

UNIVERSITATEA “LUCIAN BLAGA” din SIBIU
FACULTATEA DE INGINERIE

TEZA DE DOCTORAT
REZUMAT

*Cercetări privind îmbunătățirea
performanțelor echipamentelor tehnologice de
debitat cu laser utilizate în industria auto*

Ing. Mircea Sorin TÎRNOVEAN

Conducător științific
Prof.univ.dr.ing Octavian BOLOGA

SIBIU 2016

Cuprins

Capitolul 1

Elemente de teoria sistemelor automate

<i>1.1 Introducere. Rolul tehnicilor de comandă și reglare automată.....</i>	<i>1</i>
<i>1.2 Noțiuni generale privind sistemele automate. Definiție și structură.....</i>	<i>1</i>
<i>1.2.1. Funcțiunile regulatorului în sisteme de reglare automată.....</i>	<i>3</i>
<i>1.2.2. Principalele probleme ale sistemelor automate.....</i>	<i>4</i>
<i>1.2.3. Aspecte privind analiza și sinteza sistemelor automate.....</i>	<i>4</i>
<i>1.3. Reprezentarea sub formă de schemă bloc.....</i>	<i>5</i>
<i>1.4. Funcția de transfer.....</i>	<i>5</i>
<i>1.5. Algebra schemelor funcționale cu funcții de transfer.....</i>	<i>9</i>
<i>1.6. Performanțele sistemelor automate liniare continue. Indici de performanță...10</i>	
<i>1.7. Stabilitatea sistemelor liniare continue.....</i>	<i>13</i>

Capitolul 2

Stadiul actual în domeniul tehnologiilor de prelucrare pe mașini de debitat cu laser cu comandă numerică

<i>2.1. Principalele tipuri de operații în industria prelucrătoare</i>	<i>19</i>
<i>2.2. Debitarea cu laser.....</i>	<i>20</i>
<i>2.3 Echipamente tehnologice pentru debitarecu laser.....</i>	<i>25</i>
<i>2.4. Lanțurile cinematice de avans ale mașinilor de debitat cu laser.....</i>	<i>27</i>
<i>2.4.1 Generalități, structură.....</i>	<i>27</i>
<i>2.4.2. Controlul mișcării.....</i>	<i>29</i>
<i>2.5. Erorile de urmărire, eroarea de poziție, eroarea de conturare.....</i>	<i>31</i>
<i>2.6. Strategii de reglaj.....</i>	<i>34</i>
<i>2.6.1. Regulatorul PID.....</i>	<i>34</i>
<i>2.6.2. Regulatorul feed-forward</i>	<i>37</i>
<i>2.6.3. Regulatorul cross-coupling.....</i>	<i>40</i>
<i>2.6.4. Sinteză privind strategiile de reglaj.....</i>	<i>42</i>
<i>2.7. Concluzii preliminare și obiective ale cercetărilor.....</i>	<i>44</i>

Capitolul 3

Modelarea matematică a lanțului cinematic de avans din structura unei mașini de debitat cu laser cu comandă numerică

3.1. Schema bloc a sistemului.....	51
3.2. Determinarea funcției de transfer a sistemului.....	52
3.3. Regulatorul de poziție.....	56
3.4. Modelul forțelor și momentelor rezistente.....	58
3.5. Concluzii.....	63

Capitolul 4

Studiul prin simulare a comportării lanțurilor cinematice de avans din structura mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică, în diferite regimuri de funcționare

4.1. Date inițiale.....	65
4.2 Elemente de cinematică a mișcării uniaxiale.....	66
4.3 Calculul forțelor și momentelor rezistente pe axa X (lanțul cinematic de deplasare a mesei).....	69
4.4 Calculul forțelor și momentelor rezistente pe axa Y (lanțul cinematic de deplasare pe orizontală a capului de tăiere).....	73
4.5 Studiul prin simulare al regimului de poziționare rapidă uniaxială.....	76
4.6 Studiul prin simulare al regimului de conturare biaxială.....	85
4.6.1. Algoritmii de interpolare în tehnica cuvintelor de referință.....	87
4.6.2 Eroarea de rază și eroarea de coardă.....	91
4.6.3 Calculul perioadei de eșantionare.....	93
4.6.4 Diagrama de simulare.....	94
4.6.5 Simulări.....	96
4.6.6. Erorile datorate algoritmului de interpolare.....	103
4.7 Studiul prin simulare a regimului de generare a colțurilor la 90°.....	103

Capitolul 5

Cercetări experimental-aplicative privind tehnologia de prelucrare pe mașini de debitat cu laser cu comandă numerică

5.1. Echipamentele utilizate.....	109
-----------------------------------	-----

<i>5.2. Piese prelucrate.....</i>	<i>112</i>
<i>5.3. Materialul utilizat.....</i>	<i>115</i>
<i>5.4 Cercetări experimentale asupra preciziei de debitare a conturilor.....</i>	<i>116</i>
<i>5.5 Cercetări experimentale asupra preciziei de debitare a colțurilor la 90°.....</i>	<i>128</i>
<i>5.6. Cercetări aplicative privind procesul de croire a semifabricatelor.....</i>	<i>131</i>
<i>5.6.1. Croirea.....</i>	<i>131</i>
<i>5.6.2 Probleme apărute în utilizarea planurilor de croire.....</i>	<i>134</i>
<i>5.6.3 Metodă de calcul a gradului de utilizare a materialului, bazată pe prelucrarea imaginilor.....</i>	<i>135</i>

Capitolul 6

Concluzii finale și contribuții

<i>6.1. Concluzii finale.....</i>	<i>141</i>
<i>6.2 Contribuții personale.....</i>	<i>144</i>
<i>6.3. Direcții de continuare a cercetărilor.....</i>	<i>145</i>
<i>Anexe.....</i>	<i>146</i>
<i>Bibliografie.....</i>	<i>155</i>

Cuvinte cheie:

CNC de debitat cu laser, tehnici CAM, scheme bloc, tăiere cu laser, lanțuri cinematice, controlul mișcării, schema bloc a sistemului, funcții de transfer, controlor de poziție, urmărirea erorilor, strategii de control, forțe și momente rezistente, simulare, algoritmi de interpolare, precizia de tăiere, eroare de rază, eroare coardă, regimuri de avans, profilare cu laser, planuri de croi

Capitolul 1

Elemente de teoria sistemelor automate

1.1 Introducere. Rolul tehnicilor de comandă și reglare automată

Procesele industriale automatizate sunt caracterizate de prezența mașinilor și aparatelor cu funcționare automată care alcătuiesc, de cele mai multe ori, instalații foarte complexe. La baza acestor procese automatizate, sau a mijloacelor de automatizare moderne, se află în mare parte tehnicile de reglare și de comandă automată.

O caracteristică specifică sistemelor de reglare și de comandă automată o constituie faptul că în ele are loc modificarea cu un anumit scop a unor anumite mărimi (semnale) însoțite de o prelucrare a informației. Întrucât tehnicile de reglare și de comandă automată sunt în mare măsură independente de aparatura cu care se realizează, trebuie ca aceste domenii să fie subordonate științei sistemelor, motiv pentru care în cele ce urmează vor fi prezentate considerații de bază din teoria sistemelor automate.

Capitolul 2

Stadiul actual în domeniul tehnologiilor de prelucrare pe mașini de debitat cu laser cu comandă numerică

2.1. Principalele tipuri de operații în industria prelucrătoare

Operațiile de prelucrare sunt dependente în mare măsură de forma piesei prelucrate și de forma și tipul semifabricatului. Astfel, pentru piese volumice de forme neregulate, care se obțin din semifabricate prismatice, cilindrice sau turnate, procedeul de prelucrare cel mai utilizat este frezarea. Pentru piese de revoluție, obținute din semifabricate cilindrice, procedeul de prelucrare cel mai utilizat este strunjirea, iar pentru piese plane, obținute din semifabricate de tip tablă subțire, se poate vorbi despre o grupă de procedee, denumită generic profilare.

Semifabricatele de tip tablă subțire au grosimea mult mai mică decât celelalte două dimensiuni (lungimea și lățimea), iar prelucrarea acestora se face de obicei în planul definit de cele două dimensiuni principale, lungime (X) și lățime (Y), planul XOY. Deplasările tehnologice pe axa Z sunt de obicei deplasări de poziționare, desfășurate în afara operațiilor de prelucrare.

Din grupa operațiilor de profilare fac parte:

- Debitarea cu flacără oxiacetilenică (oxy-gaz);
- Debitarea cu fascicul de plasmă;
- Debitarea cu laser;
- Debitarea cu jet de apă;
- Electroeroziunea cu electrod filiform;
- Ștanțarea pe mașini de ștanțat cu comandă numerică.

2.2. Debitarea cu laser

Acronimul LASER este construit din termenii Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation (amplificarea luminii prin emisia stimulată a radiației) iar primile aplicații ale laserilor au fost raportate începând cu anii 50 ai secolului XX.

Tehnologia de debitare a pieselor plane utilizând fasciculul laser se utilizează deja de o perioadă relativ îndelungată de timp, care coincide practic cu perioada de apariție a laserilor, dar introducerea pe scară largă a echipamentelor tehnologice cu comandă numerică a dus la o răspândire pe scară industrială largă a procedurii începând cu ultimele trei decade ale secolului trecut. În ultimii ani se constată de asemenea o dezvoltare accentuată a echipamentelor de debitare tridimensională, care extind posibilitățile tehnologice ale procedurii.

Debitarea cu laser (fig. 2.2) se realizează prin topirea/evaporarea materialului, utilizând ca sursă de căldură un fascicul laser focalizat. Coaxial cu fasciculul laser se introduce un gaz de asistență, pentru formarea jetului energetic [95, 99, 104].

În figura 2.3 este prezentată dependența dintre puterea fasciculului laser, tipul de material și grosimea acestuia, în figura 2.4 - dependența dintre viteza de avans la debitare și grosimea materialului debitat, pentru un laser cu puterea de 2600 W, utilizând CO₂ ca și gaz auxiliar, iar în figura 2.5 - dependența dintre grosimea semifabricatului și rugozitate, la debitarea unui oțel nealiat [154].

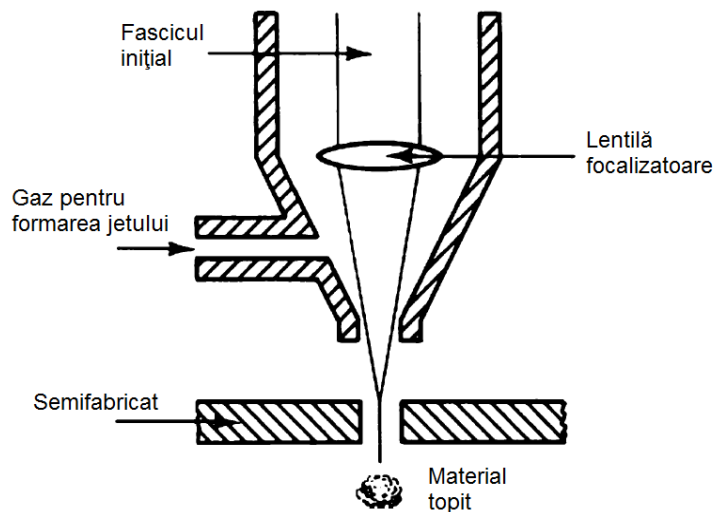


Fig. 2.2: Procedul de debitare cu laser [95]

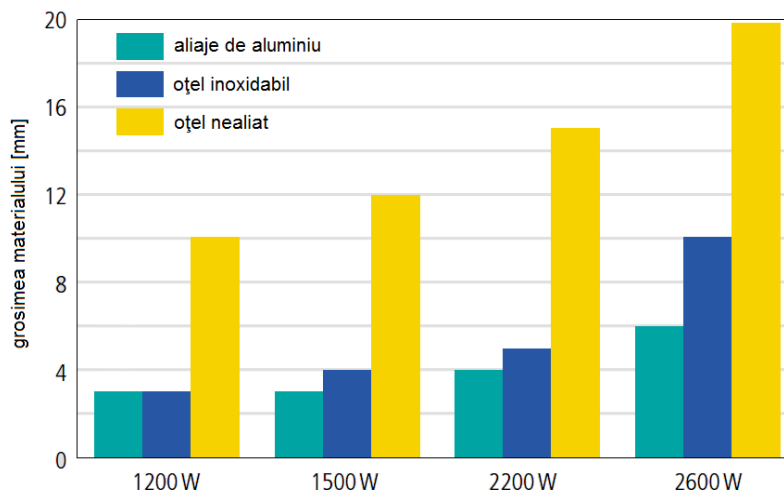


Fig. 2.3: Dependența dintre puterea fasciculului laser, tipul de material și grosime [154]

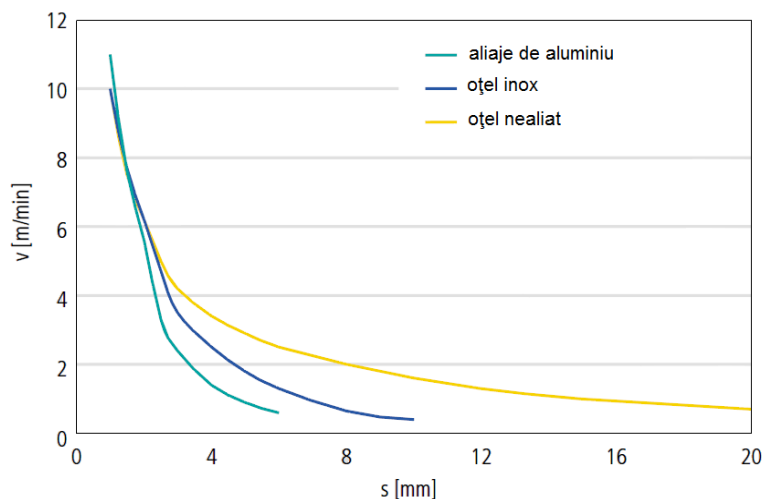


Fig. 2.4: Dependenta dintre viteza de avans la debitare și grosimea materialului debitat, pentru un laser cu puterea de 2600 W, utilizând CO_2 ca și gaz auxiliar [154]

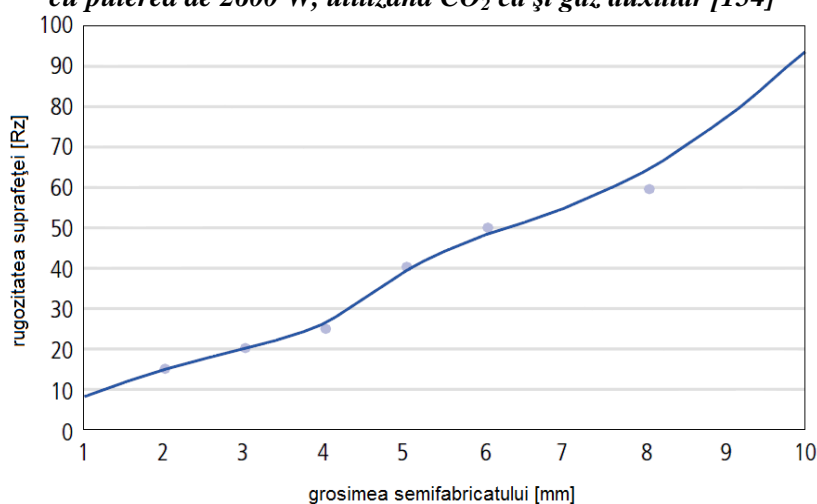


Fig. 2.5: Dependenta dintre grosimea semifabricatului și rugozitate, la debitarea unui oțel nealiat [154]

Prelucrarea cu laser se caracterizează printr-o productivitate de 10...20 ori mai mare față de procedeul de debitare oxiacetilenică sau cel de debitare mecanică. Se pot, de asemenea, enumera și avantajele ale procedeului de debitare cu laser [22, 27, 46, 48, 59, 76, 81, 84, 103, 104]:

- viteze ridicate de avans tehnologic în timpul operației de tăiere a semifabricatului;
- pierderi tehnologice reduse datorită valorii mici a diametrului fasciculului laser (cu valori cuprinse între 0.2...0.5 mm);
- precizia pieselor prelucrate este superioară celor obținute prin procedee asemănătoare (debitarea cu oxy-gaz și plasmă);
- zonă influențată termic redusă și implicit rugozitate mai bună a suprafețelor prelucrate;
- posibilitatea prelucrării unor piese cu forme complexe;
- gamă largă de materiale prelucrabile.

Printre dezavantajele [55, 81, 86, 90, 99, 103, 104, 148] folosirii unui sistem de debitare cu laser se numără:

- echipamentele tehnologice de tip mașină-unealtă cu comandă numerică pentru debitare cu laser au costuri de achiziție relativ mari (prin comparație cu echipamentele tehnologice pentru alte operații de profilare, sau chiar prin comparație cu mașinile-unelte de prelucrat prin așchiere);
- există o limită de grosime a materialelor care pot fi debitate (cuprinsă între 10-15 mm);
- unele materiale (aliajele de Al și aliajele de Cu) pot reflecta fasciculul laser, fapt care poate influența negativ performanțele procesului de debitare.

2.3 Analiza structurală a mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică

Echipamentele tehnologice utilizate pentru debitarea cu laser, la ora actuală, sunt realizate în majoritate în varianta cu comandă numerică. În acest caz, comanda numerică asigură controlul deplasărilor relative dintre semifabricatul de tip foaie de tablă și unitate de lucru care susține fasciculul laser. În plus, echipamentul CNC asigură și menținerea parametrilor tehnologici ai procesului în limitele stabilite.

Schema structurală a unei mașini de debitat cu laser cu comandă numerică este prezentată în figura 2.7.

Mașina din figura 2.7 este destinată debitării pieselor din semifabricate de tip foaie de tablă, în plan. Astfel, elementele mobile ale mașinii execută deplasări controlate de către echipamentul de comandă numerică pe 3 axe de translație, X, Y și Z. Acest tip de mașini este cel mai utilizat și reprezentativ pentru prelucrările prin debitare cu laser.

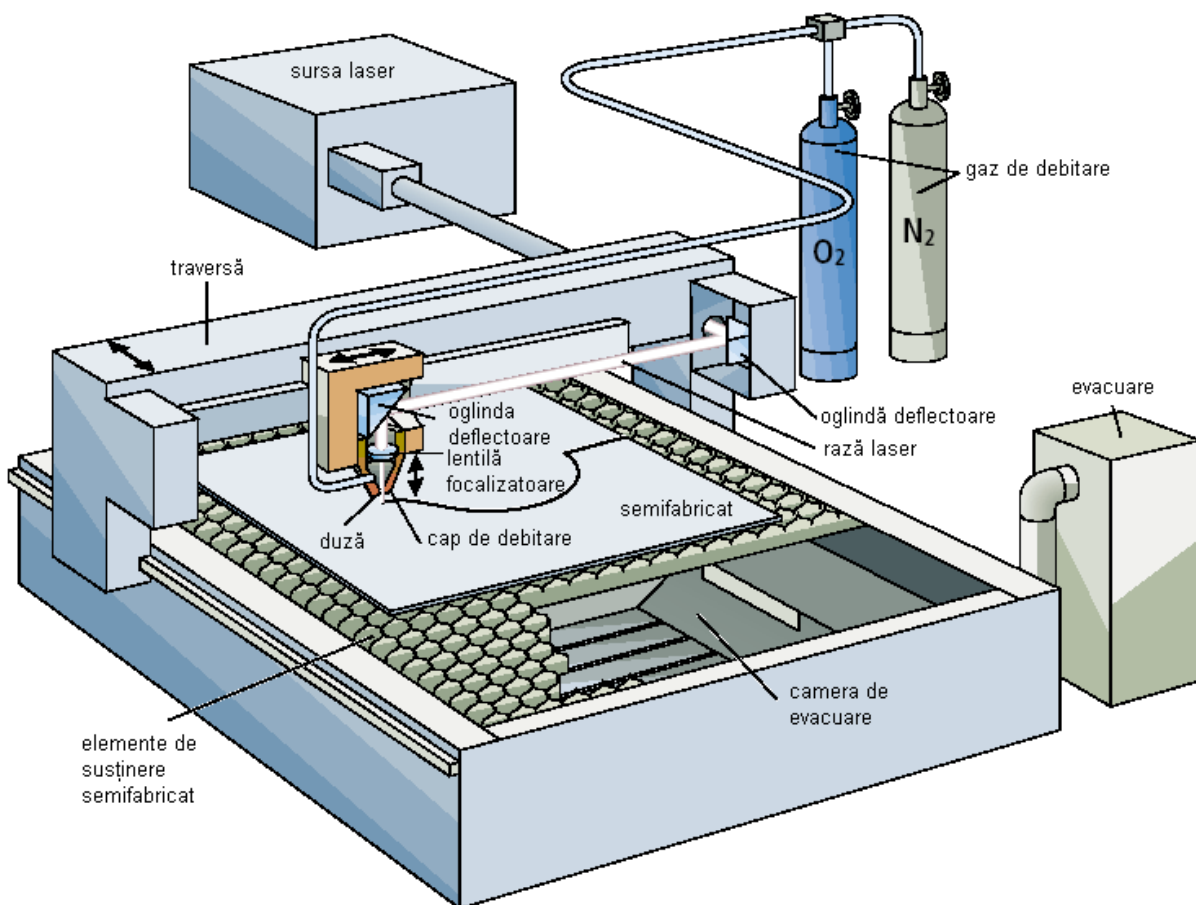


Fig. 2.7: Schema structurală de principiu a unei mașini de debitat cu laser cu comandă numerică cu 3 axe (X, Y, Z) [115]

2.7. Concluzii preliminare și obiective ale cercetărilor

Pe baza celor prezentate în cadrul acestui capitol se pot sintetiza câteva concluzii, care vor fi prezentate în continuare.

Tehnologia de debitare cu laser a semifabricatelor de tip foaie de tablă este de mult timp o tehnologie matură, utilizată pe scară industrială.

Structura mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică este de asemenea relativ tipizată, împărțită în principal în două tipuri: mașini de debitat plan, care au trei axe comandate numeric și mașini de debitat spațiale, care au cinci axe comandate numeric. Cercetările din cadrul acestei lucrări sunt orientate însă asupra mașinilor de debitat plan, datorită gradului mult mai mare de răspândire al acestora.

La nivelul lanțurilor cinematice ale acestor mașini s-au impus, de asemenea, două tipuri principale de transmisii: mecanismele șurub-piuliță cu bile pentru axele X și Y și mecanismele cu curele pentru axa Z .

Acționarea lanțurilor cinematice se face utilizând sisteme de control al mișcării în buclă închisă principală de reglaj al poziției (incluzând și buclă internă de reglaj al vitezei), sau mai pe scurt, servosisteme.

Elementul de execuție cel mai întâlnit, sau sursa de mișcare, este servomotorul electric de curent continuu, există însă și soluții care folosesc servomotorul sincron de curent alternativ sau motorul pas cu pas.

Utilizarea servomotorului sincron, care constituie cea mai performantă soluție la momentul actual, nu este însă pe deplin justificată, în condițiile în care forțele tehnologice rezistente au valori relativ mici față de alte procedee de prelucrare.

De asemenea, utilizarea motorului pas cu pas, deși reduce costurile de fabricație ale mașinii, nu asigură însă cele mai bune performanțe dinamice și nicio precizie de prelucrare comparabilă cu cea obținută prin utilizarea celorlalte două tipuri de motoare.

În concluzie, cel mai bun raport preț-performanță este asigurat de servomotorul de curent continuu, care, așa după cum s-a amintit mai sus este soluția cea mai utilizată. Astfel, cercetările întreprinse au luat în considerare această variantă.

Astfel, se poate concluziona că la nivelul structurii, transmisiei și acționării, mașinile de debitat cu laser cu comandă numerică sunt foarte asemănătoare cu celelalte tipuri de mașini cu comandă numerică, în special cu cele de prelucrat prin așchiere (mașini de frezat sau strunguri). Această asemănare ajunge până la identitate în cazul lanțurilor cinematice de avans, unde practic nu există deosebiri între mașinile de debitat cu laser, mașini de frezat sau strunguri.

Ținând cont și de costurile unității de lucru, care include capul de debitare laser, prețul mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică este mai mare decât al mașinilor de prelucrat prin așchiere cu comandă numerică.

Apare, astfel, o situație contradictorie în cazul mașinilor de debitat cu laser: structură, transmisie și acționare practic identice, precizie de prelucrare semnificativ mai mică decât a mașinilor de prelucrat prin așchiere. Până acum, mașinile de debitat cu laser compensau acest dezavantaj prin productivitate mult superioară prelucrărilor prin așchiere, care în timp ducea la amortizarea rapidă a prețului ridicat al mașinii. Dezvoltarea recentă a echipamentelor și tehnologiilor de debitare cu plasmă și cu jet de apă a condus însă la creșterea preciziei pieselor prelucrate prin aceste procedee, în condițiile în care productivitatea este practic identică cu cea a mașinilor de debitat cu laser, în timp ce structura, transmisia și acționarea sunt mult mai simple, deci implicit și costurile acestor mașini sunt mult mai reduse.

Astfel, nișa tehnologică ocupată de mașinile de debitat cu laser se îngustează din ce în ce mai mult, precizia pieselor fiind mai mică decât a celor prelucrate prin așchiere și din ce în ce mai apropiată de cea a pieselor prelucrate cu plasmă sau jet de apă, iar costurile inițiale ale mașinii sunt mai mari și decât în cazul așchierii, și decât în cazul debitării cu plasmă sau jet de apă.

Una dintre soluțiile acestei probleme, care va fi investigată în această lucrare, este creșterea preciziei pieselor prelucrate prin debitare pe mașini de debitat cu laser cu comandă numerică, prin intervenții la nivelul parametrilor de reglaj al sistemelor de control al mișcării lanțurilor cinematice de avans. Structura avansată a acestora permite modificarea acestor parametri, în scopul îmbunătățirii preciziei de prelucrare.

Literatura de specialitate indică această abordare în special sub forma implementării unor algoritmi performanți de reglare, cu grad ridicat de noutate și performanță. Problema este însă că

aceste soluții trebuie aplicate în faza de proiectare a mașinii, deci nu sunt eficiente în cazul în care se dorește creșterea preciziei de prelucrare pentru o mașină existentă.

Mașinile moderne de debitat cu laser cu comandă numerică permit intervenția în parametrii de reglaj ai sistemelor de control al mișcării, de la panoul operator, aceștia fiind accesibili în meniurile de setări ale echipamentului CNC. Apar însă și aici numeroase probleme practice:

- majoritatea utilizatorilor nu cunosc semnificația acestor parametri, care, în majoritatea cazurilor, nu este explicată nici în manualele mașinilor. Lipsa acestor explicații se datorează și faptului că fabricanții acestor mașini sunt în mare măsură integratori, asamblând module provenite de la diverși producători. Se ajunge astfel ca mașina de debitat cu laser să fie fabricată de o firmă, iar echipamentul de comandă numerică de o alta, de unde rezultă și omisiunile din manualele de utilizare;
- în general, este foarte răspândită opinia că acești parametri sunt reglați din fabrică și nu este necesară modificarea lor. Acest lucru este doar parțial adevărat, pentru că reglajele din fabrică nu pot lua în considerare toate condițiile concrete apărute în locația de exploatare a mașinii. Mai mult, aceste condiții se pot de asemenea modifica în timp, făcând necesar un nou reglaj.
- există o *frică* a utilizatorului de a interveni asupra acestor parametri, pentru că modificarea lor eronată poate afecta grav precizia de prelucrare. Acest lucru este adevărat, dar, de asemenea, după cum se va arăta în această lucrare, o modificare corespunzătoare poate să ducă la o îmbunătățire semnificativă a preciziei.

Intervențiile la nivelul parametrilor de reglaj, indiferent dacă se fac în faza de proiectare sau în cea de exploatare a mașinii trebuie să se bazeze pe fundamente teoretice legate de funcționarea sistemului de avans. Acest lucru se face, după cum prezintă literatura de specialitate, prin realizarea unor modele matematice ale lanțurilor cinematice de avans. Apar însă și aici o serie de probleme care pot fi sintetizate pe scurt, astfel:

- modelele propuse au un grad de complexitate ridicat, care le face greu de înțeles și de aplicat pentru utilizatorul mașinii;
- sunt luate în considerare în construcția modelelor o serie de fenomene cum ar fi frecările sau forțele tehnologice, care au o influență semnificativă în cazul prelucrărilor prin așchiere și care practic sunt neglijabile în cazul debitării cu laser a tablelor.

O altă problematică care se dorește a fi abordată în lucrarea de față este legată de un specific național al prelucrărilor prin debitare a tablelor pe mașini de debitat cu laser cu comandă numerică. Acesta se referă la costurile deosebit de mari ale pachetelor software CAD/CAM specifice, în special ale celor care oferă posibilitatea realizării automate a planurilor de croi. Faptul că majoritatea firmelor românești nu utilizează astfel de programe creează o serie de probleme specifice. Pentru unele din aceste probleme s-a încercat găsirea unei soluții în cadrul cercetărilor aplicative întreprinse pe parcursul elaborării acestei lucrări.

Sintetizând, se poate afirma că principalele obiective ale lucrării au fost următoarele:

Din punct de vedere al cercetărilor teoretice

- realizarea unui model matematic al lanțurilor cinematice de avans, care să permită evidențierea principalilor parametri de reglaj ai sistemelor de control al mișcării de pe lanțurile cinematice de avans ale mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică. Se va urmări ca parametrii modelului să coincidă în cât mai mare măsură cu parametrii de reglaj accesibili de la panoul de comandă al echipamentului de comandă numerică. De asemenea, se va urmări ca modelul matematic, fără a-i afecta eficiența, să fie menținut cât mai simplu și cât mai aproape de nivelul de înțelegere al utilizatorului mașinii.
- realizarea unor diagrame de simulare care să permită, plecând de la modelul matematic amintit mai sus, studiul comportării lanțurilor cinematice de avans în diverse condiții de funcționare. Astfel, utilizatorul va putea să evalueze efectul modificării parametrilor de reglaj prin simulare, cu toate avantajele aferente acestui fapt. Se va urmări studiul regimurilor de deplasare rapidă, de conturare și de generare a colțurilor la 90°.

- realizarea unui studiu bazat pe simulare numerică, care să evidențieze influența parametrilor de reglaj asupra performanțelor lanțurilor cinematice de avans și implicit asupra preciziei de prelucrare a mașinii de debitat cu laser cu comandă numerică. Studiul va permite elaborarea unor recomandări și strategii de urmat, pentru fiecare regim de funcționare a mașinii. Se va avea în permanență în vedere ca atât modelul matematic amintit mai sus, cât și studiul prin simulare să fie accesibile atât ca și complexitate cât și ca resurse software, hardware și financiare unui utilizator obișnuit și să poată fi aplicate la nivelul unui atelier care utilizează mașini de debitat cu laser cu comandă numerică.

Din punct de vedere al cercetărilor experimentale

- validarea experimentală a soluțiilor teoretice de îmbunătățire a preciziei pieselor prelucrate pe mașini de debitat cu comandă numerică. Aceasta presupune prelucrarea unor piese, cu diverse valori ale parametrilor de reglaj ai sistemelor de control al mișcării, urmată de măsurări dimensionale care să permită evaluarea preciziei pieselor prelucrate. Se va urmări dacă setul de parametri de reglaj, stabiliți pe baza studiilor prin simulare conduc la îmbunătățirea preciziei mașinii. Se vor evidenția rezultatele experimentale obținute prin modificările propuse pentru regimul de conturare și de generare a colțurilor la 90°.
- dezvoltarea unei metode care să permită calculul gradului de utilizare a materialului dintr-un plan de croire, bazată pe prelucrarea imaginilor. Această metodă va permite, chiar și firmelor care nu dispun de pachete software CAD/CAM performante să-și facă o estimare a eficienței cu care este utilizat semifabricatul de tip foaie de tablă și să ia măsurile necesare, fie de estimare a costurilor de producție și elaborare a ofertei de preț către clienți, fie de modificare a planului de croire, în scopul creșterii gradului de utilizare a materialului.

Capitolul 3

Modelarea matematică a lanțului cinematic de avans din structura unei mașini de debitat cu laser cu comandă numerică

3.1. Schema bloc a sistemului

Schema bloc a unui lanț cinematic de avans din structura unei mașini-unelte de debitat cu laser CNC este prezentată în figura 3.1.

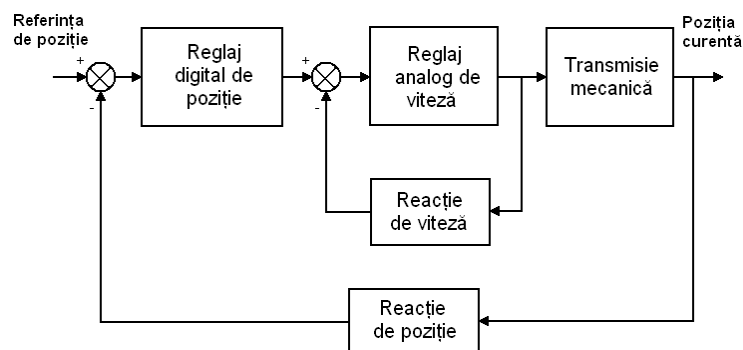


Fig. 3.1: Schema bloc a unui lanț cinematic de avans din structura unei mașini-unelte CNC de debitat

Se disting două bucle de reglaj, una externă, de poziție, care este de natură numerică/digitală în majoritatea cazurilor și una internă, de viteză, care este, de obicei, de natură analogică.

Închiderea buclei de viteză se face prin intermediul unui traductor de reacție de poziție. În cazul mașinilor-unelte CNC de debitat cu laser, acesta este de obicei un traductor numeric incremental rotativ fotoelectric. Reacția de viteză și respectiv închiderea buclei de reacție de viteză se face prin intermediul unui traductor de viteză care, în cazul utilizării servomotorului de curent continuu ca element de execuție, este un tahogenerator.

Echipamentul CNC generează mărimile cinematice de referință (poziție, viteză, accelerație), prin prelucrarea informațiilor din programul CNC, iar lanțul cinematic de avans, în structura prezentată în figura 1, asigură deplasarea elementelor mobile ale mașinii astfel încât poziția curentă a acestora să coincidă (caz ideal) cu referința de poziție. Desigur, ca în cazul oricărui sistem de reglaj automat, apar erori de diverse naturi în funcționare, care trebuie reduse cât mai mult posibil, în primul rând printr-o bună acordare a reguletoarelor sistemului.

3.2. Determinarea funcției de transfer a sistemului

Pentru determinarea funcției globale de transfer este necesar să fie considerate, conform teoriei reglajului automat, funcțiile de transfer ale fiecărei componente în parte.

În acest scop se va utiliza metoda transformatei Laplace, determinând în continuare funcțiile de transfer ale fiecărui component al axei numerice studiate.

Pentru motorul electric de curent continuu comandat pe indus se pot scrie următoarele relații:

$$M(t) = K_t \cdot i(t); \quad (3.1)$$

$$e(t) = K_v \cdot \omega(t); \quad (3.2)$$

$$U_b(t) = L \frac{di(t)}{dt} + Ri(t) + e(t); \quad (3.3)$$

$$M(t) = J \frac{d\omega(t)}{dt} + B\omega(t) + M_s(t); \quad (3.4)$$

$$e(t) = U_b(t) - R \cdot i(t); \quad (3.5)$$

$$P(t) = M(t) \cdot \omega(t) = e(t) \cdot i(t); \quad (3.6)$$

unde:

M este este momentul total dezvoltat de motor [Nm];

i - curentul prin indus [A];

U_b - tensiunea la bornele motorului [V];

e - tensiunea contra-electromotoare [V];

L - inductivitatea indusului [H];

ω - turația motorului [rad/s];

M_s - momentul static [Nm];

B - coeficientul frecării vâscoase [Nms/rad];

J - momentul de inerție al motorului [kgm²];

R - rezistența indusului [Ω];

K_t - constanta cuplului motor [Nm/A];

K_v - coeficientul de viteză [Vs/rad];

P - puterea dezvoltată de motor [W].

După calcule relativ simple, făcând trecerea de la variabila de timp t la variabila complexă s , se ajunge la relația:

$$\omega(s) = \frac{K_t U_b(s) - M_s(s)(R + Ls)}{(R + Ls)(B + Js) + K_t K_v} \quad (3.7)$$

În cazul servomotoarelor de curent continuu cu inerție redusă, utilizate ca elemente de execuție în axele numerice, inductivitatea rotorului este mai mică de 100 μH , putând fi neglijată. Se obține, astfel, pentru turația motorului, relația:

$$\omega(s) = \frac{K_t U_b(s) - M_s(s)R}{RJs + RB + K_t K_v} \quad (3.8)$$

În majoritatea situațiilor întâlnite în practică, momentul static este constant, nefiind o funcție de timp, astfel încât transformata Laplace a acestuia este nulă, $M_s(s)=0$. În aceste condiții, putem rescrie relația (3.8) astfel:

$$\omega(s) = U_b(s) \frac{K_t}{1 + \tau_m \cdot s}, \quad (3.9)$$

unde care τ_m este constanta de timp mecanică [s], definită astfel:

$$\tau_m = \frac{RJ}{RB + K_t K_v} \quad (3.10)$$

Pe baza schemei funcționale a buclei de reglaj de viteză, prezentată în figura 3.2, se poate scrie relația:

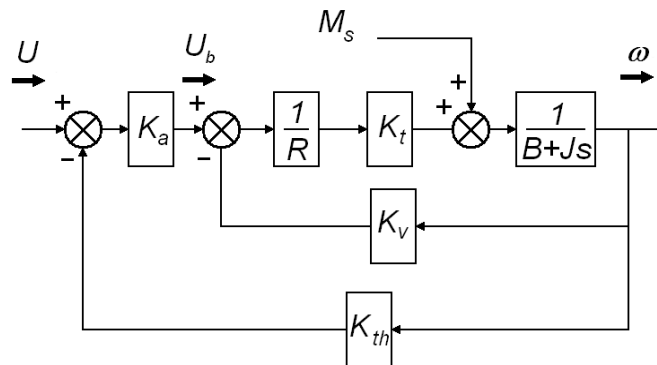


Fig. 3.2: Schema funcțională a buclei de reglaj de viteză

$$\omega(s) = \frac{\alpha}{1 + \tau \cdot s} [U(s) \frac{K_a K_t}{RB + K_t K_v}], \quad (3.11)$$

unde:

K_a este constanta amplificatorului de putere (adimensională);

K_{th} – constanta tahogeneratorului [Vs/rad];

U – tensiunea la intrarea în sistemul analog de reglaj al vitezei [V];

τ - constanta de timp a buclei [s], definită de relația:

$$\tau = \alpha \tau_m, \quad (3.12)$$

α – fiind factorul de atenuare, definit de relația:

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{K_a K_t K_{th}}{RB + K_t K_v}}. \quad (3.13)$$

Relația de calcul a turației motorului devine, astfel:

$$\omega(s) = \frac{K_I U(s)}{1 + \tau s}, \quad (3.14)$$

în care:

$$K_I = \frac{\alpha K_a K_t}{RB + K_t K_v} \text{ [rad/Vs]}. \quad (3.15)$$

Relația (3.15) poate fi rescrisă astfel:

$$\frac{\omega(s)}{U(s)} = \frac{K_I}{1 + \tau s}. \quad (3.16)$$

Relația (3.16) reprezintă, astfel, funcția de transfer a sistemului analog de reglaj al vitezei.

În continuare, ținând cont de rolul funcțional al fiecărui element component, putem construi schema funcțională a sistemului de reglaj al poziției, conform figurii 3.3.

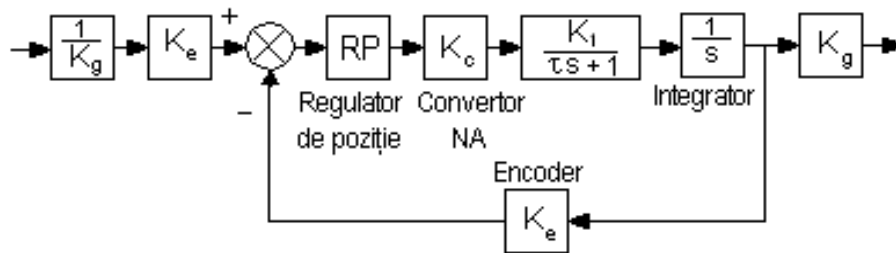


Fig. 3.3: Schema funcțională a sistemului de reglaj al poziției

În figura 3.3 apar suplimentar următoarele mărimi:

K_e – constanta traductorului numeric incremental de rotație fotoelectric, denumit în continuare encoder, definită de relația:

$$K_e = \frac{N_{imp}}{2\pi} \text{ [impulsuri/rad]}, \quad (3.17)$$

unde:

N_{imp} este numărul impulsurilor emise de traductor (encoder) la o rotație completă;

K_g – coeficientul de amplificare a transmisiei mecanice, definit de relația:

$$K_g = \frac{ip}{2\pi} [m], \quad (3.18)$$

unde i este raportul de transmitere al reductorului, iar p pasul șurubului conducător [m].

K_c este coeficientul de conversie al convertorului numeric analogic, care indică valoarea cu care trebuie modificată tensiunea de ieșire la variația semnalului de intrare cu un bit, definit de relația:

$$K_c = \frac{U}{2^{n-1}} [V/bit], \quad (3.19)$$

unde U este tensiunea de ieșire a convertorului numeric analogic (tensiunea la intrarea în sistemul analog de reglaj la vitezei), iar n numărul de biți ai acestuia.

3.3. Regulatorul de poziție

Schema bloc a regulatorului de poziție este prezentată în figura 3.4. După aplicarea acțiunii de reglaj, mărimea de ieșire (comanda) este aplicată la intrarea convertorului numeric analogic, caracterizat de constanta K_c . Mărimea de ieșire din convertorul numeric analogic este tensiunea U , a cărei semnificație a fost definită mai sus.

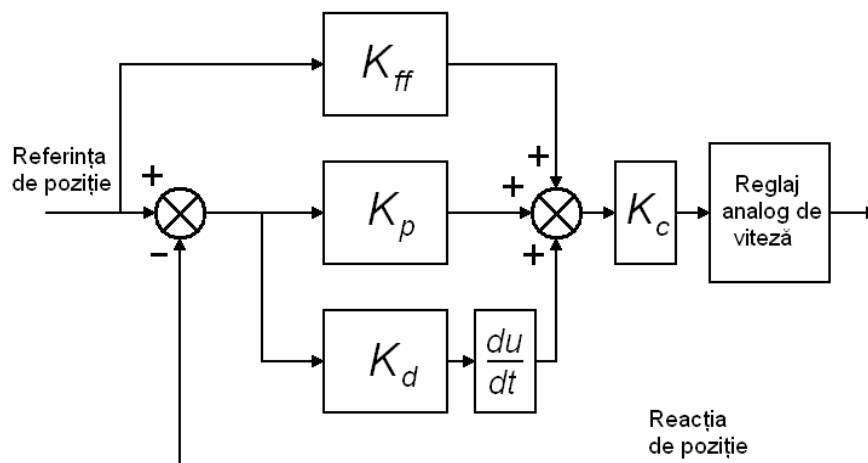


Fig. 3.4: Schema bloc a regulatorului de poziție

Din figura 3.4, se observă că pentru regulatorul de poziție s-a propus cumularea efectelor de reglaj de tip proporțional, derivativ și feed-forward.

S-a luat această decizie după o analiză a principalelor tipuri de echipamente CNC pentru mașinile de debitat cu laser, care a relevat că aceste efecte sunt cele mai întâlnite în procesul de reglare a poziției.

Mai mult, constantele de reglare care caracterizează cele trei efecte (proporțional, derivativ și feed-forward) sunt accesibile și pot fi modificate direct de pe panoul-operator al echipamentului CNC al mașinii de debitat.

De asemenea, cercetările preliminare au arătat că, în peste 80% dintre cazuri, singurul efect de reglaj luat în considerare este cel proporțional, mărimile caracteristice celorlalte efecte fiind stabilite implicit la valori nule.

Abordarea propusă în această lucrare va permite ulterior, dacă va fi necesar, luarea în considerare și a efectului integrator de reglaj.

Într-o primă abordare, luând în considerare numai efectul proporțional de reglaj, legea de reglaj poate fi exprimată astfel:

$$c_{vit} = \Delta p_{ur} \cdot (K_p \cdot K_c), \quad (3.20)$$

unde:

c_{vit} este comanda de viteză (mărimea de ieșire din regulatorul de poziție [V];

Δp_{ur} – eroare de urmărire (diferența instantanee dintre poziția impusă și poziția curentă) [m];

K_p – constanta de proporționalitate a regulatorului [bit/m];

K_c – coeficientul de conversie al convertorului numeric analogic (definit mai sus) [V/bit].

Comanda de viteză (c_{vit}) reprezintă mărimea analogică de ieșire corespunzând unei viteze de avans care conduce la o eroare de urmărire (Δp_{ur}) de 1 mm. Aceasta poate fi exprimată și sub forma:

$$c_{vit} = \frac{F \cdot U_{max}}{F_{max}}, \quad (3.21)$$

unde:

F este viteza de avans corespunzând regimului de deplasare cu avans de lucru [mm/min];

F_{max} – viteza de avans corespunzând regimului de deplasare cu avans rapid [mm/min];

U_{max} – valoarea maximă a tensiunii de la ieșirea convertorului numeric analogic [V].

Luând în considerare o eroare de urmărire de 1 mm, se poate scrie:

$$K_p = \frac{F \cdot U_{max}}{F_{max}} \cdot \frac{1}{K_c}. \quad (3.22)$$

În continuare, luând în considerare și efectele de reglaj derivativ și feed-forward, relația (20) poate fi rescrisă, astfel:

$$c_{vit} = (\Delta p_{ur} \cdot K_p + \frac{\Delta p_{ur} \cdot K_d}{10 \cdot t} + \frac{K_{ff} \cdot F \cdot U_{max}}{100 \cdot F_{max}}) \cdot K_c, \quad (3.23)$$

unde:

K_d este constanta derivativă a regulatorului [bit·s/m];

K_{ff} – constanta feed forward a regulatorului [bit/V].

Parametrii de reglaj K_p , K_d și K_{ff} , împreună cu K_c au următoarele semnificații fizice:

$K_p \cdot K_c$ – valoarea tensiunii de comandă în milivolți necesară pentru o eroare de urmărire de 1 mm;

$K_d \cdot K_c$ – tensiune analogică (în millivolți) corespunzătoare unei modificări cu 1 mm a erorii de urmărire în 10 milisecunde;

$K_{ff} \cdot K_c$ – variația procentuală (%) a tensiunii analogice datorată valorii programate a vitezei de avans.

3.4. Modelul forțelor și momentelor rezistente

Pentru stabilire momentelor și forțelor rezistente se va porni de la schema de mai jos (fig. 3.5).

Notațiile din figură reprezintă:

J_m – momentul de inerție al motorului electric [kgm²];

J_{Z1} – momentul de inerție al roții dințate 1 (pinion) [kgm²];

J_{Z2} – momentul de inerție al roții dințate 2 [kgm²];

J_{sb} – momentul de inerție al șurubului [kgm²];

v – viteza liniară a sarcinii [m/s];

a – accelerația liniară a sarcinii [m/s²];

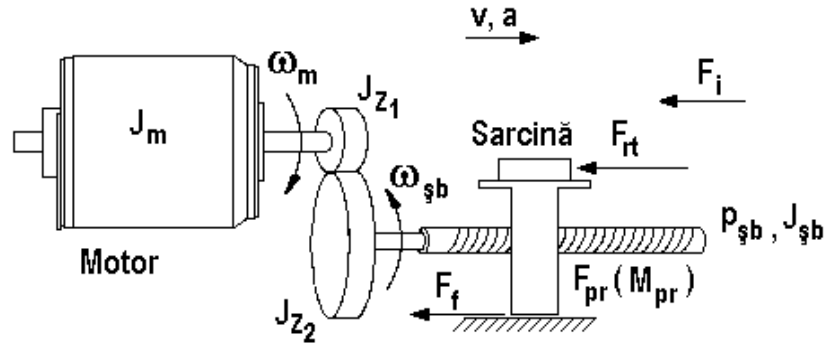


Fig. 3.5: Schemă pentru calculul momentelor și forțelor rezistente

- ω_m – viteza unghiulară a motorului [rad/s] ;
- ω_{sb} – viteza unghiulară a șurubului [rad/s] ;
- F_{rt} – forța rezistentă tehnologică [N];
- F_i – forța de inerție [N];
- F_f – forța de frecare [N];
- F_{pr} – forța de prestrângere a piuliței [N];
- M_{pr} – momentul de prestrângere a piuliței [Nm];
- p_{sb} – pasul șurubului [m].

Momentul static necesar, raportat la arborele motorului se calculează din condiția egalității puterilor la nivelul arborelui motor (mișcare de rotație) și la nivelul sarcinii (mișcare de translație), ținând cont de randamentul transmisiei prin angrenaje și al transmisiei șurub-piuliță.

$$M_{st} \omega_M = \frac{F_t v_L}{\eta_t}, \quad (3.24)$$

unde:

- M_{st} este momentul static necesar la arborele motorului [Nm];
- F_t – forța rezistentă totală pe direcție axială [N];
- η_t – randamentul total al transmisiilor mecanice.

Se poate scrie:

$$F_t = F_{rt} + F_i + F_f + F_{pr} = F_{rt} + F_{pr} + m_s (a + \mu g) \quad (3.25)$$

unde:

- m este masa totală a sarcinii aflată în mișcare [kg];
- μ - coeficientul de frecare în ghidaje;
- Pentru valoarea η_t există relația:

$$\eta_t = \eta_{ang} \eta_{sb}$$

unde:

- η_{ang} este randamentul transmisiei prin angrenaje (se va considera $\eta_{ang} = 0.9$)
- η_{sb} – randamentul transmisiei șurub-piuliță cu bile (se va considera $\eta_{sb} = 0.9$)

Cu aceste considerații, obținem pentru M_{st} relația:

$$M_{st} = \frac{[F_{rt} + F_{pr} + m_s (\mu + ag)] v_L}{\omega_M \eta_{ang} \eta_{sb}}. \quad (3.26)$$

Între viteza unghiulară a șurubului și viteza liniară a sarcinii există relația:

$$\frac{v_L}{\omega_{sb}} = \frac{P_{sb}}{2\pi} \quad (3.27)$$

Raportul de transfer al angrenajului este:

$$i = \frac{\omega_M}{\omega_{sb}}, \quad (3.28)$$

deci:

$$\frac{v_L}{\omega_M} = \frac{P_{sb}}{2\pi i} \quad (3.29)$$

Înlocuind relația de mai sus în relația (3.26), obținem:

$$M_{st} = \frac{[F_{rt} + F_{pr} + m_s(a + \mu g)]P_{sb}}{2\pi i \eta_{ang} \eta_{sb}}, \quad (3.30)$$

sau în cazul în care cunoaștem M_{pr} în locul F_{pr} ;

$$M_{st} = \frac{[F_{rt} + m_s(a + \mu g)]P_{sb}}{2\pi i \eta_{ang} \eta_{sb}} + M_{pr} \quad (3.31)$$

Observație: În cazul în care nu se cunosc valorile F_{pr} sau M_{pr} se poate face următoarea estimare:

$$F_{pr} = \frac{1}{3}(F_{rt} + F_i + F_{fr}) = \frac{1}{3}[F_{rt} + m_s(a + \mu g)]. \quad (3.32)$$

Momentul dinamic necesar (reduc la arborele motorului) se calculează cu relația:

$$M_d = J_t \cdot \varepsilon_M, \quad (3.33)$$

unde:

J_t este momentul de inerție echivalent total redus la arborele motorului [kgm^2];

ε_M – accelerația unghiulară a motorului [rad/s^2].

Se va prezenta în continuare modul de calcul al J_t . Pentru aceasta, se vor egala energiile cinetice ale corpurilor aflate în mișcare de rotație și translație cu energia cinetică a unui corp echivalent, aflat în mișcare de rotație cu viteza unghiulară a arborelui motorului, având momentul de inerție egal cu J_t :

$$\frac{J_t \omega_M^2}{2} = \frac{J_M \omega_M^2}{2} + \frac{J_{Z_1} \omega_M^2}{2} + \frac{J_{Z_2} \omega_{sb}^2}{2} + \frac{J_{sb} \omega_{sb}^2}{2} + \frac{m_s v_L^2}{2} \quad (3.34)$$

Ținând cont de raportul de transfer al angrenajului și de relația (3.27), se poate scrie:

$$J_t = J_M + J_{Z_1} + \frac{J_{Z_2}}{i^2} + \frac{J_{sb}}{i^2} + m_s \left(\frac{P}{2\pi i} \right)^2 \quad (3.35)$$

Pentru calculul momentelor de inerție al roților dințate și al șurubului (considerate ca și corpuri cilindrice), există relația:

$$J = mr^2 = \rho Vr^2 = \rho L \pi r^2 \cdot r^2 = \frac{1}{16} \rho L \pi d^4, \quad (3.36)$$

unde:

m este masa corpului [kg];

r, d – raza respectiv diametrul corpului [m];

L – lungimea corpului [m];

ρ - densitatea corpului [kg/m³], pentru oțel $\rho=7800$ kg/m³

Pentru șurubul cu bile se va lua în considerare pentru d valoarea diametrului exterior, iar pentru L lungimea totală a cursei, plus lungimea de lăgăruire.

Pentru roțile dințate (cu dantură dreaptă) se va lua în considerare d valoarea diametrului de divizare, iar pentru L , lățimea danturii, astfel:

$$d = m_n \cdot Z; \quad (3.37)$$

$$L = \psi_d \cdot m_n \cdot Z_1 + 1.5 \cdot m_n \text{ pentru pinion } (Z_1); \quad (3.38)$$

$$L = \psi_d \cdot m_n \cdot Z_1 \text{ pentru roată } (Z_2), \quad (3.39)$$

unde:

ψ_d este coeficientul de lățime a danturii.

Accelerația unghiulară se calculează ținând cont de relația:

$$\frac{a_L}{\varepsilon_{sb}} = \frac{p_{sb}}{2\pi} \quad (3.40)$$

și de faptul că

$$\varepsilon_M = \varepsilon_{sb} i. \quad (3.41)$$

Rezultă:

$$\varepsilon_M = \frac{2\pi a_L}{p_{sb}} i. \quad (3.42)$$

Motorul trebuie ales astfel încât momentul dezvoltat pe perioada accelerării (M_a) să fie cel puțin egal cu suma dintre momentul static și cel dinamic:

$$M_a = M_{st} + M_d, \quad (3.43)$$

iar pe perioada mersului cu viteză constantă momentul dezvoltat (M_{ct}) trebuie să fie cel puțin egal cu momentul static:

$$M_{ct} = M_{st}. \quad (3.44)$$

3.5. Concluzii

În cadrul acestui capitol s-au prezentat relațiile care stau la baza modelării matematice a unui lanț cinematic de avans din structura unei mașini de debitat cu laser cu comandă numerică.

Lanțul cinematic de avans a fost echivalat cu un sistem de control al mișcării, cu buclă externă de reglaj de poziție și cu buclă internă de reglaj de viteză. Ca element de execuție a fost luat în considerare servomotorul de curent continuu. Modelul sistemului de control al mișcării a fost construit pe baza funcțiilor de transfer de variabilă continuă.

Pe baza cercetărilor experimentale preliminare, care au presupus studiul și analiza unui mare număr de echipamente de comandă numerică din structura mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică, s-a propus o structură de regulator de poziție și au fost definiți principalii parametri de reglaj ai acestuia, împreună cu semnificația lor fizică.

Principalul obiectiv al cercetărilor abordate a fost acela de a modela regulatorul de poziție pe baza unor parametri care să fie accesibili utilizatorului mașinii de la panoul de comandă al acesteia (panou-operator). În consecință, fiecare dintre parametrii definiți aici (constanta de proporționalitate, constanta derivativă și constanta de feed-forward a regulatorului) pot fi modificate cu ușurință de utilizator, la majoritatea echipamentelor de comandă numerică pentru mașinile de debitat cu laser. Mai mult, prin explicitarea semnificației fizice a mărimilor care intervin în formulele de calcul ale acestor parametri, se pot stabili relativ ușor echivalențe între constantele definite aici și cele accesibile de la panourile-operator ale unor echipamente de comandă numerică, în cazul în care acestea nu coincid.

Astfel, în capitolul următor se va studia prin simulare influența acestor parametri de reglaj, în diverse regimuri de funcționare ale mașinii, elaborându-se strategii și recomandări pentru îmbunătățirea preciziei de prelucrare pe baza acordării regulatorului de poziție.

Tot în cadrul acestui capitol au fost prezentate și relațiile de calcul pentru determinarea forțelor și momentelor rezistente apărute în procesul de prelucrare, care vor sta ulterior la baza studiului prin simulare prezentat în capitolul următor.

Capitolul 4

Studiul prin simulare a comportării lanțurilor cinematice de avans din structura mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică, în diferite regimuri de funcționare

4.1. Date inițiale

Pentru studiul prin simulare s-a pornit de la caracteristicile mașinii de debitat cu laser cu comandă numerică MAZAK ST-X48 Mk II.

Mașina are trei axe comandate numeric (X, Y, Z), pe fiecare dintre cele trei axe elementele de execuție fiind servomotoare de curent continuu de tip $\alpha 6/3000$ GE Fanuc cu următoarele valori ale parametrilor:

- momentul dezvoltat de motor $M = 6 \text{ Nm}$;
- momentul maxim dezvoltat de motor $M_{max} = 56 \text{ Nm}$;
- valoare medie pătratică (RMS) a curentului prin indus $I = 10 \text{ A}$;
- valoarea maximă admisibilă a curentului $I_{max} = 132 \text{ A}$;
- turația maximă a motorului $n_{max} = 4000 \text{ rot/min}$;
- coeficientul frecării vâscoase $B = 0.75 \cdot 10^{-4} \text{ Nms/rad}$;
- momentul de inerție al motorului $J = 0.26 \cdot 10^{-2} \text{ kgm}^2$;
- rezistența indusului $R = 0.18 \Omega$;
- constanta cuplului motor $K_t = 0.6 \text{ Nm/A}$;

- coeficientul de viteză $K_v = 0.2$ Vs/rad;
- constanta de timp mecanică $\tau_m = 0.004$ s;
- constanta tahogeneratorului $K_{th} = 0.007$ Vs/rad;
- tensiunea maximă la ieșirea convertorului numeric analogic (tensiunea la intrarea în sistemul analog de reglaj al vitezei) $U_{max} = 10$ V;
- numărul de biți ai convertorului numeric analogic $n = 16$;
- coeficientul de conversie al convertorului numeric analogic $K_e = 0.00030518$ V/bit;
- raportul de transmitere al reductorului $i = 1$ (nu există reductoare);
- constanta traductorului numeric incremental de rotație fotoelectric (encoder) $K_e = 2500/2\pi$ impulsuri/rad;
- pasul șuruburilor conducătoare pe fiecare axă $p_{sb} = 0.01$ m;
- coeficientul de amplificare a transmisiei mecanice $K_g = 0.01/2\pi$ m.

Pentru a calcula valoarea constantei amplificatorului de putere K_a , se calculează tensiunea la bornele motorului cu relația:

$$U_b = K_v \omega + RI, \quad (4.1)$$

unde ω este viteza unghiulară a motorului, calculată cu relația:

$$\omega = \frac{\pi n}{30} \text{ [rad/s]}. \quad (4.2)$$

Impunând valorile maxime de lucru pentru turația n (4000 rot/min) și pentru curentul prin indus I (10 A), se obține pentru tensiune la bornele motorului valoarea maximă $U_b = 85.57$ V.

Astfel, valoarea constantei amplificatorului de putere K_a se poate calcula, astfel:

$$K_a = \frac{U_b}{U_{max}} = \frac{85.57}{10} = 8.557. \quad (4.3)$$

4.3 Calculul forțelor și momentelor rezistente pe axa X (lanțul cinematic de deplasare a mesei)

Se vor parcurge etapele de calcul prezentate în capitolul 3 pe baza următoarelor date caracteristice ale mașinii:

- turația maximă a motorului electric $n_{max} = 4000$ rot/min;
- cuplare directă a motorului la axul șurubului cu bile (fără angrenaj);
- pasul șurubului cu bile $p_{sb} = 10$ mm = $10 \cdot 10^{-3}$ m;
- diametrul șurubului cu bile $d_{sb} = 25$ mm = $25 \cdot 10^{-3}$ m;
- lungimea totală a șurubului cu bile $l_{sb} = 2500$ mm = 2.5 m;
- momentul de prestrângere a șurubului cu bile (estimat) $M_{pr} = 0.5$ Nm;
- viteza liniară maximă pe perioada fazei de apropiere rapidă, respectiv retragere rapidă $v_R = 24$ m/min = 0.4 m/s
- viteza tehnologică maximă $v_T = 15$ m/min = 0.25 m/s.

Accelerația unghiulară a motorului se poate determina cu ajutorul relației:

$$\varepsilon_m = \frac{M}{J_m} = \frac{6}{0.0026} = 2307.6923 \text{ rad/s}^2. \quad (4.9)$$

Accelerația liniară se poate calcula cu relația:

$$a = \frac{\varepsilon_m}{2\pi} \cdot i \cdot p_{sb} = \frac{2307.6923}{2 \cdot 3.1415} \cdot 1 \cdot \frac{10}{1000} = 3.6728 \text{ m/s}^2. \quad (4.10)$$

Astfel, pe baza relațiilor de mai sus, s-au luat în considerare următoarele valori:

- accelerația liniară maximă pe perioada fazei de apropiere rapidă, respectiv retragere rapidă $a_{AR} = a_{RR} = 1.5 \text{ m/s}^2$ (valoarea calculată, 3.6728 m/s^2 a fost considerată prea mare);
- accelerația liniară maximă pe perioada fazei de avans tehnologic $a_{AT} = 0.25 \text{ m/s}^2$.

Alte date:

- masa totală luată în calcul (suma maselor proprii și a celor admise pe masă) $m_s = 400 \text{ kg}$;
- coeficientul de frecare în ghidaje $\mu = 0.01$ (s-a luat în calcul o valoare acoperitoare, considerând varianta ghidajelor cu elemente de rulare de tipul bușe cu bile);
- forța rezistentă tehnologică pe perioada fazei de apropiere rapidă $F_{rt_AR} = 0 \text{ N}$;
- forța rezistentă tehnologică pe perioada fazei de avans tehnologic $F_{rt_AT} = 0$.

Practic, pentru procedeul de debitare cu fascicul laser nu există forțe rezistente tehnologice. Momentul static pe perioada fazei de apropiere rapidă:

$$M_{st_AR} = \frac{[F_{rt_AR} + m_s(a_{AR} + \mu g)]p_{sb}}{2\pi\eta_{sb}} + M_{pr} = \quad (4.11)$$

$$\frac{[0 + 400(1.5 + 0.01 \cdot 9.81)]10 \cdot 10^{-3}}{2\pi \cdot 0.9} + 0.5 = 1.6304 \text{ Nm.}$$

Momentul static pe perioada fazei de retragere rapidă are M_{st_RR} aceeași valoare și semn contrar.

Momentul static pe perioada fazei de avans tehnologic:

$$M_{st_AT} = \frac{[F_{rt_AT} + m_s(a_{AT} + \mu g)]p_{sb}}{2\pi\eta_{sb}} + M_{pr} = \quad (4.12)$$

$$\frac{[0 + 400(0.25 + 0.01 \cdot 9.81)]10 \cdot 10^{-3}}{2\pi \cdot 0.9} + 0.5 = 0.7462 \text{ Nm.}$$

Conform relațiilor determinate în capitolul anterior, momentul de inerție total este:

$$J_t = J_M + J_{sb} + J_C + m_{sb} \left(\frac{p_{sb}}{2\pi} \right)^2. \quad (4.13)$$

Se observă că, s-a luat în considerare, suplimentar, un moment de inerție al cuplajului dintre șurub și motor, $J_c = 200 \cdot 10^{-6} \text{ kgm}^2$ (dată de catalog).

Conform relației (3.36) pentru momentul de inerție al șurubului se poate scrie:

$$J_{sb} = \frac{1}{16} \rho L_{sb} \pi d_{sb}^4 = \frac{1}{16} \cdot 7800 \cdot 2.5 \cdot \pi \cdot (25 \cdot 10^{-3})^4 = 14.9563 \cdot 10^{-4} \text{ kgm}^2. \quad (4.14)$$

Momentul de inerție total devine, astfel:

$$J_t = J_M + J_{sb} + J_C + m_s \left(\frac{P_{sb}}{2\pi} \right)^2 = 0.26 \cdot 10^{-2} + 14.9563 \cdot 10^{-4} \quad (4.15)$$

$$+ 200 \cdot 10^{-6} + 400 \left(\frac{10 \cdot 10^{-3}}{2\pi} \right)^2 = 53.0884 \cdot 10^{-4} \text{ kgm}^2.$$

Ținând cont de valoarea momentului de inerție total calculat J_t , se recalculează accelerația unghiulară maximă a motorului, luând în considerare sarcina antrenată, astfel:

$$\varepsilon_{\max_m} = \frac{M_n}{J_t} = \frac{6}{53.0884 \cdot 10^{-4}} = 1130.1903 \text{ rad/s}^2. \quad (4.16)$$

Trebuie verificat dacă această accelerație unghiulară nu conduce la o accelerație liniară mai mare decât cea impusă, de 1.5 m/s^2 , folosind relația:

$$a = \frac{\varepsilon_m}{2\pi} \cdot i \cdot p_{sb} = \frac{1130.1903}{2 \cdot 3.1415} \cdot 1 \cdot \frac{10}{1000} = 1.7987 \text{ m/s}^2 > 1.5 \text{ m/s}^2. \quad (4.17)$$

În aceste condiții, recalculăm accelerația unghiulară, impunând o accelerație liniară maximă de 1.5 m/s^2 , conform relației:

$$\varepsilon_m = \frac{a \cdot 2\pi}{i \cdot p_{sb}} = \frac{1.5 \cdot 2\pi}{1 \cdot 10 \cdot 10^{-3}} = 942.4777 \text{ rad/s}^2. \quad (4.18)$$

Astfel, accelerația unghiulară a motorului pe perioada fazei de apropiere rapidă, respectiv retragere rapidă va avea valoarea $\varepsilon_{m_AR} = \varepsilon_{\max_m} = 942.4777 \text{ rad/s}^2$

Pentru accelerația unghiulară a motorului pe perioada fazei de avans tehnologic se poate scrie relația:

$$\varepsilon_{M_AT} = \frac{2\pi a_{AT}}{P_{sb}} = \frac{2\pi \cdot 0.25}{10 \cdot 10^{-3}} = 157.0796 \text{ rad/s}^2. \quad (4.19)$$

Pentru momentul dinamic pe perioada fazei de apropiere rapidă, respectiv retragere rapidă se poate scrie relația:

$$M_{d_AR} = -M_{d_RR} = J_t \cdot \varepsilon_{M_AR} = 53.0884 \cdot 10^{-4} \cdot 942.4777 = 5.0034 \text{ Nm}. \quad (4.20)$$

Pentru momentul dinamic pe perioada fazei de avans tehnologic, avem:

$$M_{d_AT} = J_t \cdot \varepsilon_{M_AT} = 53.0884 \cdot 10^{-4} \cdot 157.0796 = 0.8339 \text{ Nm}. \quad (4.21)$$

Însumând momentele statice și dinamice pentru regimurile de deplasare rapidă și regimul de avans tehnologic, se obține:

$$M_{\text{tot_AR}} = -M_{\text{tot_RR}} = M_{st_AR} + M_{d_AR} = 1.6304 + 5.0034 = 6.6338 \text{ Nm}, \quad (4.22)$$

respectiv

$$M_{tot_AT} = M_{st_AT} + M_{d_AT} = 0.7462 + 0.8339 = 1.5801 \text{ Nm} . \quad (4.23)$$

Se observă că atât în fazele de avans tehnologic cât și în fazele de apropiere / retragere rapidă momentele rezistente static și dinamic însumate sunt sub valoarea momentului maxim dezvoltat de motorul ales (56 Nm).

4.5 Studiul prin simulare al regimului de poziționare rapidă uniaxială

Pentru studiul prin simulare al comportării lanțurilor cinematice de avans în acest regim, s-a construit în pachetul software Matlab & Simulink, diagrama de simulare prezentată în figura 4.4.

Valorile cinematice de referință au fost stabilite, conform cărții mașinii și calculelor prezentate în paragrafele anterioare (corespunzând regimului de apropiere/retragere rapidă) astfel:

- viteza de avans corespunzând regimului de deplasare cu avans rapid $F_{max} = 24000 \text{ mm/min}$;
- accelerația liniară maximă $a = 1.5 \text{ m/s}^2$.

Simulările s-au derulat pentru axa X, luându-se în considerare o deplasare rapidă în valoare de 200 mm. Momentul rezistent total, conform tabelul 4.1 a fost considerat egal cu 6.6339 Nm.

În diagrama de simulare, valorile cinematice amintite mai sus (viteză, accelerație, poziție) au fost introduse ca valori maxime de referință.

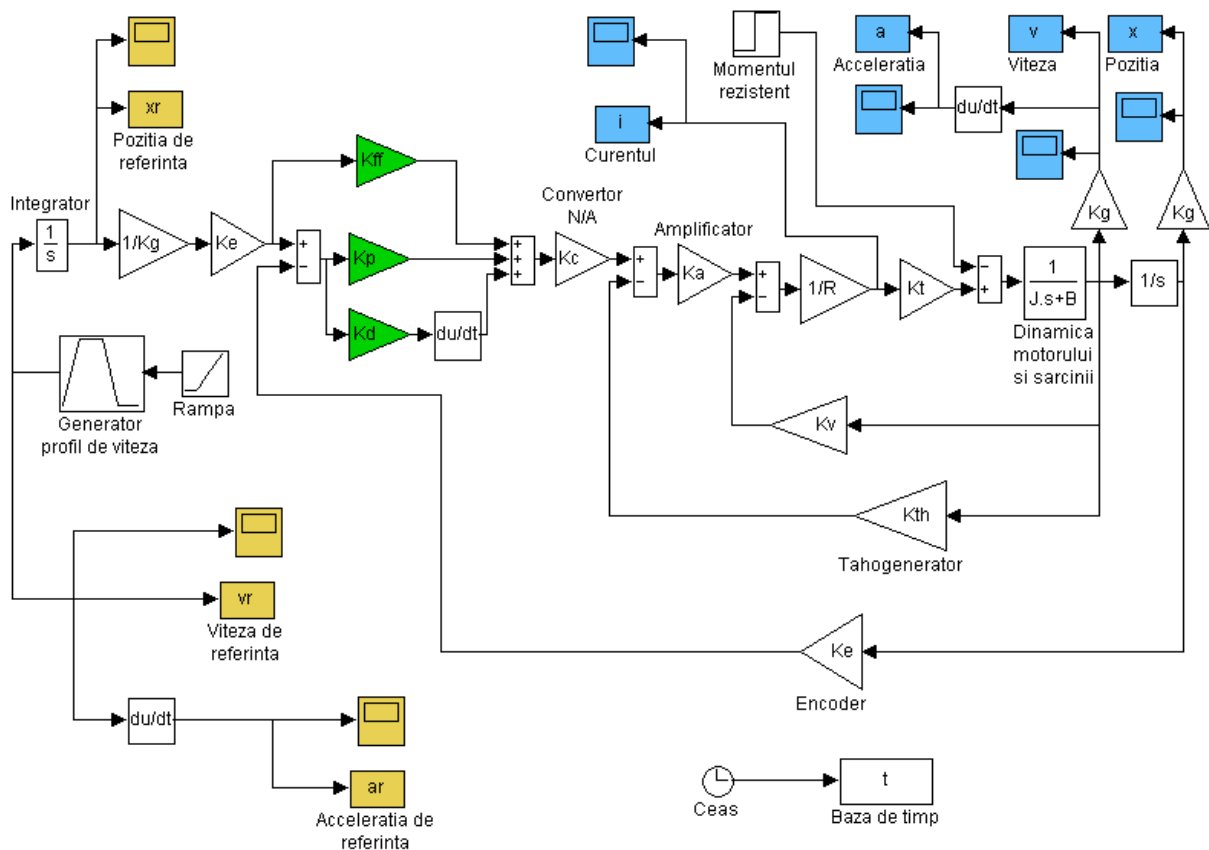


Fig. 4.4: Diagramă de simulare pentru studiul regimului de poziționare rapidă

Într-o primă fază, s-a luat în considerare numai efectul proporțional al regulatorului de poziție, constanta de proporționalitate a acestuia calculându-se conform relației (3.22):

$$K_p = \frac{F \cdot U_{max}}{F_{max}} \cdot \frac{1}{K_c} = \frac{15000 \cdot 10}{24000} \cdot \frac{1}{0.00030518} = 20480 \text{ bit / m} . \quad (4.36)$$

Pentru viteza de avans corespunzând regimului de deplasare cu avans de lucru, necesară în calculul K_p s-a luat în considerare o valoare $F = 15000 \text{ mm /min}$ (din cartea mașinii).

În figurile 4.5 – 4.7 sunt prezentate valorile simulate ale mărimilor cinematice de referință (poziție, viteză, accelerație):

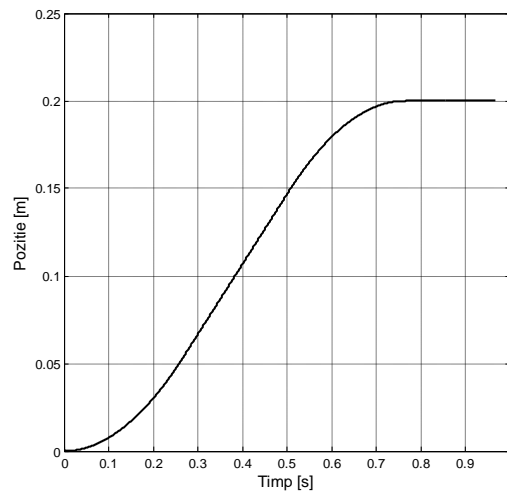


Fig. 4.5: Evoluția poziției ca mărime de referință

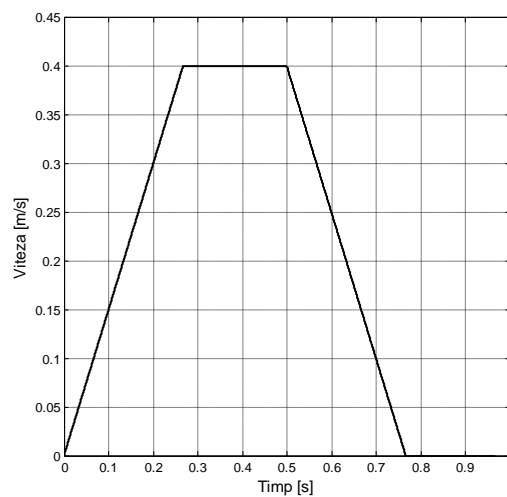


Fig. 4.6: Evoluția vitezei ca mărime de referință

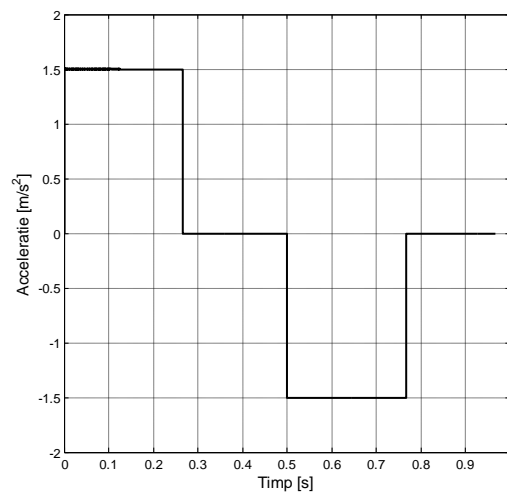


Fig. 4.7: Evoluția accelerației ca mărime de referință

În figurile 4.8 și 4.9 sunt prezentate valorile simulate ale mărimilor cinematice de ieșire (viteză și accelerație):

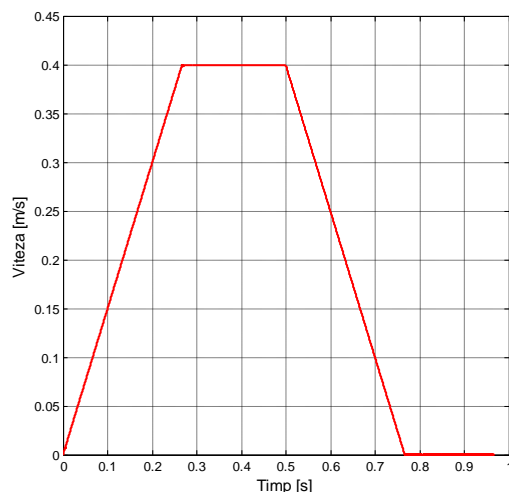


Fig. 4.8: Evoluția vitezei ca mărime de ieșire

În locul poziției ca mărime de ieșire, s-a optat pentru prezentarea evoluției erorii de poziționare, ca diferență dintre poziția de referință și poziția de ieșire (fig. 4.10):

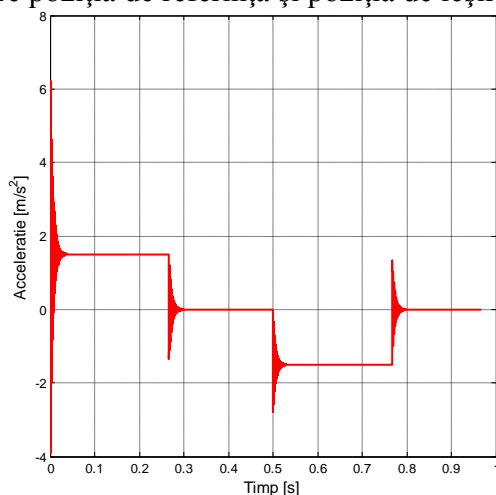


Fig. 4.9: Evoluția accelerației ca mărime de ieșire

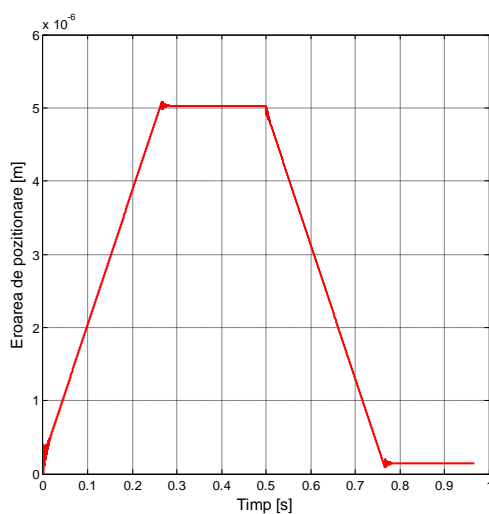


Fig. 4.10: Evoluția erorii de poziționare

Valoarea finală a erorii de poziționare este de $0.14314 \mu\text{m}$, o valoare extrem de mică pentru aceste tipuri de echipamente și prelucrări. Cu toate acestea, evoluția accelerației ca mărime de ieșire, prezentată în figura 4.9, este total necorespunzătoare, aceasta prezentând oscilații foarte pronunțate, cuprinse între -3.9 m/s^2 și 6.2 m/s^2 , care în practică pot conduce la avariarea gravă sau chiar distrugerea mașinii de debitat.

Astfel, se poate concluziona preliminar că în această fază, comportarea sistemului este necorespunzătoare, în special din punct de vedere dinamic.

Pentru o mai bună înțelegere a comportării dinamice a sistemului, se va aplica la intrarea acestuia un semnal de intrare cu variație de tip treaptă, care să conducă la o variație de tip treaptă a vitezei unghiulare a motorului ω , cu o valoare maximă de 1 rad/s .

Pornind de la relația (3.27), se poate scrie:

$$\frac{v}{\omega} = \frac{p_{sb}}{2\pi} \quad (4.37)$$

Pe baza relației de mai sus se poate calcula viteza liniară care trebuie aplicată la intrarea sistemului, cu o variație de tip treaptă, care să conducă la o variație de tip treaptă a ω , cu o valoare maximă de 1 rad/s .

$$v = \frac{p_{sb} \cdot \omega}{2\pi} = \frac{10 \cdot 10^{-3} \cdot 1}{2\pi} = 0.0157 \text{ m/s} \quad (4.38)$$

În figura 4.11 sunt reprezentate, pe același grafic semnalul de intrare de viteză de tip treaptă (culoare neagră) și semnalul de ieșire de viteză (culoare roșie).

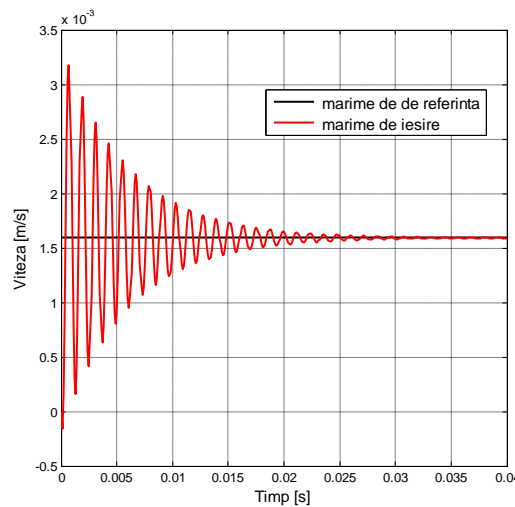


Fig. 4.11: Semnalele de referință și de ieșire de viteză

Din figura de mai sus se poate observa că semnalul de ieșire prezintă oscilații foarte puternice. Conform recomandărilor din literatura de specialitate, reducerea oscilațiilor se poate face prin:

- reducerea constantei de proporționalitate K_p a regulatorului, dar, care în acest caz ar putea conduce la creșterea erorii de poziționare;
- introducerea unui efect derivativ, prin utilizarea unei constante derivativă K_d nenule.

În acest caz s-a optat pentru cea de-a doua soluție. Pe baza unui proces de tip “trial-and-eror”, facilitat de studiul prin simulare, s-a constatat că o valoare corespunzătoare pentru constanta derivativă este $K_d = 10 \text{ bit} \cdot \text{s/m}$.

În figura 4.12 sunt reprezentate, pe același grafic, semnalul de intrare de viteză de tip treaptă (culoare neagră) și semnalul de ieșire de viteză (culoare roșie), în condițiile cumulării efectului proporțional și a celui derivativ al regulatorului de poziție.

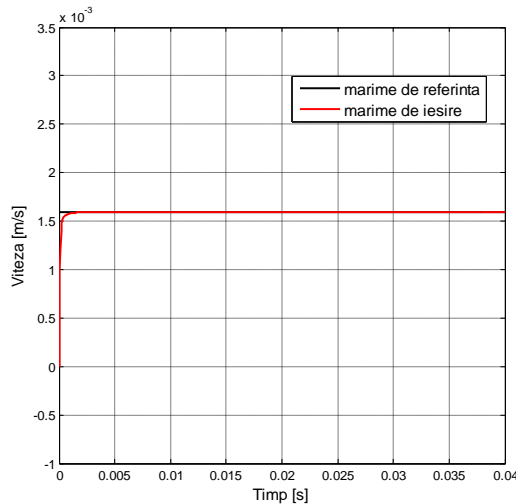


Fig. 4.12: Semnalele de referință și de ieșire de viteză, după cumulara efectelor proporțional și derivativ

Se poate observa că cele două semnale sunt aproape identice, existând o întârziere a semnalului de ieșire mai mică de 2 milisecunde, deci practic neglijabilă. De asemenea, semnalul de ieșire nu mai prezintă oscilații.

Se poate concluziona astfel că, în această situație, sistemul studiat are o comportare dinamică corespunzătoare.

Revenind la semnalele de intrare (poziție, viteză și accelerație) specifice regimului de poziționare rapidă uniaxială, în figurile 4.13 – 4.15 sunt prezentate evoluțiile mărimilor de ieșire, după introducerea efectului derivativ.

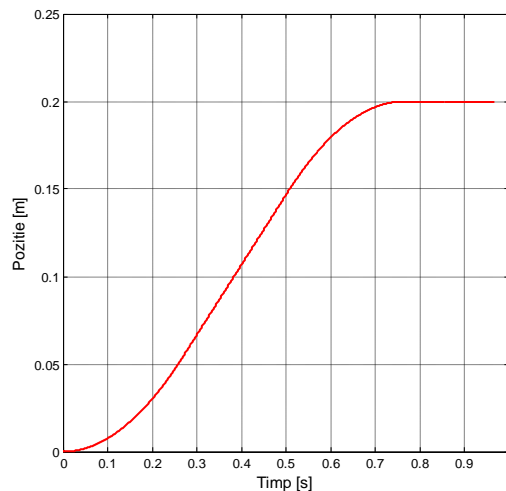


Fig. 4.13: Evoluția poziției ca mărime de ieșire după introducerea efectului derivativ

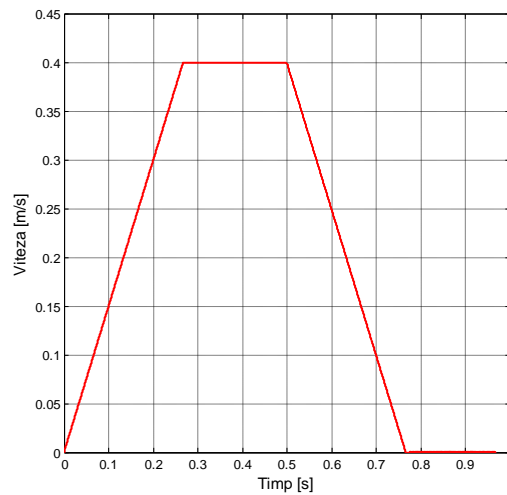


Fig. 4.14: Evoluția vitezei ca mărime de ieșire după introducerea efectului derivativ

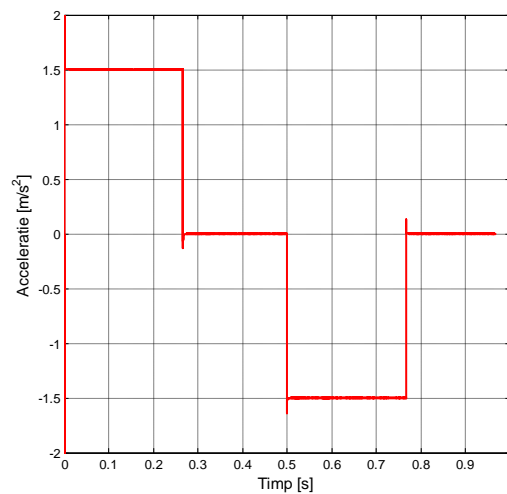


Fig. 4.15: Evoluția accelerației ca mărime de ieșire după introducerea efectului derivativ

Se poate observa faptul că oscilațiile accelerației ca mărime de ieșire sunt mult reduse în acest caz.

În figura 4.16 este prezentată evoluția erorii de poziționare în situația cumulării celor două efecte, proporțional și derivativ.

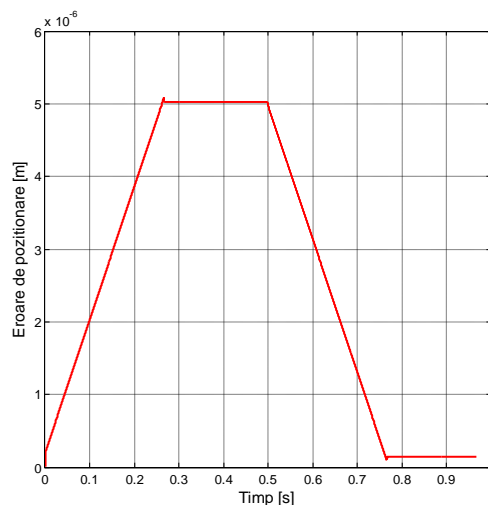


Fig. 4.16: Evoluția erorii de poziționare după introducerea efectului derivativ

Se observă că modificările la nivelul erorii de poziționare sunt practic nesemnificative, valoarea finală a acesteia fiind egala cu cea din cazul anterior, $0.14314 \mu\text{m}$.

În figura 4.17 este prezentată evoluția curentului prin indusul motorului.

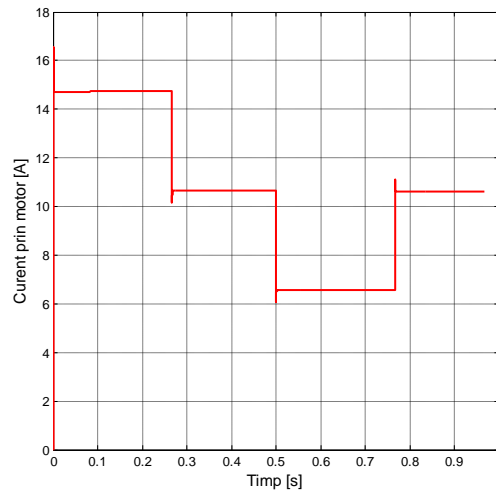


Fig. 4.17: Evoluția curentului prin indusul motorului

Se observă că evoluția curentului este similară (din punct de vedere calitativ) cu evoluția accelerației, valorile maxime nedeșășind valoarea maximă admisibilă, $I_{max} = 132 \text{ A}$.

4.6 Studiul prim simulare al regimului de conturare biaxială

4.6.1. Algoritm de interpolare în tehnica cuvintelor de referință

Interpolarea cu ajutorul tehnicii cuvintelor de referință presupune generarea valorilor de referință pe cele două axe de mișcare sub forma unor valori codificate într-un anumit cod (de obicei binar) la intervale de timp egale cu perioada de eșantionare a echipamentului CNC.

Astfel, pentru a genera o traiectorie circulară (un cerc complet) în planul XOY , utilizând un algoritm de interpolare circulară, principala condiție este menținerea constantă a vitezei de avans pe traiectorie, F . Corespunzător, vitezele de avans pe axele X și Y , F_x , respectiv F_y , pot fi exprimate conform relației de mai jos:

$$\begin{cases} F_x = F \sin \theta(t); \\ F_y = F \cos \theta(t), \end{cases} \quad (4.39)$$

unde:

$\theta(t)$ este unghiul la vârf la momentul t .

Dependența dintre unghiul $\theta(t)$, viteza de avans pe traiectorie, viteza unghiulară și raza cercului poate fi exprimată prin relațiile:

$$\theta(t) = \frac{F \cdot t}{R} \quad (4.40)$$

și

$$F = \omega \cdot R = \frac{2\pi}{T} \cdot R, \quad (4.41)$$

unde:

R este raza cercului [m];

T – timpul pentru generarea unui cerc întreg (perioada) [s].

ω – viteza unghiulară [rad/s].

Relația (4.41) conduce la:

$$\omega = \frac{2\pi}{T} = \frac{F}{R}. \quad (4.42)$$

Traectoria circulară este de obicei aproximată prin segmente de dreaptă de mici dimensiuni. Numărul acestora trebuie optimizat așa încât abaterile de la traectoria circulară să nu depășească un increment minim de deplasare liniară al echipamentului (1 *BLU*).

În figura 4.18 este prezentată sub formă grafică relația dintre două puncte succesive de pe arcul de cerc interpolat.

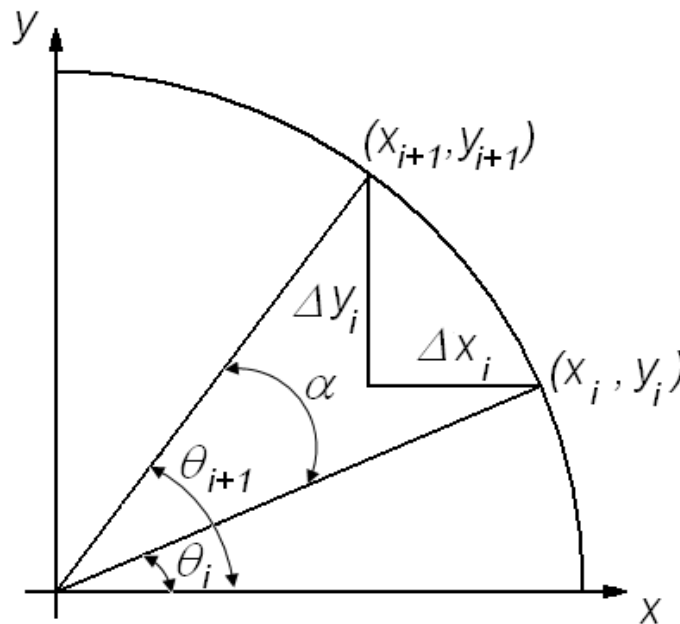


Fig. 4.18: Interpolarea circulară în tehnica cuvintelor de referință

Pe baza figurii 4.18 se pot scrie următoarele relații:

$$\begin{cases} \cos \theta(i+1) = A \cos \theta(i) - B \sin \theta(i); \\ \sin \theta(i+1) = A \sin \theta(i) + B \cos \theta(i), \end{cases} \quad (4.43)$$

unde:

$$\begin{aligned} A &= \cos \alpha, & B &= \sin \alpha; \\ \theta(i+1) &= \theta(i) + \alpha, \end{aligned} \quad (4.44)$$

iar α este incrementul de deplasare unghiulară al algoritmului de interpolare [grade].

Coordonatele punctului final al segmentului de dreaptă folosit în aproximare, (x_{i+1}, y_{i+1}) pot fi approximate cu ajutorul relațiilor:

$$\begin{cases} x(i+1) = R \cos \theta(i+1); \\ y(i+1) = R \sin \theta(i+1). \end{cases} \quad (4.45)$$

Din (4.43) și (4.45) se pot scrie relațiile care permit calculul coordonatelor punctului curent $i+1$ pe baza coordonatelor punctului anterior i :

$$\begin{cases} x(i+1) = Ax(i) - By(i); \\ y(i+1) = Ay(i) + Bx(i). \end{cases} \quad (4.46)$$

Relațiile de dependență dintre incrementii de deplasare liniară pe fiecare axă, Δx_i , Δy_i și coordonatele punctelor de pe segmentul de dreaptă se pot exprima prin:

$$\begin{cases} \Delta x(i) = x(i+1) - x(i) = (A-1)x(i) - By(i); \\ \Delta y(i) = y(i+1) - y(i) = (A-1)y(i) + Bx(i). \end{cases} \quad (4.47)$$

Vitezele pe fiecare axă, F_x , F_y , se pot exprima cu relația:

$$\begin{cases} F_x(i) = F \frac{\Delta x(i)}{\Delta s(i)}; \\ F_y(i) = F \frac{\Delta y(i)}{\Delta s(i)}, \end{cases} \quad (4.48)$$

unde:

$$\Delta s(i) = \sqrt{(\Delta x(i))^2 + (\Delta y(i))^2}. \quad (4.49)$$

Prin combinarea relațiilor (4.43) și (4.45) se poate scrie:

$$\begin{cases} x(i+1) = R[A \cos \theta(i) - B \sin \theta(i)]; \\ y(i+1) = R[A \sin \theta(i) + B \cos \theta(i)]. \end{cases} \quad (4.50)$$

Ținând seama de relația (4.40) și de caracterul numeric-iterativ al algoritmului de interpolare, se poate scrie pentru momentul de timp T_i :

$$\theta(i) = \frac{F}{R} T_i. \quad (4.51)$$

Se pot scrie, de asemenea, următoarele relații:

$$T_i = i \cdot T_s \quad (4.52)$$

și

$$T = n \cdot T_s, \quad (4.53)$$

unde:

T_s este perioada de eșantionare [s];

k – numărul de eșantioane la momentul T_k ;

n – numărul total de eșantioane.

Astfel, relațiile (4.50) pot fi rescrise ca:

$$\begin{cases} x(i+1) = R[A \cos(2\pi \cdot \frac{i}{n}) - B \sin(2\pi \cdot \frac{i}{n})]; \\ y(i+1) = R[A \sin(2\pi \cdot \frac{i}{n}) + B \cos(2\pi \cdot \frac{i}{n})]. \end{cases} \quad (4.54)$$

Prin combinarea relațiilor (4.41) și (4.53), numărul total de eșantioane poate fi calculat ca:

$$n = \frac{2\pi \cdot R}{F \cdot T_s}. \quad (4.55)$$

În consecință, relațiile (4.54) pot fi rescrise astfel:

$$\begin{cases} x(i+1) = R[A \cos(\frac{F \cdot T_s}{R} \cdot i) - B \sin(\frac{F \cdot T_s}{R} \cdot i)]; \\ y(i+1) = R[A \sin(\frac{F \cdot T_s}{R} \cdot i) + B \cos(\frac{F \cdot T_s}{R} \cdot i)]. \end{cases} \quad (4.56)$$

Incrementul de deplasare unghiulară θ_{incr} se poate calcula cu relația:

$$\theta_{incr} = \frac{2\pi}{T} \cdot T_s = \frac{F}{R} \cdot T_s, \quad (4.57)$$

iar incrementul de deplasare liniară l_{incr} cu relația:

$$l_{incr} = 2R \cdot \frac{\theta_{incr}}{2\pi} = \frac{F}{\pi} T_s, \quad (4.58)$$

relație care exprimă dependența incrementului liniar de deplasare de perioada de eșantionare a sistemului și de viteza de avans pe traiectorie.

Metoda prezentată mai sus este dependentă de mărimea incrementului de deplasare unghiulară al algoritmului de interpolare α , precum și de modul de aproximare al mărimilor A și B .

4.6.4 Diagrama de simulare

Pentru simularea comportării lanțurilor cinematice de avans în regim de conturare biaxială s-a realizat diagrama din figura 4.20, în pachetul software Matlab & Simulink.

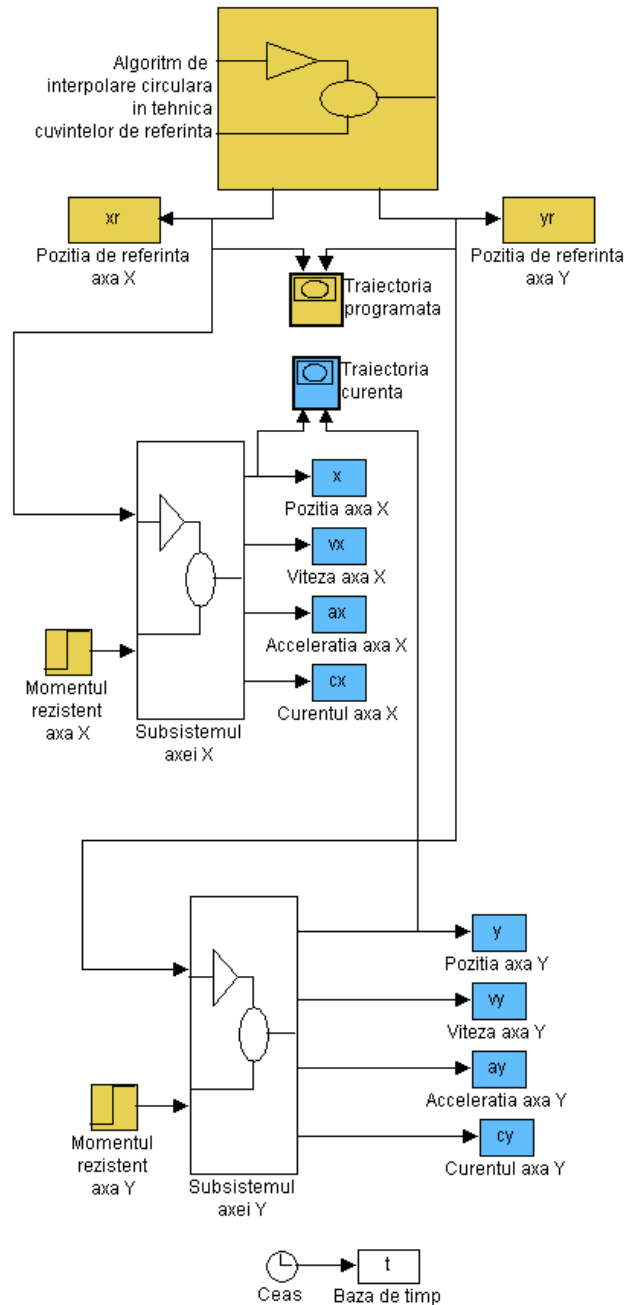


Fig. 4.20: Diagrama pentru simularea comportării în regim de conturare biaxială

Diagrama din figura 4.20 include subsistemul denumit *Algorithm de interpolare circulară în tehnica cuvintelor de referință*, care materializează acest algoritim, generând mărimile de referință pentru cele două axe de mișcare, conform relației (4.56) și a cărei structură este prezentată în figura 4.21.

Pentru generarea funcțiilor sinus și cosinus eșantionate s-au utilizat blocuri specifice. În figura 4.22 este exemplificat modul de configurare a unui bloc de generare a funcției cosinus eșantionată pentru axa X. Amplitudinea funcției este egală cu raza cercului, care a fost notată cu *Rad*, numărul total de eșantioane *n*, calculat pe baza relației (4.55) a fost rotunjit la cel mai apropiat număr întreg prin utilizarea funcției *Matlab round*, iar defazajul dintre semnalul sinus și cosinus a fost materializat pe baza introducerii unui anumit număr de eșantioane, denumite *offset samples* și a căror număr, N_{offset} , a fost calculat cu relația:

$$N_{offset} = -\frac{\frac{\pi}{2} \cdot \text{round}(n)}{2\pi} \quad (4.69)$$

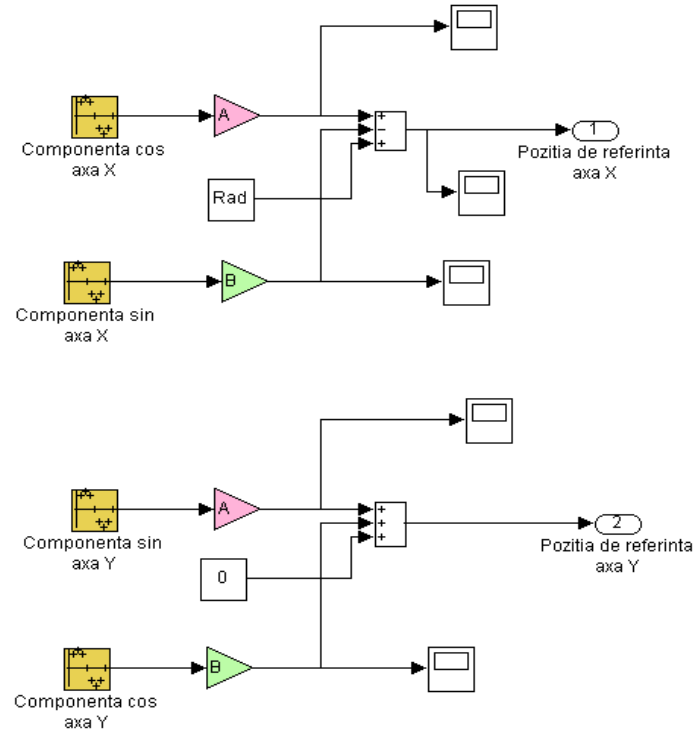


Fig. 4.21: Subsistemul care materializează algoritmul de interpolare circulară în tehnica cuvintelor de referință

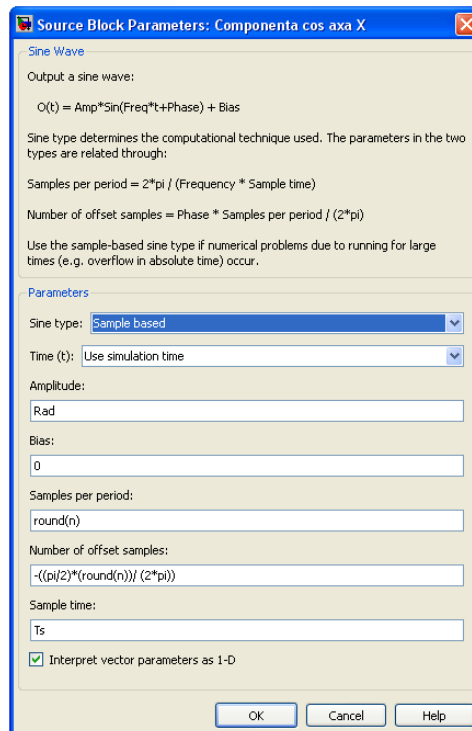


Fig. 4.22: Configurarea blocului de generare a funcției cosinus eșantionată pentru axa X

4.6.5 Simulări

S-a considerat că cele două lanțuri cinematice de avans, pe axele X și Y sunt identice din punct de vedere al motoarelor de acționare și al parametrilor de reglaj, diferența dintre ele constând numai în valorile momentelor rezistente tehnologice pe perioada avansului tehnologic, prezentate în tabelul 4.2

A fost simulată prelucrarea prin debitare a unui cerc complet. Într-o primă fază, datele utilizate pentru simulare au fost:

- viteza de avans tehnologic pe traiectoria circulară $F = 2 \text{ m/min} = 2000 \text{ mm/min}$;
- raza cercului, $R_{ad} = 0.03 \text{ m} = 30 \text{ mm}$
- parametrii de reglaj, identici pe ambele axe $K_p = 2730.7 \text{ bit/m}$, $K_d = 0 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, $K_{ff} = 0$.

Se remarcă faptul că, datorită modificării vitezei de avans tehnologic luată în calcul, valoarea constantei de proporționalitate a regulatorului de poziție s-a modificat față de regimul de deplasare rapidă uniaxială, valoarea acesteia fiind calculată conform relației de mai jos:

$$K_p = \frac{F \cdot U_{\max}}{F_{\max}} \cdot \frac{1}{K_c} = \frac{2000 \cdot 10}{24000} \cdot \frac{1}{0.00030518} = 2730.7 \text{ bit/m} . \quad (4.71)$$

În figurile 4.23 și 4.24 sunt prezentate evoluțiile mărimilor de referință de poziție, pe cele două axe, X și Y .

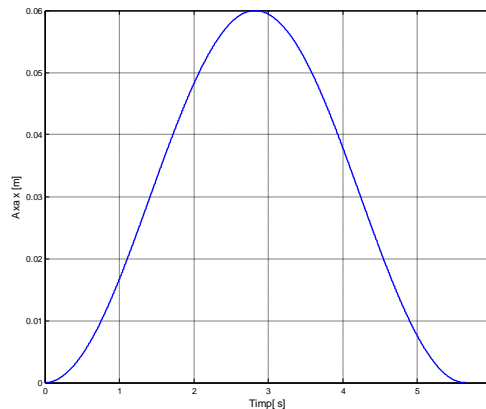


Fig. 4.23: Evoluția poziției de referință (axa X)

În figura 4.25 sunt prezentate traiectoriile, de referință și curentă, rezultate din combinarea semnalelor de poziție pe cele două axe. Se observă că, la scara din figură, cele două traiectorii sunt practic suprapuse, neputându-se evidenția, în acest caz, abaterile dintre traiectorii.

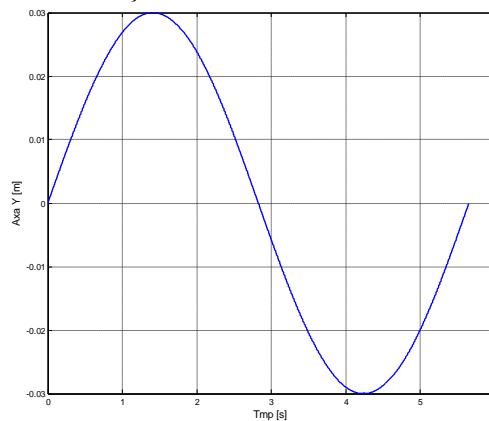


Fig. 4.24: Evoluția poziției de referință (axa Y)

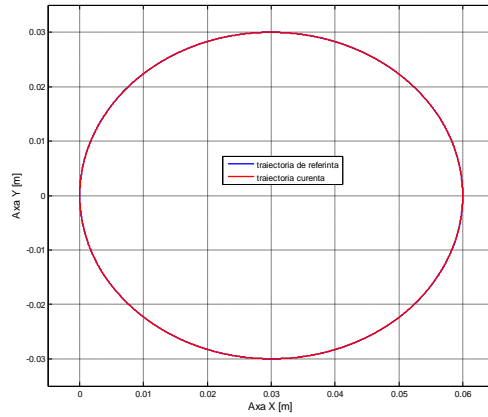


Fig. 4.25: Traiectoria de referință și traiectoria curentă

În figura 4.26 a–d sunt prezentate, la scară mărită, pentru fiecare dintre cadranele I–IV, cele două traiectorii, de referință și curentă. Se observă că la trecerea dintr-un cadran în altul, semnul abaterii se modifică (liniile: albastră – referință și roșie – curentă, se succed pe rând la exterior și interior). Din figura 4.26 a–d se poate observa că abaterile pe X și Y dintre cele două traiectorii se încadrează în valoarea unui pas al grilei de pe figură, $10\ \mu\text{m}$.

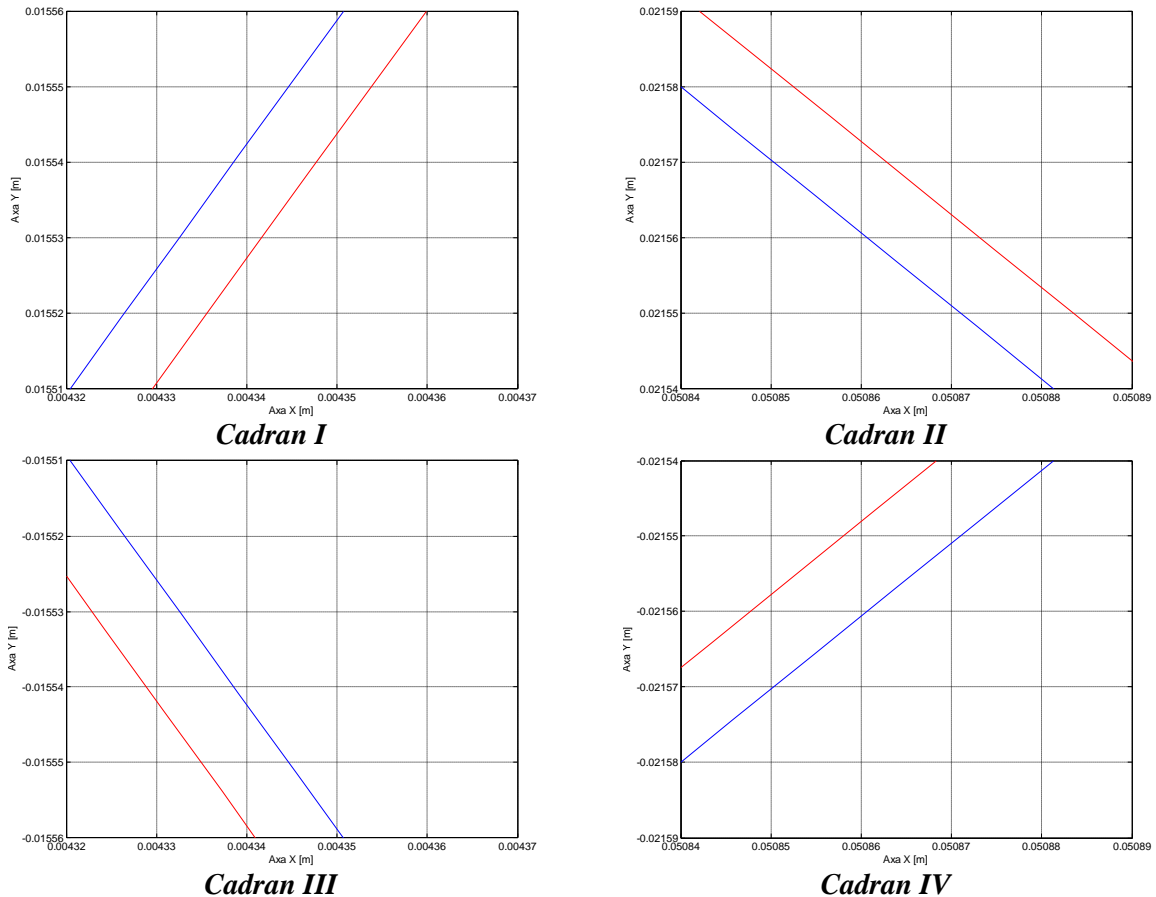


Fig. 4.26: Traiectoria de referință și traiectoria curentă, la scară mărită (detalii pe cadrane)

În figurile 4.27 și 4.28 sunt prezentate evoluțiile erorilor de urmărire pe cele două axe, X și Y . Valoarea maximă a erorii de urmărire pe axa X este de $10\ \mu\text{m}$, în timp ce pe axa Y este mai mare de $27\ \mu\text{m}$. Acest lucru indică faptul că erorile de urmărire nu influențează în mod direct abaterile dintre traiectoria de referință și cea curentă, erorile de urmărire indicând de fapt o întârziere în timp între valorile de referință și valorile curente ale poziției pe axă.

Cu toate acestea, o abatere pe X și Y dintre traiectoria de referință și cea curentă mai mare de 1 BLU ($4 \mu\text{m}$), deși acceptabilă pentru procedeul de debitare cu laser, este totuși relativ ridicată. Pentru reducerea acestor abateri, au fost abordate două strategii:

- creșterea constantei derivate a regulatorului de poziție (K_d);
- utilizarea unor factori de proporționalitate diferiți pe cele două axe.

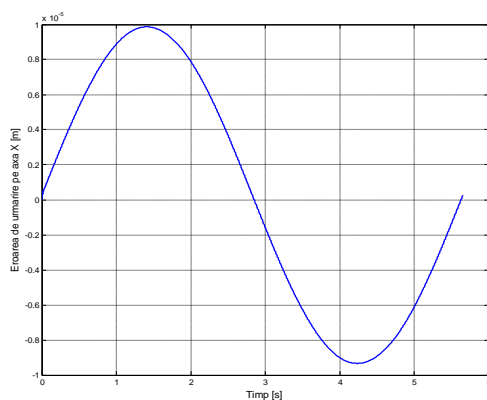


Fig. 4.27: Eroarea de urmărire pe axa X

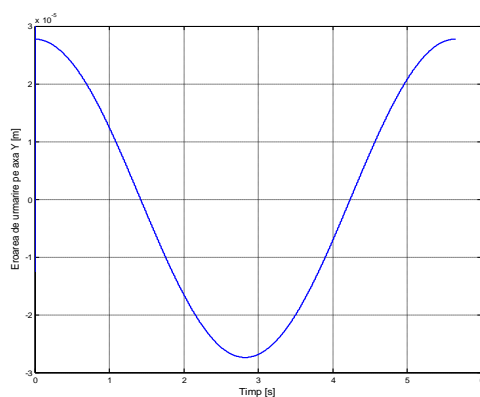


Fig. 4.28: Eroarea de urmărire pe axa Y

În cazul strategiei de mărire a constantei derivate a regulatorului de poziție (K_d), s-a studiat prin simulare comportarea sistemului pentru o valoare $K_d = 1$. Principala problemă apărută a fost mărirea curentului prin indusul motorului lanțului cinematic de avans, care în acest caz depășește valoarea maximă admisibilă de 132 A.

În figurile 4.29 și 4.30 sunt prezentate, comparativ, evoluțiile curentului prin indusul motorului axei X , pentru cele două situații, $K_d = 0$ (inițial) și $K_d = 1$.

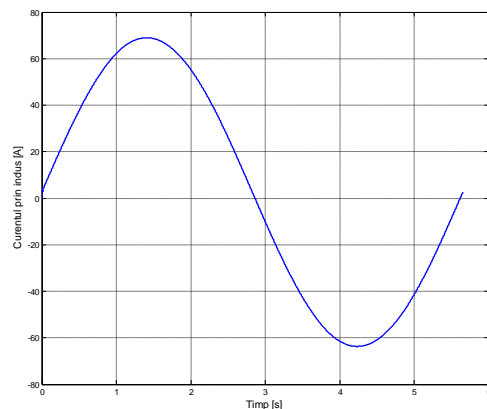


Fig. 4.29: Evoluția curentului prin indusul motorului axei X ($K_d = 0$)

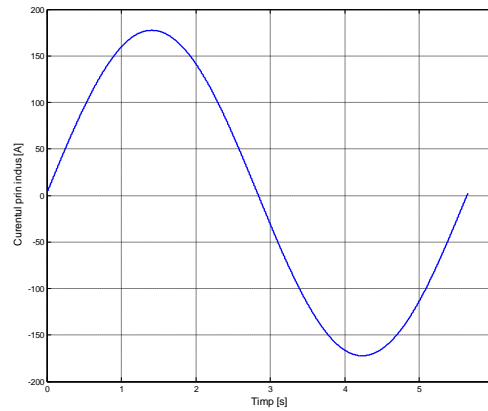


Fig. 4.30: Evoluția curentului prin indusul motorului axei X ($K_d = 1$)

Cea de-a doua strategie a plecat de la faptul că eroarea de urmărire pe axa Y este mai mare decât cea de pe axa X, astfel încât, pentru reducerea acesteia, s-a utilizat pe această axă o constantă de proporționalitate a regulatorului de poziție $K_{py} = 1.5 K_{px}$. Pentru K_{px} s-a păstrat valoarea inițială, 2730.7 bit/m.

În figura 4.31 este prezentată evoluția valorii de urmărire pentru axa Y. Se observă că valoarea maximă a acesteia s-a redus, de la peste 27 μm la sub 22 μm .

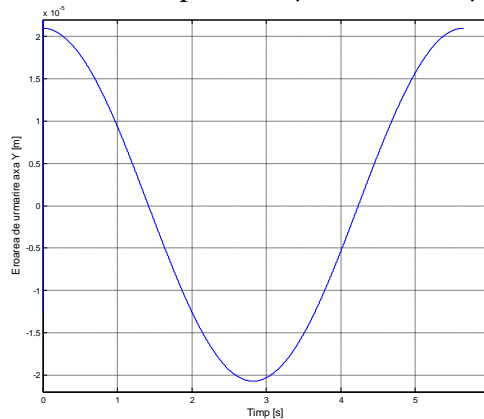


Fig. 4.31: Eroarea de urmărire pe axa Y ($K_{py} = 1.5 K_{px}$)

În figura 4.32 este prezentată evoluția curentului prin indusul motorului axei Y, care arată că, deși valoarea maximă a acestuia a crescut față de cazul inițial, valoarea maximă admisibilă de 132 A nu este depășită.

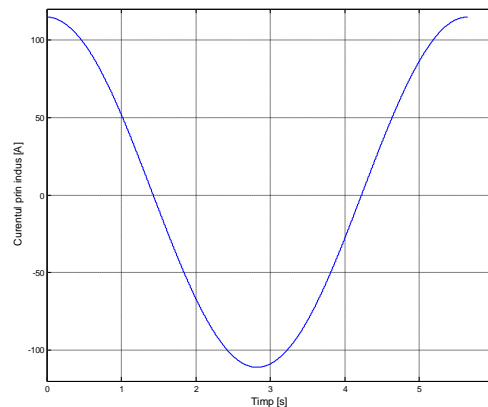


Fig. 4.32: Evoluția curentului prin indusul motorului axei Y ($K_{py} = 1.5 K_{px}$)

În continuare în lucrare sunt prezentate, la scară mărită, ilustrativ pentru fiecare dintre cadranele I–IV, cele două traiectorii, de referință și actuală, pentru noua situație.

Se observă că abaterile pe X și pe Y dintre cele două traiectorii s-au redus, fiind în acest caz mai mici decât pasul grilei, având o valoare aproximativă de 7 μm. Acest lucru validează strategia de utilizare a unor constante de proporționalitate a regulatorului de poziție diferite în cazul în care se dorește reducerea abaterilor de conturare.

4.7 Studiul prim simulare al regimului de generare a colțurilor la 90°

Pentru studiul acestui regim s-a realizat diagrama din figura 4.34.

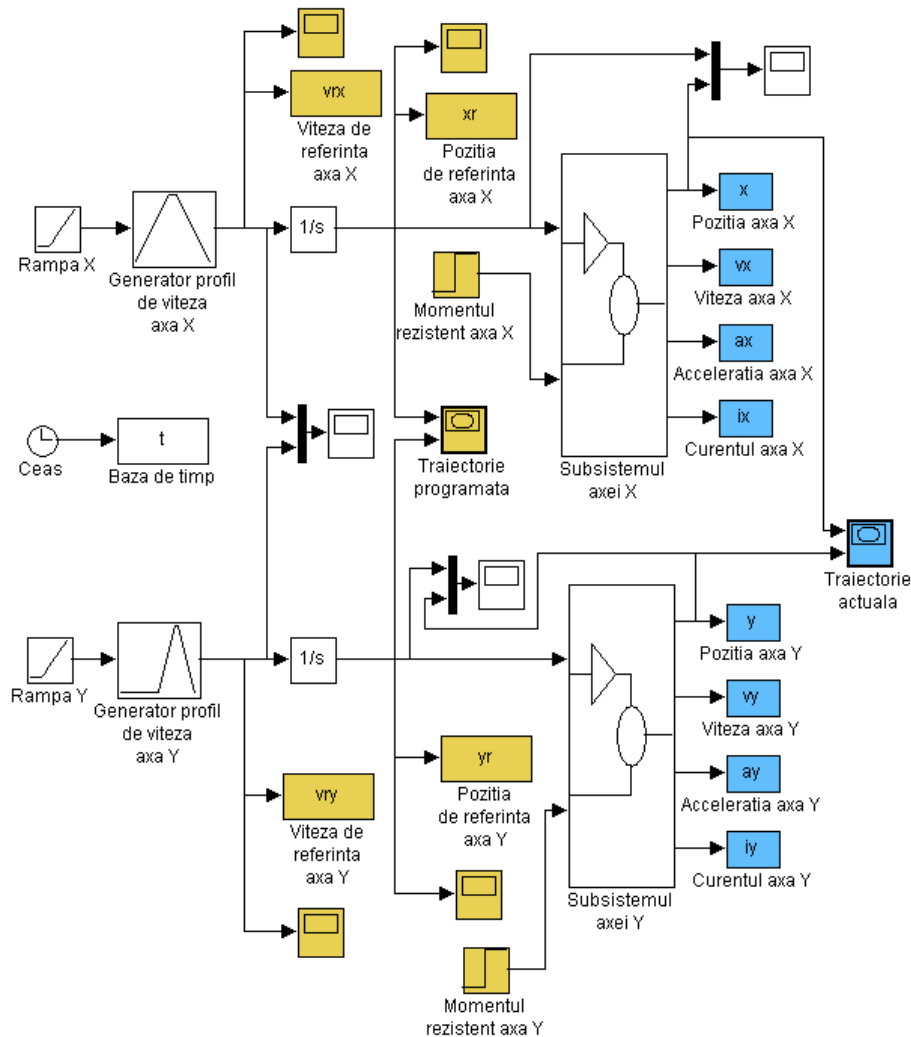


Fig. 4.34: Diagrama pentru simularea generării colțurilor la 90°

Generarea colțurilor la 90° presupune o evoluție a vitezelor pe axa X și Y conform unui profil trapezoidal, prezentat în figura 4.34. Astfel, mișcarea pe axa Y începe imediat exact în momentul în care încetează mișcarea pe axa X.

Într-o primă fază a simulărilor, constantele de reglaj (egale pe axele X și Y) au fost stabilite la valorile corespunzătoare regimului de conturare, astfel:

- constanta de proporționalitate a regulatorului de poziție $K_p = 20480$ bit/m;
- constanta derivativă a regulatorului de poziție $K_d = 0$ bit·s/m;
- constanta feed-forward a regulatorului de poziție $K_{ff} = 0$ bit/V.

Viteza de avans tehnologic a fost stabilită la valoarea maximă care poate fi obținută pe mașină, $F = 15000$ mm/min.

Rezultatul simulării în aceste condiții este prezentat în figura 4.35.

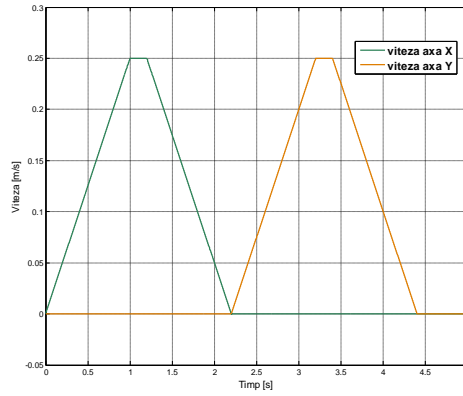


Fig. 4.34: Evoluția vitezelor pe axele X și Y

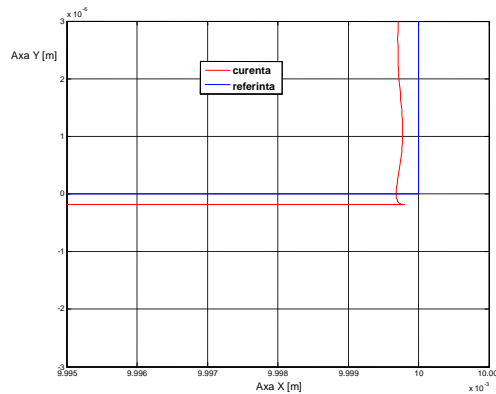


Fig. 4.35: Traiectoria de referință și traiectoria actuală în condiții inițiale

Din figura 4.36 se observă că, din punct de vedere cantitativ, abaterile dintre traiectoria de referință și traiectoria curentă sunt mici, sub $1 \mu\text{m}$. Din punct de vedere calitativ, se observă și o comportare oscilatorie, care se suprapune peste abaterile de la traiectoria de referință. Pe axa X abaterea de la traiectoria de referință cauzează o *subtăiere* a conturului în timp ce pe axa Y abaterea de la traiectoria de referință cauzează o *supratăiere*. Acest lucru este valabil în cazul colțurilor exterioare, în cazul colțurilor interioare situația inversându-se.

Chiar dacă valorile abaterilor sunt mici, dacă se ține cont și de diametrul fascicului laser, uzual de ordinul zecimilor de milimetru, reducerea acestor abateri este necesară.

O primă măsură pentru îmbunătățirea preciziei de prelucrare implică reducerea oscilațiilor în punctul de colț prin creșterea valorii constantei derivate a regulatorului de poziție la o valoare $K_d = 10 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, păstrând ceilalți parametri nemodificați. Rezultatul simulării pentru această nouă situație este prezentată în figura 4.37.

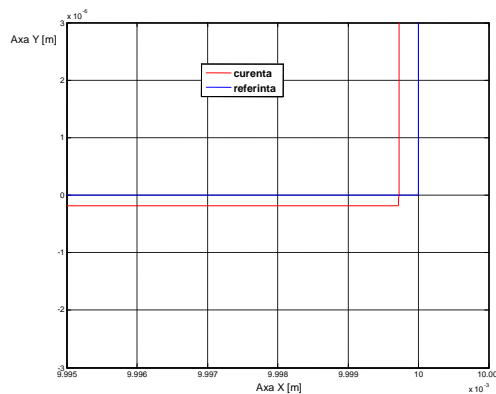


Fig. 4.37: Traiectoria de referință și traiectoria curentă după modificarea $K_d = 10 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$

Se observă că oscilația a fost eliminată, însă valorile abaterilor dintre traiectoria de referință și traiectoria curentă, pe ambele axe au rămas nemodificate.

Pentru reducerea acestor abateri s-a încercat modificarea constantei de feed-forward a regulatorului de poziție. În figurile 4.38 și 4.39 sunt prezentate rezultatele simulărilor pentru două valori ale constantei de feed forward, $K_{ff} = 0.1$ bit/V (fig. 4.38) și $K_{ff} = 0.08$ bit/V (fig. 4.39). Se observă că această abordare duce la reducerea abaterii dintre traiectoria de referință și traiectoria curentă pe axa Y, valoare mai mică a abaterii obținându-se pentru $K_{ff} = 0.08$ bit/V. Cu toate acestea, trebuie avută în vedere și natura colțului, exterior sau interior. În cazul unui colț exterior este de dorit o reducere cât mai mare a abaterii pe axa Y, în timp ce în cazul unui colț exterior această reducere poate crea probleme.

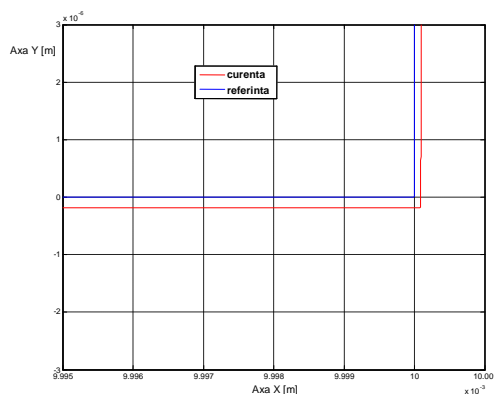


Fig. 4.38: Traiectoria de referință și traiectoria curentă după modificarea $K_d = 10$ bit·s/m și $K_{ff} = 0.1$ bit/V

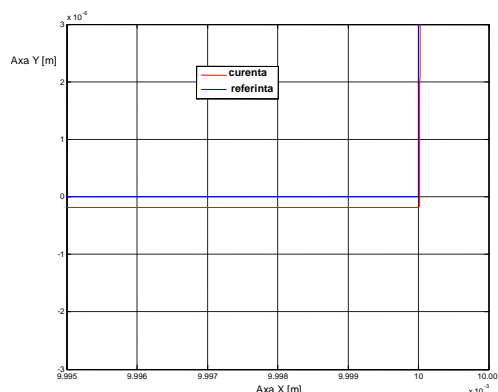


Fig. 4.39: Traiectoria de referință și traiectoria curentă după modificarea $K_d = 10$ bit·s/m și $K_{ff} = 0.08$ bit/V

4.8. Concluzii

În cadrul acestui capitol a fost realizat un studiu prin simulare al comportării lanțurilor cinematice de avans din structura mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică.

Folosind pachetul de programe *Matlab & Simulink* au fost realizate diagrame de simulare specifice pentru principalele regimuri de funcționare:

- regimul de poziționare rapidă;
- regimul de conturare biaxială;
- regimul de generare a colțurilor la 90°.

Simulările derulate au permis testarea diverselor strategii de reglare și extragerea unor concluzii utile pentru fiecare dintre regimurile amintite mai sus.

Astfel, pentru regimul de poziționare rapidă s-a constatat că este necesară utilizarea unei constante derivate a regulatorului de poziție nenule, pentru reducerea oscilațiilor sistemului de control al poziției.

În cazul regimului de conturare biaxială, strategia care a permis obținerea celor mai bune rezultate a presupus utilizarea unei constante derivate a regulatorului de poziție de valoare zero, precum și utilizarea de constante de proporționalitate de valori diferite pe cele două axe, X și Y .

Regimul de generare a colțurilor la 90° a relevat necesitatea utilizării unor valori nenule pentru constanta derivativă și pentru constanta de *feed-forward* a regulatorului de poziție, prima contribuind la reducerea oscilațiilor, iar cea de-a doua la reducerea abaterilor dintre traiectoria de referință și cea curentă pe cea de-a doua axă de mișcare.

Capitolul 5

Cercetări experimental-aplicative privind tehnologia de prelucrare pe mașini de debitat cu laser cu comandă numerică

5.1. Echipamentele utilizate

Cercetările experimentale au presupus, într-o primă fază debitarea unor piese pe mașina de debitat cu laser cu comandă numerică MAZAK ST-X48 Mk II (fig. 5.1), din dotarea S.C. Phoenix & Co S.R.L. din Sibiu (<http://www.phoenixco.ro>).



Fig. 5.1: Mașina de debitat cu laser cu comandă numerică MAZAK ST-X48 Mk II

În tabelul 5.1 sunt prezentate câteva dintre principalele caracteristici ale mașinii utilizate:

Tabelul 5.1

Nr. crt.	Caracteristică	Valoare/Observații
1.	Mod de deplasare a elementelor active	Axa X – deplasare masă Axa Y – deplasare cap de tăiere
2.	Dimensiunile maxime ale semifabricatului $X \times Y$	2500 × 1250 mm
3.	Înălțimea de la sol a mesei	900 mm
4.	Puterea oscilatorului laser	1.5 kW

5.	Capacitatea maximă de încărcare a mesei	300 kgf
6.	Lungimea maximă a cursei pe axa X	2685 mm
7.	Lungimea maximă a cursei pe axa Y	1270 mm
8.	Lungimea maximă a cursei pe axa Z	100 mm
9.	Viteza maximă de avans rapid pe axele X și Y	24 m/min
10.	Viteza maximă de avans rapid pe axa Z	25 m/min
11.	Viteza maximă de avans tehnologic	15 m/min
12.	Tipul acționării	Servomotoarea 6/3000 GE Fanuc
13.	Transmisie axele X, Y	Șuruburi cu bile
14.	Transmisie axa Z	Curele
15.	Precizie de poziționare axele X, Y	$\pm 0.01/500$ mm
16.	Precizie de poziționare axa Z	$\pm 0.01/100$ mm

Pentru determinarea preciziei dimensionale a pieselor prelucrate a fost realizat un set de măsurători pe o mașină de măsurat în coordonate MMC.

Măsurătorile au fost realizate la compania S.C. Sirfit S.R.L., filiala din Sibiu a firmei italiene Fonderie Officine Meccaniche Tacconi (<http://www.fomtacconi.it>), pe o mașină de măsurat în coordonate DEA Global Silver Performance.

5.2. Piese prelucrate

În cadrul cercetărilor experimentale s-au prelucrat 3 tipuri de piese, prezentate în figurile 5.3 - 5.5. În aceste figuri sunt indicate și cotele care au fost măsurate pe mașina de măsurat în coordonate. Fiecare dintre aceste cote au fost marcate cu un simbol hexagonal, în interiorul căruia este înscris numărul de ordine al cotei.

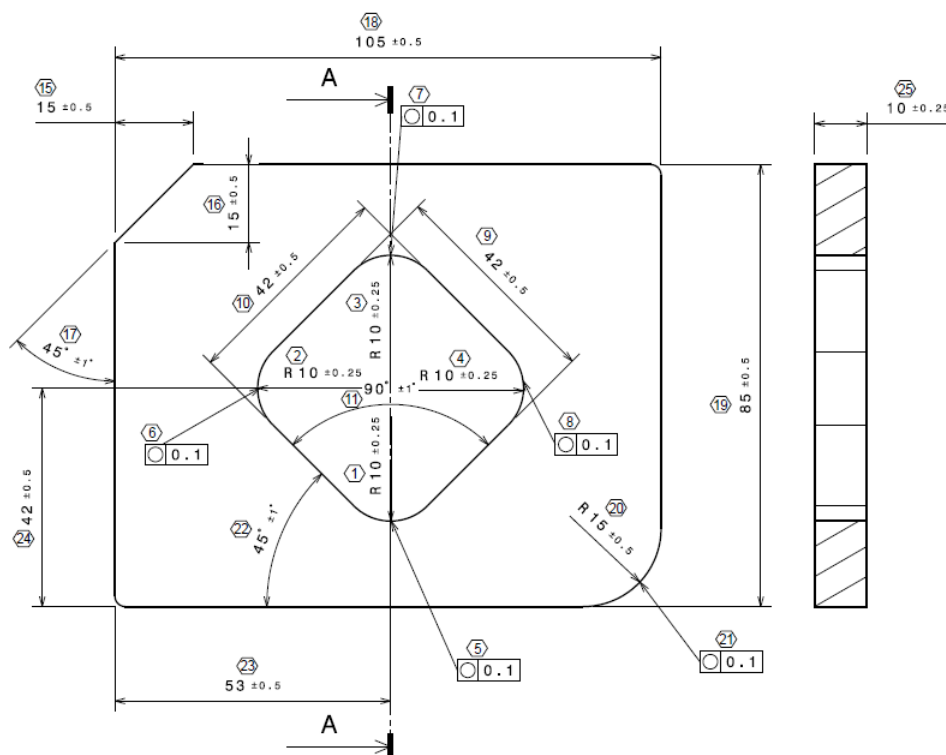


Fig. 5.3: Piesa test nr. 1

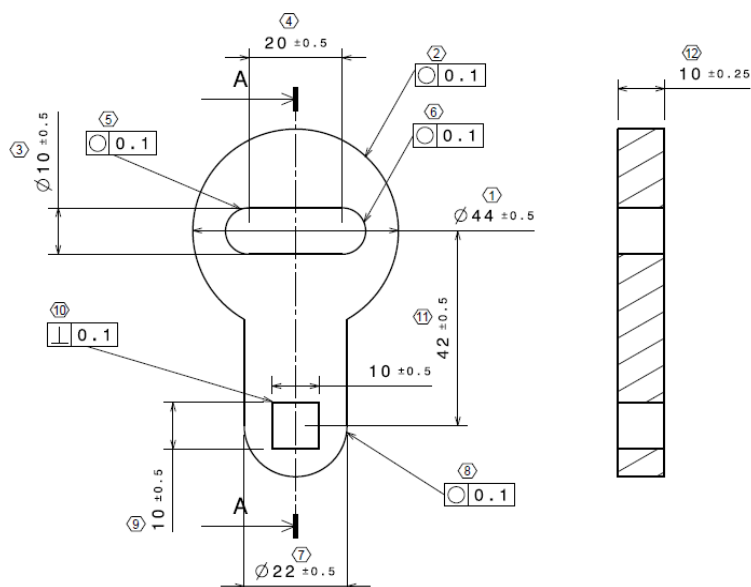


Fig. 5.4: Piesa test nr. 2

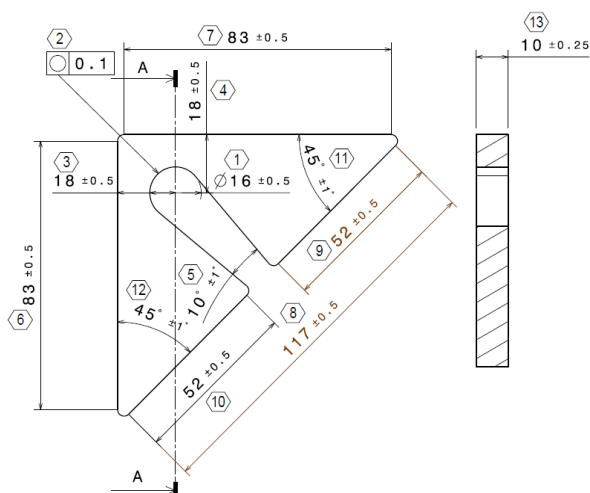


Fig. 5.5: Piesa test nr. 3

Astfel, s-au verificat un număr de 24 cote pentru piesa test nr. 1, 11 cote pentru piesa test nr. 2 și 12 cote pentru piesa test nr. 3.

Formele pieselor au fost astfel alese încât să se testeze:

- precizia deplasărilor cu avans de lucru pe traiectorii liniare și circulare;
- precizia generării colțurilor (racordări).

În figura 5.7 sunt prezentate câteva din piesele prelucrate.



Fig. 5.7: Piesele prelucrate

5.4 Cercetări experimentale asupra preciziei de debitare a conturilor

Într-o primă fază a cercetărilor experimentale, parametrii de reglaj ai echipamentului de comandă numerică au fost stabiliți, pentru ambele axe, la valorile prezentate mai jos:

- constanta de proporționalitate a regulatorului de poziție $K_{px} = K_{py} = 2730.7$ bit/m;
- constanta derivativă a regulatorului de poziție $K_{dx} = K_{dy} = 0$ bit·s/m;
- constanta feed-forward a regulatorului de poziție $K_{ffx} = K_{ffy} = 0$.

Aceste valori corespund cu cele rezultate din calculele teoretice și sunt identice cu cele utilizate în simulările prezentate în paragraful 4.6.5 al acestei lucrări.

Valoarea vitezei de avans a fost stabilită la 2000 mm/min, iar semifabricatul folosit a avut o grosime de 10 mm.

Inițial a fost debitată o bucată din piesa test nr.1 și a fost măsurată valoarea cotelor de control 15 și 16, prezentate în figura 5.8:

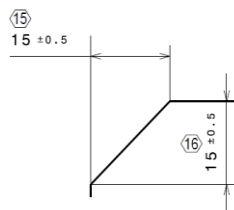


Fig. 5.8: Cotele 15 și 16

Valorile măsurate ale cotelor au fost următoarele:

- cota 15: 15.2040 mm;
- cota 16: 14.9224 mm.

Următoarea măsurare s-a făcut la cota 19 (fig. 5.9), care reprezintă o dimensiune liniară, terminată cu un arc de cerc de rază 15 mm. Valoarea măsurată a cotei a fost:

- cota 19: 84.8594 mm.

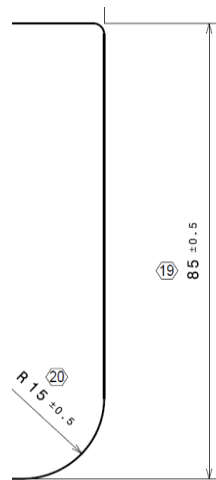


Fig. 5.9: Cota 19

Pe baza rezultatelor acestor măsurări, în special legate de valorile cotelor 15 și 16, precum și pe baza rezultatelor cercetărilor teoretice, s-a concluzionat că, pentru mărirea preciziei de conturare, abordarea recomandată este mărirea factorului de proporționalitate al regulatorului de poziție pe axa Y. Această abordare este justificată și de valoarea cotei 16, care este sub valoarea nominală de 15 mm, acest fapt indicând faptul că valoarea factorului de proporționalitate pe axa Y este prea mică.

Astfel, valorile constantelor de reglaj s-au modificat conform celor prezentate mai jos:

Pentru axa X

- constanta de proporționalitate a regulatorului de poziție $K_{px} = 2730.7$ bit/m;
- constanta derivativă a regulatorului de poziție $K_{dx} = 0$ bit·s/m;
- constanta feed-forward a regulatorului de poziție $K_{ffx} = 0$.

Pentru axa Y (două variante)

- constanta de proporționalitate a regulatorului de poziție $K_{py} = 3726.84$ bit/m, $K_{py} = 4096.05$ bit/m;
- constanta derivativă a regulatorului de poziție $K_{dy} = 0$ bit·s/m;
- constanta feed-forward a regulatorului de poziție $K_{ffy} = 0$.

Constanta de proporționalitate K_{py} a fost mărită inițial la o valoare egală cu $1.2 \times K_{px}$ iar apoi la $1.5 \times K_{px}$.

Pentru validarea abordării propuse s-au debitat încă două bucăți din piesa test nr. 1, cu parametrii de reglaj modificați, cu aceeași valoare a vitezei de avans, 2000 mm/min.

Rezultatele măsurării cotelor 15, 16 și 19, înainte și după modificarea parametrilor de reglaj sunt prezentate în tabelul 5.4.

Tabelul 5.4

Valoarea parametrilor de reglaj	Cota15 (valoare nominală 15 mm)	Cota16 (valoare nominală 15 mm)	Cota19 (valoare nominală 85 mm)
$K_{px} = K_{py} = 2730.7$ bit/m $K_{dx} = K_{dy} = 0$ bit·s/m $K_{ffx} = K_{ffy} = 0$ $F = 2000$ mm/min	15.2040	14.9224	84.8594
$K_{px} = 2730.7$ bit/m $K_{py} = 3726.84$ bit/m $K_{dx} = K_{dy} = 0$ bit·s/m $K_{ffx} = K_{ffy} = 0$ $F = 2000$ mm/min	15.1706	14.9795	84.9024
$K_{px} = 2730.7$ bit/m $K_{py} = 4096.05$ bit/m $K_{dx} = K_{dy} = 0$ bit·s/m $K_{ffx} = K_{ffy} = 0$ $F = 2000$ mm/min	15.1385	14.9649	84.91.75

Conform rezultatelor din tabelul 5.4, creșterea constantei de proporționalitate pe axa Y reduce abaterile față de valoarea nominală a cotei. Se observă, însă, că îmbunătățirea obținută prin creșterea lui K_{py} de la $1.2 \times K_{px}$ la $1.5 \times K_{px}$ este practic nesemnificativă, pentru acest tip de prelucrări.

Pentru a confirma, însă, eficiența metodei propuse, trebuie studiată și comportarea la debitarea conturilor circulare. Astfel, s-au prelucrat trei bucăți din piesa test nr. 2, în aceleași condiții ca și în cazul piesei test nr. 1, de asemenea din tablă cu grosimea de 10 mm. Cu ajutorul mașinii de măsurat în coordonate s-a palpat conturul circular cu diametrul $\varnothing 44$ mm.

Mașina de măsurat în coordonate poate indica valoarea maximă a abaterii de circularitate, dar această valoare nu este relevantă în acest caz, pentru că nu indică decât un maxim local, care poate surveni accidental.

Pentru o mai bună analiză a preciziei de debitare a conturului circular, s-a utilizat următoarea metodă, ale cărei etape sunt descrise mai jos:

- ✓ s-au salvat punctele scanate cu ajutorul MMC de pe conturul circular într-un fișier grafic cu extensia igs (fig 5.10);

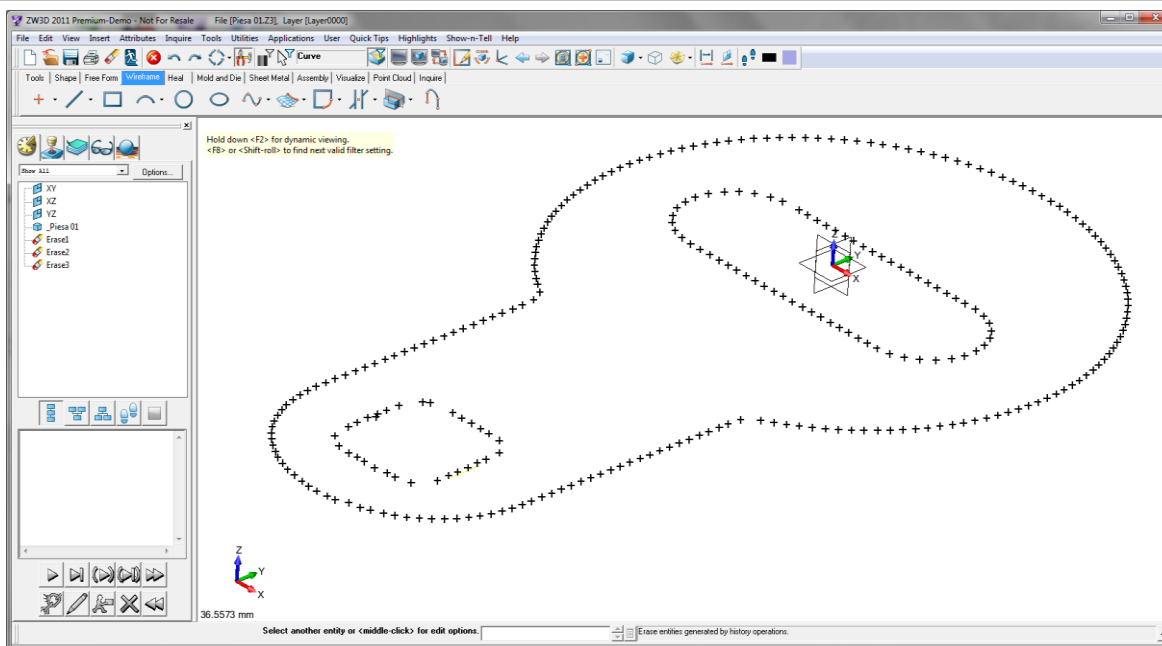


Fig. 5.10: Fișierul igs cu punctele obținute prin scanare cu ajutorul MMC

- ✓ cu ajutorul unui program specializat (ZW3D) s-a refăcut conturul circular, prin unirea punctelor achiziționate cu curbe spline, utilizând tehnologia de prelucrare a *norilor de puncte* – *point clouds* (fig. 5.11);
- ✓ cu ajutorul unui alt program (*SprutCAM*, program de prelucrare asistată de calculator), s-au extras de pe conturul circular refăcut un număr mult mai mare de puncte, decât în cazul scanării cu ajutorul *MMC*, și s-au salvat coordonatele acestora;
- ✓ pe baza acestor coordonate, s-au vizualizat contururile circulare comparativ, în programul Matlab.

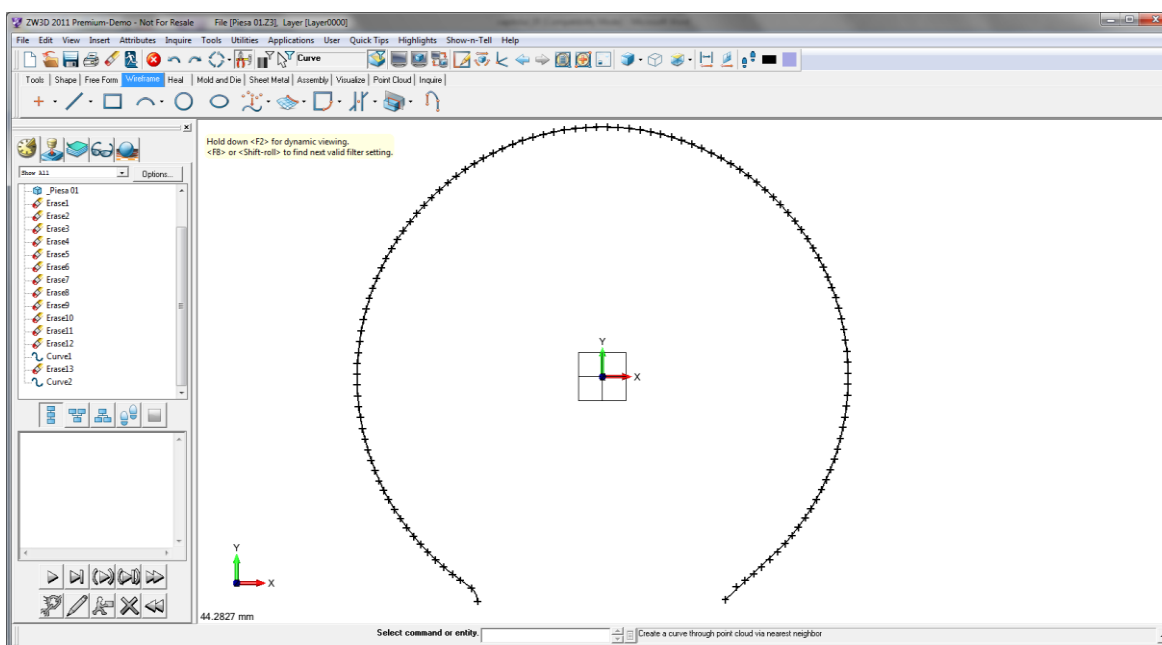


Fig. 5.11: Conturul circular refăcut prin metoda prelucrării norilor de puncte

În tabelul 5.5 sunt prezentate coordonatele punctelor de pe conturul circular, toate cele trei situații amintite, precum și coordonatele unui cerc etalon, cu $\varnothing 44$ mm.

Tabelul 5.5 (extras)

Cerc etalon		Contur circular 1 $K_{px} = K_{py} = 2730.7$ bit/m $K_{dx} = K_{dy} = 0$ bit·s/m $K_{ffx} = K_{ffy} = 0$ $F = 2000$ mm/min		Contur circular 2 $K_{px} = 2730.7$ bit/m $K_{py} = 3726.84$ bit/m $K_{dx} = K_{dy} = 0$ bit·s/m $K_{ffx} = K_{ffy} = 0$ $F = 2000$ mm/min		Contur circular 3 $K_{px} = 2730.7$ bit/m $K_{py} = 4096.05$ bit/m $K_{dx} = K_{dy} = 0$ bit·s/m $K_{ffx} = K_{ffy} = 0$ $F = 2000$ mm/min	
x_e	y_e	x_{c1}	y_{c1}	x_e	y_e	x_{c1}	y_{c1}
22.	0.54	11.116	-19.385	11.21	-19.254	11.18	-19.336
21.947	1.619	11.414	-18.993	11.564	-18.821	11.503	-18.914
21.841	2.694	11.752	-18.634	11.954	-18.42	11.865	-18.526
21.683	3.762	12.126	-18.312	12.378	-18.055	12.263	-18.175
21.472	4.822	12.329	-18.172	12.606	-17.892	12.479	-18.02
21.209	5.869	12.737	-17.89	13.02	-17.596	13.014	-17.635
20.896	6.903	12.938	-17.751	13.213	-17.457	13.21	-17.494
20.532	7.92	13.135	-17.608	13.402	-17.312	13.4	-17.344
				13.605	-17.156	13.778	-17.041

În figura 5.12 este prezentat graficul obținut în *Matlab* prin reprezentarea coordonatelor punctelor din tabelul 5.5, iar în figurile 5.13 - 5.16 detalii din această reprezentare, pentru fiecare dintre cele 4 cadrane. Se observă că rezultatele experimentale confirmă strategia propusă, de utilizare a unor factori de amplificare diferiți pe cele două axe.

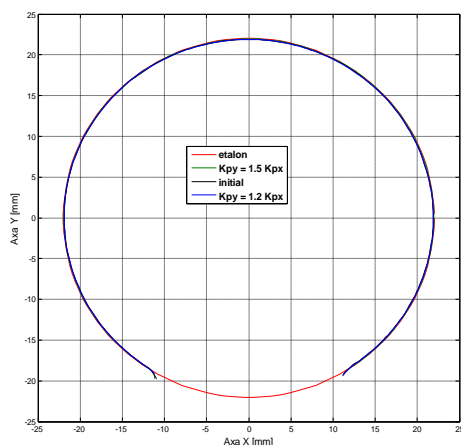


Fig. 5.12: Reprezentarea grafică a rezultatelor experimentale pentru cercul exterior cu Ø44 mm

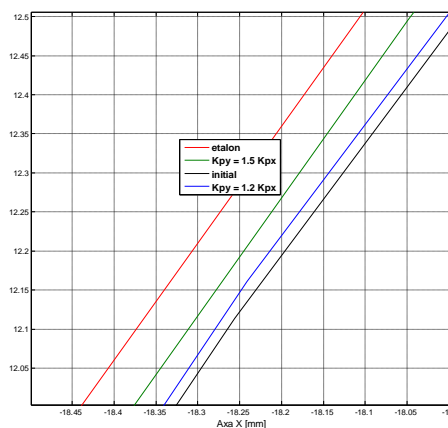


Fig. 5.13: Reprezentarea grafică a rezultatelor experimentale pentru cercul exterior cu Ø44 mm (detaliu, cadranul I)

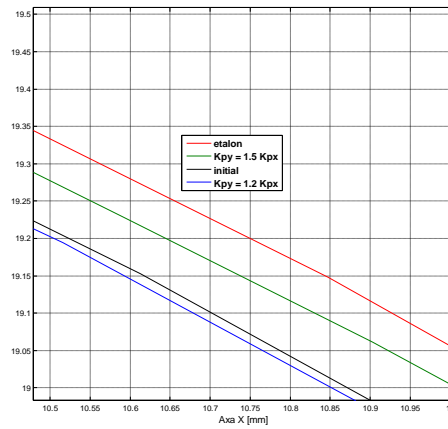


Fig. 5.14: Représentarea grafică a rezultatelor experimentale pentru cercul exterior cu Ø44 mm (detaliu, cadranul II)

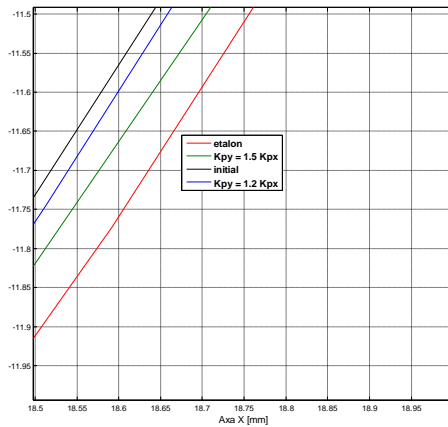


Fig. 5.15: Représentarea grafică a rezultatelor experimentale pentru cercul exterior cu Ø44 mm (detaliu, cadranul III)

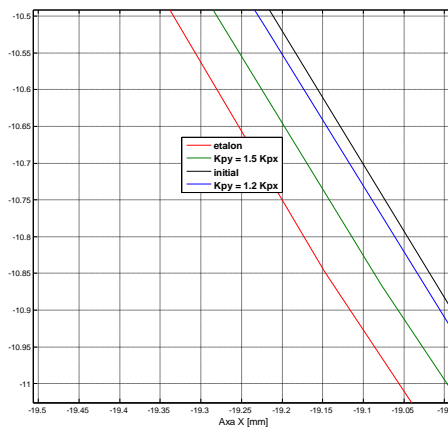


Fig. 5.15: Représentarea grafică a rezultatelor experimentale pentru cercul exterior cu Ø44 mm (detaliu, cadranul IV)

5.5 Cercetări experimentale asupra preciziei de debitare a colțurilor la 90°

Testarea preciziei de debitare a colțurilor la 90° s-a făcut prin debitarea a patru bucăți din piesa test nr. 2, din semifabricat cu grosimea de 2 mm, cu o viteză de avans $F = 15000$ mm/min.

Pentru a testa strategia stabilită prin cercetările teoretice prezentate în paragraful 4.7, parametrii de reglaj au fost stabiliți astfel:

1. $K_p = 20480 \text{ bit/m}$, $K_d = 0 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, $K_{ff} = 0 \text{ bit/V}$;
2. $K_p = 20480 \text{ bit/m}$, $K_d = 10 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, $K_{ff} = 0 \text{ bit/V}$;
3. $K_p = 20480 \text{ bit/m}$, $K_d = 10 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, $K_{ff} = 0.1 \text{ bit/V}$;
4. $K_p = 20480 \text{ bit/m}$, $K_d = 0 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, $K_{ff} = 0.08 \text{ bit/V}$.

A fost măsurat unul din colțurile conturului interior al piesei (fig. 5.18). Pentru măsurări a fost utilizat un profilometru.

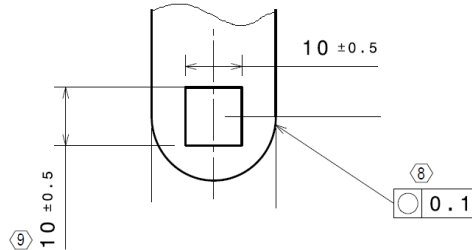


Fig. 5.18: Contur interior cu colțuri la 90°

În figurile 5.19-5.22 sunt prezentate rezultatele determinărilor experimentale. Măsurarea s-a făcut de la centru unui cerc imaginar, înscris în colț, cu $\varnothing 4 \text{ mm}$.

Se poate remarca că valorile măsurate confirmă, din punct de vedere calitativ, rezultatele obținute prin simulare, prezentate în paragraful 4.7.

Precizia dimensională a conturului prelucrat crește de la piesa 1 spre piesa 4, validând și în acest caz, strategia propusă.

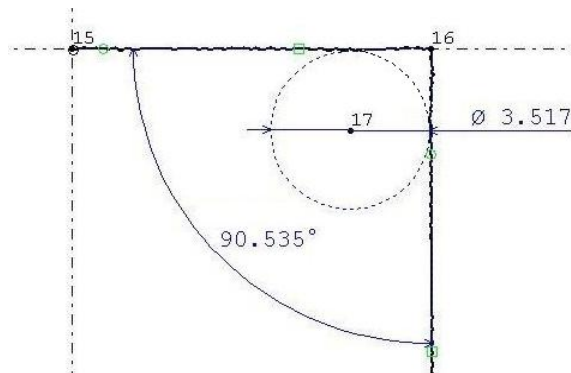


Fig. 5.19: Colț la 90° ($K_p = 20480 \text{ bit/m}$, $K_d = 0 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, $K_{ff} = 0 \text{ bit/V}$)

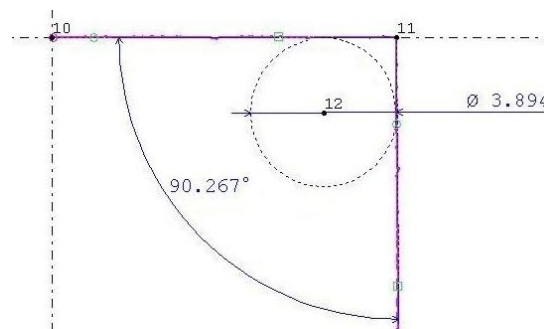


Fig. 5.20: Colț la 90° ($K_p = 20480 \text{ bit/m}$, $K_d = 10 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, $K_{ff} = 0 \text{ bit/V}$)

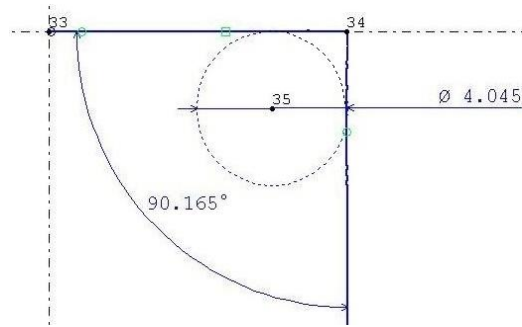


Fig. 5.21: Colț la 90° ($K_p = 20480 \text{ bit/m}$, $K_d = 10 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, $K_{ff} = 0.1 \text{ bit/V}$)

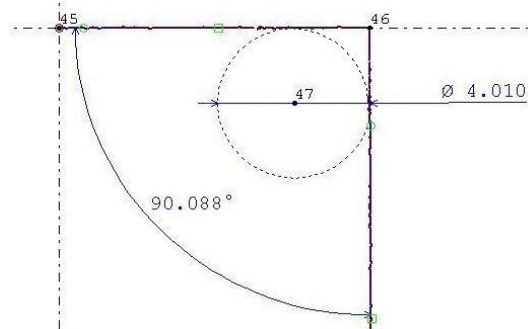


Fig. 5.22: Colț la 90° ($K_p = 20480 \text{ bit/m}$, $K_d = 10 \text{ bit}\cdot\text{s/m}$, $K_{ff} = 0.08 \text{ bit/V}$)

5.6. Cercetări aplicative privind procesul de croire a semifabricatelor

5.6.3 Metodă de calcul a gradului de utilizare a materialului, bazată pe prelucrarea imaginilor

Metoda prezentată implică utilizarea pachetului software Matlab și a toolbox-ului (anexă Matlab) Image Processing. Chiar și în variantă comercială, resursele software necesare aplicării acestei metode nu depășesc 1800 EUR.

Conform teoriei prelucrării asistate de calculator a imaginilor, o imagine este divizată în N rânduri și M coloane. Intersecția unui rând cu o coloană este numită pixel, elementul de bază al imaginii pe calculator iar $a[m,n]$ reprezintă valoarea asociată unui punct de coordonate $[m,n]$.

Fișierul imagine care va fi prelucrat este în acest caz planul de croire. Acesta este furnizat utilizatorului sub forma unei imagini alb/negru, salvată într-unul din următoarele formate:

- ***dxg*** (Drawing Exchange Format);
- ***dwg*** (Drawing);
- ***bmp*** (Bitmap),
- ***tif*** (Tagged Image File Format), se folosește denumire prescurtată ***tif***;
- ***jpg*** (Joint Photographic Experts Group) se folosește denumire prescurtată ***jpg***.

Formatele ***dxg*** și ***dwg*** sunt formate specifice programelor de proiectare asistată de calculator, care lucrează cu desene 2D, iar formatele ***bmp***, ***tif*** și ***jpg*** sunt formate specifice programelor de editare a imaginilor.

Conversia din/în oricare din formatele amintite mai sus este foarte facilă și există foarte multe programe gratuite care pot face acest lucru.

Pentru aplicarea metodei propuse, cele mai recomandate formate sunt ***tif*** și ***jpg***.

Se va descrie modul de aplicare al metodei de calcul al gradului de utilizare a materialului pornind de la planul de croire prezentat în figura 5.25.

Semifabricatul din figura 5.25 are dimensiunile $600 \times 400 \text{ mm}$, iar planul de croire stabilește debitarea a 7 piese din acesta.

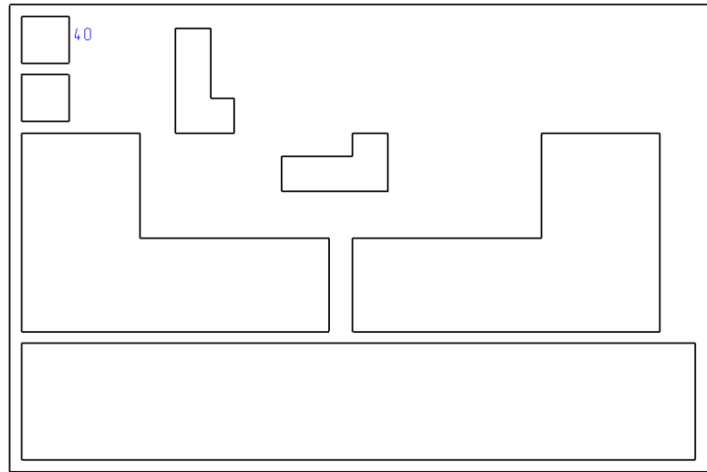


Fig. 5.25: Plan de croire utilizat pentru exemplificarea metodei propuse

Așa după cum s-a precizat mai sus, planul de croire este furnizat sub forma unui fișier grafic, la o scară de multe ori arbitrară (influențată de necesitatea de imprimare a acestuia pe un format A4 sau mai mic. Trebuie avut în vedere faptul că programele de procesare a imaginilor lucrează cu unități de tip pixel, în timp ce piesele și semifabricatele reale sunt dimensionate în milimetri.

Într-o primă etapă, s-a elaborat un program în Matlab care permite calculul factorului E scară, definit ca:

$$E = \frac{e}{c} \left[\frac{\text{pixeli}}{\text{mm}} \right], \quad (5.1)$$

unde:

E este factorul de scară [pixeli/mm];

e – valoarea în pixeli a etalonului de distanță, măsurată interactiv;

c – valoarea în mm a etalonului de distanță (cota pe desen).

Valoarea în pixeli a etalonului de distanță se calculează cu relația:

$$e = \sqrt{(r_f - r_i)^2 + (c_f - c_i)^2} \quad [\text{pixeli}], \quad (5.2)$$

unde:

$r_{i,f}$ este valorile inițială, respectiv finală ale liniilor pe care se găsesc pixelii selectați;

$c_{i,f}$ – valorile inițială, respectiv finală ale coloanelor pe care se găsesc pixelii selectați.

După calcularea factorului de scară, orice distanță fizică din planul de croi, exprimată în mm poate fi determinată conform relației de mai jos:

$$d = \frac{d_{mas}}{E} \left[\frac{\text{pixeli}}{\text{mm}} \right] \quad [\text{mm}], \quad (5.3)$$

unde:

d este valoarea distanței fizice, respectiv a cotei reale a piesei de din planul de croire [mm];

d_{mas} – valoarea distanței în pixeli determinată de pe interactiv de pe planul de croi.

Programul, realizat în Matlab și prezentat în anexe, permite selectarea grafică interactivă a celor două puncte care delimitează etalonul de distanță cota pe figura reprezentând planul de croire și apoi calculează automat factorul de scară E , definit de relația (5.1). Au fost definite funcții de către utilizator, funcții care permit controlul grafic al selectării, măsurării și vizualizării

etalonului de distanță. Astfel, poate fi controlată și modificată forma, mărimea și culoarea markerelor care delimitează etalonul de distanță, precum și poziția, culoarea și mărimea textului afișat. În faza următoare, programul salvează valoarea calculată într-un fișier text de tip ASCII.

Pentru planul de croire prezentat în figura 5.25, valoarea în mm a etalonului de distanță cotat pe desen este de 40 mm. În figura 5.26 este prezentată o porțiune din planul de croire, după selectarea etalonului de distanță.

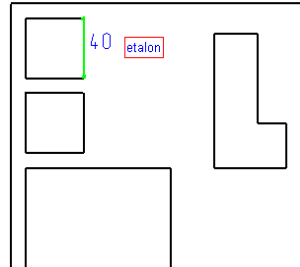


Fig. 5.26: Selectarea etalonului de distanță cotat de pe desen

Factorul de scară calculat are valoarea $E = 1.45$ pixeli/mm .

Pentru calculul gradului de utilizare al materialului este necesară măsurarea ariilor suprafețelor semifabricatului și a pieselor prin selectarea interactivă a acestora de pe planul de croire.

Pentru aceasta s-a realizat un program în mediul de programare Matlab (prezentat în anexe) care permite selectarea interactivă a punctelor unui contur închis și calculul ariei delimitate de acestea și repetarea acțiunii de câte ori este necesar.

Programul a fost realizat în două variante, pentru semifabricate fără orificii și cu semifabricate cu orificii.

În principiu, rularea programului (în varianta cu semifabricate cu orificii) presupune parcurgerea următoarelor etape:

- Introducerea de către utilizator, de la tastatură a următoarelor date:
 - numele și extensia fișierului grafic care conține planul de croire;
 - valoarea factorului de scală E , în pixeli/mm;
 - numărul total de piese de pe planul de croire;
 - numărul total de orificii (găuri) de pe planul de croire.
- Selectarea interactivă a celor 4 colțuri ale semifabricatului de tip foaie de tablă și calculul ariei suprafeței acestuia (programul permite calculul ariei suprafeței semifabricatului și dacă acesta nu este de formă dreptunghiulară);
- Selectarea interactivă a conturului pieselor și calculul ariei suprafeței totale ocupate de acestea. Pentru această etapă, în program a fost introdus un ciclu *for* care se execută de un număr de ori egal cu numărul de piese de pe planul de croire;
- Selectarea interactivă a conturului orificiilor de pe piese și calculul ariei suprafeței totale ocupate de acestea. Pentru această etapă, în program a fost introdus un ciclu *for* care se execută de un număr de ori egal cu numărul de orificii de pe planul de croire;
- Calculul gradului de utilizare a semifabricatului, în procente, cu formula:

$$g = \frac{AP}{S} \times 100 \text{ [%]}, \quad (5.4)$$

unde:

g este gradul de utilizare al materialului [%];

S – aria suprafeței semifabricatului [mm^2];

AP – aria suprafeței utile ocupate de către piese [mm^2].

Pentru aria suprafeței utile ocupate de către piese se folosește relația:

$$AP = P - G \text{ [mm}^2\text{]}, \quad (5.5)$$

unde:

P este aria suprafeței pieselor [mm²];

G – aria suprafeței orificiilor (găurilor) [mm²].

În figura 5.27 este prezentată o captură de ecran din momentul rulării programului. Captura a fost făcută după selectarea interactivă a semifabricatului și a opt dintre cele nouă piese. Se observă linia punctată care indică că în momentul capturii se selecta interactiv conturul celei de-a noua piesă. Se poate, de asemenea, observa că, în cazul arcurilor de cerc, utilizatorul trebuie să aproximeze aceste porțiuni de contur prin segmente de dreaptă, făcând click-uri repetate, adică selectând un număr de puncte suficient de mare pentru a asigura o precizie ridicată a calculului. Se poate însă considera că erorile introduse de aceste aproximări nu influențează semnificativ acuratețea rezultatului.

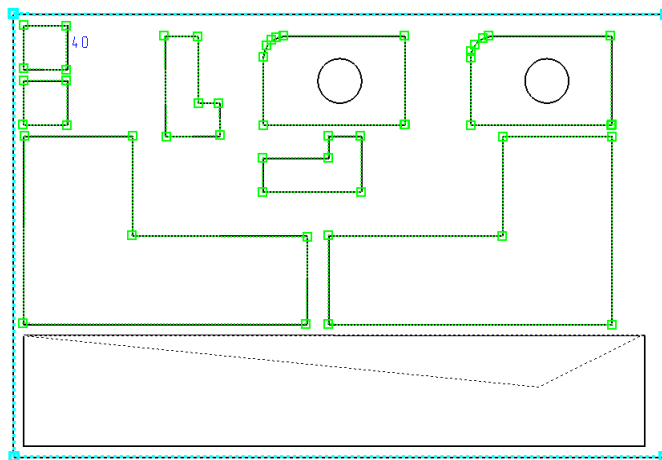


Fig. 5.27: Selectarea interactivă a punctelor de pe conturul semifabricatului și al pieselor

În figura 5.28 este prezentat, la scară mărită, un detaliu din care se poate observa modul de aproximare a conturilor circulare (cu verde este marcat conturul exterior al piesei, iar cu galben conturul găurii - material care se decupează din piesă).

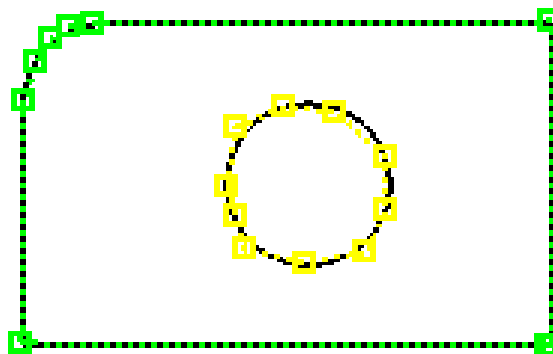


Fig. 5.28: Contururi circulare

Programul permite de asemenea salvarea rezultatelor în fișiere text, pentru o eventuală utilizare ulterioară.

Gradul de utilizare a materialului, calculat pentru planul de croi prezentat în figura 5.5. a fost $g = 60.24\%$.

Capitolul 6

Concluzii finale și contribuții personale

6.1. Concluzii finale

Cercetările teoretice și experimentale întreprinse pe parcursul elaborării prezentei teze de doctorat au avut ca obiectiv principal investigarea unor modalități pentru îmbunătățirea tehnologiilor de prelucrare pe mașinile de debitat cu laser cu comandă numerică, în special prin creșterea preciziei dimensionale a pieselor prelucrate.

S-a urmărit găsirea unor soluții teoretice și practice cu un înalt potențial aplicativ, care să poată fi cu ușurință implementate la nivelul întreprinderilor mici și mijlocii care utilizează acest tip de mașini.

În primul capitol al lucrării au fost prezentate fundamentele matematice ale teoriei sistemelor matematice, care au stat la baza cercetărilor teoretice derulate. Lanțurile cinematice ale mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică au fost modelate ca sisteme de reglaj automat, descrise de funcții de transfer.

În capitolul al doilea al lucrării s-a făcut o analiză critică a stadiului actual în domeniul tehnologiilor de prelucrare pe mașinile de debitat cu laser cu comandă numerică. Au fost sintetizate principalele orientări din punct de vedere al structurii mecanice, transmisiilor, acționării și controlului acestor mașini și au fost identificate principalele modalități privind posibilitățile de îmbunătățire a performanțelor tehnologice ale acestora.

Au fost analizate principalele strategii de reglaj, la nivelul sistemelor de control al mișcării din structura lanțurilor cinematice de avans ale acestor mașini și s-au evidențiat principale avantaje și dezavantaje ale acestora.

În finalul acestui capitol, au fost sintetizate unele concluzii preliminare și s-au stabilit principalele obiective ale cercetărilor teoretice și practice.

În capitolul al treilea al lucrării a fost realizat modelul matematic al lanțului cinematic de avans din structura unei mașini de debitat cu laser cu comandă numerică. Așa după cum s-a precizat mai sus, modelul s-a bazat pe funcții de transfer de variabilă continuă. S-a pornit de la o variantă relativ cunoscută a modelului matematic al motorului de curent continuu, asimilat ca sistem automat de reglaj al turației, iar apoi s-au adăugat elemente specifice reglajului de poziție. Pe baza cercetărilor teoretice preliminare s-a propus o structură a regulatorului de poziție care reproduce cât mai fidel efectele de control întâlnite în echipamentele de comandă numerică industriale. S-a urmărit, astfel, ca parametri de reglaj din structura modelului propus să poată fi regăsiți la un număr cât mai mare de mașini de debitat cu laser cu comandă numerică existente în industrie. De asemenea, a fost realizat și integrat în structura modelului general al lanțului cinematic de avans și un model de calcul al momentelor și forțelor rezistente tehnologice.

Capitolul patru al lucrării a fost dedicat în întregime studiilor prin simulare. S-a decis ca instrumentul software pentru aceste cercetări să fie pachetul de programe *Matlab & Simulink*, datorită performanțelor, gradului ridicat de răspândire și a prețului de cost acceptabil. Au fost identificate principalele regimuri de funcționare ale lanțurilor cinematice de avans ale mașinilor de debitat cu laser cu comandă numerică (regimul de poziționare rapidă, regimul de conturare biaxială și regimul de generare a colțurilor la 90°) și au fost realizate studii prin simulare pentru fiecare dintre acestea.

Pentru fiecare din regimurile descrise mai sus a fost necesară realizarea unei diagrame specifice de simulare. Fiecare dintre aceste diagrame s-a bazat pe modelul matematic dezvoltat în capitolul al treilea, dar au avut componente diferite pentru generarea parametrilor cinematici (poziție, viteză, accelerație) pentru fiecare regim de funcționare.

Simulările au permis propunerea unor strategii de reglaj care să permită îmbunătățirea comportării dinamice și a preciziei cinematice a sistemelor de control al mișcării din structura lanțurilor cinematice și, implicit, îmbunătățirea preciziei dimensionale a pieselor prelucrate.

Al cincilea capitol a fost dedicat cercetărilor experimentale și aplicative. Astfel, în prima parte a capitolului a fost prezentat procesul de validare experimentală a strategiilor teoretice de reglaj propuse. Astfel, au fost prelucrate mai multe tipuri de piese, din semifabricate de diferite grosimi, cu modificarea succesivă a parametrilor de reglaj conform recomandărilor rezultate din cercetările teoretice. Piesele au fost apoi măsurate, iar precizia dimensională a acestora a confirmat și validat rezultatele și recomandările teoretice.

Tot în cadrul acestui capitol a fost dezvoltată o metodă care să permită calculul gradului de utilizare al materialului dintr-un plan de croire, bazată pe prelucrarea imaginilor, metodă cu multiple aplicații practice.

În final, pe baza cercetărilor întreprinse, a rezultatelor teoretice și aplicative obținute, se pot formula următoarele concluzii:

Din punct de vedere al cercetărilor teoretice

- lanțurile cinematice de avans, văzute ca sisteme automate de control al mișcării, au un potențial foarte mare de îmbunătățire a tehnologiilor de prelucrare pe mașinile de debitat cu laser cu comandă numerică, în special prin creșterea preciziei dimensionale a pieselor prelucrate;
- modelarea matematică a acestor sisteme se poate face cel mai bine cu funcții de transfer, atât datorită modului facil prin care acestea descriu comportarea unui sistem automat, cât și datorită existenței numeroaselor pachete software care lucrează cu aceste instrumente matematice;
- modelarea trebuie să țină cont de echipamentele reale industriale. Parametrii variabili ai modelului trebuie să poată fi regăsiți la nivelul panoului operator al echipamentelor de comandă numerică din structura mașinilor de debitat cu laser;
- acordarea regulatorului de poziție din structura sistemului automat de control al mișcării, prin modificarea constantelor de reglaj ale acestuia este principalul mod în care poate fi influențată comportarea lanțurilor cinematice de avans.

Din punct de vedere al cercetărilor experimentale

- acordarea reguletoarelor, amintită mai sus ca strategie, a fost validată și din punct de vedere experimental ca principal mijloc prin care poate fi îmbunătățită precizia dimensională a pieselor prelucrate;
- chiar dacă abaterile dimensionale evidențiate de studiile prin simulare nu corespund întotdeauna din punct de vedere cantitativ cu cele experimentale, din punct de vedere calitativ evoluțiile și comportările acestor abateri sunt similare;
- utilizarea unor mijloace moderne de măsurare (cum ar fi mașinile de măsurat în coordonate) nu rezolvă întotdeauna în mod direct, în totalitate problemele legate de aprecierea preciziei dimensionale a pieselor prelucrate. Există cazuri (cum ar fi de exemplu cazul debitării conturilor circulare) când datele furnizate de aceste mijloace de măsurare trebuie supuse unor procese de analiză și prelucrare ulterioară.

6.2 Contribuții personale

Pe parcursul elaborării acestei lucrări, autorul și-a adus o serie de contribuții personale. Unele dintre acestea au fost prezentate și publicate în lucrări susținute la conferințe internaționale, altele se află în curs de publicare. Acestea pot fi împărțite în contribuții teoretice și experimentale.

Din punct de vedere al cercetărilor teoretice, se pot aminti:

- ☑ elaborarea unei analize critice a stadiului actual în domeniul tehnologiilor de prelucrare pe mașini de debitat cu laser cu comandă numerică, pe baza sintezei rezultatelor din literatura de specialitate;
- ☑ dezvoltarea unui model matematic al lanțului cinematic de avans din structura unei mașini de debitat cu laser cu comandă numerică, prin integrarea unui model existent al servomotorului de curent continuu cu modelul unui regulator de poziție industrial și cu modelul de calcul al forțelor și momentelor rezistente tehnologice;
- ☑ transpunerea modelului realizat în blocuri funcționale pentru studiu prin simulare cu ajutorul mediului software *Matlab & Simulink*;
- ☑ realizarea, în pachetul *Matlab & Simulink*, a subsistemelor de simulare a generării parametrilor cinematici (poziție, viteză, accelerație) pentru deplasarea rapidă, interpolarea circulară și deplasarea succesivă pe două axe;
- ☑ integrarea acestor subsisteme în diagrame de simulare pentru studiul comportării lanțurilor cinematice de avans în regim de poziționare rapidă, de conturare biaxială și de generare a colțurilor la 90°);
- ☑ elaborarea unor strategii și recomandări pentru acordarea reguletoarelor de poziție în diferite regimuri de funcționare.

Din punct de vedere al cercetărilor experimentale, se pot aminti:

- ☑ elaborarea unui program experimental de prelucrare a unui set de piese, în diverse condiții de funcționare a sistemelor de control al mișcării și de evaluare a preciziei dimensionale a acestora;
- ☑ validarea experimentală a strategiilor de reglaj elaborate pe parcursul cercetărilor teoretice prin modelare și simulare;
- ☑ elaborarea unor metode pentru prelucrarea ulterioară a informațiilor geometrice provenite de la mașinile de măsurat în coordonate, în scopul estimării preciziei de generare a conturilor circulare;
- ☑ realizarea unor programe în *Matlab & Simulink* pentru analiza interactivă de imagini și calculul unor elemente geometrice de tip distanță și arie, pornind de la fișierul grafic de tip imagine al planului de croire;

6.3. Direcții de continuare a cercetărilor

Desigur, așa cum această cercetare a pășit pe urmele unor precursori din colectivele de cercetare ale Facultății de Inginerie a Universității *Lucian Blaga* din Sibiu, se poate afirma că lucrarea de față poate fi continuată pe următoarele direcții de cercetare ulterioară:

- studiul mașinilor posibilităților de îmbunătățire tehnologiilor de prelucrare pentru mașinile de debitat cu laser cu comandă numerică cu prelucrare spațială (cinci axe);
- realizarea unor modele matematice al lanțurilor cinematice de avans, utilizând ca element de execuție servomotorul sincron cu magneți permanenți;
- realizarea unei baze de date tehnologice de tip sistem-expert, aplicabil la nivelul secției de prelucrare prin debitare cu laser.

Bibliografie (selectivă)

- Ahn, D.G., Kim, M.S., Lee, S.H., Park, H., Yoo, Y.T., *Influence of process parameters on the kerfwidth for the case of laser cutting of CSP IN sheet using high power CW Nd:YAG laser*, Journal of the Korean Society of Precision Engineering 22(7) pp.19–26, 2005
- Aichele, G., Nickenig, L., *Tăierea cu fascicul laser - principiul laserului și indicații de deservire privind laserele uzuale*, Sudura nr. 1, an XV, 2005
- Al-Sulaiman, F., Yilbas, B., Ahsan, M., *CO2 laser cutting of a carbon/carbon multi-lamelled plain-weave structure*, Journal of Materials Processing Technology 173, pp. 345–351, 2006
- Barton, K.L., Alleyne, A.G., *Cross-Coupled ILC for Improved Precision Motion Control: Design and Implementation*, American Control Conference, New York, 2007
- Biriș, C., *Contribuții privind optimizarea constructivă și funcțională a sistemelor de debitare cu comanda numerică*, teză de doctorat, Universitatea “Lucian Blaga” din Sibiu, 2006
- Breaz, R.E., **Tîrnovean, S.**, Biriș, C., Bologa, O.C., *Improving the Dynamic Behavior and Working Accuracy of the CNC Laser Cutting Machines*, 12th International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision, ICARCV 2012, 5-7 December, Guangzhou, China, 2012
- Caydas, U., Hascalik, A., *Use of the grey relational analysis to determine optimum laser cutting parameters with multi-performance characteristics*, Optics & Laser Technology 40, pp. 987–994, 2008
- Cheng, T. et. al., *Intelligent Machine Tools in a Distributed Network Manufacturing Mode Environment*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 17, pp. 221-231, 2001
- Chen J.M., Bao Y., Zuo T. Ch., *Laser CAM system for 3-dimensional laser cutting*, Journal of Materials Science Letters vol. 22, pp. 1791 – 1792, 2003
- Cheng, J.G., Zhang, J., Chu, C.C., Zhe, J., *Experimental Study and Computer Simulation of Fracture Toughness of Sheet Metal after Laser Forming*, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 26, nr. 11-12, pp. 1222-1230, 2005
- Cheng, M.Y., Lee, C.C., *Motion controller design for contour following tasks based on real-time contour error estimation*, IEEE Trans. Ind. Electron. 54(3), pp.1686–1695, 2007
- Chen, M., Ho, Y., Hsiao, W., Wu, T., Tseng, S., Huang, K., *Optimized laser cutting on light guide plates using grey relational analysis*, Optics and Lasers in Engineering, 49, pp. 222–228, 2011
- Choudhury, I., Shirley, S., *Laser cutting of polymeric materials: An experimental investigation*, Optics & Laser Technology, 42, pp. 503–508, 2010
- Davim, P., Barricas, N., Conceicao, M., Oliveira C., *Some experimental studies on CO2 laser cutting quality of polymeric materials*, Journal of Materials Processing Technology 198, pp. 99–104, 2008
- Dubey, A., Yadava, V., *Laser beam machining - A review*, Int. Journal of Machine Tools & Manufacture 48, pp. 609–628, 2008
- Eltawahni, H., Olabi, A., Benyounis, K., *Investigating the CO2 laser cutting parameters of MDF wood composite material*, Optics & Laser Technology 43, pp. 648–659, 2011
- Erkorkmaz, K., Altintas, Y., *High-speed CNC system design, part III: high-speed tracking and contouring control of feed drives*, Int. J. Mach. Tools. Manuf. 41, pp. 1637–1658, 2001

- Hewett, J., *Laser water jet cools and cuts in the material world*, Optics & Laser Europe no.3, martie 2007
- Huehnlein, K., Tschirpke, K., Hellmann, R., *Optimization of laser cutting processes using design of experiments*, Physics Procedia 5, pp. 243–252, 2010
- Immonen, E., Pohjolainen, S., *Feedback and Feedforward Output Regulation of Bounded Uniformly Continuous Signals for Infinite-Dimensional Systems*, SIAM Journal on Control and Optimization, vol. 45, nr. 5 (nov. 2006), pp. 1714 – 1735, 2006
- Isarie, I., *Tehnologia materialelor: Curs pentru uzul studenților, Vol. 1*, Institutul de Învățământ Superior Sibiu, 1980
- Isarie, C., *Contribuții privind prelucrarea materialelor compozite prin eroziune electrică cu electrod filiform*, teză de doctorat, Universitatea "Lucian Blaga" din Sibiu, 2006
- Kurt, M., Kaynak, Y., Bagci, E., Demirer, H., Kurt, M., *Dimensional analyses and surface quality of the laser cutting process for engineering plastics*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 41, pp. 259–267, 2009
- Kuznetsov, S.I., Shubladze, A.M., *On the possibility of PID control of the standard inertial and oscillatory plants*, Automation and Remote Control, vol. 68, nr. 7 (iul. 2007), pp. 1134 – 1144, 2007
- Lei, W.-T., Hsu, Y.-Y., *Accuracy enhancement of five-axis CNC machines through real-time error compensation*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 43, pp. 871–877, 2003
- Mei, X., Tsutsumi, M., Tao, T., Sun, N., *Study on the compensation of error by stick-slip for high-precision table*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 44, pp. 503-510, 2004
- Meijer J., *Laser beam machining (LBM), state of the art and new opportunities*, J. Mater. Process. Technol. 149, pp. 2–17, 2004
- Nemeș, T., Petrescu, V., *Tehnologia materialelor, vol.2: Elaborarea și procesarea materialelor metalice*. Editura Universității "Lucian Blaga" din Sibiu, Sibiu, 2001
- Oberg, E. ș.a., *Machinery's Handbook*, 27th Ed., Industrial Press Inc., New York, 2004
- Pallett, R.J., Lark, R.J., *The use of tailored blanks in the manufacture of construction components*, J. Mater. Process. Technol. 117, pp. 249–254, 2001
- Park, H., *Optimal single biarc fitting and its applications*, Computer-Aided Design and Applications 1(1–4) pp. 187–195, 2004
- Park, H., Ahn, D.-G., *Knowledge-based CNC torch path generation for laser cutting of planar shapes*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 37, pp. 302-313, 2008
- Petrescu, V., Nemeș, T., *Tehnologia materialelor, vol.1: Elaborarea și procesarea materialelor metalice*. Editura Universității "Lucian Blaga" din Sibiu, Sibiu, 2001
- Powell, P.J., *Solid State Lasers Stand Their Manufacturing Ground*, Photonics Spectra, oct. 2003, pp. 92-93, 2003
- Quintero, F., Varas, F., Pou, J., Lusquinos, F., Boutinguiza, M., Soto, R., Perez-Amor, M., *Theoretical analysis of material removal mechanisms in pulsed laser fusion cutting of ceramics*, J. Phys. D: Appl. Phys. 38, pp. 655–666, 2005

- Riveiro A., Quintero F., Lusquinos F., Comesana R., Pou J., *Parametric investigation of CO2 laser cutting of 2024-T3 alloy*, J. Mater. Process. Technol. 210, pp. 1138–1152, 2010
- Shin, Y.T., Chen, C.S. Lee, A.C., *A novel cross-coupling control design for Bi-axis motion*, Int. J. Mach. Tools. Manuf. 42(14), pp. 1539–1548, 2002
- Smith, C.A., *Automated Continuous Process Control*, John Wiley and Sons, Inc., New York, 2002
- Stournaras A., Stavropoulos P., Salonitis K., Chryssolouris G., *An investigation of quality in CO2 laser cutting of aluminum*, CIRP J. Manuf. Sci. Technol. 2, pp. 61–69, 2009
- Sundar, J.K.S., Thawari, G., Sundararajan, G., Joshi, S.V., *Influence of process parameters during pulsed Nd:YAG laser cutting of nickel-base superalloys*, J. Mater. Process. Technol. 170, pp. 229–239, 2005
- Tera, M, Bologa, O., Breaz R., **Tîrnovean, S.**, *Study of Incremental Deep-Drawing of Bimetallic Sheets*, 2012 International Conference of Manufacturing Systems, ICMAS 2012, 8-9 November, București, România, 2012
- Tîrnovean, S.**, et al, *Simulation Tools for Studying the Behavior of CNC Laser Cutting Machines in Different Working Regimes*, 16th International Conference on System Theory, Control and Computing, 12-14 October, Sinaia, România, 2012
- Vida-Simiti, I., ș.a., *Prelucrabilitatea materialelor metalice*, Editura Dacia, Cluj-Napoca, 1996
- Wang, S.M., Liu, Y.L., Kang, Y., *An efficient error compensation system for CNC multi-axis machines*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 42, pp. 1235–1245, 2002
- Wang, S.-M., Yu, H.-J., Liao, H.-W., *A new high-efficiency error compensation system for CNC multi-axis machine tools*, International Journal of Advanced Manufacturing Technologies 16, published on-line, 2005
- Wee, L.M., Li, L., *An analytical model for striation formation in laser cutting*, Appl. Surf. Sci. 247, pp. 277–284, 2005
- Yau, H.-T., Ting, J.-Y., Chuang, C.-M., *NC Simulation with dynamic errors due to high-speed motion*, International Journal of Advanced Manufacturing Technologies 23, pp. 577–585, 2004
- Yilbas, B.S., *Laser cutting quality assessment and thermal efficiency analysis*, J. Mater. Process. Technol. 155–156, pp. 2106–2115, 2004
- Yilbas, B.S., *Laser cutting of thick sheet metals: Effects of cutting parameters on kerf size variations*, J. Mater. Process. Technol. 201, pp. 285–290, 2008
- Zhao, G., Zhang, Q., Jiang, J., *Study on Biaxial Linkage for Full-Closed AC Servo System with Modeling and Experiment*, Advanced Science Letters, Volume 4, Numbers 6-7, pp. 2009–2014(6), 2011
- *** *Asociația Română pentru Tehnologii Neconvenționale*, <http://www.artn.ro>
- *** *Industrial Laser Processes – An Introduction*. The Association For Manufacturing Technology, 1998
- *** *Lasers, Optics & Photonics Resources and News*, IOP Publishing, <http://www.optics.org>
- **** *The Fascinating World of Sheet Metal*, Publisher and Editor, Trumpf GmbH + Co, KG, Ditzingen, Dr. Josef Raabe Verlags GmbH, 1996
- *** *User's Guide. The Student Edition of MATLAB: The Ultimate Computing Environment for Technical Education*, Mathworks, Inc., Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, SUA, 1995