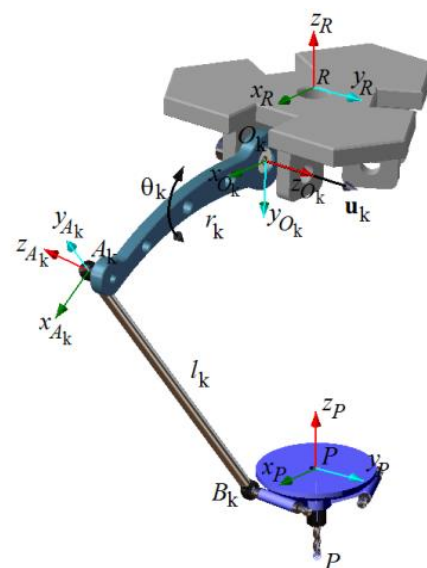


Fig. 3.5 Schema cinematică.

Pornind de la schema cinematică prezentată mai sus, vom defini ecuațiile de mișcare pentru cele șase lanțuri cinematice ale mecanismului paralel când punctul caracteristic parcurge o curbă spațială rezultată din intersecția a doi cilindri cu razele $r_1 = 200$ mm și centrul în punctul $Q_1 (200, -100, -500)$, respectiv $r_2 = 75$ mm și centrul în punctul $Q_2 (0, 0, -500)$.

3.3.1 Aplicarea metodei restricțiilor pentru determinarea modelului cinematic

Poziția platformei este determinată de poziția punctului P și măsura unghiului α (rotația platformei mobile după axa cilindrului).

Vom scrie pentru început ecuațiile de mișcare pentru unul din lanțurile cinematice, pentru celelalte lanțuri calculele făcându-se analog.

$$S = \begin{cases} \mathbf{v}_{A_1} = \boldsymbol{\omega}_1 \times \mathbf{O}_1 \mathbf{A}_1 \\ \mathbf{v}_{B_1} = \mathbf{v}_P + \boldsymbol{\omega}_P \times \mathbf{P} \mathbf{B}_1 \end{cases}; \quad (3.14)$$

Se cunoaște că:

$$\boldsymbol{\omega}_1 = \omega_1 \cdot \mathbf{u}_{12}; \quad (3.15)$$

Din relațiile (3.35) și (3.36) rezultă:

$$S = \begin{cases} \mathbf{v}_{A_1} = \omega_1 \cdot \mathbf{u}_{12} \times \mathbf{O}_1 \mathbf{A}_1 \\ \mathbf{v}_{B_1} = \mathbf{v}_P + \boldsymbol{\omega}_P \times \mathbf{P} \mathbf{B}_1 \end{cases}; \quad (3.16)$$

Vom avea astfel de rezolvat pentru cele șase lanțuri cinematice, un sistem de șase ecuații de forma (3.17) a cărui reprezentare matriceală este:

$$\begin{bmatrix} q_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & q_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & q_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & q_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & q_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & q_6 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \omega_1 \\ \omega_2 \\ \omega_3 \\ \omega_4 \\ \omega_5 \\ \omega_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_1 & b_1 & c_1 & s_1 & r_1 & t_1 \\ \vdots & & & & & \vdots \\ \vdots & & & & & \vdots \\ \vdots & & & & & \vdots \\ \vdots & & & & & \vdots \\ \vdots & & & & & \vdots \\ a_6 & b_6 & c_6 & s_6 & r_6 & t_6 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_{P_x} \\ v_{P_y} \\ v_{P_z} \\ \omega_{P_x} \\ \omega_{P_y} \\ \omega_{P_z} \end{bmatrix}; \quad (3.17)$$

Relația (3.17) scrisă în formă compactă devine:

$$[\mathbf{B}] \cdot [\dot{\mathbf{q}}] = [\mathbf{A}] \cdot [\boldsymbol{\tau}];$$

Pentru determinarea componentelor vectorului $\boldsymbol{\omega}_P$ se are în vedere particularitatea aplicației și anume aceea că platforma are o mișcare de rotație doar după α , componentele pe celelalte două direcții fiind nule.

3.3.2 Aplicarea metodei șuruburilor cinematice pentru manipulatorul paralel 6RSS

În mod asemănător mecanismelor seriale și în cazul mecanismelor paralele, prin compunerea unui număr oarecare de șuruburi cinematice ale unui lanț cinematic, mișcarea rezultantă va fi descrisă de șurubul cinematic obținut prin însumarea celor n șuruburi cinematice:

$$\boldsymbol{\Omega} = \boldsymbol{\Omega}_1 + \boldsymbol{\Omega}_2 + \dots + \boldsymbol{\Omega}_n; \quad (3.18)$$

Fiecare braț de acționare are o mobilitate locală dată de rotația în jurul axei $A_k B_k$, mișcare independentă în raport cu celelalte mișcări posibile ale mecanismului (fig. 3.6).

Fiecărei viteze unghiulare $\omega_1, \dots, \omega_P$ îi corespunde un șurub cinematic $\boldsymbol{\Omega}_1, \dots, \boldsymbol{\Omega}_P$ astfel încât pentru cele șase lanțuri cinematice ale mecanismului va rezulta sistemul de ecuații:

$$\left\{ \begin{array}{l} \Omega_1^{(1)} + \Omega_2^{(1)} + \dots + \Omega_6^{(1)} = \Omega_P \\ \Omega_1^{(2)} + \Omega_2^{(2)} + \dots + \Omega_6^{(2)} = \Omega_P \\ \Omega_1^{(3)} + \Omega_2^{(3)} + \dots + \Omega_6^{(3)} = \Omega_P \\ \Omega_1^{(4)} + \Omega_2^{(4)} + \dots + \Omega_6^{(4)} = \Omega_P \\ \Omega_1^{(5)} + \Omega_2^{(5)} + \dots + \Omega_6^{(5)} = \Omega_P \\ \Omega_1^{(6)} + \Omega_2^{(6)} + \dots + \Omega_6^{(6)} = \Omega_P \end{array} \right. ; \quad (3.19)$$

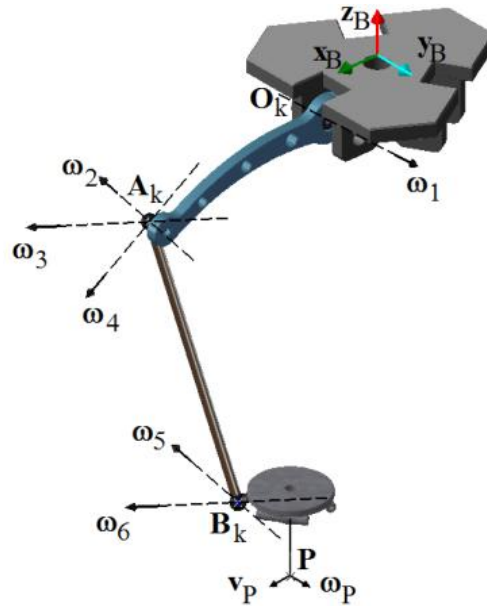


Fig. 3. 6 Vitezele unghiulare ale cuplelor cinematice aparținând unui lanț k .

Obținem în final expresiile lui ω_P , λ_P și \mathbf{r}_P ce descriu complet mișcarea platformei :

$$\omega_P = \sqrt{(\Omega_1^P)^2 + (\Omega_2^P)^2 + (\Omega_3^P)^2}; \quad (3.20)$$

$$\lambda_P = \Omega_1^P \cdot \Omega_4^P + \Omega_2^P \cdot \Omega_5^P + \Omega_3^P \cdot \Omega_6^P; \quad (3.21)$$

$$\mathbf{r}_P = (\Omega_1^P \cdot \mathbf{i} + \Omega_2^P \cdot \mathbf{j} + \Omega_3^P \cdot \mathbf{k}) \times (\Omega_4^P \cdot \mathbf{i} + \Omega_5^P \cdot \mathbf{j} + \Omega_6^P \cdot \mathbf{k}); \quad (3.22)$$

3.4 Planificarea mișcărilor rapide de manipulare utilizând polinoame Hermite

Se urmărește determinarea unei funcții polinomiale $H(q)$, ($q \in \mathbb{R}$) definită pe intervalul $[q_1, q_2]$ și care satisface condițiile:

$$\begin{array}{l} H(q_1) = p_1; \quad H''(q_1) = p_1''; \quad H'(q_2) = p_2'; \\ H'(q_1) = p_1'; \quad H(q_2) = p_2; \quad H''(q_2) = p_2''; \end{array} \quad (3.23)$$

în care $p_{1,2}$, $p'_{1,2}$, $p''_{1,2}$ reprezintă respectiv valorile funcției, ale primei derivate și ale derivatei a doua, în capetele intervalului.

Polinomul va fi deci de forma:

$$H(q) = a_5 q^5 + a_4 q^4 + a_3 q^3 + a_2 q^2 + a_1 q + a_0; \quad (3.24)$$

cu derivatele:

$$H'(q) = 5a_5 q^4 + 4a_4 q^3 + 3a_3 q^2 + 2a_2 q + a_1; \quad (3.25)$$

$$H''(q) = 20a_5 q^3 + 12a_4 q^2 + 6a_3 q + 2a_2; \quad (3.26)$$

Sistemul de ecuații reprezentând condițiile (3.23) este:

$$\begin{cases} a_5 q_1^5 + a_4 q_1^4 + a_3 q_1^3 + a_2 q_1^2 + a_1 q_1 + a_0 = p_1 \\ a_5 q_2^5 + a_4 q_2^4 + a_3 q_2^3 + a_2 q_2^2 + a_1 q_2 + a_0 = p_2 \\ 5a_5 q_1^4 + 4a_4 q_1^3 + 3a_3 q_1^2 + 2a_2 q_1 + a_1 = p_1' \\ 5a_5 q_2^4 + 4a_4 q_2^3 + 3a_3 q_2^2 + 2a_2 q_2 + a_1 = p_2' \\ 20a_5 q_1^3 + 12a_4 q_1^2 + 6a_3 q_1 + 2a_2 = p_1'' \\ 20a_5 q_2^3 + 12a_4 q_2^2 + 6a_3 q_2 + 2a_2 = p_2'' \end{cases} \quad (3.27)$$

Metoda polinoamelor Hermite se bazează pe observația că aceleași condiții de la capetele intervalului vor fi respectate de o funcție polinomială având expresia:

$$H(q) = H_1(q) + H_2(q) + H_3(q) + H_4(q) + H_5(q) + H_6(q); \quad (3.28)$$

în care $H_1 \dots H_6$ sunt funcții polinomiale de gradul cinci.

3.4.1 Variația polinomială a parametrilor mișcării pentru manipulatorul 6RSS

Mișcarea punctului caracteristic P în cazul mecanismului paralel 6 RSS este dată prin ecuațiile:

$$x = x(t); y = y(t); z = z(t); \quad (3.29)$$

Ne propunem să determinăm traiectoria punctului caracteristic, cunoscând coordonatele extremităților intervalelor AB și BC respective valorile vitezelor și accelerațiilor punctului P în capetele intervalelor. Fie punctele $A(-132.17, -132.17, -530)$, $B(66.58, -204.91, -415)$ și $C(-202.28, -141.64, -300)$ reprezentate în fig. 3.7. A fost realizat un program de calcul prin intermediul căruia au fost determinate coordonatele punctelor P respectiv vitezele și accelerațiile acestora.

Datele obținute prin intermediul programului de calcul au fost importate într-un fișier AutoLisp creat anterior în care a fost determinat spațiul de lucru al robotului 6RSS.

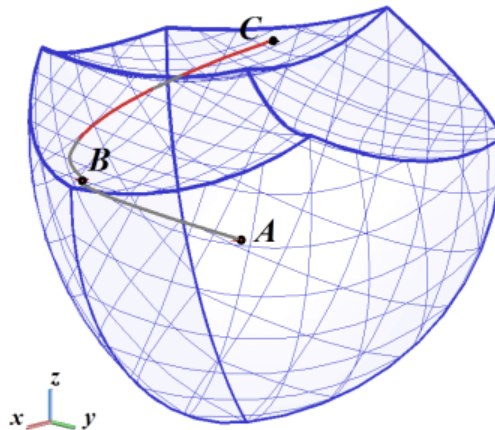


Fig. 3.7 Traiectoria punctului P prin spațiul de lucru.

3.5 Determinarea traiectoriei optime a punctului caracteristic cu restricția evitării unui spațiu dat

Au fost realizate o serie de cercetări care au evidențiat importanța procesului de optimizare [129-135]. Pe baza modelului geometric al manipulatorului paralel 6RSS au fost determinate limitele spațiului tehnologic al robotului (fig. 3.8). A rezultat astfel un paralelipiped dreptunghic cu baza un pătrat a cărui volum este $V_{th} = 16.71 \text{ dm}^3$.

În cazul manipulatorului 6RSS, funcția obiectiv este lungimea traiectoriei, iar constrangerile sunt reprezentate prin condiția de evitare a unui volum dat în interiorul spațiului de lucru.

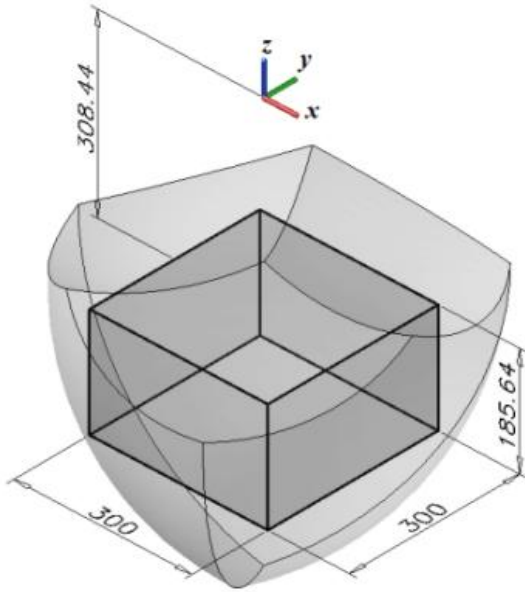


Fig. 3. 8 Volumul spațiului tehnologic de lucru.

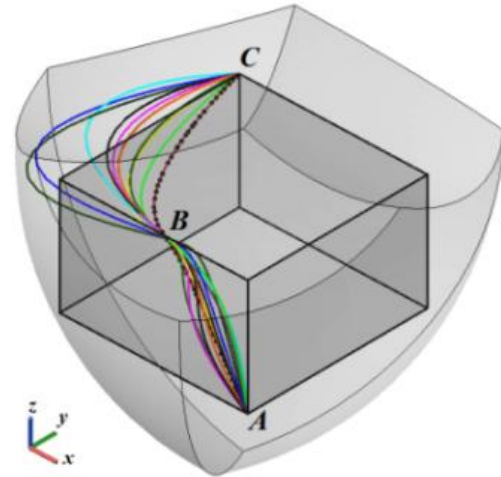


Fig. 3.9 Fascicul de curbe determinate de variația parametrilor de mișcare.

Variind anumiți parametri (timpii de parcurgere a traiectoriei din A în B sau din B în C , viteza sau accelerația punctului B) obținem un fascicul de curbe cu diferite traiectorii (fig. 3.9).

Lungimea traiectoriei descrisă de punctul caracteristic are expresia:

$$L_c = \sum_{j=1}^n |P_{j-1} - P_j| \rightarrow \min; \quad (3.30)$$

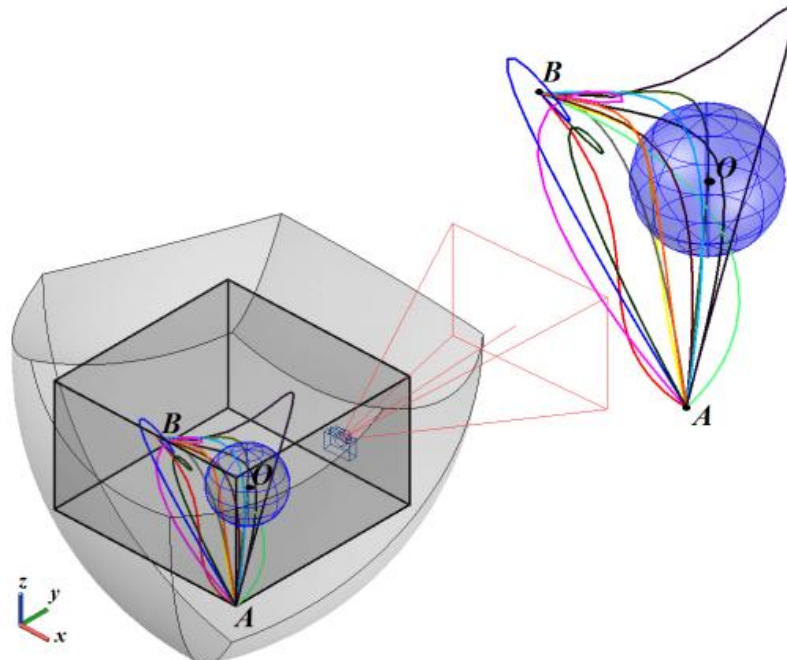


Fig. 3. 10 Traiectoriile inițiale rezultate.

A fost creat un program cu ajutorul căruia au fost generate un număr de soluții pentru un anumit interval de timp t_{AB} .

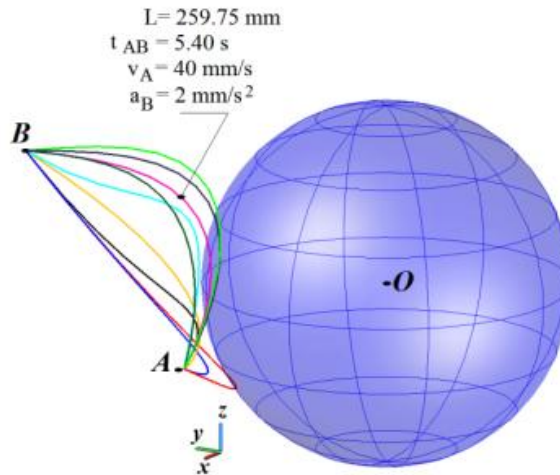


Fig. 3. 11 Determinarea traiectoriei de lungime minimă.

Aceste soluții reprezintă valorile inițiale ale variabilelor de proiectare. Valoarea funcției obiectiv este calculată cu aceste valori inițiale. Traiectoriile rezultate sunt reprezentate în fig. 3. 10. Au fost determinate astfel o serie de 11 traiectorii dintre care au fost alese cele care satisfac condițiile impuse. Iterația continuă păstrând aceleași intervale de timp și variind doar viteza și accelerația punctului B . Prin calcule succesive determinăm valoarea minimă a lungimii traiectoriei punctului caracteristic corespunzător unui interval j (fig. 3.11).

3.5.1 Determinarea traiectoriei optime, având ca funcție obiectiv minimizarea timpului de parcurgere a acesteia

Pentru această aplicație funcția obiectiv este durata unei operații de manipulare.

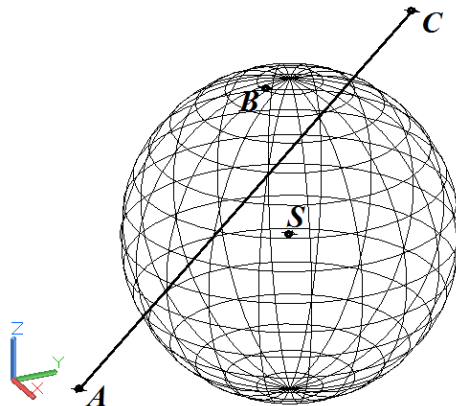


Fig. 3. 12 Poziția sferei față de direcția AC.

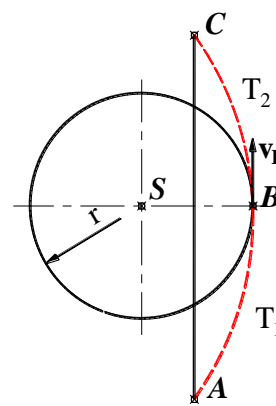


Fig. 3. 13 Secțiune rotită în volumul sferic.

Ne-am propus să determinăm o traiectorie optimă a punctului caracteristic definită pe baza funcțiilor $h_j(\lambda)$, prin evitarea unui volum impus în interiorul spațiului tehnologic al robotului, astfel încât timpul de parcurgere a acestei traiectorii să fie minim. Volumul ce trebuie evitat de efectorul final este de forma unei suprafețe sferice, inclusă în interiorul spațiului tehnologic al robotului. Centrul acestei sfere de rază $r = 80$ mm este $S(-45, 21, -410)$. Traiectoria descrisă de mișcarea punctului caracteristic este analizată în situația când sfera se interpune pe traiectoria rectilinie între punctele $A(84, -150, -405)$ și $C(-130, 125, -350)$ de pe capetele intervalului (fig. 3.12, 3.13).

Considerăm direcția vitezei în punctul B (v_B) paralelă cu direcția AC și accelerația în punctul B nulă ($a_B = 0$). Astfel cele trei puncte A, C și S determină un plan ϑ ce conține toate traiectoriile descrise de funcția Hermite (fig. 3.14).

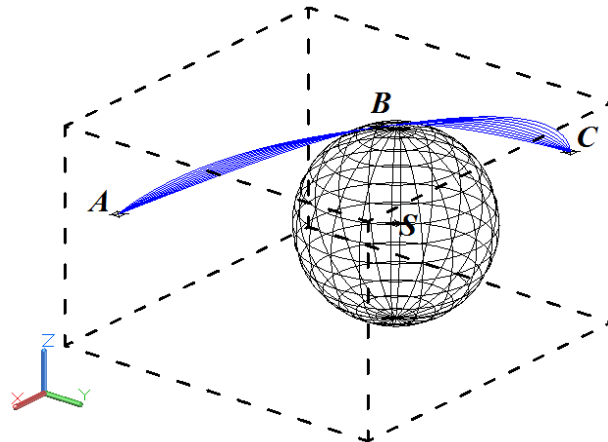


Fig. 3. 14 Fascicul de curbe plane determinate de traiectoriile punctului P .

S-au variat timpii de parcurgere a traiectoriei atât pe intervalul AB cât și pe intervalul BC între două valori T_{min} și T_{max} rezultând valorile acestor timpi ($T_{1,i}, T_{2,j}$).

Valoarea minimă a funcției obiectiv determinată pentru $T_{1min} = 0.01$ s, $T_{1max} = 0.6$ s, $T_{2min} = 0.2$ s, $T_{2max} = 0.9$ s, se obține pentru $T_{1,14}, T_{2,10}$.

3.6 Determinarea configurațiilor singulare ale manipulatorului paralel 6RSS

Determinarea singularităților reprezintă o problemă centrală a cinematicii robotului. Problematika pozițiilor critice face obiectul unor studii speciale asupra mecanismelor paralele [136-141].

În cazul manipulatorului paralel 6RSS, aceste poziții singulare pot fi exprimate geometric prin următoarele două condiții:

1. Când punctul B aparține planului $[P_1]$ determinat de versorul u al articulației de rotație și punctul A (fig. 3.15);
2. Când punctul A aparține planului $[P_2]$ al platformei mobile (fig. 3.16).

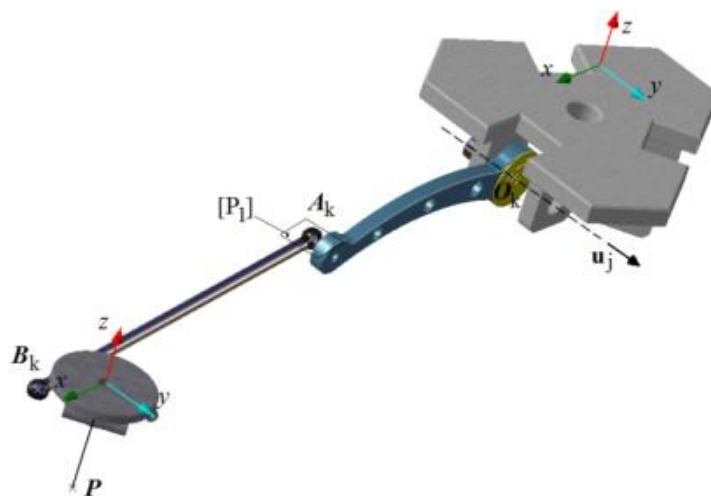


Fig. 3. 15 Singularitate de tip I ($B \in [P_1]$)

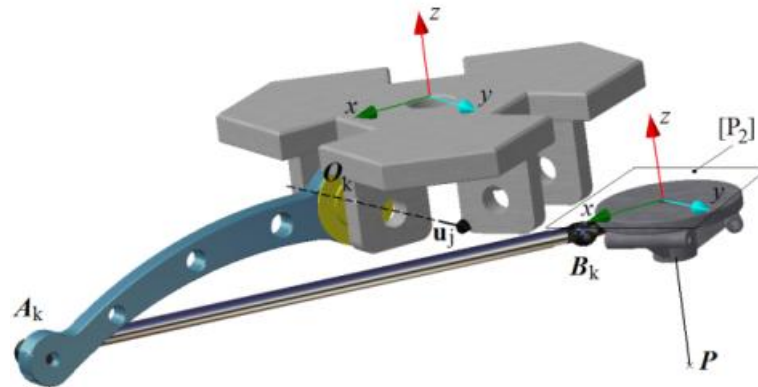


Fig. 3. 16 Singularitate de tip II ($A \in [P_2]$)

Pentru determinarea acestei configurații singulare a fost creat un program cu ajutorul căruia s-au realizat reprezentări tridimensionale ale funcțiilor determinantilor celor două matrici Jacobiene.

Pe baza acestor reprezentări tridimensionale au fost realizate secțiuni cu un plan ce corespunde valorii zero a celor două funcții $\Delta[B]$ și $\Delta[A]$ (fig. 3.17, 3.18).

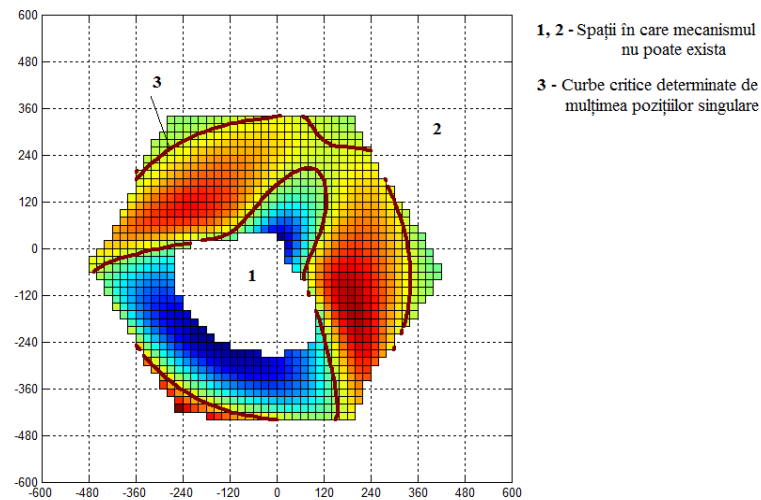


Fig. 3. 17 Secțiune cu un plan corespunzător valorii $\Delta[A] = 0$, pentru $z = -200mm$

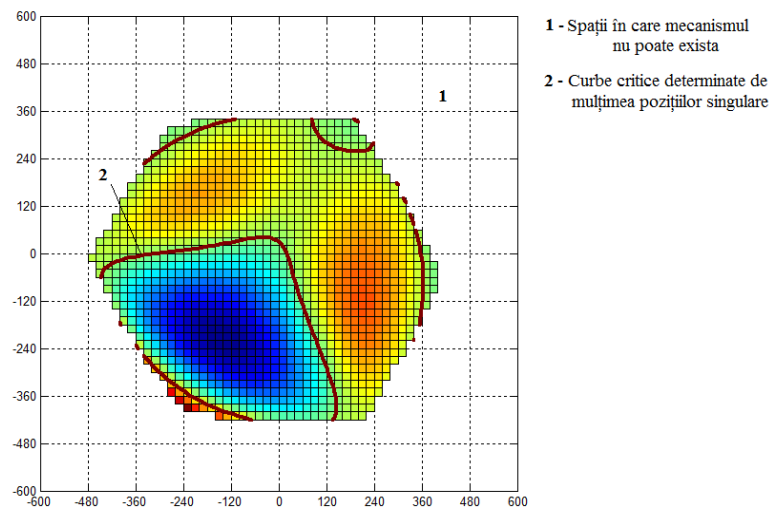


Fig. 3. 18 Secțiune cu un plan corespunzător valorii $\Delta[A] = 0$, pentru $z = -315mm$

3.7 Manevrabilitatea mecanismelor paralele

Conceptul de manevrabilitate în cazul roboților a fost introdus de Yoshikawa încă din 1985. El considera că atunci când indicele de manevrabilitate μ atinge valoarea maximă, robotul este în cea mai îndepărtată poziție față de o configurație singulară. Manevrabilitatea pentru roboții redundanți este definită de expresia [142]:

$$\mu = \sqrt{\det(\mathbf{J}) \cdot \mathbf{J}^T}; \quad (3.31)$$

în care \mathbf{J} este matricea iacobiana globală a robotului iar \mathbf{J}^T este transpusa acesteia.

Pentru roboții non-redundanți indicele de manevrabilitate μ este dat de relația [143]:

$$\mu = |\det(\mathbf{J})|; \quad (3.32)$$

După unii cercetători manevrabilitatea cuantifică capacitățile de transmitere a vitezei de manipulare sau, cu alte cuvinte dexteritatea robotului [144]. În vederea unei mai bune determinări a manevrabilității fost propusă separarea mișcărilor de translație și de rotație ale acestuia [145].

Pentru evaluarea cantitativă din punct de vedere cinematic a roboților paraleli a fost introdus conceptul de elipsoid de manevrabilitate. Acest elipsoid este determinat de câmpul de viteze al efectorului final \mathbf{v} , care satisfac condiția:

$$|\dot{\mathbf{q}}| \leq 1; \quad (3.33)$$

Acest elipsoid aparține spațiului m -dimensional euclidian al robotului. Astfel pe direcția axei majore a elipsoidului, efectorul final se va deplasa cu viteză mare iar pe direcția axei minime a elipsoidului, efectorul final se va deplasa cu viteză mică. Dacă acest elipsoid este o sferă efectorul final se va deplasa uniform în toate direcțiile.

O altă mărime reprezentativă pentru capacitatea de manevrabilitate a elipsoidului este volumul acestuia. Cu cât este mai mare volumul elipsoidului cu atât mai rapid se va mișca efectorul final. Volumul acestui elipsoid este dat de formula [146]:

$$V_{\text{eps}} = \mu \cdot c_m; \quad (3.34)$$

în care:

$$\mu = \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \dots \cdot \sigma_m; \quad (3.35)$$

iar c_m este un coeficient constant a cărui expresie este:

$$c_m = \begin{cases} \frac{(2\pi)^{\frac{m}{2}}}{2 \cdot 4 \cdot 6 \dots (m-2) \cdot m} & \text{pentru } m = \text{par} \\ \frac{2 \cdot (2\pi)^{\frac{m-1}{2}}}{1 \cdot 3 \cdot 5 \dots (m-2) \cdot m} & \text{pentru } m = \text{impar} \end{cases}; \quad (3.36)$$

Este cunoscut că pentru matricea \mathbf{J} de dimensiunea $m \times n$, $\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_m$ reprezintă cele mai mari m valori singulare ale matricii \mathbf{J} .

3.8 Concluzii privind analiza cinematică și metoda de optimizare utilizată

Pe baza analizei cinemate a manipulatorului paralel 6RSS a fost prezentată o metodă de determinare a traiectoriei optime a punctului caracteristic. Pentru definirea mișcărilor elementului efector au fost utilizate expresii polinomiale Hermite ale parametrilor geometrici ca funcții de timp.

A fost evidențiată variația polinomială a parametrilor mișcării pe baza unor programe de calcul iar prin intermediul unor aplicații CAD a fost determinată traiectoria punctului caracteristic în interiorul spațiului de lucru al robotului. În cadrul procesului de optimizare au fost abordate două formulări distincte ale obiectivului optimizării:

- minimizarea lungimii traiectoriei punctului caracteristic, aparținând elementului efector, cu respectarea unor condiții suplimentare impuse;
- minimizarea timpului de parcurgere a traiectoriei punctului caracteristic respectând de asemenea anumite condiții suplimentare impuse.

În varianta minimizării lungimii traiectoriei, s-au evidențiat elemente ale metodei clasice de optimizare, pe baza unor funcții obiectiv și al unor restricții.

Pentru cea de-a doua variantă de optimizare determinarea soluției optime în condițiile date s-a făcut prin descompunerea traiectoriei în două sectoare, separate de un punct impus al acesteia. Rezolvarea problemei optimizării s-a realizat printr-o analiză numerică a parametrilor.

Cap. 4 Analiza dinamică a mecanismului paralel 6RSS

4.1 Aspecte privind analiza dinamică a mecanismelor paralele

Pe baza teoriei clasice a dinamicii sistemelor mecanice au fost realizate numeroase de cercetări cu privire la performanțele dinamice ale unor diferite mecanisme paralele [147-167].

Au fost identificate mai multe metode de analiză dinamică a mecanismelor paralele dintre care abordarea cea mai utilizată este pe baza formulării Newton-Euler a principiului d'Alembert. Prin intermediul acestei metode ecuațiile Newton-Euler sunt aplicate fiecărui corp izolat de restul mecanismului. Folosind această metodă, se obțin toate forțele $\sum \mathbf{F}_{jk}$ și momentele $\sum \mathbf{M}_{jk}$ de legătură din fiecare cuplă cinematică A_{jk} calculate față de originea O_{jk} a sistemului de coordonate local atașat fiecărui corp C_{jk} (fig.4.1).

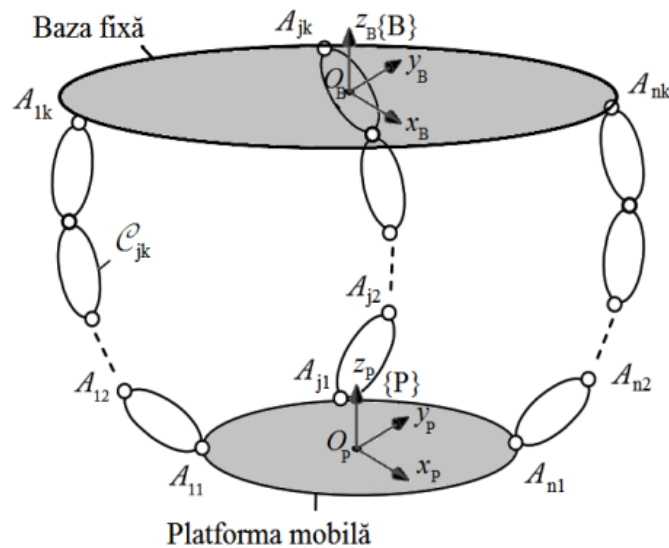


Fig. 4.1 Reprezentarea generală a unui mecanism paralel.

Facem precizarea că $\sum \mathbf{F}_{jk}$ reprezintă rezultanta forțelor exterioare \mathbf{R}_P , ce acționează în punctul P iar $\sum \mathbf{M}_{jk}$ reprezintă momentul rezultant \mathbf{M}_G , al forțelor exterioare aplicate platformei reduse în centrul de greutate G al acesteia.

Forțele și momentele de inerție au expresiile:

$$\mathbf{R}_P = \sum \mathbf{F}_{jk} = m_{jk} \dot{\mathbf{v}}_{jk} + \dot{\boldsymbol{\omega}}_{jk} \times \mathbf{M}_{S_{jk}} + \boldsymbol{\omega}_{jk} \times (\boldsymbol{\omega}_{jk} \times \mathbf{M}_{S_{jk}}); \quad (4.1)$$

$$\mathbf{M}_G = \sum \mathbf{M}_{jk} = \mathbf{I}_{O_{jk}} \dot{\boldsymbol{\omega}}_{jk} + \mathbf{M}_{S_{jk}} \times \dot{\mathbf{v}}_{jk} + \boldsymbol{\omega}_{jk} \times (\mathbf{I}_{O_{jk}} \boldsymbol{\omega}_{jk}); \quad (4.2)$$

O alta abordare pentru determinarea modelului dinamic este pe baza ecuațiilor Lagrange ce utilizează expresiile energiei cinetice și potențiale [168, 169]. Acest model se exprimă sintetic prin sistemul de ecuații diferențiale [170]:

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial E}{\partial \dot{\mathbf{q}}} \right) - \frac{\partial E}{\partial \mathbf{q}} + \frac{\partial U}{\partial \mathbf{q}} = \boldsymbol{\tau} - \mathbf{J}^T(\mathbf{q}, t) \boldsymbol{\lambda}; \quad (4.4)$$

Ecuațiile Lagrange conduc la un model dinamic exprimat pe baza relației [171]:

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{c}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}); \quad (4.5)$$

De asemenea un alt mod de a analiză dinamică a mecanismelor paralele este pe baza principiului lucrului mecanic virtual, cu ajutorul căruia sunt determinate forțele de inerție și momentele ce acționează asupra platformei mobile și brațelor de acționare [172-174]. Acest model dinamic are la bază principiul lui d'Alambert conform căruia puterea \mathbf{P}_l rezultată din

forțele de inerție ale unui corp care se mișcă cu o viteză virtuală (liniară și/sau unghiulară) v_{virt} respectiv ω_{virt} este egală cu suma dintre puterea $P_{F_{ext}}$ rezultată din forțele externe aplicate corpului și puterea $P_{F_{int}}$ rezultată din forțele interne aplicate acestuia.

$$P_I = P_{F_{ext}} + P_{F_{int}}; \quad (4.6)$$

4.2 Modelul dinamic al mecanismului 6 RSS exprimat pe baza principiului lui d' Alembert

Modelul dinamic, ca și celelalte modele utilizate în studiul mecanismelor, are două formulări practice complementare: modelului dinamic direct și modelului dinamic invers.

În cazul modelului dinamic direct se cunosc cuplurile motoare de acționare M_a și caracteristicile inerțiale și se determină traiectoria, viteza și accelerația punctului caracteristic. În cazul modelului dinamic invers se cunoaște traiectoria, viteza și accelerația punctului caracteristic aparținând efectorului final și se determină cuplurile motoare M_a din cuplele acționatoare.

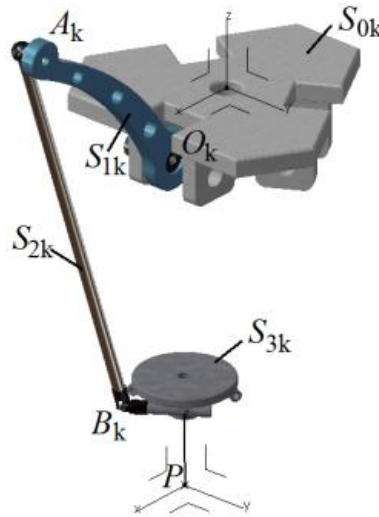


Fig. 4. 2 Reprezentarea unuia din lanțurile cinematice k ale mecanismului paralel 6RSS.

Sistemul de ecuații (4.7) conține ecuațiile vectoriale de echilibru dinamic ale lui d'Alembert corespunzătoare fiecărui element S_{jk} izolat al mecanismului.

$$\begin{cases} \sum \mathbf{R} = 0, \\ \sum \mathbf{M} = 0' \end{cases} \quad (4.7)$$

Cele două sume ale forțelor și momentelor din relația (4.7) au expresia:

$$\sum \mathbf{R} = \mathbf{R}_{I_j} + \mathbf{R}_{L_j} + \mathbf{R}_{A_j} = 0; \quad (4.8)$$

iar:

$$\sum \mathbf{M} = \mathbf{M}_{R_{I_j}} + \mathbf{M}_{R_{L_j}} + \mathbf{M}_{R_{A_j}} = 0; \quad (4.9)$$

Algoritmul de calcul presupune parcurgerea următoarelor etape:

1. Se izolează pe rând fiecare element mobil S_{jk} al mecanismului și se reprezintă:
 - forțele aplicate;
 - reacțiunile din legături (forțe și momente);
 - elementele torsorului forțelor de inerție redus în centrul de masă.
2. Se scriu ecuațiile de echilibru cinetostatic pentru fiecare corp în parte obținându-se în final $6n$ ecuații pentru n număr de elemente;

3. Se stabilesc relațiile între accelerațiile corpurilor;
4. Se rezolvă sistemul de ecuații algebrice ce conține ecuațiile vectoriale de echilibru cinetostatic, rezultând reacțiunile din cuple (forțe și momente).

S-a aplicat principiul lui d' Alembert pentru unul din cele șase lanțuri cinematice k ale mecanismului. Izolăm elementul mobil S_{11} și scriem ecuațiile de echilibru cinetostatic pentru acest corp (fig. 4.3).

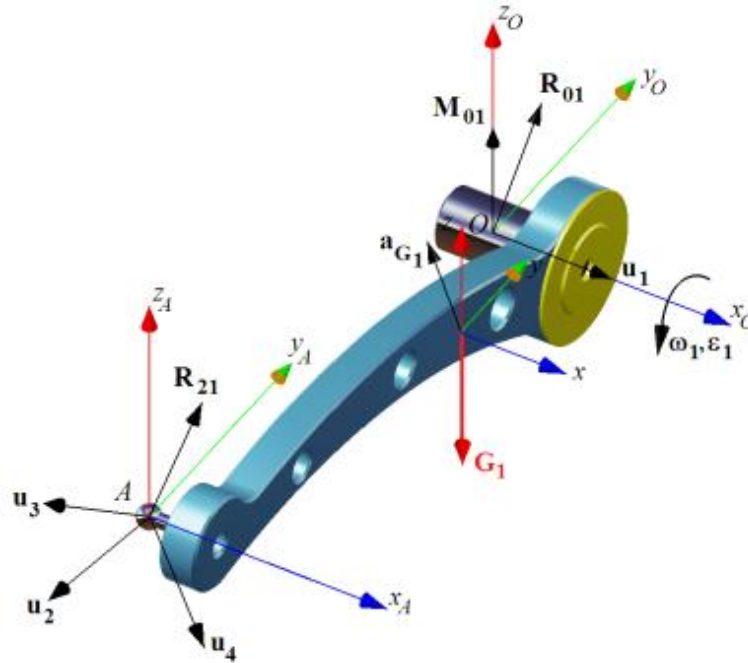


Fig. 4. 3 Aplicarea principiului lui d'Alembert pentru elementul mobil S_{11} .

Scriem ecuațiile vectoriale de echilibru dinamic ale lui d'Alembert corespunzătoare elementului S_{11} din fig. 4.3:

$$\begin{cases} \mathbf{R}_{I_1} + \mathbf{R}_{L_1} + \mathbf{R}_{A_1} = 0 \\ \mathbf{M}_{R_{I_1}} + \mathbf{M}_{R_{L_1}} + \mathbf{M}_{R_{A_1}} + \mathbf{M}_{01} = 0 \end{cases} \quad (4.16)$$

Aplicăm principiul lui d' Alembert pentru corpul S_{21} (fig. 4. 4) și scriem ecuațiile de echilibru cinetostatic pentru acesta.

$$\begin{cases} \mathbf{R}_{I_2} + \mathbf{R}_{L_2} + \mathbf{R}_{A_2} = 0 \\ \mathbf{M}_{R_{I_2}} + \mathbf{M}_{R_{L_2}} + \mathbf{M}_{R_{A_2}} + \mathbf{M}_{32} = 0 \end{cases} \quad (4.17)$$

$$\begin{cases} \mathbf{R}_{I_3} + \mathbf{R}_{L_3} + \mathbf{R}_{A_3} = 0 \\ \mathbf{M}_{R_{I_3}} + \mathbf{M}_{R_{L_3}} + \mathbf{M}_{R_{A_3}} + \mathbf{M}_{23} = 0 \end{cases} \quad (4.18)$$

În final aplicăm principiul lui d'Alembert pentru corpul S_{31} (fig. 4.5) și scriem ecuațiile de echilibru cinetostatic pentru acesta.

Avînd în vedere că pentru cele treisprezece elemente mobile ale mecanismului paralel 6RSS sunt scrise câte șase ecuații de echilibru cinetostatic echivalente vor rezulta șaptezecișopt de ecuații plus șase ecuații de ortogonalitate avînd forma $\mathbf{M}_{0k} \cdot \mathbf{u}_k = 0$ în total optzecișipatru de ecuații. Prin rezolvarea acestora vor rezulta forțele și momentele din cuplele cinematice.

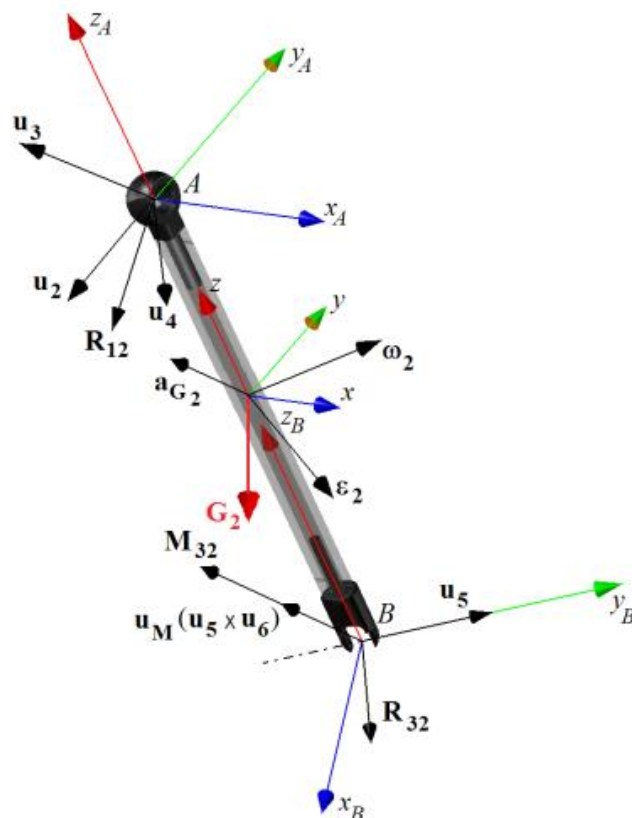


Fig. 4. 4 Aplicarea principiului lui d'Alembert pentru elementul mobil S_{21} .

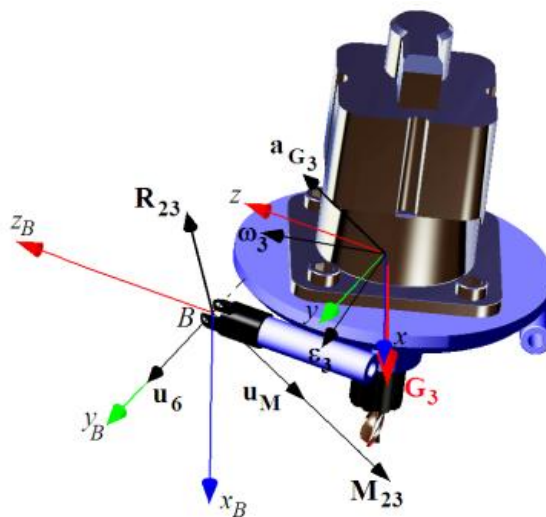


Fig. 4. 5 Aplicarea principiului lui d'Alembert pentru elementul mobil S_{31} .

4.3 Analiza pierderilor de putere în cupla sferică

Importanța cuplelor sferice a determinat numeroși cercetători să efectueze o serie de studii în direcția stabilirii influenței acestora asupra dinamicii sistemelor mecanice [175-183].

În acest subcapitol se prezintă o metodă de determinare a puterii pierdute de mecanismul paralel 6RSS, prin frecarea dintre elementele componente ale articulațiilor sferice ce alcătuiesc cele șase lanțuri cinematice ale acestuia. Determinarea acestor pierderi de putere din articulațiile sferice s-a făcut în cadrul unei aplicații în care punctul caracteristic parcurge o curbă spațială închisă, neglijându-se forțele de inerție, mișcarea efectuându-se foarte lent.

Utilizând puterea de calcul a programului *CATIA*, au fost determinate graficele de variație ale versorului \mathbf{u}_2 al direcției AB, respectiv ale vectorului $\boldsymbol{\omega}_{21}$ în funcție de poziția punctelor P_j de pe curba spațială dată. Pe baza aceluiași program CAD, a fost obținută traiectoria unui punct aparținând capului sferic al unei cuple cinematice sferice a mecanismului paralel și au fost realizate grafice cu proiecțiile acestei traiectorii pe cele trei plane XY, ZX, ZY.

În fig. 4.6 este reprezentată cupla sferică a unuia din punctele A_k .

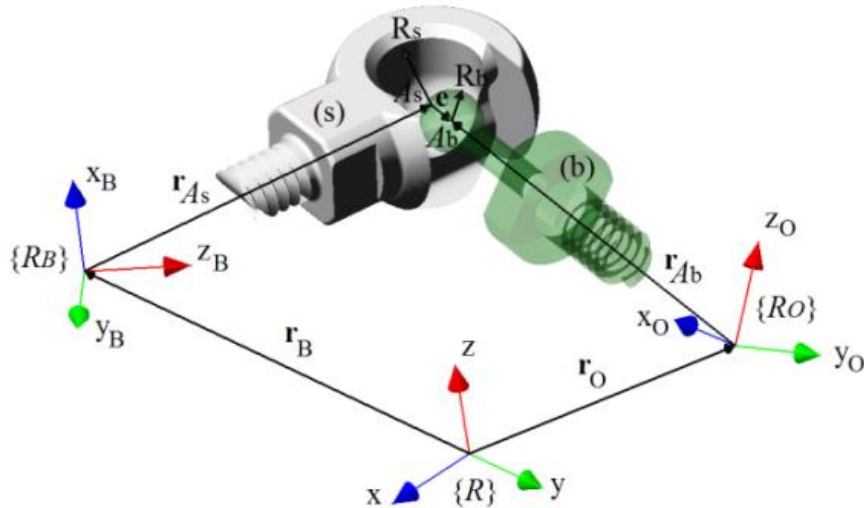


Fig. 4. 6 Reprezentarea cuplei sferice cu poziția punctelor A_s și A_b .

A fost realizată o aplicație în cadrul căreia am considerat punctul caracteristic P în mișcare pe o curbă spațială de lungime $L = 528.637$ mm, în situația când $\beta \neq \gamma \neq 0 = ct$ și α variabil (α, β, γ sunt cei trei parametri de orientare ai platformei mobile). Particularitatea aplicației constă în aceea că sunt neglijate forțele de inerție \mathbf{F}_i , mișcarea efectuându-se foarte lent prin urmare avem o singură forță axială \mathbf{F}_{21} ce acționează pe direcția AB (fig. 4.7).

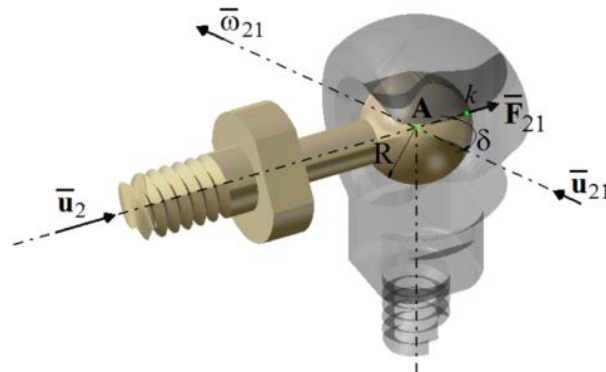


Fig. 4. 7 Cupla cinematică sferică din A și evidențierea punctului de contact k

Am notat cu δ unghiul dintre direcția AB, de versor \mathbf{u}_2 respectiv axa de versor \mathbf{u}_{21} și cu R raza capului sferic al articulației. De asemenea $\boldsymbol{\omega}_{21}$ este viteza unghiulară a punctului de contact k .

Ținând cont de condiția impusă $\mathbf{F}_i = \mathbf{0}$, putem scrie următoarea expresie pentru puterea \mathbf{P}_f pierdută prin frecarea dintre elementele componente ale cuplei cinematice din punctul A:

$$\mathbf{P}_f = \mu \cdot \mathbf{F}_{21} \cdot \boldsymbol{\omega}_{21} \cdot R \cdot \sin\delta; \quad (4.19)$$

Lucrul mecanic al forțelor de frecare este:

$$\mathbf{L}_f = \int_0^T \mathbf{P}_f dt = \mu \cdot \mathbf{F}_{21} \cdot R \int_0^T (\boldsymbol{\omega}_{21} \cdot \sin\delta) d; \quad (4.20)$$

Integrarea formulei (4.20) s-a făcut numeric cu metoda trapezelor, folosindu-se formula finită:

$$L_f \approx \mu \cdot F_{21} \cdot R \sum_{i=1}^{72} (\omega_{21} \cdot \sin \delta)_i \cdot \Delta t; \quad (4.21)$$

în care:

$$\Delta t = \frac{T}{72} [s]; \quad (4.22)$$

reprezintă timpul necesar parcurgerii unuia din cele 72 arce de cerc egale.

Admițând o viteză constantă de deplasare a punctului pe curba, $v = 10 \text{ mm/s}$ și cunoscând lungimea acesteia ($L = 528.637 \text{ mm}$), rezultă timpul T necesar pentru parcurgerea curbei:

$$T = \frac{L}{v} = 52.8637 \text{ s} \rightarrow \Delta t = 0.7342 [s]; \quad (4.23)$$

Admițând un coeficient de frecare $\mu = 0.2$, determinăm puterea pierdută prin frecare P_f , în cupla cinematică din punctul A , pentru fiecare poziție P_j a punctului caracteristic de pe curba spațială. Însușind aceste valori obținem puterea pierdută prin frecare în cupla cinematică din punctul A , când punctul caracteristic parcurge curba spațială de lungime L .

$$P_f = \mu \cdot R \sum_{i=1}^{72} (\omega_{21} \cdot \sin \delta)_i = 0.13 [W] \quad (4.24)$$

Utilizând aplicația prezentată mai sus, cu deplasarea punctului caracteristic pe curba spațială, vom determina în continuare traiectoria punctului de contact k dintr-o cupla sferică A_k luând în considerare efectul forțelor de inerție.

Variind încărcarea pe una din cuplele sferice A_k ale mecanismului paralel, obținem traiectorii diferite ale punctului de contact k . După cum se poate observa din fig. 4.8 lungimea acestor traiectorii este direct proporțională cu încărcarea din cuplă.

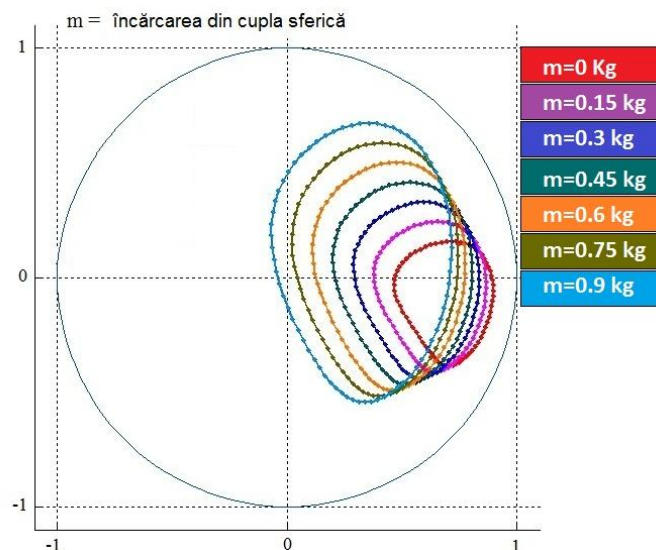


Fig. 4.8 Modificarea traiectoriilor descrise de punctul k în funcție de încărcarea din cuplă

Cap. 5 Concluzii generale, contribuții și perspective

5.1 Concluzii generale

Activitatea de cercetare și documentare științifică întreprinsă pe parcursul celor trei ani de doctorat privind mecanismele paralele în general și mecanismele paralele cu șase grade de libertate în special, a permis sintetizarea rezultatelor științifice și evidențierea principalelor aspecte ale acestora necesare în procesul de proiectare și control.

Principalele aspecte urmărite și descrise în teza de doctorat au în vedere analiza spațiului de lucru, a cinematicii și dinamicii unui nou mecanism paralel complex cu șase grade de libertate cu o configurație ce îi permite aplicabilitatea în diverse domenii.

Determinarea modelului geometric (impus de particularitățile structurale ale mecanismului paralel 6RSS) reprezintă o etapă necesară în exploatarea robotului. Mișcarea platformei este definită printr-o suprapunere de două mișcări: una de translație dată de deplasarea punctului caracteristic și una de rotație sferică determinată de modificarea orientării acesteia față de un reper fix.

Mulțimea pozițiilor platformei mobile a fost separată în două spații tridimensionale ce permit o analiză mai riguroasă a proprietăților geometrice ale mecanismului paralel dar și o reprezentare mai aproape de percepția umană a celor două spații.

A fost elaborată o metodă pentru determinarea spațiului tehnologic de lucru al robotului ce poate fi extrapolată și la modelarea altor scheme structurale. Pentru aceasta au fost creați algoritmi de calcul și aplicații software prin intermediul cărora a putut fi determinat volumul de lucru optim al manipulatorului paralel 6RSS. Aceste aplicații oferă posibilitatea optimizării acestui volum de lucru în vederea exploatării eficiente a mecanismului paralel analizat. Stabilirea cât mai exactă a dimensiunilor spațiului tehnologic determină limitele între care se pot comanda valorile parametrilor cinematici.

Pentru definirea mișcărilor elementului efector au fost utilizate expresii polinomiale Hermite ale parametrilor geometrici ca funcții de timp.

Au fost prezentate diverse metode de determinare a vitezelor unghiulare ale cuplelor acționate ale manipulatorului paralel. Aplicațiile descrise reprezintă moduri diferite de abordare a problemei cinematice a robotului.

Pe baza unor programe de calcul a fost evidențiată variația polinomială a parametrilor mișcării și cu ajutorul unor aplicații CAD a fost determinată traiectoria punctului caracteristic în interiorul spațiului de lucru al robotului. De asemenea au putut fi determinate vitezele unghiulare ale brațelor acționatoare când efectorul final urmărește traiectoria descrisă de funcția Hermite.

Procesul de optimizare a avut ca obiectiv:

- minimizarea lungimii traiectoriei punctului caracteristic, aparținând elementului efector, cu respectarea unor condiții suplimentare impuse;
- minimizarea timpului de parcurgere a traiectoriei punctului caracteristic respectând de asemenea anumite condiții suplimentare impuse.

Rezolvarea problemei optimizării s-a realizat printr-o analiză numerică a parametrilor. Această modalitate de soluționare a problemei de optimizare a fost aleasă pentru a evita o formulare analitică a funcției obiectiv.

Pe baza celor două matrici Jacobiene au fost definite cele două tipuri de singularități întâlnite în cazul mecanismelor paralele, realizându-se reprezentări tridimensionale ale funcțiilor determinantilor celor două matrici. Cu ajutorul aceluiași program au fost realizate secțiuni ce evidențiază curbele critice pentru o anumită poziție și orientare dată.

Pentru determinarea modelului dinamic a fost realizată o aplicație cu ajutorul căreia, am impus mișcarea punctului caracteristic în interiorul spațiului tehnologic al robotului între două poziții extreme A și C pe o traiectorie a cărei curbură este determinată de un punct intermediar B situat pe aceasta.

Modelarea dinamică a mecanismului paralel s-a făcut utilizând metoda cineto-statică pe baza principiului lui d'Alembert.

Determinarea caracteristicilor inerțiale ale elementelor mobile aparținând mecanismului analizat s-a făcut cu ajutorul unui program CAD pentru mișcarea impusă.

Pentru fiecare din cele șase lanțuri cinematice k ale mecanismului au rezultat șaptezecișopt de ecuații plus șase ecuații de ortogonalitate în total optzecișipatru de ecuații. Prin rezolvarea acestora au fost determinate forțele și momentele din cuplele cinematice.

Studiul asupra pierderilor de putere din cuplele sferice s-a făcut pe un caz concret, pe baza analizei cinematice și dinamice a mecanismului paralel 6RSS. Traiectoriile analizate nu sunt întâmplătoare. Ele au fost alese pe baza studiului spațiului de lucru al robotului, determinat de parametrii constructivi ai acestuia.

Traiectoriile descrise de punctul de contact au fost analizate în două cazuri diferite :

- în primul caz au fost neglijate forțele de inerție, mișcarea efectuându-se cu viteză foarte mică ;
- în cel de-al doilea caz analiza s-a făcut pe baza modelului dinamic, variind încărcarea din cupla sferică.

A rezultat astfel că lungimea traiectoriei descrisă de punctul de contact crește proporțional cu încărcarea din cupla sferică.

5.2 Contribuții personale

Realizarea obiectivelor de cercetare propuse pentru această lucrare s-au bazat pe următoarele contribuții personale originale:

- realizarea unei documentații actualizate asupra mecanismelor paralele și evidențierea principalelor aspecte ale acestora necesare în procesul de proiectare și control;
- elaborarea unei metode pentru determinarea spațiului tehnologic de lucru al robotului ce poate fi extrapolată și la modelarea altor scheme structurale;
- crearea unor algoritmi de calcul și aplicații software prin intermediul cărora a putut fi determinat volumul de lucru optim al manipulatorului paralel 6 RSS;
- crearea unor coduri originale AutoLISP pentru determinarea spațiului tangibil al robotului;
- realizarea unor programe de calcul prin care a fost evidențiată variația polinomială a parametrilor mișcării;
- crearea unor coduri originale AutoLISP ce au permis realizarea unor reprezentări tridimensionale ale funcțiilor determinanților celor două matrici Jacobiene;
- crearea unor algoritmi de calcul ce au permis rezolvarea problemei dinamice;
- elaborarea unei metode originale pentru determinarea pierderilor de putere datorate frecării între componentele articulațiilor sferice ale mecanismului paralel.

5.3 Perspective de cercetare

- realizarea unui stand experimental cu mecanismul paralel 6RSS și studierea comportamentului real al acestuia;

- aprofundarea cercetărilor în vederea găsirii de noi metode mai eficiente pentru analiza cinematică și dinamică a mecanismelor paralele;
- extinderea cercetărilor și asupra altor tipuri de mecanisme paralele;
- crearea unor programe care să permită optimizarea traiectoriei pe baza algoritmilor PSO.

Lista lucrărilor publicate și prezentate

A. Articole publicate în reviste cotate ISI

- [1] Milica, L., Năstase, A., Andrei, G.: A new insight into the geometric models and workspace volume of the 6 RSS manipulator by disjunction of the translational and orientation subspaces, Mech. and Mach. Theory, vol. **121**, 804–828, doi.org/10.1016/j.mechmachtheory/201712.004, (Impact Factor: **2.577**).
- [2] Milica, L., Năstase, A., Andrei, G.: Optimal path planning for a new type of 6RSS parallel robot based on virtual displacements expressed through Hermite polynomials, Mech. and Mach. Theory, vol. **126**, 14–33, doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2018.03.015, (Impact Factor: **2.577**).

B. Articole publicate în volumele unor manifestări științifice indexate ISI Proceedings

- [3] Milica, L., Andrei, G.: Particularities of fully-parallel manipulators in 6-DOFs robots design: a review of critical aspects, MATEC Web of Conferences, vol. **94**, (2017), doi.org/10.1051/mateconf/20179405003.
- [4] Milica, L., Andrei, G.: Inference of power loss in spherical joints of the 6RSS parallel mechanism, MATEC Web of Conferences, vol. **137**, (2017), doi.org/10.1051/mateconf/201713704002.

C. Articole publicate în volumele unor conferințe internaționale

- [5] Milica, L., Năstase, A., Andrei, G.: Determining workspace parameters for a new type of 6RSS parallel manipulator based on structural and geometric models, MATEC Web of Conferences, vol. **112**, (2017), doi.org/10.1051/mateconf/201711205010.

D. Articole prezentate în cadrul unor conferințe internaționale

- [6] Milica, L., Andrei, G.: The calculation of the power losses from the spherical joints for the 6RSS parallel mechanism, The 5th Scientific Conference of Doctoral Schools of UDJG, Galati, 2017, România.
- [7] Milica, L., Amorțilă, V., Andrei, G.: Models of kinematic analysis applied to complex parallel mechanisms, The 6th Scientific Conference of Doctoral Schools of UDJG, Galati, 2018, România.
- [8] Milica, L., Năstase, A., Andrei, G.: Kinematic analysis of a new 6RSS parallel manipulator performing a certain working operation, The 8th International Conference on Advanced Concepts in Mechanical Engineering, Iași, 2018, România.

BIBLIOGRAFIE

- [1] J. P. Merlet, *Parallel robots. 2nd ed.*, (2006).
- [2] D. Zhang, *Parallel robotic machine tools*, (2010).
- [3] J. P. Merlet, Tehnical Report 1645, INRIA, (1992).
- [4] C. Gosselin, J. Angeles, *J. Mech. Transm.-T. ASME.*, **110**, 35-41, (1988).
- [5] J. Gallardo, R. Rodriguez, M. Caudillo, J. M. Rico, *Mech. Mach. Theory*, **43**, 201–216, (2008).
- [6] R. Di Gregorio, *J. Mech. Transm.-T. ASME.*, **126**, 850–855, (2004).
- [7] C. M. Gosselin, J. Angeles, *J. Mech. Transm.-T ASME.*, **111**, 202–207, (1989).
- [8] Y. Zhang, C. Crane, J. Duffy, *J. Robotic Syst.*, **15**, 299–308, (1998).
- [9] K. Wohlhart, *Mech. Mach. Theory*, **29**, 581–589, (1994).
- [10] C. Innocenti, V. Parenti-Castelli, *Mech. Mach. Theory*, **28**, 553–561, (1993).
- [11] K. M. Lee, D.K. Sha, *Proceedings IEEE/ICRA.*, **1**, 345–350, (1987).
- [12] H. S. Kim, L.W. Tsai, *J. Mech. Transm.-T. ASME.*, **125**, 92–97, (2003).
- [13] C. H. Liu, S. Cheng, *J. Mech. Des. ASME.*, **126**, 1006–1016, (2004).
- [14] Z. Huang, Y. Fang, *Mech. Mach. Theory*, **31**, 1009–1018, (1996).
- [15] Y. Fang, Z. Huang, *Mech. Mach. Theory*, **32**, 789–796, (1997).
- [16] Z. Huang, J. Wang, *Mech. Mach. Theory*, **36**, 893–911, (2001).
- [17] S. K. Agrawal, *Proceedings of 8th World Congress on TMM*, 405-408, (1990).
- [18] Z. Huang, J. Wang, *Proceedings of A Symposium Commemorating of Sir Robert Stawell Ball*, (2000).
- [19] Z. Huang, J. Wang, Y. Fang, *Mech. Mach. Theory*, **37**, 229–240, (2002).
- [20] J. Merlet, C. Gosselin, N. Mouly, *Mech. Mach. Theory*, **33**, 7-20, (1998).
- [21] F. Bulca, J. Angeles, P.J. Zsombor-Murray, *Mech. Mach. Theory*, **34**, 497-512, (1999).
- [22] A. Kosinska, M. Galicki, K. Kedzior, *J. Robotic Syst.*, **20**, 539-548, (2003).
- [23] M. Arsenault, R. Boudreau, *J. Robotic Syst.*, **21**, 259-274, (2004).
- [24] E., Ottaviano, M., Ceccarelli: *Optimal design of CAPAMAN with prescribed workspace, Computational Kinematics*, 35–44, (2001).
- [25] D., Zhang: *Parallel robotic machine tools*. (New York), (2010).
- [26] A., Khoukhi, L., Baron, M., Balazinski,: *Rob. Comput. Integr. Manuf.*, **28**: 756–769, (2009).
- [27] S., Sen, B., Dasgupta, A., K., Mallik,: *Mech. Mach. Theory*, **38**: 1165–1183, (2003).
- [28] M., Arsenault, and R., Boudreau: *J. Robotic Syst*, **21**: 259-274, (2004).
- [29] J., Gallardo, R., Rodriguez, M., Caudillo, J., M., Rico: *Mech. Mach. Theory*, **43**: 201–216 (2008).
- [30] A., Stoica, D., Pisla, S., Andras, B., Gherman, B., Z., Gyurka, N., Plitea,: *Mech. Eng.*, **8**: 70–79, (2013).
- [31] P., C., Lee, J., J., Lee: *Mech. Eng.*, **7**: 163–187, (2012).
- [32] I., A., Bonev, J., Ryu: *Mech. Mach. Theory*, **36**: 1-13, (2001).
- [33] A. Dunning, G. Tolou, *Int. J. Mech. Sc.*, **2**, 157–168, (2011).
- [34] L.-W. Tsai, *Robot Analysis: The Mechanics of Serial and Parallel Manipulator*, (1999)
- [35] D. Chablat, P. Wenger, *IEEE Trans. Robot. Autom.*, **19**, 403–410, (2003)
- [36] X. J. Liu, J. Wang, F. Gao, L.P. Wang, *IEEE Trans. Robot. Autom.*, **17**, 959–968, (2001).
- [37] C. Reboulet, R. Pigeyre, *Proceedings of the ISRAM.*, 293–298 (1990).
- [38] M. Valenti, *ASME. Mech. Eng.*, **17**, 70–75, (1995).
- [39] K. Cleary, T. Brooks, *Proceedings of the IEEE/ICRA.*, 708–713 (1993).
- [40] Z. Zhou, J. Xi, *J. Mech. Des.* **128**, 403–412, (2006).

- [41] D. Hong et al, *Mech. Struct. Mach.*, **31**, 509–528, (2003).
- [42] J. Angeles, Springer, (1997).
- [43] V. Parenti-Castelli, R. Di Gregorio, *J. Mech. Des.*, **122**, 294–298, (2000).
- [44] D. Stewart. *Proceedings of Int.Mech.Eng.*, **15**, 371–386, (1965).
- [45] R. Clavel, *Proceedings of the ISR.*, (1988).
- [46] S. Staicu, D.C. Carp-Ciocardia, *Proceedings of the IEEE/ICRA.*, 416–412, (2003).
- [47] L.W. Tsai, R. Stamper, ASME. Des. Eng. Tech. Conf., (1996).
- [48] J. M. Hervé, F. Sparacino, *Proceedings of the ARK.*, (1992).
- [49] G. Gogu, *Report ROBEA MAX CNRS*, (2003).
- [50] T. G. Ionescu, *Mech. Mach. Theory*, **38**, (2003).
- [51] G. Gogu, *Mech. Mach. Theory*, **40**, 1068–1097, (2005).
- [52] C. Gosselin, J. Angeles, *J. Mech. Transm.-T. ASME.*, **111**, 202–207, (1989).
- [53] B. Dasgupta, T.S. Mruthyunjaya, *Mech. Mach. Theory*, **34**, 1135–1152, (1998).
- [54] L.W. Tsai, *Robot Analysis: The Mechanics of Serial and Parallel Manipulator*, (1999).
- [55] T.R. Kane, D.A. Levinson, *Dynamics, Theory and Applications*, (1985).
- [56] M. Sorli, C. Ferarresi, M. Kolarski, B. Borovac, M. Vucobratovic, *Mech. Mach. Theory*, **32**, 51–77, (1997).
- [57] Z. Geng, L.S. Haynes, J.D. Lee, R.L. Carroll, *Robot. Autonom. Syst.*, **9**, 237–254 (1992).
- [58] L.W. Tsai, R. Stamper, ASME. Des. Eng. Tech. Conf., (1996).
- [59] A.V. Nguyen, B.C. Bouzgarrou, K. Charlet, A. Béakou, *Mech. Mach. Theory*, **93**, 65–82 (2015).
- [60] S. Staicu, X.J. Liu, J. Li, Springer, **58**, 217–235, (2009).
- [61] B. Dasgupta, T.S. Mruthyunjaya, *Mech. Mach. Theory*, **33**, 711–725, (1998).
- [62] C.L. Lin, H.Y. Jan, J.R. Lin, T.S. Hwang, *Eur. J. Control*, **3**, 201–212, (2008).
- [63] S. Parsa, R. Boudreau, J.A. Carretero, *Mech. Mach. Theory*, **85**, 53–63, (2015).
- [64] P.C. Lee, J.J. Lee, *Mech. Eng.*, **7**, 163–187, (2012).
- [65] K.H. Hunt, Cambridge University Press, (1978).
- [66] J. P. Merlet, *Int. J. Robot. Res.*, **8**, 45–56, (1989).
- [67] C. Gosselin, J. Angeles, *Proceedings of IEEE T. Robot. Autom.*, **6**, 281–290, (1990).
- [68] J. Craig, *Introduction to Robotics, Mechanics and Control, Third Edition*, (2005).
- [69] D. Zlatanov, I.A. Bonev, C. Gosselin, *Proceedings of the IEEE/ICRA*, 496–502, (2002).
- [70] A. Wolf, M. Shoham, *J. Mech. Transm.-T. ASME.*, **125**, 564–572, (2003).
- [71] R. Penne, E. Smet, P. Klosiewicz, *J. Intell. Robot. Syst.*, **62**, 205–216, (2011).
- [72] S. Staicu. *Robotica*, **27**, 199–207, (2009).
- [73] F. Hao, J.M. McCarthy, *J. Robot. Syst.* **15**, 43–55 (1998).
- [74] A. Dandurand, *The rigidity of compound spatial grids.*, **10**, 41–56, (1984).
- [75] A. Stoica, D. Pisla, S. Andras, B. Gherman, B.Z. Gyurka, N. Plitea, *Mech. Eng.*, **8**, 70–79, (2013).
- [76] C. Gosselin, J. Angeles, *IEEE T. Robot. Autom.*, **6**, 281–290, (1990).
- [77] O. Ma, J. Angeles, *Proceedings of the IEEE ICRA.*, 1542–1547, (1991).
- [78] B.P. Horin, S. Moshe, *Mech. Mach. Theory*, **41**, 958–970, (2006).
- [79] Z. Tong, J.F. He, H.Z. Jiang et al, *Robotica*, **30**, 305–314, (2012).
- [80] A. Hara, K. Sugimoto, *J. Mech. Transm.-T. ASME.*, **111**, 34–39, (1989).
- [81] M. Taniguchi, M. Ikrda, A. Inagaki, *Int. J. Jpn. Soc. Precis. Eng.*, **26**, 35–40, (1992).
- [82] Y. Yun, Y. Li, Springer, **61**, 829–845, (2010).
- [83] J. Wang, C. Gosselin, *J. Mech. Transm.-T. ASME.*, **126**, 109–118, (2004).
- [84] I. Ebrahimi, J.A. Carretero, R. Boudreau, *Mech. Mach. Theory*, **42**, 1007–1016, (2007).
- [85] S. Lee, S. Kim, *Proceedings of the IEEE/CDC.*, **2**, 1097–1102, (1993).

- [86] R. Boudreau, S. Nokleby, *Mech. Mach. Theory*, **56**, 138–155, (2012).
- [87] K.E. Zanganeh, J. Angeles, *Proceedings of IEEE/ICRA.*, 3043–3048, (1994).
- [88] H. Cheng, G.F. Liu, Y.K. Yiu, Z.H. Xiong, Z. Li, *Proceedings of the IEEE/IRAS*, 171–176, (2011).
- [89] J. P. Merlet, *Redundant parallel manipulators*, **8**, 17–24, (1996).
- [90] J. Wang, C. Gosselin, *J. Mech. Des.*, **126**, 109–118, (2004).
- [91] J. Kotlarski, B. Heimann, T. Ortmaier, *Mech. Eng.*, **7**, 120–134, (2012).
- [92] P. Last, C. Budde, J. Hesselbach, *Proceedings of the 2005 IEEE/CASE.*, 393–398, (2005).
- [93] Y. Jin, I.M. Chen, G.L. Yang, *Mech. Mach. Theory*, **44**, 912–922, (2009).
- [94] E. Ottaviano, M. Ceccarelli, *Optimal design of CAPAMAN with prescribed workspace*, 35–44, (2001).
- [95] D.I. Kim, W.K. Chung, Y. Youm, *IEEE/ICRA.*, 2986-2991, (1997).
- [96] I.A. Bonev, J. Ryu, *Mech. Mach. Theory*, **36**, 15-28, (2001).
- [97] A. Năstase, *Mecanica Roboților*, **2**, 24-30, (2012).
- [98] J.P. Merlet, *Mech. Mach. Theory*, **29**, 1099-1113, (1994).
- [99] I.A. Bonev, J. Ryu, *Mech. Mach. Theory*, **36**, 1-13, (2001).
- [100] Y. Lu, X. Li, C. Zhang, Y. Liu, *Robotica*, 1-16, (2014).
- [101] H. Lim, S.H. Lee, B.R. So, B.J. Yi, *Int. J. Cont. Autom. and Syst.*, **13**, 942-950, (2015).
- [102] M. Majid, Z.A. Huang, Y.L. Yao, *Int. J. Adv. Manuf. Tech.*, **16**, 441–449, (2000).
- [103] G. Coppola, D. Zhanga, K. Li, *Robot. Cim.-Int. Manuf.*, **30**, 99–106, (2014).
- [104] K. Arrouk, B. Bouzgarrou, G. Gogu, *Appl. Mech. Mater.*, **162**, 131-140, (2012).
- [105] K. Arrouk, B. Bouzgarrou, G. Gogu, *RAAD.*, (2010).
- [106] K. Arrouk, B. Bouzgarrou, G. Gogu, *Springer*, **5**, 605-612, (2010).
- [107] I.A. Bonev, *Analysis and design of 6-dof 6-PRRS parallel manipulators*, 32-33, (1998).
- [108] <http://www.orbitmotionsystems.com>., *Operation Manual PacDrive Robot D2*, Edition 2008.
- [109] S. Briot, and I.A. Bonev: Are parallel robots more accurate than serial robots. *T. Can. Soc. Mech. Eng.*, **31**, 445–455, (2007).
- [110] T.,Huang, Z.,Li, M.,Li, D.,Chetwynd, C.,M.,Gosselin: Conceptual design and dimensional synthesis of a novel 2DOF translational parallel robot for pick-and-place operations. *ASMEJ. Mech. Des.*, **126**, 449–455, (2004).
- [111] D., Zhang, C.,M., Gosselin,: Kinetostatic modeling of parallel mechanisms with a passive constraining leg and revolute actuators. *Mech. Mach. Theory*, **37**, 599–617, (2002).
- [112] Q., Xu, Y., Li: An investigation on mobility and stiffness of a 3-DOF translational parallel manipulator via screw theory. *Robot Comput. Integr. Manuf.*, **24**, 402–414, (2008).
- [113] S., Liu, T., Huang, J., Mei, et al.: Optimal design of a 4-DOF SCARA type parallel robot using dynamic performance indices and angular constraints. *J. Mech. Robot.*, **4**, (2012).
- [114] Z., Huang, Y., Cao: Property identification of the singularity loci of a class of Gough-Stewart manipulators. *Int. J. Robot. Res.*, **24**, 675–685, (2005).
- [115] F., Pierrot, C., Reynaud, A., Fournier: Delta: A simple and efficient parallel robot. *Robotica*, **8**, 105–109, (1990).
- [116] M., Neagoe, D., Diaconescu, R.,G., Săulescu: O nouă abordare a modelării preciziei structurilor de tip paralel. *Partea I PRASIC '02*, 169-170, (2002).
- [117] J.,P., Merlet : *Les robot parallèles* Ed. Hermes, Paris, (1990).

- [118] Aleshin, A., K., Glazunov, V.,A., Rashoyan, G.,V., and Offer Shai: Analysis of Kinematic Screws That Determine the Topology of Singular Zones of Parallel-Structure Robots. *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, **45**, 291–296, (2016).
- [119] X, Kong, C.,M., Gosselin: Type synthesis of 3T1R 4-DOF parallel manipulators based on screw theory. *IEEE Trans. Robot. Autom.* **20**, 181–190, (2004).
- [120] S., Guo, Y., Fang, H., Qu: Type synthesis of 4-DOF non overconstrained parallel mechanisms based on screw theory, *Robotica*, **30**, 31–37, (2012).
- [121] Q., Xu, Y., Li,: An investigation on mobility and stiff-ness of a 3-DOF translational parallel manipulator via screwtheory, *Robot Comput. Integr. Manuf.* **24**, 402–414, (2008).
- [122] X, Kong, C.,M., Gosselin: Type synthesis of 3-DOF translational parallel manipulators based on screw theory.*J Mech Des* **126**, 83–92,(2004).
- [123] V., Glazunov: Twists of movements of parallel mechanisms inside their singularities, *Mech. Mach. Theory*, **41**, 1185–1195, (2006).
- [124] R., Featherstone: Plucker Basis Vectors, *Proc. IEEE ICRA*, Orlando, FL, 1892–1897, (2006).
- [125] A., Năstase: *Mecanica Roboților. Mecanisme manipuloare seriale*. Galati University Press, (2012).
- [126] G., Gogu: *Structural Synthesis of Parallel Robots*-Springer, Netherlands, (2008)
- [127] Tsai, L.-W.: *Robot Analysis - The Mechanics of Serial and Parallel Manipulators*, John Wiley & Sons, (1999).
- [128] G., Gogu: Structural synthesis of fully-isotropic translational parallel robots via theory of linear transformations *Eur. J. Mech. A Solid*, **23**, 1021–1039, (2004).
- [129] P., Donelan: Singularity-theoretic methods in robot kinematics, *Robotica*, **25**, 641–659, (2007).
- [130] M., Valasek, Z., Sika, V., Bauma et al.: Tractable treatment of design by multiobjective optimization –parallel kinematics case study, *Multi. Syst. Dyn.* **13**, 143–174, (2005).
- [131] Y., Lou, G., Liu, N., Chen et al.: Optimal design of parallel manipulators for maximum effective regular workspace, *Proceedings of the IEEE / RSJ IROS 2005*, 795–800, (2005).
- [132] Y., Lou, G., Liu and Z., Li: Randomized optimal design of parallel manipulators, *IEEE T. Autom Sci. Eng.*, **5**, 223–233, (2008).
- [133] A., M., Hay and J., A., Snyman: Methodologies for the optimal design ofparallel manipulators, *Int. J. Numer. Meth. Eng.*, **59**, 131–152, (2004).
- [134] E., Ottaviano and M., Ceccarelli: Optimal design of CAPAMAN (Cassino Parallel Manipulator) with prescribed workspace, *2nd Workshop on Computational Kinematics KC 2001 Seoul*, 35–43, (2001).
- [135] F., Hao and J.,-P., Merlet: Multi-criteria optimal design of parallel manipu-lators based on interval analysis, *Mech. Mach. Theory*, **40**,157–171, (2005).
- [136] H., Li, Z., Yang and T., Huang: Dynamics and elasto-dynamics optimizationof a 2-dof planar parallel pick and place robot with flexible links, *Struct. Multidiscip. O. Journal*, **38**, 195–204, (2009).
- [137] I., A., Bonev: *Geometric Analysis of Parallel Mechanisms*. PhD thesis, Faculté des Sciences et de Génie, Université de Laval, (2002).
- [138] B., M., St-Onge and C., M., Gosselin: Singularity analysis and representation of the general Gough-Stewart platform, *Int. J. Rob. Res.*, **19**, 271–288, (2000).
- [139] H., Li, C.,M., Gosselin, M., J., Richard and B., M., St-Onge: Analytic form of the sixdimensional singularity locus of the general Gough-Stewart platform, *ASME J. Mech. Design*, **128**, 279–287, (2006).

- [140] A., K., Dash, I., Chen, S., H., Yeo and G., Yang: Workspace generation and planning singularity-free path for parallel manipulators, *Mech. Mach. Theory*, **40**, 776–805, (2005).
- [141] S., Sen, B., Dasgupta and A., K., Mallik: Variational approach for singularity-free pathplanning of parallel manipulators, *Mech. Mach. Theory*, **38**, 1165–1183, (2003).
- [142] T., Yoshikawa,: Manipulability of robotic mechanisms, *Int. J. Rob. Res.*, **4**, pp. 3–9, (1985).
- [143] G., Gogu: *Structural Synthesis of Parallel Robots*, Springer, 271-273, (2008)
- [144] J.,P., Merlet: *Parallel Robots*, Kluwer Academic Publishers, Norwell, MA, USA, ISBN 0792363086, (2006).
- [145] J.,P., Merlet: Jacobian, manipulability, condition Number and Accuracy of parallel robots, *J. Mech. Design*, **128**, 199–206, (2006).
- [146] R., Rodrigues dos Santos, S., Valder and P., S., Sezimária de Fátima: Multi-Criteria Optimal Path Planning of Flexible Robots, Ed. Küçük S., *Serial and parallel robot manipulators – Kinematics, Dynamics, Control and Optimization*, InTech., 344-345, (2012).
- [147] T., Yoshikawa, Dynamic manipulability of robot manipulators, *Trans. Soc. Instrum. Control Eng.* **21** (1), 970–975, (1985).
- [148] A., Bowling, O., Khatib : The dynamic capability equations: a new tool for analyzing robotic manipulator performance, *IEEE Trans. Robot.*, **21** (1), 115–123, (2005).
- [149] H., Shao, L., Wang, L., Guan, et al. : Dynamic manipulability and optimization of a redundant three DOF planar parallel manipulator, in: *Proceedings of the ASME / IFToMM International Conference on Reconfigurable Mechanisms and Robots*, 302–308, (2009).
- [150] P., Ogbobe, H., Jang, J., He, C., Yang, J., Han : Analysis of coupling effects on hydraulic controlled 6 degrees of freedom parallel manipulator using joint space inverse mass matrix in: *Proceedings of the Second International Conferences on Intelligent Computation Technology and Automation*, 845–848, (2009).
- [151] Y. Yao, S. Fu, L. Han, Block diagonal dominance analysis and judgment of Stewart platform's joint-space inertia matrix, *Chin. J. Mech. Eng.*, **44** (6), 101–106, (2008).
- [152] A. Codourey, Dynamic modeling and mass matrix evaluation of the DELTA parallel robot for axes decoupling control, in: *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, Osaka, Japan, 1211–1218, (1996).
- [153] T., Huang, J., Mei, Z., Li, X., Zhao : A method for estimating servomotor parameters of a parallel robot for rapid pick-and-place operations, *Trans. ASME*, **127** (4), 596–601, (2005).
- [154] Z., F., Shao, X., Tang, X., Chen, L., P., Wang : Inertia match of a 3-RRR reconfigurable planar parallel manipulator, *Chin. J. Mech. Eng.* **22** (6), 791–799, (2009).
- [155] Z., F., Shao, X., Tang, X., Chen, et al. : Research on the inertia matching of the Stewart parallel manipulator, *Robot. Comput.-Integr. Manuf.*, **28** (6), 649–659, (2012).
- [156] S., Bhattacharya, D., N., Nenchev, M., Uchiyama: A recursive formula for the inverse of the inertia matrix of a parallel manipulator, *Mech. Mach. Theory*, **33** (7), 957–964, (1998).
- [157] C., M., Gosselin: Parallel computational algorithms for the kinematics and dynamics of parallel manipulators. *IEEE Int. Conf. Robot. Autom.* **1**, 883–889 New York, (1993).
- [158] G., Lebrete, G., K., Liu, F., L., Lewis : Dynamic analysis and control of a Stewart platform manipulator. *J. Robot. Syst.*, **10** (5), 629–655 (1993).
- [159] K., M., Lee, D., K., Shah: Dynamic analysis of a three-degrees-of-freedom in-parallel actuated manipulator. *IEEE J. Robot. Autom.*, **4** (3), 361–368 (1988).

- [160] M.-J., Liu, C.-X., Li, C.-N., Li: Dynamics analysis of the Gough–Stewart platform manipulator. *IEEE Trans. Robot. Autom.* **16** (1), 94–98, (2000).
- [161] A., Codourey, E., Burdet: A body oriented method for finding a linear form of the dynamic equations of fully parallel robot. *IEEE Conf. on Robotics and Automation*, 1612–1619. Albuquerque, New Mexico, U.S. (1997).
- [162] W., Khalil, O., Ibrahim : General solution for the dynamic modeling of parallel robots, *J. Intell. Robot. Syst.: Theory Appl.* **49** (1) 19–37, (2007).
- [163] Z. F. Shao, X. Tang, L.P. Wang, et al., Dynamic modeling and wind vibration control of the feed support system in FAST, *Nonlinear Dyn.*, **67** (2), 965–985, (2012).
- [164] Z., F., Shao, X., Tang, L., Wang : Dynamics verification experiment of the Stewart parallel manipulator, *Int. J. Adv. Robot. Syst.* **12**, (2015).
- [165] B., Dasgupta, T., S., Mruthyunjaya: Closed-form dynamic equations of the general Stewart platform through the Newton–Euler approach. *J. Mechanism and Machine Theory* **33** (7), 993–1012, (1998).
- [166] B., Dasgupta, T., S., Mruthyunjaya: A Newton–Euler formulation for the inverse dynamics of the Stewart platform manipulator. *J. Mech. Mach. Theory*, **33** (8), 1135–1152, (1998).
- [167] Dasgupta, B., Choudhury, P.: A general strategy based on the Newton–Euler approach for the dynamic formulation of parallel manipulators. *J. Mech. Mach. Theory*, **34** (6), 801–824 (1999).
- [168] H. Pang, M. Shahinpoor, Inverse dynamics of a parallel manipulator, *J. Robot. Syst.*, **11** (8), 693–702, (1994).
- [169] S., Staicu : Dynamics of the 6-6 Stewart parallel manipulator, *Robot. Comput.Integr. Manuf.* **27** (1), 212–220, (2011).
- [170] J., Ginsberg: *Engineering Dynamics*, Cambridge University Press, 2008.
- [171] W., Khalil, E., Dombre: *Modeling, Identification and Control of Robots*. London: Hermes Penton (2002).
- [172] Z., F., Shao, X., Tang, L., P., Wang : Optimum design of 3-3 Stewart platform considering inertia property, *Adv. Mech. Eng.*, **5**, 1–10, (2013).
- [173] Y., Zhao, F., Gao, Inverse dynamics of the 6-dof out-parallel manipulator by means of the principle of virtual work, *Robotica*, **27**, 259–268, (2009).
- [174] L.-W., Tsai: Solving the inverse dynamics of a Stewart–Gough manipulator by the principle of virtual work. *J. Mech. Des.*, **122**, 3–9 (2000).
- [175] S., Dubowsky, F., Freudenstein : Dynamic Analysis of Mechanical Systems with Clearances, Part 1: Formulation of Dynamic Model, *ASME J.Eng. Ind.*, **93**, 305–309, (1971).
- [176] F., Farahanchi, S., W., Shaw: Chaotic and Periodic Dynamics of a Slider-Crank Mechanism with Slider Clearance, *J. Sound Vib.*, **177**, 307–324, (1994).
- [177] J., Rhee, A., Akay: Dynamic Response of a Revolute Joint With Clearance,” *Mech. Mach. Theory*, **31**, 121–134, (1996).
- [178] P., Flores, J., Ambrósio and J., P., Claro: Dynamic Analysis for Planar Multibody Mechanical Systems with Lubricated Joints, *Multibody Syst.Dyn.*, **12**, 47–74, (2004).
- [179] H., M., Lankarani and P., E., Nikravesh: A Contact Force Model With Hysteresis Damping for Impact Analysis of Multibody Systems,” *ASME J. Mech. Des.*, **112**, 369–376, (1990).
- [180] J., A., Ambrósio: Impact of Rigid and Flexible Multibody Systems: Deformation Description and Contact Models, *Virtual Nonlinear Multibody Systems*, NATO Advanced Study Institute, W. Schiehlen and M. Valásek, eds., Plenum, New York, **2**, 15–33, (2002).

-
- [181] M., A., Brown: A Deployable Mast for Solar Sails in the Range of 100-1000 m, ASR, **48**, 1747-1753, (2011).
- [182] Z., H., Qi, Y., S., Xu, X., M., Luo and S., J., Yao: Recursive Formulations for Multibody Systems with Frictional Joints Based on the Interaction Between Bodies, Multibody Syst. Dyn., **24**, 133-166, (2010).
- [183] C., S., Liu, K., Zhang and L., Yang: Normal Force-Displacement Relationship of Spherical Joints with Clearances, J. Comput. Nonlin. Dyn., **1**, 160-167, (2006).