

Vrije Universiteit Brussel



Faculteit Toegepaste Wetenschappen
Vakgroep Werktuigkunde

**Studie van de sturing van een pneumatisch
aangedreven soepele manipulatorarm in
direct contact met een operator**

Michel Claes

Proefschrift ingediend tot het behalen van de academische graad van
Burgerlijk Werktuigkundig-Elektrotechnisch Ingenieur

Promotor: Prof. Dr. ir. F. Daerden

Academiejaar 2003-2004

Samenvatting

Studie van de sturing van een pneumatisch aangedreven soepele manipulatorarm in direct contact met een operator

Een robotarm die een operator helpt bij het verplaatsen van zware lasten, zou de fysieke werklast in vele beroepen beperken. De ontworpen manipulator wordt direct door de operator gestuurd, zodat de interactie tussen operator en robotarm belangrijk is. Enerzijds voelt de manipulator aan in welke richting de last wordt verplaatst en neemt daarbij een belangrijk deel van de last op. Anderzijds krijgt de operator een zekere voeling met de last. Een geschikte sturing kan dit verwezenlijken.

Dit werk richt zich in hoofdzaak op de implementatie van controle-algoritmes en bepreekt de ondervonden moeilijkheden.

Voor het verwezenlijken van de sturing zijn twee onderdelen belangrijk. Een goede positie- en trajectcontrole moet gevonden worden. Het niet-lineaire gedrag van de arm komt hierbij naar voren. Controletechnieken zoals de PID controller met gravitatiecompensatie en de sliding mode controller worden uitgewerkt.

Een tweede essentieel onderdeel is de schatting van de inwerkende operatorkrachten. Door gebruik te maken van technieken uit de systeemidentificatie kunnen deze namelijk geschat worden. Het gebruik van krachtsensoren wordt hierdoor overbodig.

Verscheidene interacties zijn mogelijk. Twee mogelijke varianten worden in dit werk besproken. Eén van de mogelijkheden is de admittantiesturing, die gebaseerd is op een voorgeschreven relatie tussen kracht en positie.

Résumé

Etude du contrôle d'un manipulateur pneumatique souple en contact direct avec un opérateur

Un robot aidant un opérateur à déplacer des charges lourdes, peut réduire l'effort physique de maintes professions. Le manipulateur dessiné est déplacé directement par l'opérateur. L'interaction entre l'opérateur et le bras mécanique est donc importante. D'une part le manipulateur sent dans quelle direction la charge est déplacée et porte une part importante du poids. D'autre part l'opérateur expérimente une certaine sensibilité avec la charge. Une stratégie de contrôle convenable devrait résoudre ce problème.

Cet ouvrage se penche surtout sur l'implémentation des algorithmes de contrôle et décrit les difficultés éprouvées.

Deux parts sont importantes pour la réalisation du contrôle. Un bon contrôleur de position et de trajet doit être découvert. La conduite non linéaire du bras se fait ressentir. Des techniques de contrôle comme le contrôleur PID avec compensation de gravité et le 'sliding mode control' seront décrites.

La deuxième part comprend l'estimation des forces exercées par l'opérateur. L'usage de méthodes d'identification seront utilisées en ce but. De cette manière, l'usage des détecteurs de force est évité.

Un multitude d'interactions est réalisable. Deux possibilités différentes seront discutées. Une de ces possibilités est le contrôle d'admittance, qui est basé sur une relation prescrite entre force et position.

Abstract

Study of the control of a flexible, pneumatically actuated manipulator in direct contact with an operator

A robotic arm that helps an operator to handle a heavy load, would minimize the physical workload in many professions. The designed manipulator is moved directly by the operator, making the interaction between robotic arm and operator essential. On the one hand the manipulator senses in which direction the load is being moved and simultaneously lifts an important part of the loads weight. On the other hand, the operator is given a certain feedback with the load. An appropriate control system could accomplish this.

This work aims primarily at the implementation of control-algorithms and discusses the experienced difficulties.

The realization of the control is based on two important parts. A good position and trajectory controller needs to be found. The non-linear behavior of the arm shows itself in this aspect. Control techniques like the PID controller with gravitational compensation and the sliding mode controller are described. A second essential element is the estimation of the exerted force. The usage of techniques, utilized in system identification, make it possible to estimate those forces. The application of expensive sensor device is not necessary.

Multiple ways of interaction are possible. Two potential alternatives are discussed in this work. One of these possibilities is the admittance control, that's based on a prescribed relation between force and position.

Dankwoord

De voltooiing van dit proefschrift was voor mij een titanenwerk. Zonder hard werk te leveren was dit nooit verwezenlijkt. Veel mensen staan op mijn danklijst, maar zonder volgende personen was dit eindwerk nooit tot stand gekomen:

-Mijn ouders, die me buiten de financiële steun, vooral morele steun gegeven hebben en véél geduld hebben uitgeoefend;

-Mijn zus, Liezy, ook voor de steun natuurlijk, maar ook voor het nalezen van de eerste teksten;

-Frank Daerden, de promotor van dit eindwerk, voor de goede raad, de hulp bij praktische problemen en om mijn zever steeds aan te horen;

-Michaël Van Damme, zonder wie ik op dit ogenblik een linux kernel aan het herprogrammeren was. Dikke thx voor alles wat je doorheen het jaar hebt gedaan, gaande van programmeerproblemen oplossen, helpen met testen tot het nalezen van de teksten;

-Joris Naudet, voor de hulp bij de matlab simulaties, het schrijven van de softie simulatie en het nalezen van de eerste teksten;

-Ronald van Ham, Björn Verrelst, Bram Vanderborght, André Plasschaert en Jean-Paul Schepens voor de technische hulp;

-Jan “U4EA” Defever, Bart “Beire” Francis, Thomas “Tommy” Geerinck, mijn mede labo-veroordeelden, voor al de leuke momenten die we in het labo hebben gehad;

-Al mijn klasgenootjes doorheen de jaren op de VUB;

-Peepz from #AHQ, #FQE om de lange uren achter de PC wat draaglijker te maken, keep the sc3n3 alive;

Uiteraard zijn er nog een hoop mensen die ik vergeet te bedanken, hierbij dus een (k) voor hen

Cya, Michel

Inhoudsopgave

Hoofdstuk 1	Inleiding	1
Hoofdstuk 2	Algemeen overzicht van de manipulator	3
2.1	De actuatoren en hun eigenschappen	3
2.1.1	Karakteristieken van de spier	4
2.1.2	Antagonistisch werkingsprincipe	6
2.2	Ontwerp tweeledige arm	6
2.3	Traagheidsparameters	10
2.4	Bepaling koppelfuncties	12
2.5	Instrumentatie	15
2.6	Programma/Communicatie	15
2.7	Simulatie	17
2.8	Besluit	18
Hoofdstuk 3	Kinematica en dynamica	19
3.1	Voorwaartse en inverse kinematica	19
3.1.1	Voorwaartse kinematica	19
3.1.2	Inverse kinematica	19
3.2	Bepaling van het dynamisch model	21
3.3	Simulink model	24
3.4	Besluit	25
Hoofdstuk 4	Positie/Trajectcontrole	26
4.1	PID controller	26
4.1.1	Theorie/simulatie	27
4.1.2	Praktische resultaten	28
4.2	PID controller met feedforwardterm	29
4.2.1	Theorie/simulatie	29
4.2.2	Praktische resultaten	30
4.2.3	Onderarm	31
4.2.4	Bovenarm	33
4.2.5	Instabiliteit van de onderarm	36
4.2.6	Trajecten	40
4.2.7	Opmerking	42

4.3	Sliding mode controller	43
4.3.1	Inleiding	43
4.3.2	Probleemstelling	44
4.3.3	Simulink	46
4.3.4	Praktische implementatie	50
4.4	Besluit	54
Hoofdstuk 5	Krachtschatting	55
5.1	Inleiding	55
5.2	Theorie	55
5.2.1	Gradiënt estimator	57
5.2.2	Rekursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten	57
5.3	Simulink resultaten	58
5.4	Praktische resultaten	65
5.4.1	Foutbronnen	66
5.4.2	Krachtschatting	73
5.4.3	Massaschatting	75
5.4.4	Koppelfunctieschatting	76
5.4.5	Krachtschatting tweede poging	80
5.5	Besluit	83
Hoofdstuk 6	Statisch momentenevenwicht	84
6.1	Maximale belasting	85
6.2	Drukken behorende bij onbelaste arm	87
6.3	Besluit	88
Hoofdstuk 7	Interactie met de operator	89
7.1	Eenvoudige interactie	89
7.2	Admittantiecontrole	91
7.3	Besluit	95
Hoofdstuk 8	Conclusies en toekomstperspectieven	96
8.1	Conclusies	96
8.2	Toekomstperspectieven	97

Hoofdstuk 1

Inleiding

Dit afstudeerwerk is een voortzetting van een project dat reeds enige tijd in ontwikkeling is. Het doel van dit project is de verwezenlijking van een proof-of-concept manipulatorarm. Deze moet in staat zijn om de operator te assisteren bij het heffen en verplaatsen van een last. De arm heeft geen vaste, voorgeschreven taak, maar moet bijspringen indien de operator dat wenst. Bestaande technieken nemen de operator teveel bewegingsvrijheid weg. Ze zijn eerder een bron van ergernis dan een hulp. Eén van de eisen van dit project is juist dat de operator geen hinder ondervindt van de robot. De natuurlijke werksituatie, waarbij de operator de last direct verplaatst, is te verkiezen. De manipulator wordt dus in direct contact door de operator bediend. Het gebruik van een joystick of dergelijke is niet nodig. Er moet bovendien getracht worden om de operator ten alle tijden een zekere voeling te geven met de last.

In voorgaand afstudeerwerk, ‘Bouw en sturing van een pneumatisch aangedreven manipulatorarm in direct contact met een operator’ door David De Tobel, werd onder meer een schaalmodel van de manipulator ontworpen, daar de oorspronkelijk constructie niet ideaal was om mogelijke sturingen te onderzoeken.

Verder is een potentiële sturing theoretisch uitgewerkt. De achterliggende gedachte is de interactie tussen de manipulator en de operator. Enerzijds voelt de arm in welke richting de last wordt verplaatst en neemt daarbij het grootste deel van de kracht op zich. Anderzijds krijgt de operator een zekere voeling met de last. Dit kan men verwezenlijken door impedantiecontrole. Hierbij wordt een relatie tussen kracht en positie vastgelegd. De enige vereisten zijn een degelijke positiecontroller en de kennis van de krachten.

Theoretisch is eveneens aangetoond dat men, met behulp van methodes uit de systeemidentificatie, de inwerkende operatorkrachten kan schatten. Hierdoor wordt het gebruik van een dure krachtsensor vermeden. Voor de positiecontrole werd de sliding mode controle onderzocht. Deze controller geeft, in theorie althans, goede resultaten.

In dit werk, “Studie van de sturing van een pneumatisch aangedreven soepele manipulatorarm in direct contact met een operator”, wordt het onderzoek naar een geschikte sturing verder gezet. Mogelijke theoretische algoritmes worden in de praktijk toegepast. Verder zal nagegaan worden of de theoretische krachtschatting, die uitgaat van een goed gekend model, ook in werkelijkheid te verwezenlijken is.

Vooraleer de resultaten van het onderzoek te bespreken, wordt eerst een hoofdstuk gewijd aan het ontwerp van de robot. De belangrijkste eigenschappen, zoals de gebruikte actuatoren, de afmetingen, de traagheidsgrootheden, de notaties, enz..., worden op een rijtje gezet.

In een volgend hoofdstuk wordt de kinematica van de robot besproken. Buiten de bepaling van de voorwaartse en de inverse kinematica, wordt tevens het dynamisch model van een tweeledige arm opgesteld. De bekomen bewegingsvergelijkingen zijn essentieel voor de volgende hoofdstukken.

Daarna volgt een hoofdstuk over mogelijke positiecontrollers. De drie onderzochte regelaars zijn de PID controller, de PID controller met feedforwardterm en de sliding mode controller. Zowel positie- als trajectcontrole worden onderzocht, daar de operator de last begeleidt en bijgevolg een baan beschrijft.

De schatting van de inwerkende krachten wordt in hoofdstuk 5 bestudeerd. De krachtestimatie gaat uit van een goed gekend model. De bespreking van mogelijke modelonzekerheden vindt ook hier plaats.

In het volgende korte hoofdstuk wordt de maximale last, die in het volledig werkingsgebied gedragen kan worden, onderzocht.

Daar zowel de positiecontroller als de krachtschatting zijn bestudeerd, tracht men tot een werkend geheel te komen in hoofdstuk 7. Twee mogelijke interacties tussen de manipulator en de operator worden beschreven, waaronder de admittantiecontrole.

Dit proefschrift is een volgende stap naar de voltooiing van het project waarin het kadert. Mogelijke problemen en oplossingen worden zo goed mogelijk weergegeven, zodanig dat verder onderzoek er rekening mee kan houden.

Hoofdstuk 2

Algemeen overzicht van de manipulator

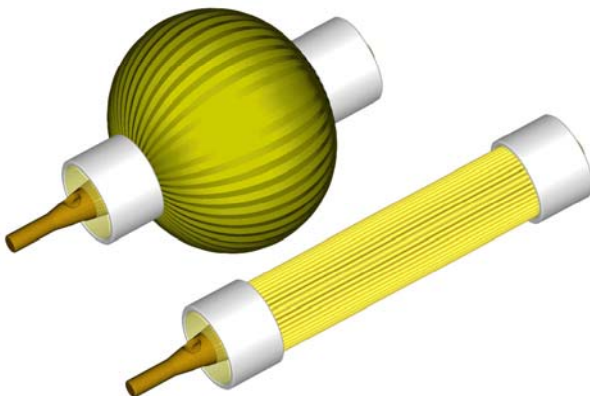
In dit hoofdstuk wordt een algemeen overzicht van de robot gegeven. Onder meer de actuatoren en hun eigenschappen, de afmetingen van de manipulator en de gebruikte notaties worden behandeld. Verder wordt de gebruikte apparatuur en het bijhorende simulatiemodel besproken. Tenslotte bekijkt men de simulatie en het C++ programma.

1. De actuatoren en hun eigenschappen

De robotarm wordt aangedreven met geplooide pneumatische artificiële spieren (GPAS). Deze zijn op de dienst Werktuigkunde van de Vrije Universiteit Brussel ontwikkeld [3]. Pneumatische actuatoren hebben specifieke voordelen ten opzichte van de meer klassieke actuatoren:

- Het eigengewicht van de GPAS is veel lager dan dat van elektrische motoren. Dit leidt tot een betere verhouding tussen het vermogen en het gewicht;
- De koppeling met de robot gebeurt door de spier vast te schroeven op de constructie. Het gebruik van een transmissie is niet nodig. Dit heeft bijkomende gewichtreductie, geringere kosten en minder onderhoud tot gevolg;
- Doordat de lucht in de GPAS samendrukbaar is, is er een inherente soepelheid aanwezig. Hierdoor is de robot ook veiliger voor de operator. Dit voordeel heeft men niet bij hydraulische actuatoren.

De GPAS bestaat uit een geplooid vervormbaar membraan dat samen met de bevestigingsuiteinden een gesloten drukkamer vormt (zie onderstaande figuur).



figuur 2.1: "GPAS"

De GPAS is een lineaire actuator: wordt er lucht onder druk in de drukkamer geperst, dan blaast de GPAS zich op, waardoor de plooiën in het membraan ontvouwen en een samentrekking in de axiale richting plaats vindt.

Het membraan was oorspronkelijk een weefsel van trekvezels. Recentere uitvoeringen combineren een eenvoudig membraan met deze vezels, het werkingsprincipe blijft behouden.

Deze nieuwe opbouw heeft een stabiel membraan tot gevolg.

1.1 Karakteristieken van de spier:

De belangrijkste eigenschappen van de GPAS worden hieronder besproken. Ze zijn theoretisch opgesteld bij de ontwikkeling van de spieren en met behulp van testen in een trekbank geverifieerd [3].

De spier kan volgende kracht leveren:

$$F = p l_{sp}^2 f_{to}(\varepsilon, (R/l)_{sp}) \quad (2.1)$$

waarbij:

- p : de heersende relatieve druk in de spier, ten opzichte van de atmosfeer, uitgedrukt in Pa;
- l_{sp} : de constructielengte van de spier in drukloze toestand;
- ε : de contractie van de spier, met andere woorden de verhouding van de axiale inkorting van de spier tot de constructielengte:

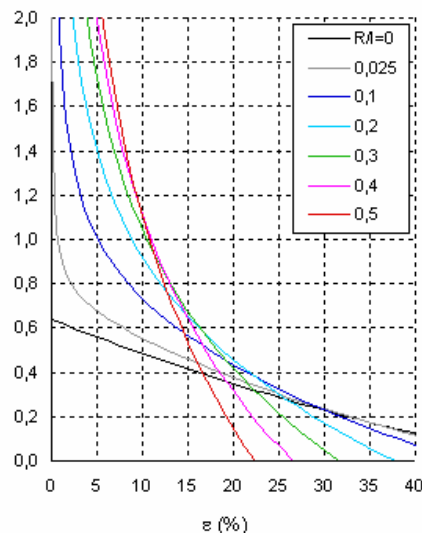
$$\varepsilon = \frac{dl}{l_{sp}} = \frac{l_{sp} - l}{l_{sp}} = 1 - \frac{l}{l_{sp}} \quad (2.2)$$

hierbij is l de eigenlijke spierlengte tussen de bevestigingsuiteinden van de spier in een zekere gecontracteerde toestand;

- $(R/l)_{sp}$: de R/l -verhouding van de spier, de verhouding van de straal in rusttoestand tot de constructielengte. De omgekeerde verhouding wordt de spierslankheid genoemd;

- f_{to} : de dimensieloze spankrachtfunctie van de spier, deze is een functie van de twee bovenstaande parameters.

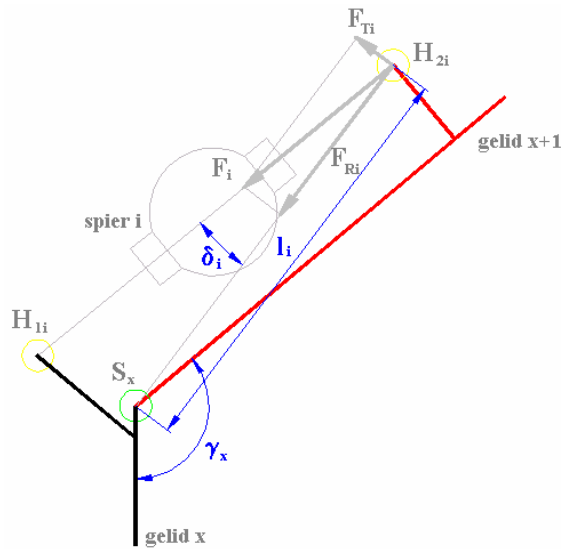
Het verloop van de dimensieloze spankrachtfunctie wordt overgenomen uit [3]:



figuur 2.2: "Verloop dimensieloze spankrachtfunctie"

Het verloop is niet-lineair: bij kleine contracties streeft de waarde naar oneindig, voor grote contracties wordt de nulwaarde bereikt. Om voldoende spierkracht te behouden bij grote contracties, wordt best een maximale contractiewaarde ε_{\max} niet overschreden. Anderzijds moet de kracht steeds controleerbaar zijn, bijgevolg wordt een minimale contractie ε_{\min} vooropgesteld.

De spier op zich is een lineaire actuator. Om over te gaan naar een rotatieve actuator wordt gebruik gemaakt van een hefboom. De ontwikkelde trekkracht (2.1) wordt dan omgezet in een moment omheen de scharnier waar de rotatieve actuatie gewenst is.



figuur 2.3: "Rotatieve actuatie"

Het vrije gelid x+1 is scharnierend opgesteld in het vaste gelid x. De spier i is via de aanhechtingspunten H_{1i} en H_{2i} in de constructie bevestigd. Het geleverde moment omheen scharnier S_x volgt uit:

$$\vec{M}_i = \vec{l}_i \times \vec{F} \quad (2.3)$$

of scalair uitgedrukt:

$$\begin{aligned} M_i &= F_i l_i \sin \delta_i \\ \Rightarrow M_i &= F_{Ti} l_i \end{aligned} \quad (2.4)$$

Definieert men de hefboom als volgt:

$$h_i \equiv l_i \sin \delta_i \quad (2.5)$$

dan wordt het moment:

$$M_i = F_i h_i \quad (2.6)$$

Vervangt men de spierkracht (2.1) in deze formule, dan bekomt men voor het moment:

$$M_i = p_i \cdot l_{sp}^2 \cdot f_{to}(\varepsilon_i, (R/l)_{sp}) \cdot h_i \quad (2.7)$$

De hefboom en de rek zijn enkel functie van de armpositie, die bepaald wordt door de hoek γ_x . Men bekomt dus:

$$M_i = p_i \cdot l_{sp}^2 \cdot f_{to}(\varepsilon_i(\gamma_x), (R/l)_{sp}) \cdot h_i(\gamma_x) \quad (2.8)$$

Men voert vervolgens het begrip koppelfunctie in:

$$M_i = p_i \cdot m_i(l_{sp}, (R/l)_{sp}, \gamma_x) \quad (2.9)$$

De koppelfuncties m_i hebben als dimensie Nm/bar , zodanig dat p_i in bar wordt uitgedrukt.

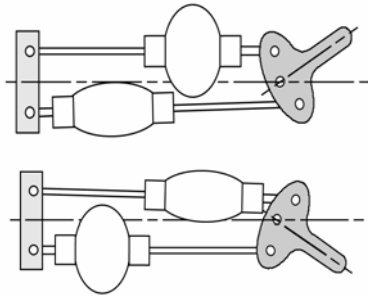
De koppelfunctie is afhankelijk van de gekozen spier en de constructie waarin de spier wordt bevestigd.

Het moment wordt dus bepaald door de druk in de spier, die maximaal 3 bar mag bedragen en de bijhorende koppelfunctie. In principe zijn hogere drukwaarden mogelijk, maar dit leidt tot een snellere degeneratie van de spieren.

De opstelling van figuur 2.3 wordt voorwaartse spierplaatsing genoemd. Stel dat gelid x+1 het vaste gelid is en gelid x het beweegbare gelid, dan liggen de spieren achter het te actueren gelid en wordt van een achterwaartse spierplaatsing gesproken. Het laatste principe komt ook voor bij de mens, waarbij de spieren in de bovenarm de onderarm aansturen.

1.2 Antagonistisch werkingsprincipe

Stel dat een constructie, analoog aan deze in figuur 2.3, opgesteld is in het zwaarteveld. Bij een bepaalde druk in de spier, is er een evenwicht tussen het spierkoppel en het lastkoppel. Dit resulteert in een zekere waarde van de hoek γ_x . Wordt de druk in spier opgedreven, dan stelt een nieuwe evenwichtspositie zich in, waarbij γ_x groter is. Vermindert men de druk, dan zorgt de zwaartekracht voor een neerwaartse beweging. De GPAS kan enkel trekkracht ontwikkelen, daarom kan ze slechts één actuatierichting verzekeren.



figuur 2.4: “Antagonistisch werkingsprincipe”

Voor een bidirectionele beweging zonder zwaarteveld is een tweede spier vereist. Bolt de ene spier zich op, dan wordt de andere uitgerekt. Dit is het antagonistisch werkingsprincipe. Hetzelfde principe vindt men terug bij de mens waar de biceps en triceps een antagonistisch paar vormen.

Een tweede gevolg van het antagonistisch werkingsprincipe is het invoeren van stijfheid. De druk in beide spieren wordt ingesteld volgens de Δp -aanpak. Hierbij gaat men uit van een gelijke gemiddelde druk p_m in beide spieren en een variatie op de gemiddelde druk Δp . De druk in de spieren is bijgevolg:

$$p_1 = p_m + \Delta p \qquad p_2 = p_m - \Delta p \qquad (2.10)$$

Bij lineaire koppelfuncties en in afwezigheid van een extern lastkoppel, kan men aantonen dat de stijfheid van de constructie wordt bepaald door de waarde van de gemiddelde druk p_m . Als op beide spieren eenzelfde lage druk staat, dan kan een operator de arm makkelijk bewegen. Drijft men de gemiddelde druk op, dan stijgt de stijfheid en zal de operator een grotere kracht moeten uitoefenen om de constructie te bewegen. Meestal wordt p_m gelijk gesteld aan de helft van de maximale druk, wat overeenstemt met 1,5 bar (relatieve druk). De druk in beide spieren kan variëren van nul tot de maximale druk, door Δp te variëren tussen $-p_m$ en p_m .

Bij een constante gemiddelde druk is Δp verantwoordelijk voor de hoekinstelling.

Zoals reeds vermeld, is dit principe enkel geldig bij lineaire koppelfuncties en in afwezigheid van een extern lastkoppel. Toch zal de Δp -aanpak algemeen worden gebruikt om een antagonistisch spierpaar aan te sturen. In elk willekeurig werkingspunt is namelijk een lokale linearisatie van de koppelfuncties mogelijk. De onafhankelijke instelling van de stijfheid en de positie is echter niet meer mogelijk. Toch gaan deze begrippen niet verloren.

2. Ontwerp tweeledige arm

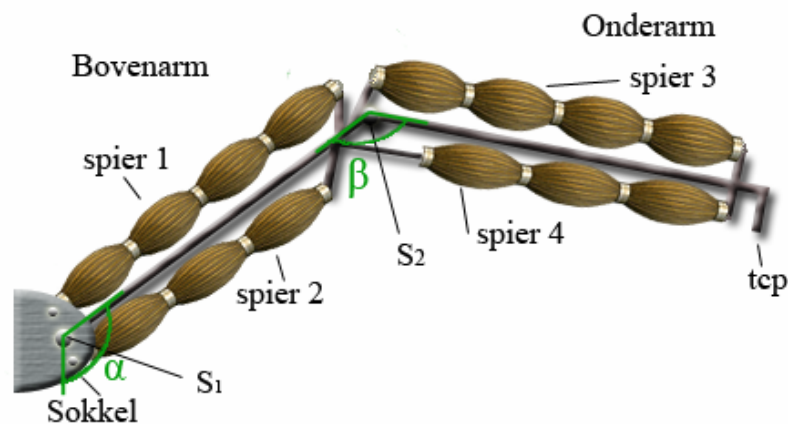
Het oorspronkelijke ontwerp van de manipulator werd vastgelegd in [2]. Hierbij ging men uit van enkele basiscriteria: het bereik van de robot moet overeenstemmen met het menselijke bereik. Verder mag de operator niet in zijn beweging gestoord worden door de robot.

Aangezien enkel in het x,y vlak een last verplaatst wordt, volstaat het om met twee vrijheidsgraden te werken. Daarom is er geopteerd voor een tweeledige arm. De twee armen worden naar analogie

met de mens boven- en onderarm genoemd. Een tweeledige arm met onderliggend ellebooggewricht zou de operator teveel bewegingsvrijheid ontnemen. Er werd bijgevolg voor een tweeledige arm met opwaarts gericht ellebooggewricht gekozen.

De actuatoren zijn GPAS, gebruikt als rotatieve actuatoren en geplaatst in een antagonistische opstelling (zie H2§1). Om een compact geheel te bekomen is geopteerd voor de voorwaartse spierplaatsing (zie figuur 2.3).

In het oorspronkelijk ontwerp zijn beide armen van de manipulator één meter lang en gedimensioneerd om massa's tot dertig kilogram te dragen. Voor het onderzoek naar de sturing van de robotarm, werd een schaalmodel, met schaalfactor 3:10, gebouwd. De motivatie van dit schaalmodel heeft zowel praktische (spierconstructie, ...) als veiligheids- (de arm wordt soms instabiel) overwegingen.



figuur 2.5: "Schets van de manipulator"

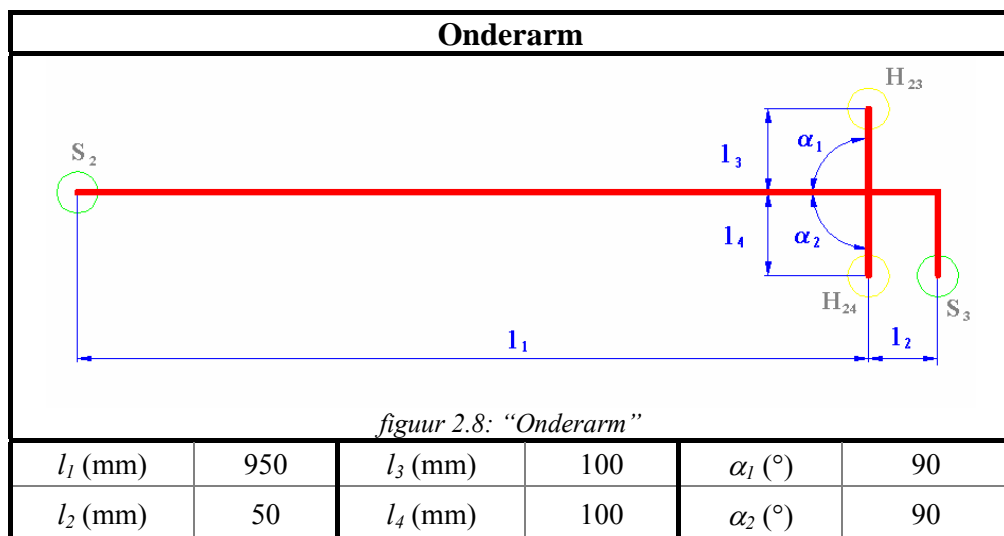
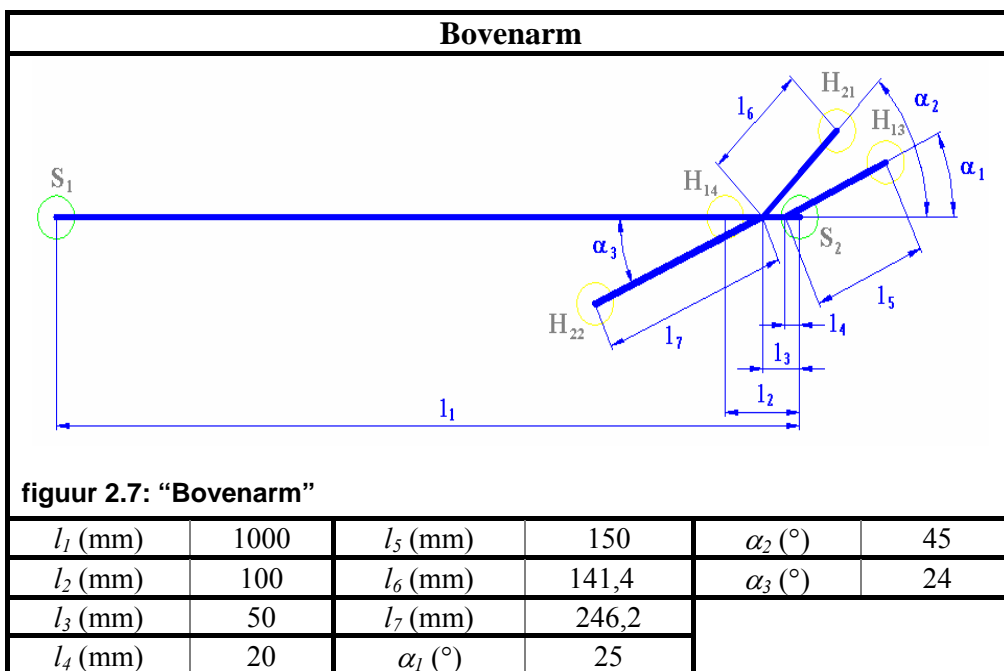
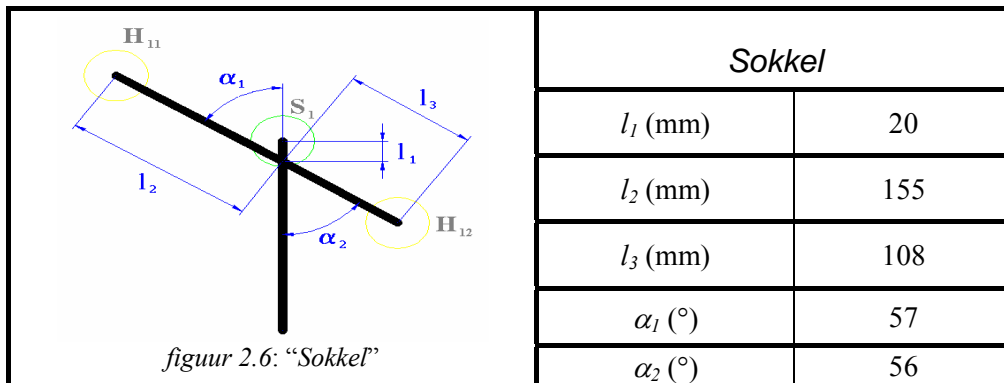
Spierconstructies 1 en 3 zullen de last heffen, ze worden dragende spieren genoemd. Hun antagonisten, spierconstructies 2 en 4, hebben in het grootste deel van het werkingsgebied geen dragende functie. Om een aanzienlijk werkdomein te bekomen, zijn grote spiercontracties vereist. Een spier met grote constructielengte l_{sp} zou dit kunnen verwezenlijken. Indien de spier samentrekt, zal de spierdiameter en het spiervolume aanzienlijk stijgen. De inbouw in de bijhorende constructie is dan een probleem: de constructie moet zeer breed zijn. Men prefereert echter een slanke arm. Een serieschakeling van kleinere spieren biedt de oplossing. De totale samentrekking is gelijk aan de som van de individuele samentrekkingen. De spierkracht stemt overeen met deze van één enkele spier. Spierconstructies 1 en 3 bestaan uit een serieschakeling van vier spieren met een constructielengte van 6 cm. Spierconstructies 2 en 4 zorgen enkel voor de stijfheid, waardoor een grotere contractie wordt getolereerd. Daarom worden hier slechts drie spieren (met een constructielengte van 6 cm) in serie geplaatst.

In het verdere verloop van het werk wordt de volledige spierconstructie, die een serieschakeling van kleinere spieren is, simpelweg genoteerd als *spier*.

De hoek tussen de sokkel en de bovenarm definieert men als hoek α . De hoek tussen de bovenarm en de onderarm is hoek β .

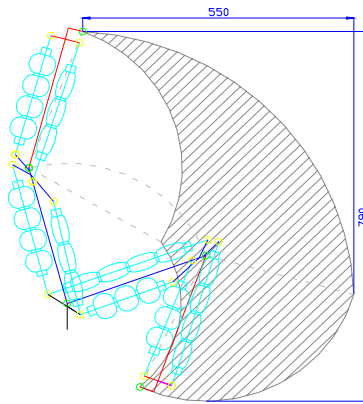
Zoals reeds aangehaald wordt er met een schaalmodel gewerkt. De belangrijkste afmetingen die de posities van de scharnierpunten en de aanhechtingspunten van de spieren vastleggen, werden bepaald in [1] en staan hieronder vermeld. Volgende benamingen worden gebruikt:

- S_X : scharnier X met $X \in \{1, 2, 3\}$;
- H_{YZ} : spiraanhechtingspunt Y van spier Z met $Y \in \{1, 2\}$ en $Z \in \{1, 2, 3, 4\}$;
- l_k, α_m : parameters die de spiraanhechtingspunten vastleggen.



Een laatste punt is het werkingsgebied. In [2] werd voorgesteld om de grenzen als volgt te kiezen:

$$\begin{aligned} 110^\circ \leq \alpha \leq 195^\circ \\ 50^\circ \leq \beta \leq 150^\circ \end{aligned} \tag{2.11}$$



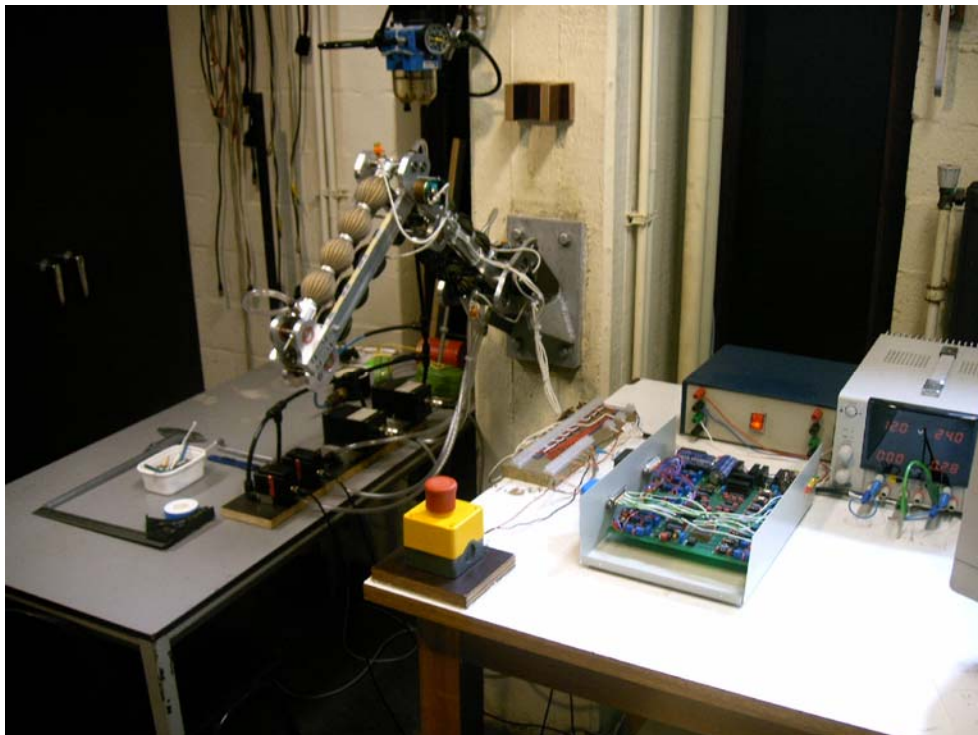
figuur 2.9: "Werkingsgebied robot – afstanden in mm"

De mechanische grenzen van de robot hebben een ander bereik, namelijk:

$$\begin{aligned} 83^\circ \leq \alpha \leq 201^\circ \\ 50^\circ \leq \beta \leq 172^\circ \end{aligned} \tag{2.12}$$

De spierdruk mag niet boven 3bar liggen. Als de druk in *spier 3* op deze maximale druk staat, bedraagt β 159° . Dit is de bovengrens van de hoekrange van de onderarm. Verder zal de druksensor van *spier 4* tijdens de beweging van de onderarm *spier 2* raken. Daarom moet hoek β steeds boven 60° blijven. Voor de hoekrange van de bovenarm kan het hele bereik benut worden.

De volledige robot wordt weergegeven in onderstaande foto:



figuur 2.10: "De manipulator in zijn natuurlijke habitat"

3. Traagheidsparameters

De traagheidsparameters zullen zeer belangrijk zijn bij de krachtschatting, zoals later zal blijken (H5§4). Uitgaande van de ontwerptekeningen kan men ze bepalen.

Volgende parameters worden bepaald:

m_o : massa onderarm;

m_b : massa bovenarm;

I_o : traagheidsmoment onderarm ten opzichte van het massamiddelpunt van de onderarm;

I_b : traagheidsmoment bovenarm ten opzichte van het massamiddelpunt van de bovenarm;

l_{o2} : lengte op de onderarm vanuit de scharnier tot het massamiddelpunt;

l_{b2} : lengte op de bovenarm vanuit de scharnier tot het massamiddelpunt.

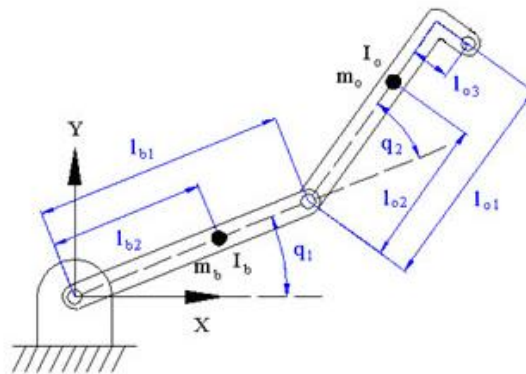
De andere parameters die de arm kenmerken:

l_{o1} : lengte van de onderarm vanuit de scharnier tot het uiteinde;

l_{o3} : lengte van stukje op het uiteinde van de onderarm;

l_{b1} : lengte van de bovenarm tussen de twee scharnier;

liggen vast door de constructie en worden als gekend verondersteld.



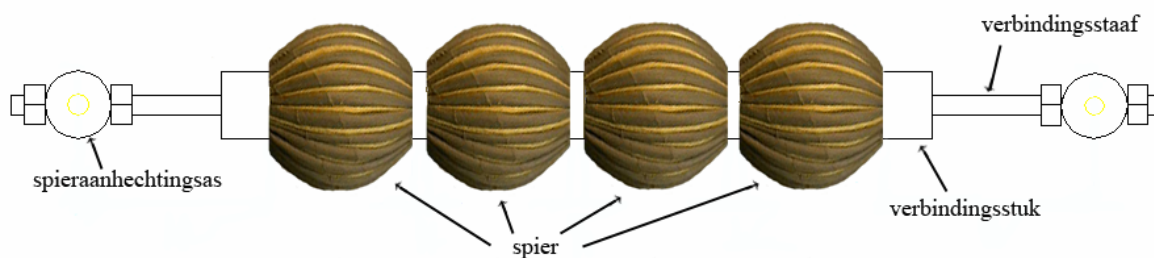
figuur 2.11: "Gebruikte notaties"

Hier introduceert men voor de eerste keer de hoeken q_1 en q_2 , de veralgemeende robotcoördinaten. Deze zullen van belang zijn bij de kinematica van de robot. Men kan ze bepalen uitgaande van α en β :

$$\begin{aligned} q_1 &= \alpha - \frac{\pi}{2} \\ q_2 &= \beta - \pi \end{aligned} \tag{2.13}$$

De ontwerptekeningen zijn opnieuw gemaakt in het CAD programma Autodesk Inventor. Hierin kan men namelijk de traagheidsparameters van de constructie opvragen. Verder kan men alle gebruikte lagers en schroeven specificeren Dit zal zeker tot betere resultaten leiden dan deze bepaald in [1].

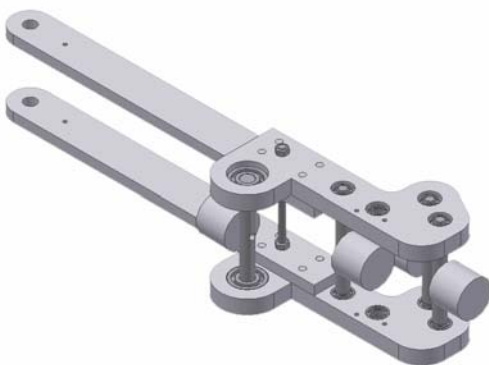
Een moeilijkheid ontstaat bij het tekenen van de spieren, deze zullen namelijk van lengte veranderen tijdens de beweging van de gehele constructie. Om dit probleem op te lossen wordt een vereenvoudiging toegepast: de spierconstructies bestaan uit een combinatie van de spieren zelf en hun verbindingstukjes. Aangezien de spieren zijn gemaakt uit een licht materiaal en gevuld met perslucht, wordt het gewicht van de spieren verwaarloosd. Verder worden de tussenstukjes die de serieschakeling verwezenlijken ook verwaarloosd. Het volledige gewicht van de spierconstructie wordt dus verdeeld over de twee verbindingstukjes op het uiteinde. Deze liggen op een zekere afstand van de spieraanhechtingsas. Men voert hier een bijkomende vereenvoudiging in: de verbindingstukjes worden aan de spierhechtingsassen geplaatst. De fout die hierdoor gemaakt wordt is kleiner dan de fout die men maakt door de spieren helemaal niet te beschouwen.



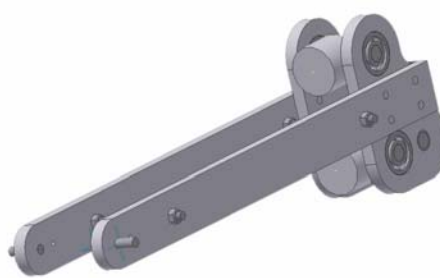
figuur 2.12: "Spier met aanhechtingspunten"

De spierconstructie is verbonden met twee lichamen: de combinatie 'sokkel-bovenarm' voor spieren 1, 2 en de combinatie 'bovenarm-onderarm' voor spieren 3, 4. Bijgevolg worden de aanhechtingsstukken over deze lichamen verdeeld.

Voor het bepalen van de traagheidsparameters beschouwt men alle bewegende onderdelen die bij een arm horen.



figuur 2.13: "Bovenarm"



figuur 2.14: "Onderarm"

Op de figuur ziet men duidelijk de cilindrische aanhechtingsstukken.

De traagheidsmomenten worden bepaald ten opzichte van de globale massamiddelpunten van beide armen, met behulp van de formule van Steiner.

Hiertoe zijn nog niet de sensoren, leidingen van perslucht, enz... gerekend. Daarom wordt er 10% bij de massa en het traagheidsmoment van de manipulator geteld:

$$\begin{array}{ll}
 \text{Bovenarm:} & l_{b2} : 0,223 \text{ m} \\
 & m_b : 1,366 \text{ kg} \\
 & I_b : 0,0163 \text{ kg.m}^2 \\
 \text{Onderarm:} & l_{o2} : 0,217 \text{ m} \\
 & m_o : 1,023 \text{ kg} \\
 & I_o : 0,0102 \text{ kg.m}^2
 \end{array}$$

De massamiddelpunten liggen niet exact op de lengteassen van de armen. De afwijking ten opzichte van de lengteassen is echter verwaarloosbaar. Ze wordt verder niet beschouwd. Dit zal de verdere berekeningen vereenvoudigen.

4. Bepaling Koppelfuncties

Het begrip koppelfunctie is in H2§1.1 geïntroduceerd. De notaties gebruikt in de vermelde sectie worden ook hier benut.

Om de koppelfuncties te bepalen moet men het verband kennen tussen de hefboom h_i en de hoek van het gelid γ_x enerzijds en tussen de rek ε_i en γ_x anderzijds. Met de kennis van de rek kan men dan de bijhorende spankrachtfunctie bepalen. Men beschikt over volgende formules [2]:

$$h_i \equiv l_i \sin \delta_i \quad (2.14)$$

$$\varepsilon_i(\gamma_x) = \frac{\#spieren I_{sp} - (|H_{1i} H_{2i}(\gamma_x)| - L_{verbindi})}{\#spieren I_{sp}} \quad (2.15)$$

Het aantal spieren in serieschakeling is, zoals reeds vermeld, vier voor spierconstructies 1 en 3 en drie voor spierconstructies 2 en 4. De verbindingslengte $L_{verbind}$ is de afstand tussen de twee aanhechtingspunten, verkleind met de effectieve lengte van de spier, die gelijk is aan $\#spieren I_{sp} (1 - \varepsilon)$.

Het werkingsdomein van de robot ligt tussen volgende grenzen:

$$\begin{array}{l}
 110^\circ \leq \alpha \leq 195^\circ \\
 50^\circ \leq \beta \leq 150^\circ
 \end{array} \quad (2.16)$$

Door de verbindingslengte aan te passen, kan men voor een zekere hoek een gewenste contractie instellen. De contractiegrenzen worden op 5% en 30% vastgelegd. De kracht, geleverd door de spieren, is namelijk op niet-lineaire wijze afhankelijk van deze contractie. Bij kleine ε -waarden streeft de kracht naar oneindig, bij grote ε -waarden wordt ze echter nul (zie ook verloop van de dimensieloze spankrachtfunctie figuur 2.2).

Bij $\alpha = 110^\circ$ is er een minimale contractie voor *spier* 1 en een maximale contractie voor *spier* 2 en bij $\beta = 50^\circ$ een minimale contractie voor *spier* 3 en een maximale contractie voor *spier* 4.

In formulevorm wordt dit:

-voor *spier 1* en *spier 3*:

$$L_{verbindi} = \left| H_{1i} H_{2i} (\gamma_x^*) \right| - \#sp \cdot l_{sp} \cdot (1 - \varepsilon_{\min}) \quad (2.17)$$

-voor *spier 2* en *spier 4*:

$$L_{verbindi} = \left| H_{1i} H_{2i} (\gamma_x^*) \right| - \#sp \cdot l_{sp} \cdot (1 - \varepsilon_{\max}) \quad (2.18)$$

waarbij voor:

- $i = 1, 2 \Rightarrow \gamma_x^* = 110^\circ$;
- $i = 3, 4 \Rightarrow \gamma_x^* = 50^\circ$;
- $i = 1, 3 \Rightarrow \#sp = 4$;
- $i = 2, 4 \Rightarrow \#sp = 3$;
- $\varepsilon_{\min} = 0,05$ en $\varepsilon_{\max} = 0,30$.

De formule om de afstand tussen de aanhechtingpunten te berekenen wordt bekomen door de toepassing van goniometrische formules.

Voor *spieren 1* en *3* wordt dit:

$$\sin \delta_i = \frac{1}{Ll_i} \cdot (\cos \gamma_i \cdot (y_0 \cdot Y - x_0 \cdot X) + \sin \gamma_i \cdot (y_0 \cdot X + x_0 \cdot Y)) \quad (2.19)$$

$$L^2 = l_i + x_0^2 + y_0^2 + 2 \cdot (\cos \gamma_i \cdot (x_0 \cdot Y + y_0 \cdot X) + \sin \gamma_i \cdot (x_0 \cdot X - y_0 \cdot Y)) \quad (2.20)$$

met:

- x_0, y_0 : de absolute coördinaten van punt H_{1i} ;
- X, Y : de relatieve coördinaten van punt H_{2i} ;
- $L = \left| H_{1i} H_{2i} (\gamma_x^*) \right|$;

Voor *spieren 2* en *4* wordt dit:

$$\sin \delta_i = \frac{1}{Ll_i} \cdot (\cos \gamma_i \cdot (-y_0 \cdot Y - x_0 \cdot X) + \sin \gamma_i \cdot (y_0 \cdot X + x_0 \cdot Y)) \quad (2.21)$$

$$L^2 = l_i + x_0^2 + y_0^2 - 2 \cdot (\cos \gamma_i \cdot (y_0 \cdot X + x_0 \cdot Y) + \sin \gamma_i \cdot (x_0 \cdot X + y_0 \cdot Y)) \quad (2.22)$$

De lengte van de spieren wordt gekozen op $l_{sp} = 6cm$ en de R/l verhouding bedraagt ongeveer 0,15. Uiteindelijk bekomt men volgende resultaten:

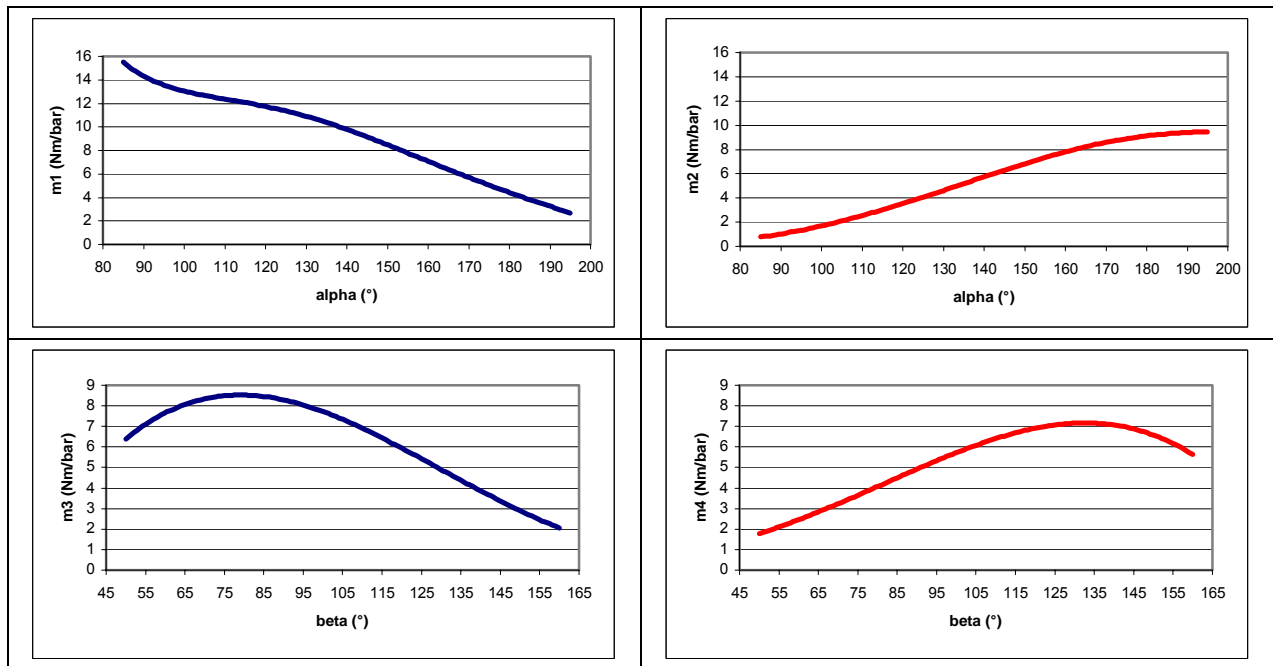
$$L_{verbind1} = 0,1170 \text{ m} \quad L_{verbind2} = 0,0745 \text{ m} \quad L_{verbind3} = 0,0943 \text{ m} \quad L_{verbind4} = 0,1398 \text{ m}$$

Om het gebruik van look-up tabellen te vermijden, worden de koppelfuncties in polynoomvorm opgesteld. Het kan voorvallen dat de robot buiten het theoretische werkingsgebied treedt (bijvoorbeeld door een grote kracht erop uit te oefenen). Daarom wordt het definitiegebied van de polynomen uitgebreid tot:

$$\begin{aligned} 85^\circ &\leq \alpha \leq 195^\circ \\ 50^\circ &\leq \beta \leq 160^\circ \end{aligned} \quad (2.23)$$

Indien de robot afwijkt van zijn werkingsgebied, worden er nog steeds zinvolle waarden voor de koppelfuncties berekend.

Met behulp van mathematica vindt men dan volgende grafieken:



figuur 2.15: "Verloop koppelfuncties"

De polynomen zijn:

$$m_1 = -2363,98 - \frac{438,60}{\alpha^2} + \frac{1709,27}{\alpha} + 1609,42 \cdot \alpha - 572,31 \cdot \alpha^2 + 102,25 \cdot \alpha^3 - 7,28 \cdot \alpha^4 \quad (2.24)$$

$$m_2 = 1043,39 + \frac{293,33}{\alpha^2} - \frac{859,89}{\alpha} - 667,67 \cdot \alpha + 234,40 \cdot \alpha^2 - 41,56 \cdot \alpha^3 + 2,90 \cdot \alpha^4 \quad (2.25)$$

$$m_3 = -58,16 - \frac{5,31}{\beta^2} + \frac{24,80}{\beta} + 79,07 \cdot \beta - 41,26 \cdot \beta^2 + 8,90 \cdot \beta^3 - 0,67 \cdot \beta^4 \quad (2.26)$$

$$m_4 = 21,20 + \frac{1,76}{\beta^2} - \frac{9,57}{\beta} - 23,65 \cdot \beta + 16,00 \cdot \beta^2 - 3,61 \cdot \beta^3 + 0,12 \cdot \beta^4 \quad (2.27)$$

α en β worden uitgedrukt in radialen.

Een mogelijk probleem wordt nu duidelijk: de werking van de onderarm wordt bepaald door de combinatie van *spieren 3* en *4*. Men ziet bij de grafieken van m_3 en m_4 dat de onderarm in de buurt van instabiliteit zou kunnen komen bij hoeken onder 70° , daar de daling van m_3 steiler is dan die van m_4 . Let wel dat de koppelfunctiewaarden nog vermenigvuldigd moeten worden met de heersende druk in de spieren, die hoger is in *spier 4* dan in *spier 3* bij de beschouwde hoekrange, om het geleverde moment van de spier te bekomen. Toch laat dit niet veel marge toe. De risicozone wordt bijna bereikt. Let wel op dat dit de theoretische grafieken zijn, later zal getracht worden de praktische koppelfuncties te bepalen (H5§4.4). Als deze iets afwijken van de theoretische koppelfuncties kan deze instabiliteit eventueel optreden.

5. Instrumentatie

Voor het meten van de hoeken worden twee potentiometers benut: de CPP-45B voor hoek α en de CPP-35B voor hoek β . Beiden zijn lineair in hun bereik en bijgevolg zijn voor de calibratie twee gekende hoeken nodig. Met behulp van een waterpas kan de calibratie snel gebeuren.

De Honeywell absolute druksensoren meten de druk op in de verschillende spieren. Het sensorsignaal wordt versterkt door een instrumentatieversterker (AD623). Ook deze sensoren zijn lineair. Het probleem is om twee gekende drukken te bekomen. Tijdens de eerste fase van het calibratieproces zijn de spieren drukloos en stemt de uitgelezen waarde met de atmosferische druk overeen. Door de volledige voedingsdruk (7 bar) van de persleiding te beperken tot 2 bar, met behulp van een regelkraan en een meetklok, kan men de calibratie vervolledigen.

De kleppen regelen de druk in de spieren. Voor *spieren 1* en *3* worden Kolvenbach kleppen gebruikt. Voor *spieren 2* en *4* benut men de kleinere Tecno kleppen. Deze laatste hebben een tragere insteltijd en worden daarom bij de ondersteunende spieren geplaatst. Alle kleppen hebben een interne PID controller om de druk te regelen.

Het verband tussen de aangelegde spanning en de drukstelwaarde van de kleppen is lineair. Voor de calibratie wordt gebruik gemaakt van de omzettingsformule van de druksensoren. In een eerste fase wordt het stuursignaal van de kleppen opgedreven tot een druk van 2 bar in *spieren 1, 3* en een druk van 1 bar in *spieren 2, 4* wordt gemeten door de druksensoren. Dit geeft het eerste referentiepunt. In een tweede fase wordt het stuursignaal van de kleppen bijgeregeld tot een druk van 2 bar in *spieren 2, 4* en een druk van 1 bar in *spieren 1, 3* wordt gemeten. Hiermee is het tweede referentiepunt vastgelegd. Nu kan men de omzettingsformule van de kleppen bepalen.

De datasheets van de verschillende instrumenten vindt men terug op bijhorende CD-ROM.

6. Programma/Communicatie

De PC is een AMD Duron geclockt op 1200 Mhz waarop een Linux besturingssysteem draait (Red Hat variant). De gebruikte RTAI kernel is specifiek ontworpen om real-time multi-threading te ondersteunen.

Voor de communicatie tussen de PC en de armconstructie (meet- en stuursignalen) gebruikt men een DAC/ADC printplaat, die aangestuurd wordt door een microcontroller.

Men moet er wel op letten dat het signaal uit de sensoren tussen 0V en 5V ligt. Waarden die hiervan afwijken, worden verkeerd geïnterpreteerd door de A/D convertor. Deze A/D convertor zet de ingelezen signalen om in digitale vorm. Vervolgens worden ze via de seriële poort naar de PC gestuurd.

Nadat de PC de gegevens heeft ingelezen en verwerkt, worden de nieuwe berekende drukken doorgegeven aan de D/A convertor. Het signaal dat uit de D/A convertor komt is de stelwaarde voor de kleppen.

Het doorsturen van de verschillende signalen wordt geregeld door een 68HC11 microcontroller. Er kan om de 10 msec nieuwe sensordata doorgestuurd worden naar de PC. Kleinere sampletijden zijn moeilijk te verwezenlijken, omdat de limiet van de microcontroller bijna bereikt is. Een volledige cyclus bestaat dus uit het doorsturen van ingelezen data van de sensoren naar de PC, het berekenen van nieuwe drukwaarden door het C++ programma en tenslotte het sturen van de nieuwe stelwaarden naar de kleppen.

De computer krijgt om de 10 msec nieuwe data binnen van de sensoren. Door de verschillende processen die lopen op de PC kan het zijn dat de nieuwe drukstelwaarden, berekend door de PC, niet binnen de 10 msec naar de kleppen worden gestuurd. De tijd nodig om het volledige proces van de dataverwerking te doorlopen is niet noodzakelijk constant.

Het programma werd in C++ geschreven. Het GTKMM framework wordt gebruikt voor de user interface.

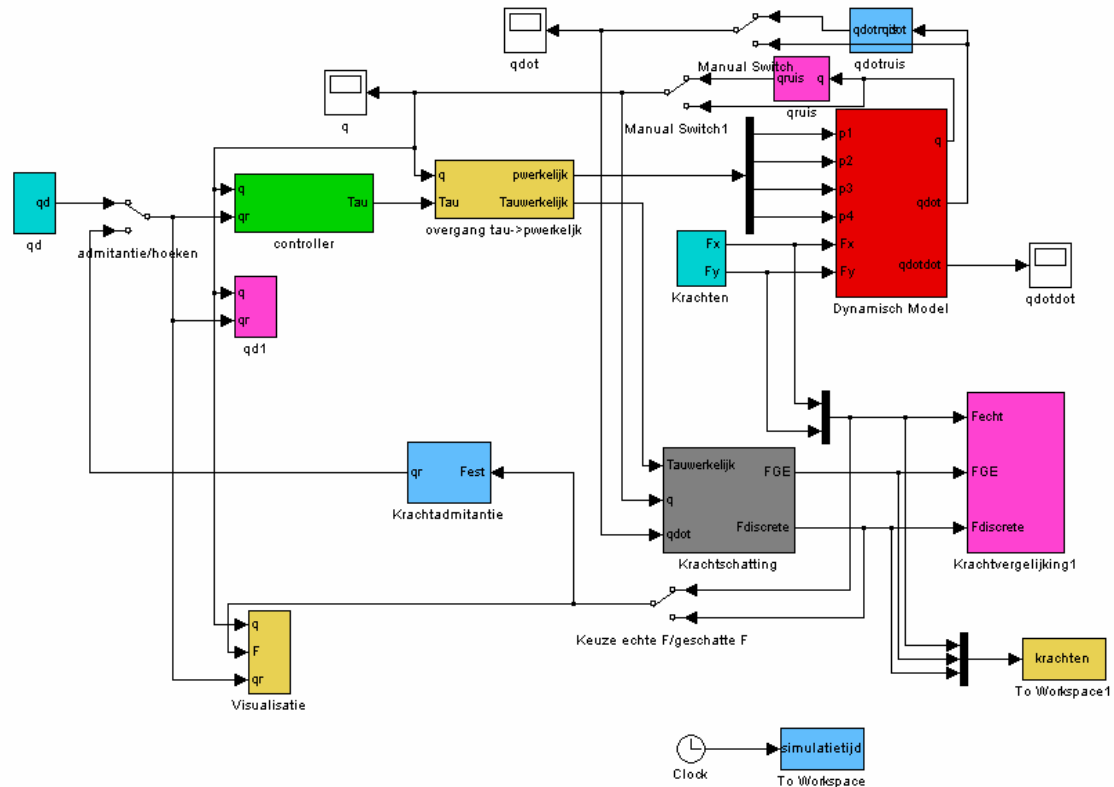
Bij het opstarten van het programma moet eerst de calibratie uitgevoerd worden, zodat zowel de kleppen als de druksensoren correct werken. Men kan deze stap echter ook overslaan, waardoor het programma automatisch gebruik maakt van een voorgaande calibratie. De potentiometers hebben een vaste omzettingsformule.

Ondanks het feit dat de kleppen een ingebouwde PID regelaar bevatten, blijken ze toch moeilijkheden te hebben om een constante druk te behouden. Dit is waarschijnlijk te wijten aan de schokreflecties die bij de verschillende variaties van de doorsnede ontstaan. Bovendien staan er vier spieren in serie. Een oplossing van dit probleem is de sensor die de druk meet voor de interne PID regelaar van de kleppen binnenin de laatste spier te plaatsen. De voedingsdruk van de Kolvenbach kleppen is waarschijnlijk ook te groot voor het kleine volume van de spieren.

Voor het volledige programma wordt verwezen naar bijhorende CD-ROM.

7. Simulatie

De verschillende uitgeteste technieken (positiecontroller, krachtschatting en krachtadmittantie) worden eerst beproefd in een Simulink simulatiemodel. Een algemeen overzicht wordt gegeven in onderstaande figuur:



figuur 2.16: "Simulink model"

Blokken zoals het dynamisch model, de controller, de krachtschatting en de krachtadmittantie worden in hun respectievelijke hoofdstukken besproken.

Voor de overgang van de drukstelwaarde naar de werkelijke druk, gebruikt men een vereenvoudigd model van de kleppen. In [1] is immers vastgesteld dat het systeem klep/spier onderstaande eerste orde benadering volgt:

$$\frac{1}{0,05s + 1} e^{-0,01s} \quad (2.28)$$

Merk de tijdsvertraging van een sampleperiode op! Dit is de transfertfunctie van de Kolvenbach kleppen, de Tecno kleppen zijn iets trager. Voor het simulatiemodel gebruikt men echter dezelfde transfertfunctie.

Verder kan men in simulatie de operator krachten, de stelwaarde voor de hoeken en eventuele ruis op de hoeken en snelheden van de hoeken instellen. Zoals gebruikelijk is overal data-capturing alsook een visualisatie voorzien.

8. Besluit

- In dit hoofdstuk is de constructie van de robot overlopen. Verder zijn de eigenschappen van de actuatoren belicht.
 - Alle parameters die de werking van de robot bepalen (koppelfuncties, traagheidsgrootheden en karakteristieke lengtes) zijn gedefinieerd en hun waarde is bepaald.
 - De basis voor het C++ programma en de simulatie is ook gelegd.
-

Hoofdstuk 3

Kinematica en dynamica

In dit hoofdstuk worden de voorwaartse en inverse kinematica behandeld. Verder worden de bewegingsvergelijkingen van de tweeledige arm opgesteld.

1. Voorwaartse en Inverse Kinematica:

Deze begrippen hebben hun essentiële belang in elke robotica-toepassing. Voor de bijhorende notaties wordt naar H2§3 verwezen.

1.1 Voorwaartse kinematica:

Hier zijn de hoeken α en β gekend en worden de coördinaten x en y van het tool center point gezocht.

Door projectie op de x en y as van beide armen komt men tot de gezochte formules:

$$\begin{aligned}x_{tcp} &= l_{b1} \cos(q_1) + l_{o1} \cos(q_1 + q_2) + l_{o3} \sin(q_1 + q_2) \\ y_{tcp} &= l_{b1} \sin(q_1) + l_{o1} \sin(q_1 + q_2) - l_{o3} \cos(q_1 + q_2)\end{aligned}\tag{3.1}$$

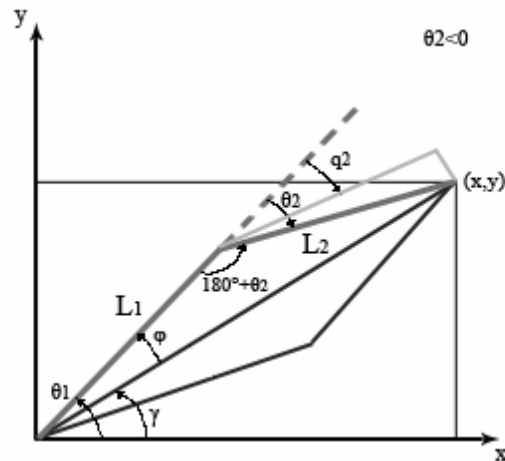
1.2 Inverse kinematica:

Hier gaat men uit van de coördinaten x en y van het tool center point en zoekt men de hoeken α en β van respectievelijk de boven- en onderarm.

De vervanging van de onderarm door een recht stuk met lengte L_2 , bespaart veel rekenwerk. Men kan dan uiteindelijk teruggaan naar het originele design door L_2 te vervangen door de lengtes l_{o1} en l_{o3} van de onderarm met behulp van volgende formule:

$$L_2^2 = l_{o1}^2 + l_{o3}^2\tag{3.2}$$

Voor een zekere positie (x,y) van de robot zijn er dan steeds twee mogelijke standen voor beide armen: één waarbij het scharnierpunt boven de verbindingslijn ‘oorsprong-tcp’ ligt en een andere waarbij het eronder ligt.



figuur 3.1: "Inverse kinematica"

Past men de cosinusregel toe in de driehoek 'oorsprong-scharnier-tcp' dan vindt men:

$$x^2 + y^2 = L_1^2 + L_2^2 - 2L_1L_2 \cos(\pi + \theta_2) \quad (3.3)$$

Let erop dat in de figuur $\theta_2 < 0$ is.

Hieruit kan men de hoek θ_2 halen:

$$\theta_2 = -\arccos \frac{x^2 + y^2 - L_1^2 - L_2^2}{2L_1L_2} \quad (3.4)$$

Het minteken wordt hier expliciet aangegeven, daar de PC enkel het positieve resultaat van de boogcosinus weergeeft.

Verder geldt er:

$$\gamma = \arctg2(y, x) \quad (3.5)$$

De boogtangens2-functie berekent de boogtangens van y/x , rekening houdend met de tekens van de argumenten om de hoek in het juiste kwadrant te kunnen plaatsen.

Door opnieuw de cosinusregel toe te passen in driehoek 'oorsprong-scharnier-tcp' vindt men:

$$\varphi = \arccos \left(\frac{x^2 + y^2 + L_1^2 - L_2^2}{2L_1\sqrt{x^2 + y^2}} \right) \quad (3.6)$$

Deze hoek is in het geval van de manipulator gelegen tussen 0° en 180° . Door het gekozen design ligt de scharnier steeds boven de verbindingslijn oorsprong - tool center point.

Uiteindelijk komt men dan tot de gezochte formule voor q_1 :

$$q_1 = \gamma + \varphi \quad (3.7)$$

Het plus teken komt van het feit dat het elleboogpunt boven de verbindingslijn oorsprong - tcp ligt.

Voor q_2 is de formule eenvoudiger te bekomen:

$$q_2 = \theta_2 + \arctan\left(\frac{0,03}{0,31}\right) \quad (3.8)$$

Men kan dan nog volgende transformatie toepassen om tot α en β te komen:

$$\begin{aligned} \alpha &= q_1 + \frac{\pi}{2} \\ \beta &= q_2 + \pi \end{aligned} \quad (3.9)$$

Iets compactere en complexere formules vindt men terug in [10], die uiteraard tot hetzelfde resultaat leiden.

2. Bepaling van het dynamisch model

Het dynamisch model speelt een grote rol bij het opstellen van de controller en de krachtschatting. Een goede kennis ervan is dus onontbeerlijk. De afleiding gebeurt met behulp van de methode van Lagrange. Deze methode maakt gebruik van de langrangiaan L , die gelijk is aan het verschil van de kinetische en potentiële energie.

$$L = E_k - U \quad (3.10)$$

De theoretische uitwerking wordt hier achterwege gelaten, daar ze al gezien is in de cursus van robotica [5]. In tegenstelling tot [1], worden de bewegingsvergelijkingen opgesteld voor een tweeledige arm. De last die eventueel aan de robot ophangen wordt, beschouwt men voorlopig niet.

Indien er geen uitwendige krachten optreden - de zwaartekracht buiten beschouwing gelaten - heeft men te maken met volgende vorm van de bewegingsvergelijkingen:

$$\begin{bmatrix} H(q_1, q_2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C(q_1, q_2, \dot{q}_1, \dot{q}_2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q}_1 \\ \dot{q}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} g(q_1, q_2) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

De eerste term, waarin de tweede afgeleide staat, stelt de traagheden voor. De tweede term, die bi-kwadratisch is in de veralgemeende snelheden, stelt de Coriolis- en de centrifugaaleffecten voor. De derde term stelt de invloed van de zwaartekracht voor. Het rechterlid bundelt de actuatorkoppels behorend bij de robotcoördinaten.

De verschillende matrices staan hieronder aangegeven. De traagheidsmomenten zijn bepaald ten opzichte van het massamiddelpunt van beide armen.

Betreffende de notaties wordt naar het vorige hoofdstuk verwezen (zie H2§3).

H-matrix:

$$[H] = \begin{bmatrix} m_b l_{b2}^2 + m_o (l_{b1}^2 + l_{o2}^2 + 2l_{b1}l_{o2} \cos(q_2)) + I_b + I_o & m_o (l_{o2}^2 + l_{b1}l_{o2} \cos(q_2)) + I_o \\ m_o (l_{o2}^2 + l_{b1}l_{o2} \cos(q_2)) + I_o & m_o l_{o2}^2 + I_o \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

C-matrix:

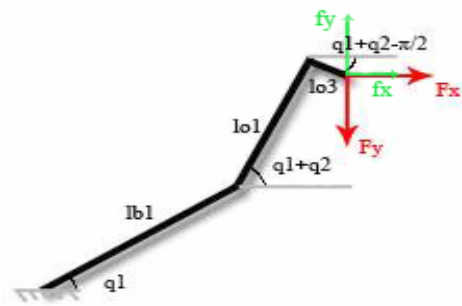
$$[C] = \begin{bmatrix} -2m_o l_{b1}l_{o2} \sin(q_2) \dot{q}_2 & -m_o l_{b1}l_{o2} \sin(q_2) \dot{q}_2 \\ m_o l_{b1}l_{o2} \sin(q_2) \dot{q}_1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

g-matrix:

$$[g] = \begin{bmatrix} m_b g l_{b2} \cos(q_1) + m_o g (l_{b1} \cos(q_1) + l_{o2} \cos(q_1 + q_2)) \\ m_o g l_{o2} \cos(q_1 + q_2) \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

Er zullen nog andere invloeden op de arm inwerken, waardoor men nog enkele termen moet invoeren in het dynamisch model.

Een eerste invloed is de uitwendige kracht:



De uitwendige kracht F_x , F_y grijpt aan op het tool center point (tcp).

Merk op dat de y-component van de kracht naar onder is gericht, dit zal later terugkomen in de admitantiesturing.

figuur 3.2: "Richting uitwendige kracht"

Drukt men het behoud van vermogen uit dan bekomt men:

$$\begin{bmatrix} f_x & f_y \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_x^f \\ v_y^f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_1^f & \tau_2^f \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \dot{q}_1 \\ \dot{q}_2 \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

waarbij:

- f_x, f_y : de krachten in een carthesisch assenstelsel waarbij de y-as naar boven is gericht;
- v_x^f, v_y^f : de snelheid in het tcp;
- τ_1^f, τ_2^f : het koppel gegenereerd door de krachten in de scharnieren.

Om over te gaan van f_x, f_y naar F_x, F_y , zal men $\begin{bmatrix} f_x & f_y \end{bmatrix}^T$ moeten vermenigvuldigen met:

$$[M] = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Uit de eerste afgeleide van de positie van het tcp (3.1) kan de jacobiaan bepaald worden. De jacobiaan geeft het verband tussen de translatie- en rotatiesnelheid van een punt op de robot en de tijdsafgeleiden van de robotcoördinaten.

De term van de krachten in de bewegingsvergelijking wordt dus:

$$\begin{bmatrix} \tau_1^f \\ \tau_2^f \end{bmatrix} = [J]^T [M] \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

met:

$$[J] = \begin{bmatrix} -l_{b1} \sin(q_1) - l_{o1} \sin(q_1 + q_2) + l_{o3} \cos(q_1 + q_2) & -l_{o1} \sin(q_1 + q_2) + l_{o3} \cos(q_1 + q_2) \\ l_{b1} \cos(q_1) + l_{o1} \cos(q_1 + q_2) + l_{o3} \sin(q_1 + q_2) & l_{o1} \cos(q_1 + q_2) + l_{o3} \sin(q_1 + q_2) \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

Een volgende uitwendige invloed is afkomstig van de wrijving.

Deze invloed is echter moeilijk te modelleren, onder andere door hysteresis. Het eenvoudige model dat hier wordt gebruikt, is gebaseerd op een combinatie van Coulomb wrijving en viskeuze wrijving. Het model bevat een statische en een dynamische term. De statische term zal continu aanwezig zijn. De dynamische term is afkomstig uit het product van de wrijvingscoëfficiënt en de snelheid van de robotcoördinaat, behorende bij de beschouwde arm.

Aldus komt men tot volgende betrekking:

$$\begin{bmatrix} \tau_1^W \\ \tau_2^W \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} C_{W1}^S \operatorname{sgn}(\dot{q}_1) \\ C_{W2}^S \operatorname{sgn}(\dot{q}_2) \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} C_{W1}^D \dot{q}_1 \\ C_{W2}^D \dot{q}_2 \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

waarbij $C_{W_i}^S$ en $C_{W_i}^D$ respectievelijk de statische en dynamische wrijvingscoëfficiënt zijn.

Indien men nu alles samenvoegt, bekomt men het volledige dynamisch model:

$$[H] \begin{bmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \end{bmatrix} + [C] \begin{bmatrix} \dot{q}_1 \\ \dot{q}_2 \end{bmatrix} + [g] - [J]^T [M] \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{W1}^S \operatorname{sign}(\dot{q}_1) \\ C_{W2}^S \operatorname{sign}(\dot{q}_2) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{W1}^D \dot{q}_1 \\ C_{W2}^D \dot{q}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_{1act} \\ \tau_{2act} \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

De actuorkoppels worden bepaald door de antagonistische opstelling (zie ook H2§1.2). Elke spier zal een koppel genereren, dat tegengesteld is aan het koppel van hun antagonist (H2§1.1):

$$\begin{aligned} \tau_{1act} &= M_1 - M_2 = m_1 \cdot p_1 - m_2 \cdot p_2 \\ \tau_{2act} &= M_3 - M_4 = m_3 \cdot p_3 - m_4 \cdot p_4 \end{aligned} \quad (3.21)$$

De momenten kunnen met behulp van de koppelfuncties berekend worden indien de drukken gekend zijn. Omdat men met de antagonistische opstelling werkt, wordt de druk in een spierenpaar bepaald door een gemiddelde druk p_m en een drukvariatie hierop $\Delta p_\alpha, \Delta p_\beta$, zodanig dat:

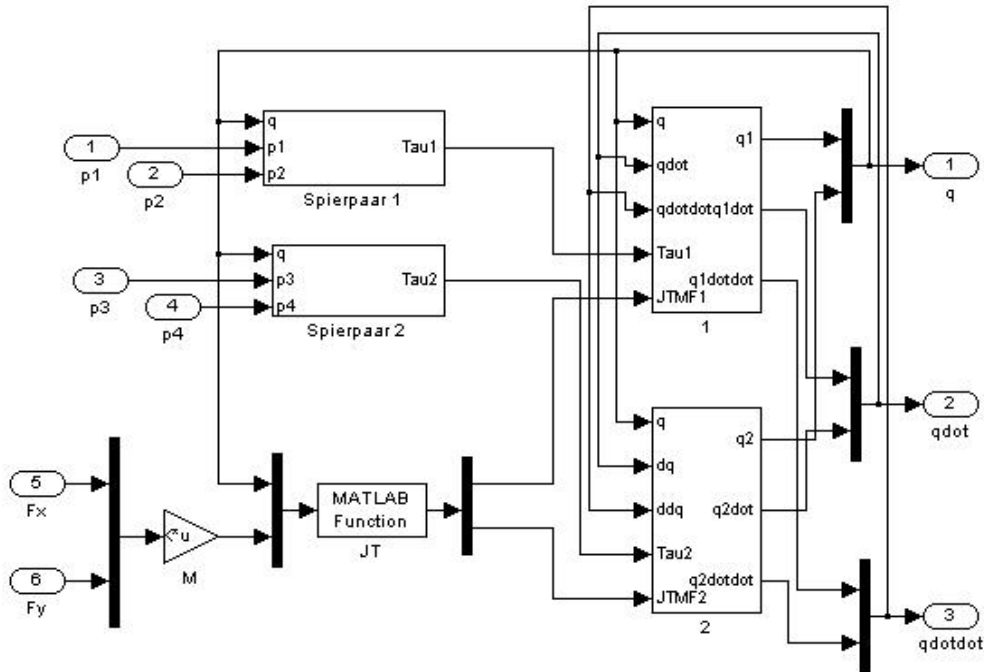
$$\begin{aligned} p_1 &= p_m + \Delta p_\alpha \\ p_2 &= p_m - \Delta p_\alpha \\ p_3 &= p_m + \Delta p_\beta \\ p_4 &= p_m - \Delta p_\beta \end{aligned} \quad (3.22)$$

Het verband tussen de koppels, de drukvariatie en de robotcoördinaten wordt gegeven door:

$$\begin{aligned} \tau_{1act} &= (m_1 + m_2) \Delta p_\alpha + (m_1 - m_2) p_m \\ \tau_{2act} &= (m_3 + m_4) \Delta p_\beta + (m_3 - m_4) p_m \end{aligned} \quad (3.23)$$

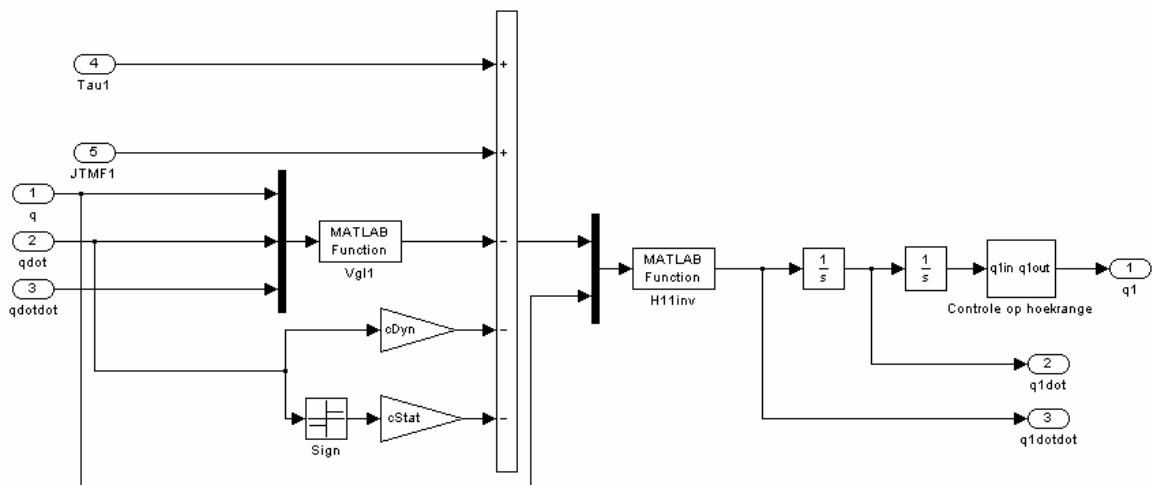
3. Simulink model:

Het dynamisch model neemt in de Simulink simulatie de rol van de eigenlijk robot over. In figuur 2.16 werd het dynamisch model voorgesteld door een Simulink blokje. Hier volgt een meer gedetailleerde tekening:



figuur 3.3: "Dynamisch model in Simulink"

De ingangen zijn de drukken in de spieren, afkomstig uit de kleppen en berekend in de controller, en de krachten, die door de gebruiker ingesteld kunnen worden. In spierpaar 1 en 2 worden de koppels in de scharnieren berekend, zoals beschreven in formule (3.23). Het blokje JT berekent met behulp van de getransponeerde jacobiaan de koppels afkomstig van de krachten. In de twee grote blokken wordt het dynamisch model geïnverteerd om van de koppels naar de versnelling van de robotcoördinaten te komen. Daarna worden deze laatste geïntegreerd om de veralgemeende robotcoördinaten te verkrijgen (zie figuur 3.3).



figuur 3.4: "Bepaling van de hoeken uitgaande van de koppels"

Zoals te zien op de figuur beschikt men in Simulink zowel over de hoeken, de snelheden van de hoeken als de versnellingen ervan. In de praktijk heeft men enkel beschikking over de hoeken, die door potentiometers worden opgemeten. Om over te gaan tot de snelheden en versnellingen moet er numeriek afgeleid worden.

4. Besluit:

- In dit hoofdstuk werden het dynamisch model voor de tweeledige arm, de voorwaartse en inverse kinematica uitgewerkt. Men kan nu simulaties uitvoeren in Simulink om het gedrag van de robot na te gaan.
 - Hoewel het dynamisch model slechts twee korte vergelijkingen bevat, is het essentieel bij elk onderdeel van dit werk. Zowel bij de controletechnieken als bij de krachtschatting komt het dynamisch model terug.
-

Hoofdstuk 4

Positie/Trajectcontrole

Verschillende controletechnieken zijn uitgetest in praktijk, namelijk de PID controller, de PID controller met feedforwardterm en de sliding mode controller.

In de eerste plaats wordt de positiecontrole onderzocht. Als deze stabiel genoeg is, wordt overgegaan naar een trajectcontrole. De trajectcontrole wordt onderzocht, daar de operator de last continu begeleidt. Hierdoor is het net alsof een baan wordt voorgeschreven.

De manipulator is een niet-lineair systeem. Dit ziet men aan de bewegingsvergelijkingen (3.20), die beschreven zijn door niet-lineaire differentiaal vergelijkingen. Verder heeft men te maken met saturaties en distorties van de actuatoren, een eventuele wisselende belasting, hysteresis die inherent is aan de gebruikte spieren, wrijving en stictie. Deze laatste drie bijdragen zijn niet lineariseerbaar, wegens hun discontinu karakter.

De stabiliteit van de positiecontrole van niet-lineaire systemen kan geanalyseerd worden met de Lyapunov theorie. Echter vereist dit een Lyapunov functie die niet eenvoudig te vinden is in de praktijk. De robuustheid en stabiliteit van de onderzochte controllers wordt dan ook enkel door trial-and-error beproefd.

Uit veiligheidsoverwegingen worden alle testen eerst uitgevoerd op de onderarm, met de bovenarm in rustpositie en daarna op de volledige manipulator.

Zoals in het volgende hoofdstuk zal blijken, is er hysteresis aanwezig in het systeem (zie H5§4.1). Dit heeft echter weinig invloed op de positiecontrole. Hierbij wil men een zekere positie bereiken. De regelaar zal de drukken zo regelen dat deze positie bereikt wordt ongeacht de imperfecties van het model. Uiteraard zullen enkele technieken, zoals het gebruik van een feedforwardterm, niet perfect werken. Dit hoofdstuk zal aantonen dat dit niet noodzakelijk is voor een stabiele werking.

1. PID controller

Dit is de eenvoudigste controller die wordt uitprobeerd. Het is één van de basistechnieken uit de regeltechniek. Hoewel deze methode hoofdzakelijk gebruikt wordt bij lineaire systemen, waarbij men ook de optimale waarde van de gains kan bepalen, zal men ze soms ook toepassen voor niet-lineaire systemen. Meestal wordt er dan een beperkt gebied bekeken, waarin men de bewegingsvergelijkingen lineariseert. Eens buiten dit beperkte gebied is de linearisatie niet langer

geldig. De manipulator is een niet-lineair systeem en er wordt gezocht naar parameters die in het volledige bereik geldig zijn. De linearisatie is hier geen oplossing, want het bereik van de robot is te groot. Voor het zoeken naar de optimale parameterinstelling bestaat geen universele techniek, daar elk niet-lineair systeem op een andere manier zal reageren, afhankelijk van de toestand waarin het systeem zich bevindt. De versterkingswaarden worden bijgevolg experimenteel bepaald.

1.1 Theorie/simulatie:

De parameters van de PID controller zijn de gains van de proportionele term (K_p), de differentiële term (K_d) en van de integrerende term (K_i).

De verschillende invloeden van de factoren worden hieronder kort toegelicht.

P-Actie:

Gesloten lus effecten:

- Controle actie is proportioneel tot de fout
- Steady-state offset van de controle variabele

Tuning:

- Kleine gain: geen effect op controle
- Stijgende gain: kleinere offset, snellere systeem responsie
- Grote gain: meer oscillatie en instabiel

I-Actie:

Gesloten lus effecten:

- Elimineren van steady-state offset

Tuning:

- Kleine gain: trage dynamische responsie
- Stijgende gain: sneller antwoord, stijgende oscillaties
- Grote gain: onstabiel systeem

D-Actie:

Gesloten lus effecten:

- Probeert toekomstige controle variabele waarden te anticiperen
- Stabiliserend effect
- Versterkt ruis

Tuning:

- Kleine gain: snellere responsie en verminderende oscillaties
- Grote gain: ruisversterking

Na het inlezen van de hoeken van beide armen (in graden) door de computer, wordt de foutterm e berekend, die het verschil is tussen de stelwaarde en de huidige waarde van de hoeken. Vervolgens wordt de drukvariatie, Δp_α en Δp_β , ten opzichte van de gemiddelde druk p_m in bar uitgerekend (zie H2§1.2).

$$\begin{aligned}\Delta p_\alpha &= K_{p\alpha} e_\alpha + K_{d\alpha} \frac{de_\alpha}{dt} + K_{i\alpha} \int e_\alpha dt \\ \Delta p_\beta &= K_{p\beta} e_\beta + K_{d\beta} \frac{de_\beta}{dt} + K_{i\beta} \int e_\beta dt\end{aligned}\tag{4.1}$$

met:

$$\begin{aligned} e_\alpha &= (\alpha_d - \alpha) \\ e_\beta &= (\beta_d - \beta) \end{aligned} \tag{4.2}$$

Zoals uit de vergelijkingen blijkt wordt er een aparte waarde van de versterkingsfactoren gezocht voor de twee armen afzonderlijk.

Dit wordt geïmplementeerd in Simulink en de eerste simulaties kunnen beginnen. De controller werkt enkel stabiel bij kleine waarden (grootteorde 10^{-4}) van de parameters K_p, K_d, K_i en enkel bij kleine hoekveranderingen. Bij grotere waarden van de versterkingsfactoren of grotere hoekwijzigingen wordt het systeem instabiel. Dit voorspelt weinig goed voor de invoering in realiteit.

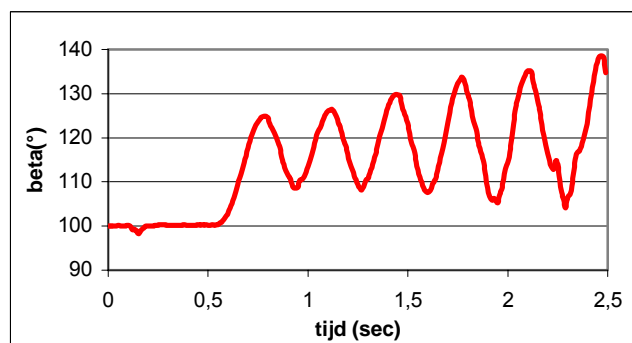
Figuren uit simulatie worden achterwege gelaten, daar het model niet volledig overeenstemt met de realiteit. Men kan enkel kwalitatieve resultaten halen uit de simulatie, geen kwantitatieve. Echter, indien een techniek in simulatie niet correct werkt, zal hij in de praktijk meestal ook niet functioneren.

1.1 Praktische resultaten:

Voor men (4.1) kan implementeren in realiteit moet er eerst worden overgegaan naar discrete formules. Om dit te verwezenlijken zijn meerdere oplossingen mogelijk. Hier wordt slechts één mogelijkheid beschreven. De eerste afgeleide wordt vervangen door een eerste orde discrete variant en de integraal door een som. Dit resulteert in:

$$\begin{aligned} \Delta p_{\alpha n} &= K_{p\alpha} e_{\alpha n} + K_{d\alpha} \frac{(e_{\alpha n} - e_{\alpha(n-1)})}{\Delta t} + K_{i\alpha} \sum_{l=1}^n e_{\alpha l} \\ \Delta p_{\beta n} &= K_{p\beta} e_{\beta n} + K_{d\beta} \frac{(e_{\beta n} - e_{\beta(n-1)})}{\Delta t} + K_{i\beta} \sum_{l=1}^n e_{\beta l} \end{aligned} \tag{4.3}$$

Zoals te verwachten geeft de PID controller niet het gewenste resultaat:



figuur 4.1: "Instabiliteit PID controller"

Bovenstaande grafiek wordt opgenomen met waarden $K_{p\beta} = 0,033$, $K_{d\beta} = 0,0007$ en $K_{i\beta} = 0,0013$. Er wordt een stap voor β van 100° naar 120° gevraagd, terwijl de bovenarm in rustpositie ($\alpha = 83^\circ$) blijft.

De PID controller kan zowel in simulatie als realiteit niet gebruikt worden. Meer geavanceerde technieken moeten bekeken worden.

2. PID controller met feedforwardterm

Een logische uitbreiding van een lineaire controller voor niet-lineaire systemen is werken met een feedforwardterm. Hierbij wordt gebruik gemaakt van de kennis van het systeem om een benadering van de controleactie te berekenen. Daar men slechts over een beperkt model van het niet-lineaire systeem beschikt, dat bovendien slechts gedeeltelijk wordt gebruikt, zal de bekomen output niet volledig overeenstemmen met de gewenste output. Deze fout zal dan door de lineaire controller weggewerkt worden.

2.1 Theorie/simulatie:

De feedforwardterm wordt verwezenlijkt door de gravitatieterm in het dynamisch model. Hierdoor wordt de gravitatiekracht gecompenseerd, waardoor men ook over een PID controller met gravitatiecompensatie spreekt.

Om de gravitatieterm om te zetten tot een drukvariatie wordt met de koppelfuncties gewerkt. Men vertrekt vanuit (zie ook H3§2):

$$\begin{aligned}\tau_{actuator1} &= (m_1 + m_2)\Delta p_\alpha + (m_1 - m_2)p_m \\ \tau_{actuator2} &= (m_3 + m_4)\Delta p_\beta + (m_3 - m_4)p_m\end{aligned}\quad (4.4)$$

en:

$$\begin{aligned}\tau_{gravitatie1} &= m_b g l_{b2} \cos(q_1) + m_o g (l_{b1} \cos(q_1) + l_{o2} \cos(q_1 + q_2)) \\ \tau_{gravitatie2} &= m_o g l_{o2} \cos(q_1 + q_2)\end{aligned}\quad (4.5)$$

In het statisch geval is $\tau_{actuator} = \tau_{gravitatie}$. Hieruit kan men dan de feedforwardterm halen:

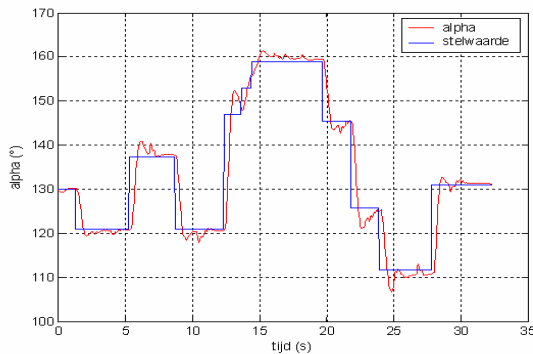
$$\begin{aligned}\Delta p_{\alpha ff} &= \frac{(\tau_{gravitatie1} - (m_1 - m_2)p_m)}{(m_1 + m_2)} \\ \Delta p_{\beta ff} &= \frac{(\tau_{gravitatie2} - (m_3 - m_4)p_m)}{(m_3 + m_4)}\end{aligned}\quad (4.6)$$

De uiteindelijke regelactie is:

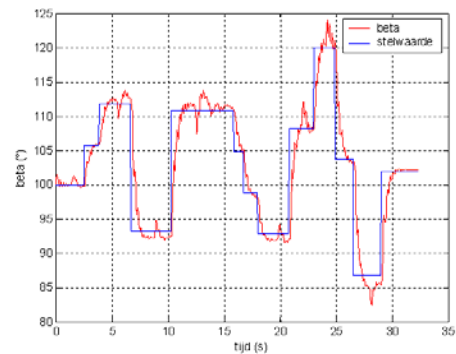
$$\begin{aligned}\Delta p_\alpha &= K_{p\alpha} e_\alpha + K_{d\alpha} \frac{de_\alpha}{dt} + K_{i\alpha} \int e_\alpha dt + \Delta p_{\alpha ff} \\ \Delta p_\beta &= K_{p\beta} e_\beta + K_{d\beta} \frac{de_\beta}{dt} + K_{i\beta} \int e_\beta dt + \Delta p_{\beta ff}\end{aligned}\quad (4.7)$$

Ook in het Simulink model wordt een PID controller met gravitatiecompensatie gebouwd. Het grote verschil met de realiteit is dat de modelparameters gekend zijn. Hierdoor zal bij het stilstaan op een vaste positie, de PID zelf geen regelactie uitvoeren, maar enkel de gravitatiecompensatie. De eindfout zal steeds naar nul gaan, waardoor de I-actie overbodig wordt.

Deze controller blijkt wel goed te werken. Er kunnen grote waarden voor de gains worden ingesteld en er kunnen grote stappen genomen worden zonder dat de robot instabiel wordt. Er zijn een hele reeks simulaties uitgevoerd waarvan hieronder enkele voorbeelden:



figuur 4.2: "α in functie van de tijd"



figuur 4.3: "β in functie van de tijd"

De initiële positie van de arm is $\alpha = 130^\circ$, $\beta = 100^\circ$ en er wordt geen kracht op de manipulator uitgeoefend. Vanuit die positie ondergaat de manipulator enkele stapvormige variaties van beide hoeken. De arm blijft in alle situaties stabiel.

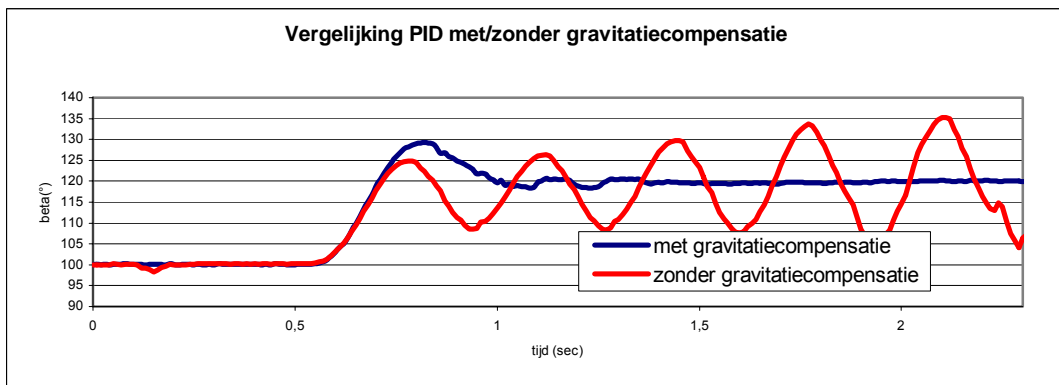
In H2§4 werd op een mogelijke instabiliteit gewezen. Als dit in simulatie onderzocht wordt, treedt de instabiliteit niet volledig op. Men kan tot $\beta = 50^\circ$ gaan voordat de arm metastabiel wordt. Men zit dus juist op de grens van de stabiliteit.

2.2 Praktische resultaten:

De overgang naar realiteit gaat gepaard met discretisatie. De discretisatie kan op verscheidene manieren gebeuren, hier is voor volgende variant gekozen:

$$\begin{aligned} \Delta p_{\alpha n} &= K_{p\alpha} e_{\alpha n} + K_{d\alpha} \frac{(e_{\alpha n} - e_{\alpha(n-1)})}{\Delta t} + K_{i\alpha} \sum_{l=1}^n e_{\alpha l} + \Delta p_{\alpha ff} \\ \Delta p_{\beta n} &= K_{p\beta} e_{\beta n} + K_{d\beta} \frac{(e_{\beta n} - e_{\beta(n-1)})}{\Delta t} + K_{i\beta} \sum_{l=1}^n e_{\beta l} + \Delta p_{\beta ff} \end{aligned} \quad (4.8)$$

In het begin wordt enkel de onderarm onderzocht en ook hier geeft de controller goede resultaten. De vergelijking met de gewone PID controller wordt hieronder benadrukt:



figuur 4.4: "Vergelijking PID met en zonder feedforwardterm"

De grafiek is opgenomen met dezelfde parameters als vermeldt bij figuur 4.1.

Hoewel de overshoot groter is, blijft de regelactie stabiel.

De gravitatiecompensatie term zou in theorie de arm in elke mogelijke positie in evenwicht moeten houden, zodat de PID controller enkel moet reageren op een verandering van de stelwaarde. Dit betekent dat de arm in elke mogelijke positie losgelaten mag worden en de arm in die positie moet blijven. In realiteit blijkt dit niet zo te zijn.

In de eerste plaats lijkt dit te maken hebben met verkeerde waarden van de traagheidsparameters. De theoretische koppelfuncties stemmen echter ook niet volledig overeen met de realiteit (zie H5§4.4). De massa's die de gravitatiecompensatie verwezenlijken in het gebied van de standaard beginpositie $\alpha = 130^\circ, \beta = 100^\circ$, waarbij $p_1 = p_2 = p_3 = p_4 = 1,5bar$, zijn $m_b = 2,32kg$ en $m_o = 1,45kg$. Deze waarden verschillen van de massa's gevonden uitgaande van de ontwerptekeningen, $m_b = 1,366kg$ en $m_o = 1,023kg$ (zie H2§3). De massa's $m_b = 2,32kg$ en $m_o = 1,45kg$ worden in de praktische testen benut, tenzij het anders vermeld staat.

Ondanks dit nadeel heeft de feedforwardterm duidelijk een stabiliserende invloed op de arm. Bovenstaande vaststelling geeft wel een eerste aanwijzing naar een mogelijke foutbron van de krachtschatting, waar de juistheid van het dynamisch model, en dus de traagheidsparameters, essentieel zijn.

Testen op de volledige arm zijn ook stabiel, dus kan de zoektocht naar betere gain waarden beginnen. Deze worden empirisch bepaald. De stabiliteit heeft prioriteit op de snelheid. De robot zal later door een operator bediend worden en men veronderstelt dat de snelheid hierdoor redelijk laag blijft. De overshoot moet omwille van de interactie tussen de operator en de manipulator zo klein mogelijk blijven. De veiligheid van de operator wordt hiermee verbeterd.

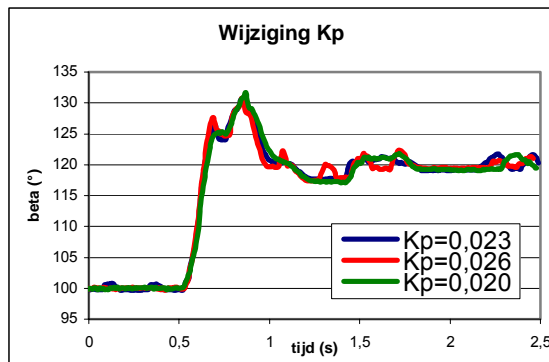
2.3 Onderarm:

Men kijkt eerst de onderarm, terwijl de bovenarm op een vaste druk is ingesteld.

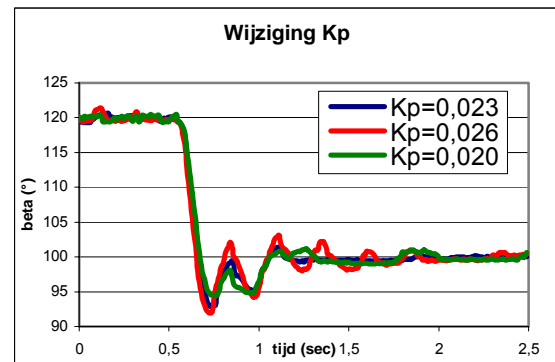
In eerste instantie worden er enkele willekeurige waarden uitgetest. De waarden die dan min of meer goed blijken te zijn $K_{p\beta} = 0,023$, $K_{d\beta} = 0,0004$, $K_{i\beta} = 0,0011$, worden verder onderzocht. Er zijn drie reeksen van testen uitgevoerd, waarbij de druk in de bovenarm steeds op een andere vaste waarde gehouden wordt. Er wordt dan een stap uitgevoerd van $\beta = 100^\circ$ tot 120° , en terug van $\beta = 120^\circ$ tot 100° . De waarden van de verschillende gains worden naar boven en onder gevarieerd. De gain van de D-actie mag niet boven 0,0008 liggen, anders wordt de arm instabiel. Er wordt telkens maar één parameter tegelijk veranderd. De anderen blijven dus op hun initiële waarde. Verder wordt er geen kracht uitgeoefend op de arm.

Hier kijkt men de reeks waarbij $p_1 = p_2 = 1,5bar$. De bovenarm is dan ongeveer in het midden van zijn bereik. Bij andere drukwaarden krijgt men lichtjes gewijzigde figuren, aangezien het momentenevenwicht verandert. De reactie op een stap bij de onderarm wordt beïnvloed door de stand van de bovenarm.

Voor de variatie van $K_{p\beta}$ bekomt men:

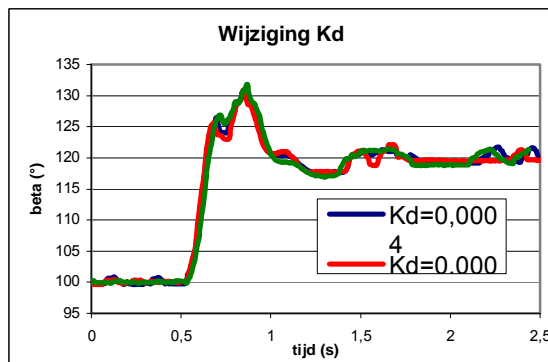


figuur 4.5: "stap van $\beta = 100^\circ$ tot 120°
bij wijziging $K_{p\beta}$ "

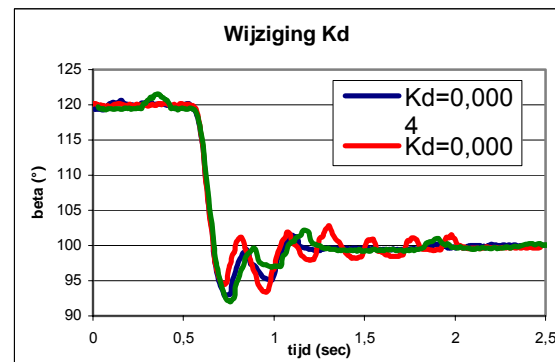


figuur 4.6: "stap van $\beta = 120^\circ$ tot 100°
bij wijziging $K_{p\beta}$ "

Op deze figuren is niet zo duidelijk te zien welk effect de verandering van de P-actie bij een opwaartse stap op het systeem heeft. Een waarde dicht bij de initiële lijkt een goede keuze. Bij de neerwaartse stap heeft een lagere $K_{p\beta}$ -waarde een stabiliserend effect. Een nadeel is de tragere insteltijd. Een afweging tussen deze twee is dus nodig, maar een stabielere werking is te verkiezen boven een snel systeem.

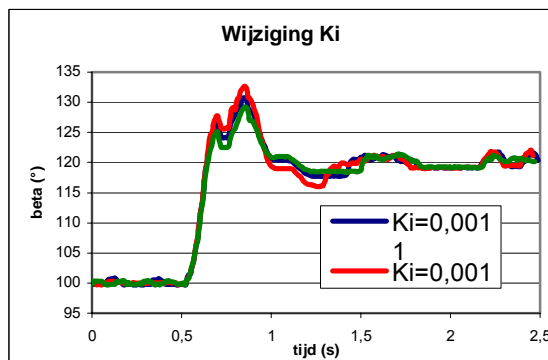


figuur 4.7: "stap van $\beta = 100^\circ$ tot 120°
bij wijziging $K_{d\beta}$ "

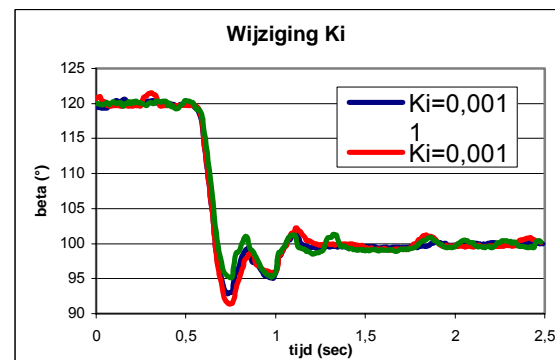


figuur 4.8: "stap van $\beta = 120^\circ$ tot 100°
bij wijziging $K_{d\beta}$ "

In figuur 4.7 ziet men dat een stijgende D-actie de overshoot verkleint. De responstijd van het systeem blijft ongeveer gelijk. De arm wordt echter instabiel bij iets grotere waarden van de D-actie, wat zeker te vermijden is. Een waarde dicht bij de initiële is het beste.



figuur 4.9: "stap van $\beta = 100^\circ$ tot 120°
bij wijziging $K_{i\beta}$ "



figuur 4.10: "stap van $\beta = 120^\circ$ tot 100°
bij wijziging $K_{i\beta}$ "

Een kleinere I-actie zal de overshoot duidelijk verkleinen. De settling time blijft dezelfde.

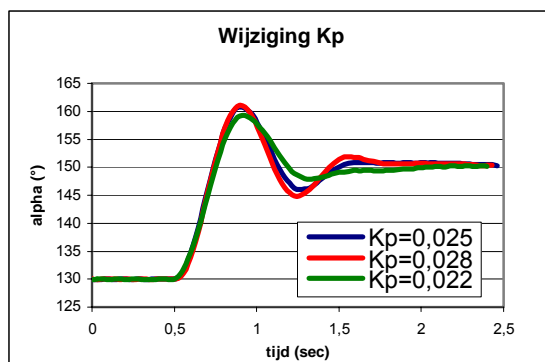
De andere testreeksen geven analoge resultaten. Met deze informatie wordt dan verder gezocht naar goede waarden voor de versterkingsfactoren. Uiteindelijk is voor $K_{p\beta} = 0,022$, $K_{d\beta} = 0,0003$ en $K_{i\beta} = 0,0005$ gekozen.

2.4 Bovenarm:

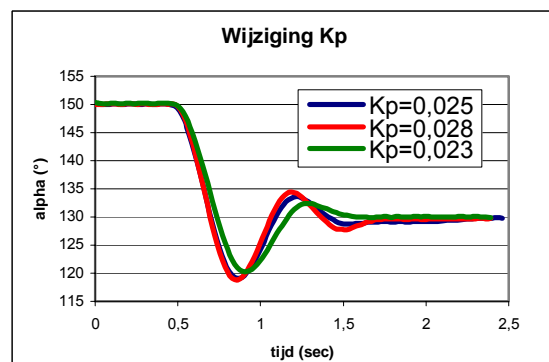
Er worden analoge testen bij de bovenarm uitgevoerd. Echter heeft de onderarm een niet te onderschatten invloed op de bovenarm. Dit kan verklaard worden door het momentenevenwicht: een hogere waarde van β zal het koppel van de onderarm, ontstaan door de gravitatiekracht, ook laten toenemen. Dit koppel moet opgevangen worden door de bovenarm.

De initiële waarden van de controller worden ingesteld op $K_{p\alpha} = 0,025$, $K_{d\alpha} = 0,0014$ en $K_{i\alpha} = 0,0010$. Er wordt een stap uitgevoerd van $\alpha = 130^\circ$ tot 150° , en dan terug van $\alpha = 150^\circ$ tot 130° . De waarde van de verschillende gains wordt weer naar boven en onder gevarieerd. Ook wordt er slechts één parameter tegelijk aangepast, de rest blijft op de initiële waarde.

De resultaten van de test waarbij $p_3 = p_4 = 1,5\text{bar}$ worden getoond:

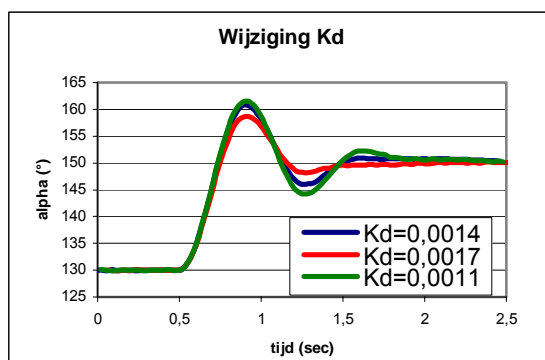


figuur 4.11: "stap van $\alpha = 130^\circ$ tot 150° bij wijziging $K_{p\alpha}$ "

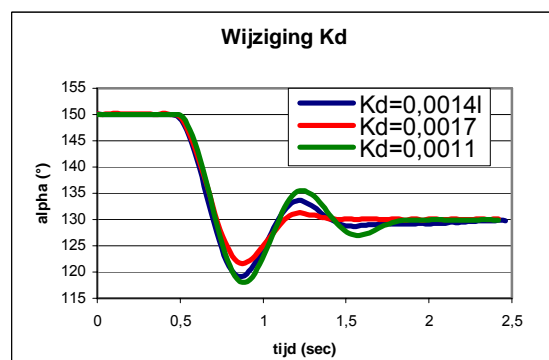


figuur 4.12: "stap van $\alpha = 150^\circ$ tot 130° bij wijziging $K_{p\alpha}$ "

Een lagere P-actie heeft een lagere overshoot tot gevolg, terwijl de responsietijd slechts een beetje trager is.

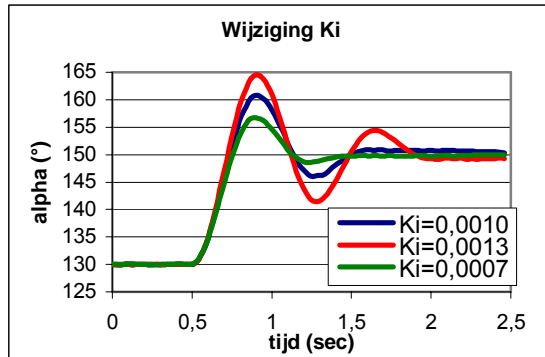


figuur 4.13: "stap van $\alpha = 130^\circ$ tot 150° bij wijziging $K_{d\alpha}$ "

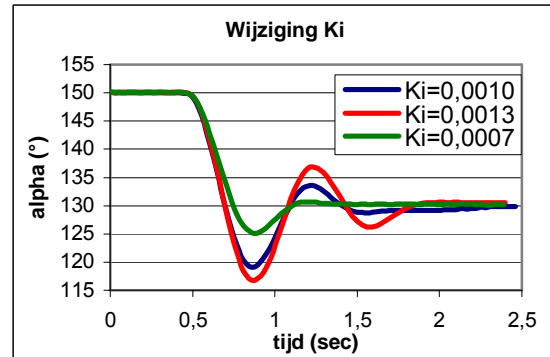


figuur 4.14: "stap van $\alpha = 150^\circ$ tot 130° bij wijziging $K_{d\alpha}$ "

Hier valt duidelijk op dat een hogere D-actie een positieve invloed heeft op zowel het doorschot als op de settling time. In tegenstelling tot de onderarm blijft de bovenarm stabiel bij hogere waarden van de D-actie. Dit komt waarschijnlijk doordat er minder ruis op de potentiometer van de bovenarm aanwezig is, dan op de potentiometer van de onderarm (zie ook H4§2.5).



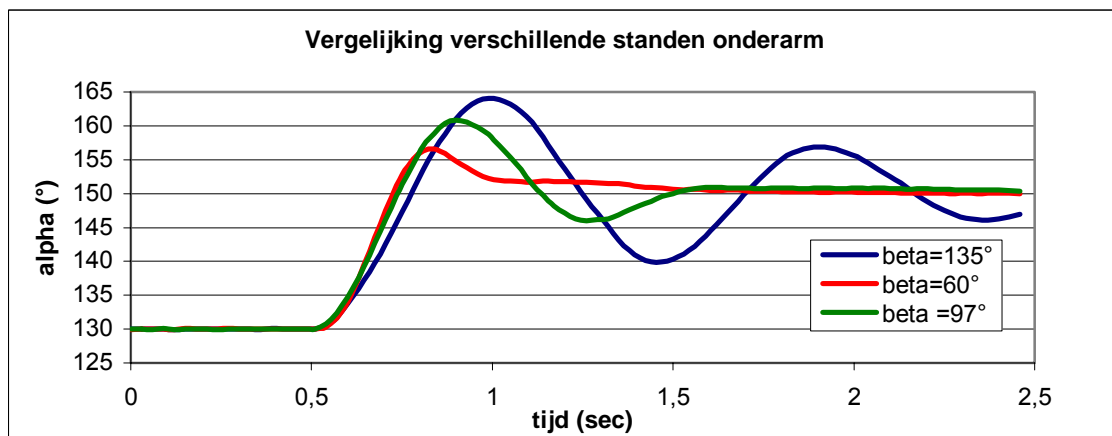
figuur 4.15: "stap van $\alpha = 130^\circ$ tot 150° bij wijziging $K_{i\alpha}$ "



figuur 4.16: "stap van $\alpha = 150^\circ$ tot 130° bij wijziging $K_{i\alpha}$ "

Een lagere I-actie brengt, zowel bij opgaande als neerwaartse stap, een lager doorschot met zich mee. Hierdoor bereikt de bovenarm sneller de gewenste hoek. De I-actie moet dus beperkt worden.

Om de invloed van de stand van de onderarm op de controle van de bovenarm toe te lichten, wordt hieronder een grafiek getoond, waarbij de waarden van de controller en de grootte van de stap dezelfde zijn.

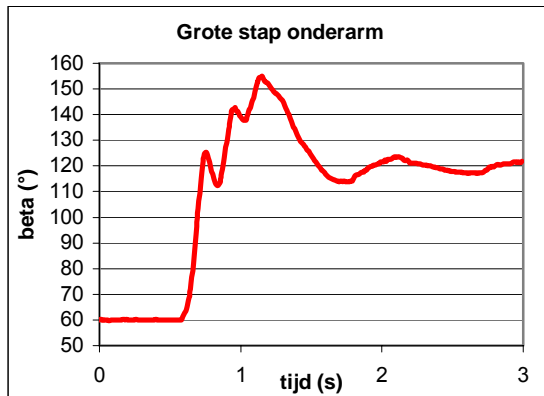


figuur 4.17: "Invloed positie onderarm"

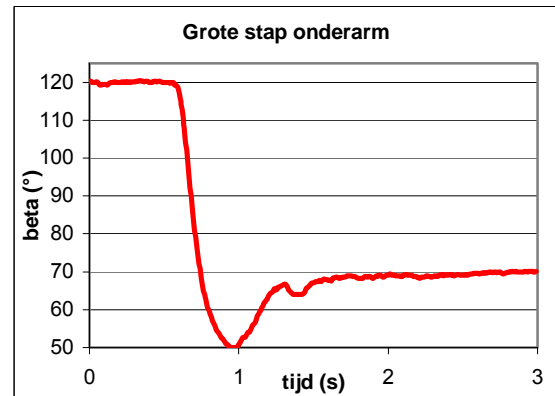
De positie van de onderarm heeft een grote invloed op de settling time en de overshoot. De stijging van deze twee is waarschijnlijk te wijten aan de controleactie, doordat die per arm slechts rekening houdt met één hoek bij de bepaling van de stelwaarde van de drukken.

De goede versterkingsfactoren van de bovenarm worden op $K_{p\alpha} = 0,022$, $K_{d\alpha} = 0,0014$ en $K_{i\alpha} = 0,0007$ gekozen.

Nu alle waarden bepaald zijn, kan men de PID controllers van de onder- en bovenarm samen laten werken. Als de onderarm 60° stijgt en 50° daalt, terwijl de bovenarm op 135° blijft, dan krijgt men volgende figuren:



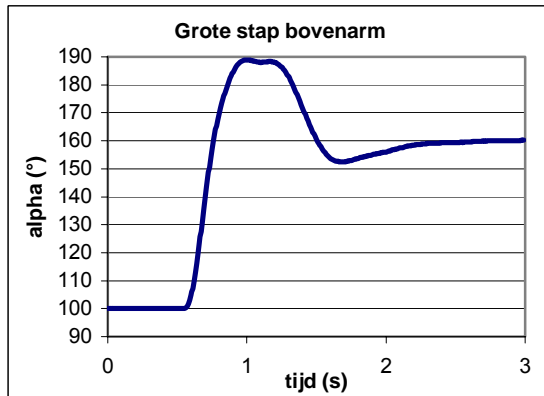
figuur 4.18: "Opwaartse stap"



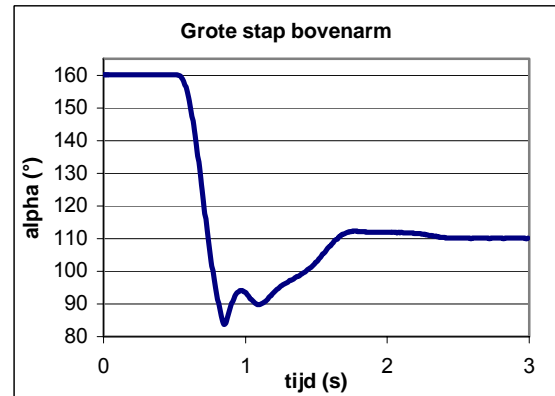
figuur 4.19: "Neerwaartse stap"

Hier komt duidelijk de invloed van de samenwerking van de twee controllers naar voren. De bovenarm zal, eens de onderarm voorbij 120° is, ook een sprong naar boven maken, maar dit wordt gecompenseerd door zijn PID controller. Hierdoor krijgt de onderarm een schok naar beneden. De controller blijft ondanks de grote stap stabiel. De overshoot is wel aanzienlijk.

Indien men de bovenarm dezelfde stappen laat maken, terwijl de onderarm op 60° blijft, dan bekomt men:



figuur 4.20: "Opwaartse stap"



figuur 4.21: "Neerwaartse stap"

Net zoals bij de onderarm blijft de bovenarm stabiel bij grote stappen.

Een ander nadeel van de PIDcontroller met gravitatiecompensatie is de 'I wind-up'. Deze doet zich voor als men de arm gedurende een poos uit zijn stelwaarde positie haalt. De integrerende term neemt snel toe en bij het loslaten van de arm gebeurt een te grote regelactie. Hierdoor komen de spieren op een te grote druk te staan. Daar het een tijdje duurt eer de I-term zichzelf compenseert, blijft de arm in de foutieve positie staan. Een mogelijkheid om dit euvel te verhelpen is de krachtschatting. Als men weet dat de kracht verschilt van nul, dan ligt de oorzaak van de afwijking van de positie ten opzichte van de stelwaarde hieraan. De controller kan men zodanig instellen, dat de I-term wordt uitgeschakeld. Een goede werking van de krachtschatting is dan wel vereist. Zoals later zal blijken, is de krachtschatting niet zo perfect en is er een onzekerheid van 10 N op de

estimatie (zie H5§4.5). Een andere oplossing die gebruikt wordt, is de I-actie beperken tot een maximale waarde. De druk in de spieren moet wel in elke positie tot 3 bar kunnen gaan. Indien hier niet op gelet wordt en een gewicht aan de manipulator wordt gehangen, zal de robot het gewicht niet kunnen opheffen tot de gewenste positie (dit in de veronderstelling dat de robot het gewicht kan dragen in de gewenste positie).

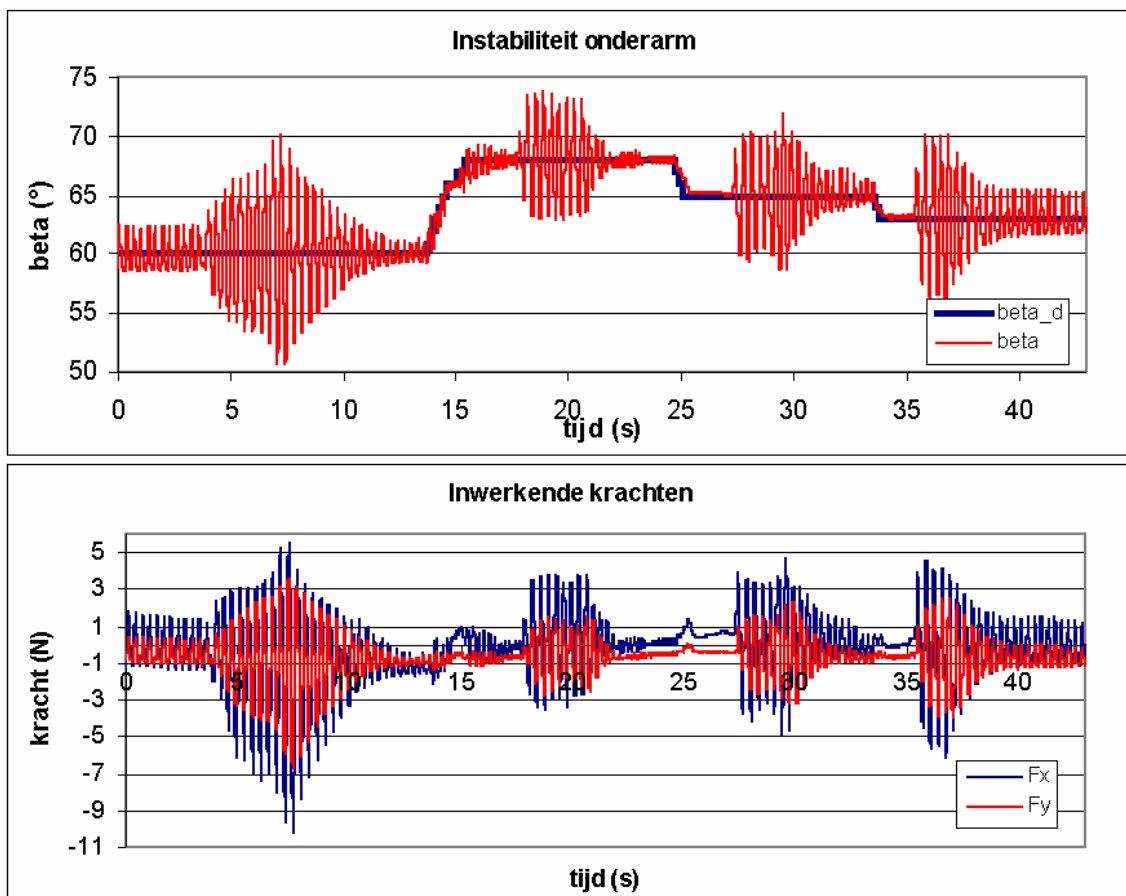
Uit praktische resultaten blijkt dat het product van de som en de I-gain voor de bovenarm op 1,7 en voor de onderarm op 0,8 gelimiteerd moeten worden.

Nu de hoekcontrole in orde is, kan eenvoudig worden overgegaan op positiecontrole door gebruik te maken van de inverse kinematica (zie H3§1.2).

Kijkt men naar de afwijking ten opzichte van de stelwaarde, dan wordt voor de bovenarm een afwijking van minder dan $0,15^\circ$ opgemeten. Bij de onderarm zal dit meestal ook zo zijn, maar soms treedt er een instabiliteitsprobleem op, dat in het volgende punt wordt besproken.

2.5 Instabiliteit van de onderarm:

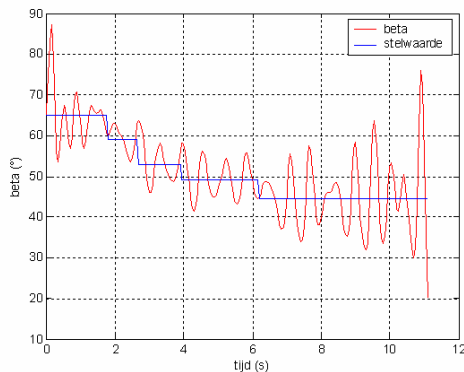
Als de onderarm in posities onder $\beta = 75^\circ$ wordt gebracht, dan is hij niet meer zo stabiel als in hogere posities. Bij hoeken onder 65° wordt de onderarm zelfs metastabiel, indien er kracht op de robot wordt uitgeoefend. Dit verschijnsel kan te wijten zijn aan de vorm van de koppelfuncties, zoals in H2§4 besproken is.



figuur 4.22: "Instabiliteit onderarm"

Bovenstaande figuren zijn opgenomen door de stelwaarde van β te variëren en tijdelijk met de arm te schudden. De onderste grafiek geeft de geschatte kracht weer, die bepaald is met de methode besproken in hoofdstuk 5. De waarden van de controllerparameters zijn ingesteld op de goede waarden die in H4§2.3 en H4§2.4 bepaald werden. In de bovenste figuur is duidelijk te zien dat de controller de onderarm niet goed kan stabiliseren. Het tijdstip waarop de inwerkende krachten verdwijnen is niet goed zichtbaar. De krachten verdwijnen na de hoogste piekwaarde in de onderste figuur. De krachtschatting die dan overblijft is te wijten aan de slingerbeweging van de arm. De slingerbeweging wordt moeilijk uitgedempt en in sommige gevallen blijft het effect langdurig optreden. Naarmate de hoek β hoger wordt, zal de demping sterker worden.

Nieuwe simulaties in Simulink worden uitgevoerd, waarbij ruis van 1° op de hoeken wordt toegevoegd. Verder zullen de waarden van de traagheidsparameters met 0,9 vermenigvuldigd worden bij de berekening van de feedforwardterm, zodanig dat de gravitatiecompensatie niet correct werkt. Uiteindelijk wordt er een sinusoïdale kracht met amplitude 2N en pulsatie 10rad/s in de x- en y-richting uitgeoefend.



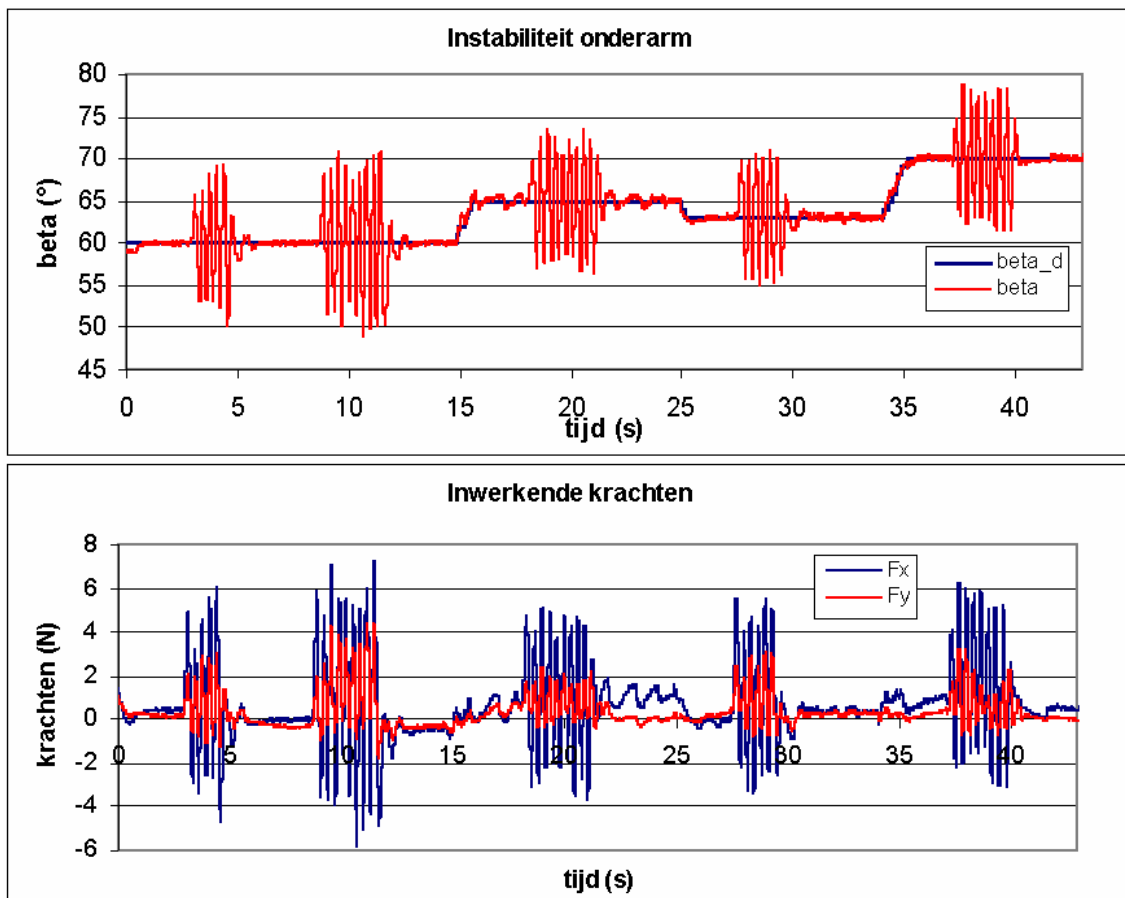
figuur 4.23: "Instabiliteit in Simulink"

Het besproken effect treedt niet op in Simulink. De robot wordt pas instabiel bij waarden onder $\beta = 50^\circ$. Maar dit is eerder te wijten aan de polynoomvorm van de koppelfuncties. Gebruikt men deze buiten hun definitiegebied dan zal de bekomen waarde sterk afwijken van de waarde van de functie die ze moeten benaderen.

In Simulink compenseert de controller de kracht zelfs gedeeltelijk, die in tegenstelling tot de realiteit continu wordt uitgeoefend.

In het hoofdstuk over de krachtschatting wordt een methode beschreven die het probleem in de praktijk oplost: de geschatte koppelfuncties. Voor een goede werking van de krachtschatting worden de koppelfuncties geschat. Voor meer uitleg over de koppelfunctieschatting wordt verwezen naar het hoofdstuk over krachtschatting, H5§4.4. Deze nieuwe koppelfuncties zorgen ervoor dat het dynamisch model beter overeenstemt met de realiteit. Alle koppelfuncties worden geschat, maar wel op een verschillende manier. De schatting van m_1, m_3 gaat namelijk uit van de theoretische waarden van m_2, m_4 , terwijl de schatting van m_2, m_4 vertrekt van de nieuwe geschatte waarden voor m_1, m_3 .

Men zal de nieuwe, geschatte koppelfuncties uitproberen bij de PID controller met feedforwardterm.



figuur 4.24: "Oplossing instabiliteit onderarm"

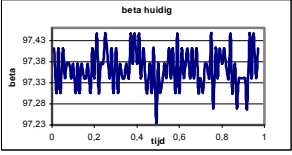
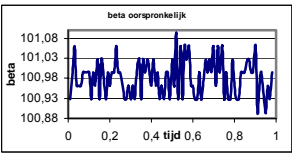
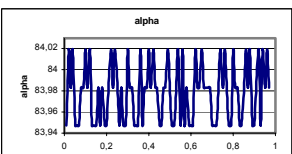
Als bij de gravitatiecompensatie de geschatte m_1, m_3 en de theoretische m_2, m_4 gebruikt worden, blijft de onderarm stabiel bij alle posities. Hier kunnen zelfs de berekende waarden van de massa's gebruikt worden. De D-actie kan een beetje opgedreven worden, wat een positief effect heeft op het verminderen van het doorschot.

Een ander soort instabiliteit, die nu aangehaald wordt, is aanwezig sinds er enkele aanpassingen werden aangebracht aan de constructie: *spier 3* werd vervangen door een nieuw model, doordat de vorige spier met een lek te kampen had. Ook werd de potentiometer van hoek β op de juiste manier vastgezet. Het bleek dat deze bij de constructie van de manipulator verkeerd was geplaatst.

Deze modificaties hebben ook hun invloed op de waarden van de controle parameters. Bij de plaatsing van de nieuwe spier werden de nieuwe waarden redelijk snel gevonden door testen uit te voeren, zoals hierboven besproken. De verandering van de sensor geeft echter meer problemen: de arm blijft soms lichtjes natrillen. Dit probleem doet zich in tegenstelling tot de vorige instabiliteit voor over de ganse hoekrange van de onderarm. Zelfs met de geschatte koppelfuncties wordt het probleem niet opgelost. Hoewel de amplitude van het trillen klein is, trad dit probleem vroeger niet op. De D-actie blijkt in eerste instantie een grote invloed te hebben, maar zelfs als deze op nul wordt gezet, blijft het probleem zich voordoen.

Er wordt gekeken naar het ruisniveau van de sensor, dat dan vergeleken wordt met vroegere metingen en met die van de α -potentiometer. De D-actie is hiervan sterk afhankelijk.

De arm wordt in verschillende posities vastgezet met de druk in de spieren op nul en de waarden van de potentiometers worden gedurende een tiental seconden opgenomen. Hier worden slechts de resultaten van enkele posities getoond:

Potentiometer β in huidige positie				
	maximum β :	97,52	Verschil:	0,28
	minimum β :	97,23		
	mediaan β :	97,38		
	gemiddelde β :	97,37		
	standaarddeviatie β :	0,046		
Potentiometer β in oorspronkelijke positie				
	maximum β :	101,13	Verschil:	0,23
	minimum β :	100,90		
	mediaan β :	100,99		
	gemiddelde β :	100,98		
	standaarddeviatie β :	0,040		
Potentiometer α				
	maximum α :	84,02	Verschil:	0,072
	minimum α :	83,95		
	mediaan α :	83,98		
	gemiddelde α :	83,98		
	standaarddeviatie α :	0,026		

Tabel 4.1: "Ruismetingen, waarden in graden"

Er is niet meteen een verschil te zien tussen het ruisniveau van de oude en nieuwe plaatsing van potentiometer β . De ruis op het signaal van potentiometer α is over het algemeen iets minder. Dit is een indicatie dat de trilling niet te wijten is aan de ruis.

Een ander gevolg van het correct plaatsen van de potentiometer, is de vermindering van de wrijving. En dit geeft ook een mogelijke oplossing tot het probleem. De bevestiging van de potentiometer op de arm gebeurt nu via een tussenstuk. Vroeger zat de sensor rechtstreeks op de bovenarm, waardoor de sensor iets vaster zat. De stictie was daardoor waarschijnlijk groter. Bijgevolg werd het effect van de trilling opgevangen.

Als echter de sensor op zijn oude positie terug wordt geplaatst en het oude C++ programma wordt ingeladen, waarbij deze instabiliteit nooit optrad, blijft het verschijnsel zich voordoen. Een goede oplossing voor dit probleem is tot dusver nog niet gevonden.

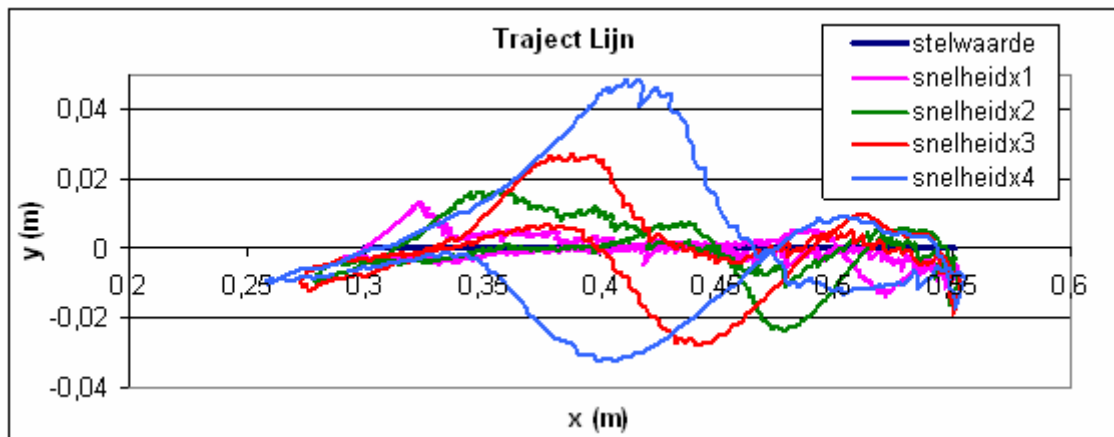
De afwijking van de hoek β ten opzichte van zijn stelwaarde is over het algemeen iets groter dan deze van hoek α , namelijk maximaal $0,3^\circ$. Als het laatst beschreven instabiliteitprobleem optreedt, zal de afwijking stijgen. Hoekwaarden die tot $0,6^\circ$ afwijken ten opzichte van de stelwaarde kunnen dan voorkomen.

2.6 Trajecten:

Nu de controller uitgetest is voor positiecontrole, worden enkele eenvoudige trajecten uitgetest. Het is belangrijk dat dit geen echte trajectcontrole is, waarbij men buiten de positie ook nog de snelheid oplegt. De stelwaarde van de posities wordt stapsgewijs ingesteld. De studie van de trajectcontrole zal leiden tot een goede vergelijking met andere controllers, zoals de sliding mode controle.

De drie uitgeteste trajecten zijn een rechte lijn in de x-richting, een cirkel en een achtvormig traject. De stap waarmee de nieuwe stelwaarde voor de positie wordt berekend, is instelbaar. Hierdoor kan men de limieten van de controleactie nagaan. Vanaf een bepaalde stapgrootte zal de controller het traject namelijk niet meer kunnen volgen. In de testen worden de geschatte koppelfuncties gebruikt (zie H5§4.4).

Het lijn traject vertrekt van $x = 0,3m$, gaat vervolgens naar $x = 0,55m$ en keert dan terug naar de beginpositie. De basissnelheid is $0,05$ m/s. De snelheid wordt tot vier maal toe vergroot in onderstaande grafiek:

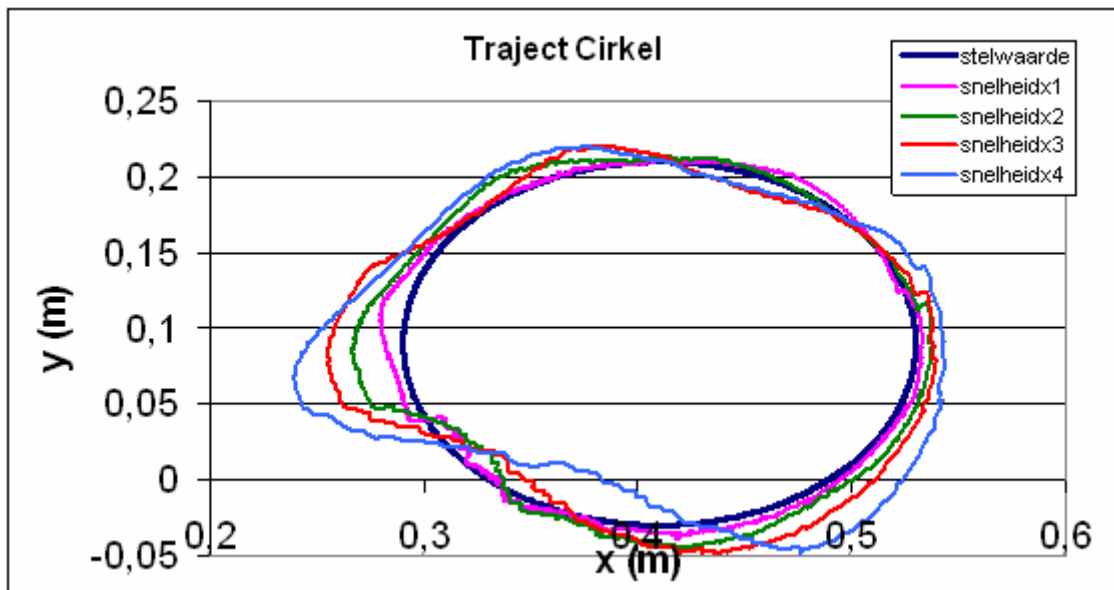


figuur 4.25: "Lijn traject"

Bij de basissnelheid is de afwijking maximaal één cm. Naarmate de snelheid stijgt, vergroot de afwijking. Er is tevens een overshoot aan de uiteinden. Vanaf 3 maal de basissnelheid wordt de stelwaarde niet meer goed opgevolgd.

De cirkel heeft een straal van $0,12$ m en de coördinaten van de oorsprong zijn $x = 0,4m$ en $y = 0,09m$. De basissnelheid is in dit geval $0,075$ m/s. De snelheid wordt tot vier maal vergroot.

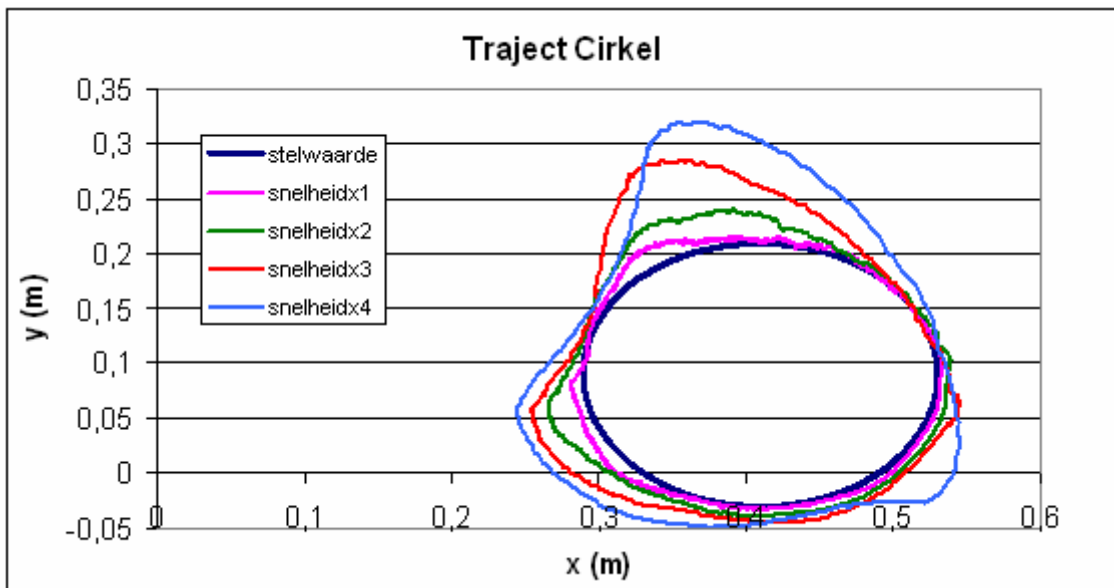
De cirkel wordt in tegenwijzerzin doorlopen op de grafiek:



figuur 4.26: "Cirkel traject"

Op de figuur valt de afwijking op bij de kleinere x -waarden. Dit kan te wijten zijn aan het doorschot, maar kan ook verband hebben met de instabiliteit bij kleine β waarden.

Om dit na te gaan wordt de doorloopzin omgedraaid.



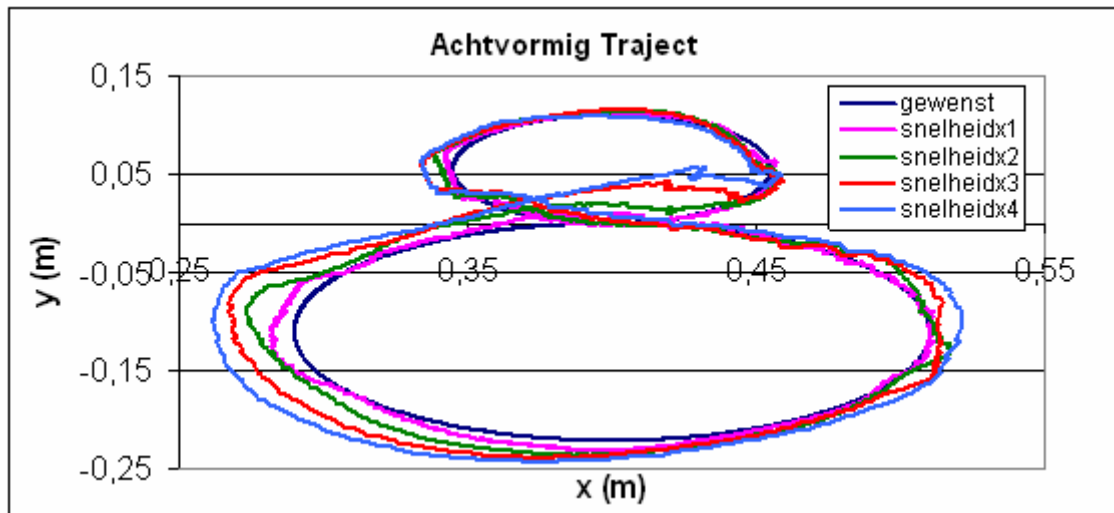
figuur 4.27: "Cirkel traject in omgekeerde doorloopzin"

Het probleem van de overshoot is ook hier aanwezig. De positiefout resulteert in een te grote regelactie voor *spier 3*, waardoor er een overshoot in de bovenhelft optreedt.

De overshoot ligt niet bij instabiliteit van de onderarm, want de geschatte koppelfuncties worden gebruikt. De limiet van de controller is waarschijnlijk bereikt.

Het laatste traject is een acht. Het traject bestaat uit twee cirkels die elkaar raken op het punt $x = 0,4m$ en $y = 0m$. De bovenste cirkel heeft een straal van 5,5 cm en wordt in tegenwijzerzin doorlopen. De onderste cirkel heeft een straal van 11 cm en wordt in wijzerzin doorlopen. De

basissnelheid is in dit geval 0,035 m/s voor de bovenste cirkel en 0,07 m/s voor de onderste cirkel. De figuur is opgenomen met verschillende snelheden, die tot vier maal toe de basissnelheid bedragen:



figuur 4.28:“Achtvormig traject”

Ook hier is er een grotere overshoot bij de kleine x-waarden, maar in tegenstelling tot de cirkel, wordt het traject goed gevolgd bij hogere snelheden. Snelheden boven 0,21 m/s worden best niet gebruikt.

De PID controller met gravitatiecompensatie is in staat om eenvoudige trajecten op te volgen. De snelheid waarmee de trajecten worden gevolgd zijn redelijk hoog. Uiteraard is dit geen trajectcontrole, waarbij de snelheid van het traject bijkomend wordt opgelegd. De snelheid wordt hier enkel ingesteld door de stelwaarde van de hoeken met een bepaalde waarde te variëren.

2.7 Opmerking:

Tijdens het verloop van het onderzoek werden theoretische benaderingen vervangen door praktische metingen. Deze veranderingen worden ook toegepast bij de PID controller. Zo worden de theoretische koppelfuncties vervangen door de geëstimeerde en gebruikt men de gefilterde afgeleide (zie H5§4.1) bij de D-actie term. Al deze aanpassingen hebben een stabielere werking van de PID controller tot gevolg, maar brengen geen fundamentele veranderingen teweeg en worden daarom hier niet verder uitgewerkt.

Buiten de gewone PID controller met gravitatiecompensatie is ook de asymmetrische PID controller uitgetest. Dit is een controleactie die gebaseerd is op de PID, maar verschillende waarden kan aannemen voor de gains afhankelijk van de situatie waarin de robot zich bevindt. Stel dat de arm in een positie is waar $e = x_d - x > 0$. Als hij dan naar de gewenste positie toe beweegt, zal $\dot{e} < 0$ zijn. Doordat de arm naar de goede richting beweegt, kan men de gains minderen, waardoor de overshoot daalt. Beweegt de manipulator echter weg van de gewenste positie dan zal $\dot{e} > 0$ zijn en moeten de gains toenemen om een grotere terugroepkracht te krijgen. Het principe is analoog aan dat van een veer.

Indien de arm in een positie zit waar $e < 0$ kan men analoge uitspraken doen. Samen zullen ze volgende regelbasis geven:

$$\begin{aligned} e \cdot \dot{e} > 0 &\Rightarrow K \nearrow \\ e \cdot \dot{e} < 0 &\Rightarrow K \searrow \end{aligned} \tag{4.9}$$

De eenvoudigste variant op deze controller werkt met twee verschillende waarden voor de gains en afhankelijk of de arm in de situatie $e \cdot \dot{e} > 0$ of $e \cdot \dot{e} < 0$ zit, zal men gebruik maken van respectievelijk de hoge of de lage waarde van de versterkingsfactoren.

Er zijn eveneens enkele testen uitgevoerd met deze controller, maar doordat er een grote variatie op \dot{e} zit, wordt er niet verder op in gegaan. Verwacht wordt dat deze controller beter is dan de gewone PID controller met gravitatiecompensatie, maar niet op kan tegen de sliding mode.

3. Sliding mode controller

3.1 Inleiding:

Deze controller wordt in de literatuur vaak geprezen omwille van zijn goede werking en mag dus zeker niet ontbreken in de lijst van geteste regelaars.

In de niet-lineaire controletheorie bestaan er enkele geavanceerde algoritmes die modelonzekerheden toelaten. Deze modelimperfecties kunnen afkomstig zijn van onzekerheid over het systeem, zoals bijvoorbeeld ongekende systeemparameters, of door simplificatie van het dynamisch model, zoals bijvoorbeeld de invoering van een wrijvingsmodel.

Vanuit het controlestandpunt zijn er twee soorten onzekerheden:

- gestructureerde of parametrische onzekerheden
- ongestructureerde of ongemodelleerde onzekerheden

De eerste soort slaat op onzekerheden van termen die in het model zijn ingerekend, zoals verkeerde parameterinschatting. De tweede soort stemt overeen met fouten in verband met de orde van het systeem, wat overeenstemt met ongemodelleerde dynamica van het systeem.

Deze fouten kan men met twee soorten controllers aanpakken: robuuste controllers en adaptieve controllers (zie [6]). Hier gaat men een robuuste controller uitproberen, de sliding mode controller.

Het voordeel van een robuuste controller is dat deze geen exact model vereist en eventuele modelonzekerheden opvangt. De sliding mode controller is een hybride controller, die gebruik maakt van een voorwaartse koppeling en een niet-lineair schakelement, dat de modelonzekerheden moet compenseren. De methode is gebaseerd op het transformeren van een n-de orde tracking probleem in een eerste orde stabilisatieprobleem. Het is inderdaad eenvoudiger om een eerste orde systeem met niet-lineariteiten of onzekerheden, te controleren, dan een n-de orde systeem.

Theoretisch is een perfecte controle mogelijk, in de praktijk moet er echter een afweging gemaakt worden tussen tracking performance en parameter onzekerheid.

Concluderend aan deze inleiding kan men zeggen dat de sliding mode controle een systematische aanpak is voor het probleem van het behoud van stabilisatie en performantie in de aanwezigheid van modelonzekerheden.

De volledige theoretische uitwerking kan men terugvinden in [6], hier beperkt men zich tot de belangrijkste formules.

3.2 Probleemstelling:

Beschouw volgend dynamisch systeem:

$$\dot{x}^{(n)} = f(\mathbf{x}) + b(\mathbf{x})u \quad (4.10)$$

Waarbij de scalaire x de output is, u de controle input en $\mathbf{x} = [x \ \dot{x} \ \dots \ x^{(n-1)}]^T$ de state vector. Het probleem is \mathbf{x} een tijdsvariërende state vector $\mathbf{x}_d = [x_d \ \dot{x}_d \ \dots \ x_d^{(n-1)}]^T$ laten volgen in aanwezigheid van modelonzekerheden op $f(\mathbf{x})$ en $b(\mathbf{x})$.

Opdat het tracken mogelijk is moet $\mathbf{x}_d(0) = \mathbf{x}(0)$ de beginvoorwaarde zijn.

Beschouw vervolgens de afwijking tussen de huidige waarde en de stelwaarde $e = x - x_d$ als de trackingfout, dan definieert men $\mathbf{e} = \mathbf{x} - \mathbf{x}_d = [e \ \dot{e} \ \ddot{e} = e^{(2)} \ \dots \ e^{(n-1)}]^T$ als de trackingfoutvector.

Men voert nu het begrip sliding surface $S(t)$ in, gedefinieerd door volgende scalaire vergelijking:

$$s(\mathbf{x}, t) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda \right)^{n-1} \cdot e = 0 \quad (4.11)$$

λ is een strikt positief getal, dat overeenstemt met de bandbreedte van het controlealgoritme.

s^2 stemt overeen met het kwadraat van de afstand tot het oppervlak. Het trackingprobleem $\mathbf{e} = 0$ stemt dan overeen met op het oppervlak te blijven. $s = 0$ is een lineaire differentiaalvergelijking wiens enige oplossing $\mathbf{e} = 0$ is, mits aan de beginvoorwaarde $\mathbf{x}_d(0) = \mathbf{x}(0)$ voldaan is.

Men heeft dus het probleem om de n-de orde vector \mathbf{x}_d te volgen, gereduceerd tot de scalaire s op nul te houden!

Voor trajectcontrole zullen de positie en snelheid opgelegd worden, met andere woorden $n = 2$. Dit reduceert bovenstaande formule tot:

$$s = \dot{e} + \lambda e \quad (4.12)$$

Dit oppervlak is dus een maat voor de positie- en snelheidsfout. De voorwaarde voor volmaakte trajectcontrole is:

$$\text{Als } s(0) = 0 \text{ en } \dot{s}(t) = 0 \ \forall t \geq 0 \text{ dan } s(t) = 0 \ \forall t \geq 0 \quad (4.13)$$

Daar de robot twee hoeken heeft, krijgt men als uitdrukking voor het schuifoppervlak:

$$s = \dot{\mathbf{e}}_q + \mathbf{A}\mathbf{e}_q \quad \text{met} \quad \mathbf{s} = \begin{bmatrix} s_1 \\ s_2 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{e}_q = \mathbf{q} - \mathbf{q}_d, \quad \mathbf{q}_d = \begin{bmatrix} q_{d1} \\ q_{d2} \end{bmatrix} \text{ en } \mathbf{A} = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 \\ 0 & \lambda_2 \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

Eenmaal op het schuifoppervlak daalt de fout exponentieel naar nul, met tijdsconstante $1/\lambda$. Om op het oppervlak te blijven moet gelden dat $\dot{s} = 0$.

Indien de systeemparameters slecht gekend zijn, zal men niet eisen dat men op het schuifoppervlak moet blijven, maar enkel eisen dat de afstand tot het schuifoppervlak steeds moet afnemen. Dit kan men als volgt schrijven:

$$\frac{1}{2} \frac{d}{dt} s^2 \leq -\eta |s| \quad (4.15)$$

of nog:

$$\dot{s} \leq -\eta \operatorname{sgn}(s) \quad (4.16)$$

η stelt hierin de convergentiesnelheid voor.

In deze uitdrukking kan men het dynamisch model invoeren, waarbij de wrijvingsterm is verwaarloosd. De wrijvingsterm is een benadering van de realiteit, maar is zo klein dat men ze beter weg laat. Verder gebruikt men ook het feit dat $\dot{H} - 2C$ scheefsymmetrisch is (voor notaties wordt naar H3§2 verwezen). Tot slot maakt men gebruik van de referentie snelheidsvector \dot{q}_r , die als volgt gedefinieerd wordt:

$$s = \dot{q} - \dot{q}_r \quad \text{of} \quad \dot{q}_r = \dot{q}_d - \Lambda e_q \quad (4.17)$$

Uiteindelijk kan men de voorwaarde om de afstand tot het oppervlak steeds te verkleinen omvormen naar:

$$k_i \geq \left| \tilde{H} \ddot{q}_r + \tilde{C} \dot{q}_r + \tilde{g} - \tilde{\tau}^F \right| + \eta_i \quad (4.18)$$

Pas dan zullen de afwijkingen tussen model en realiteit door de regelaar worden weggewerkt. In bovenstaande formule is τ^F het koppel door de krachten gegenereerd. De tilde staat voor de afwijking tussen model en realiteit.

De regelactie wordt als volgt gekozen:

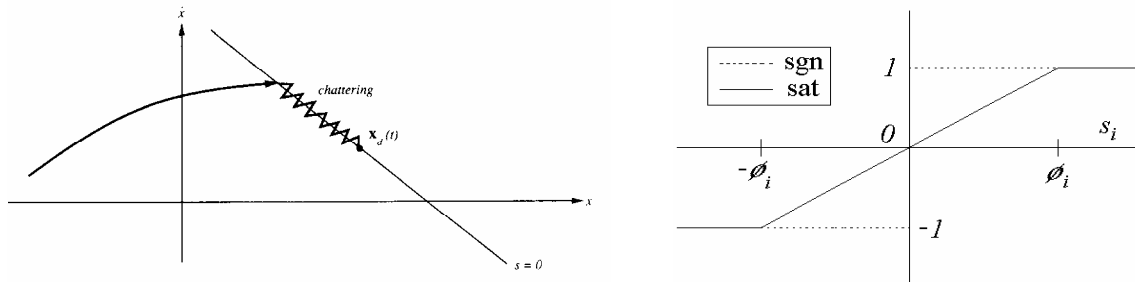
$$\tau^{reg} = \tau^{FF} - \begin{bmatrix} k_1 \operatorname{sgn}(s_1) \\ k_2 \operatorname{sgn}(s_2) \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

met:

$$\tau^{FF} = \hat{H} \ddot{q}_r + \hat{C} \dot{q}_r + \hat{g} - \hat{\tau}^F \quad (4.20)$$

Het hoedje wijst op een schatting.

Een volgend probleem dat optreedt, is de chattering. Dichtbij $s = 0$ zal de laatste term van de regelactie vaak van teken veranderen, waardoor men een zigzag verloop krijgt in state space.



figuur 4.29: "Chattering moet vermeden worden"

Men kan dit eenvoudig oplossen door de sign-functie te vervangen door een saturatie functie. Voor kleine s waarden wordt de laatste term en dus ook de regelactie beperkt. Er wordt een trajectfout toegelaten in een zone die gekenmerkt wordt door de grenslaagdikte ϕ_i . Men kan dan bewijzen dat de maximale positiefout ϕ_i / λ_i bedraagt.

Men ziet dat hier het koppel in de scharnieren wordt berekend. Om een stelwaarde voor de drukken te berekenen, worden volgende formules toegepast (zie ook vergelijking(3.23)):

$$\Delta p_\alpha = \frac{\tau_1^{reg} - (m_1 - m_2) \cdot p_m}{m_1 + m_2}$$

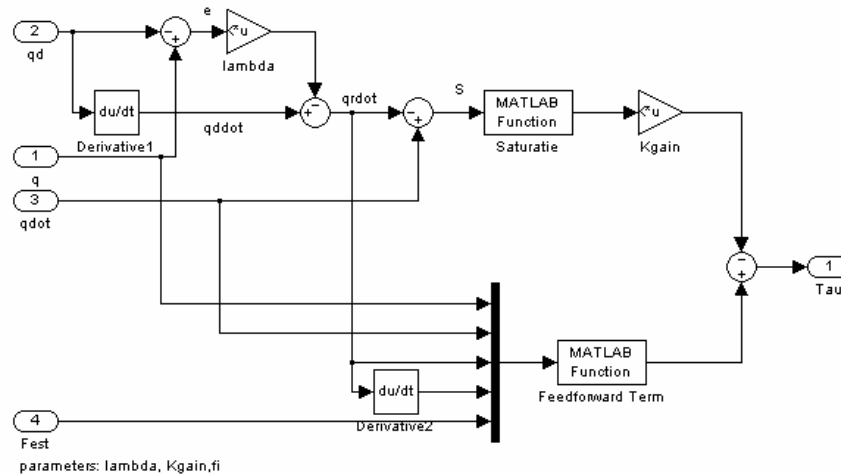
$$\Delta p_\beta = \frac{\tau_2^{reg} - (m_3 - m_4) \cdot p_m}{m_3 + m_4}$$
(4.21)

Tot slot van dit theoretische gedeelte een opsomming van de parameters die men moet instellen:

- λ : de bandbreedte van het controlealgoritme;
- k : de parameter die groter is dan de onzekerheid op het model;
- ϕ : de grenslaagdikte.

3.3 Simulink:

De controller wordt in het Simulink model (figuur 2.16) geplaatst:



figuur 4.30: "Implementatie sliding mode in Simulink"

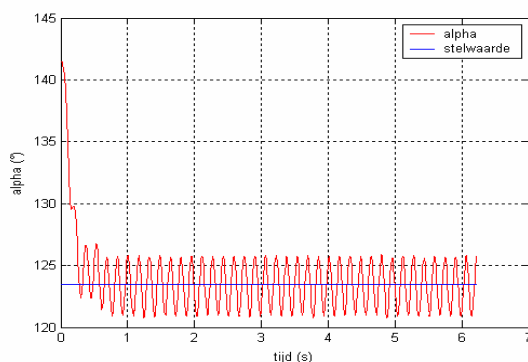
De ingangen zijn de kracht, de gemeten hoeken, de stelwaarde voor de hoeken en de snelheid van de hoeken. Hoewel deze laatste niet beschikbaar zijn in realiteit, zal men ze in simulatie toch beschouwen om een eerste indruk van de controller te krijgen. Men laat de kracht die inwerkt op de manipulator op nul, om het aantal foutbronnen te reduceren.

De simulatiemodus wordt op discreet ingesteld, omdat de werkelijke controller ook een discreet systeem is. De robot is steeds instabiel in simulatie, onafhankelijk van de waarden die voor de parameters worden gebruikt. Gezien de complexiteit van de volledige simulatie kan de oorzaak van dit probleem op verschillende plaatsen liggen.

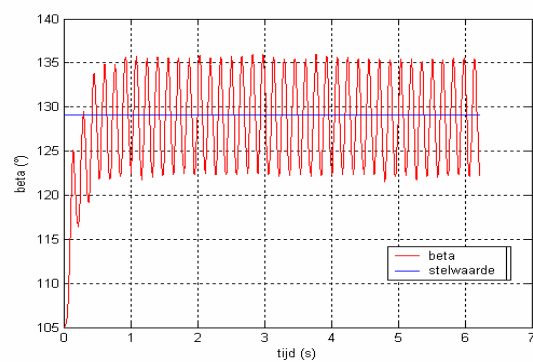
Eerst en vooral wordt de controller op het matlab-programma Softie uitgetest. Dat is een simulatie van een tweeledige arm waarbij de actuatorkoppels in de scharnieren rechtstreeks ingesteld worden. De overgang van koppels naar druk en bijgevolg ook de simulatie van de kleppen en spieren is niet nodig. De operatorkrachten worden ook niet beschouwd. Voor de eerste simulatie wordt gevraagd om de beginpositie aan te houden, waardoor $\dot{q}_d = 0$. Dit geeft goede resultaten en de arm blijft in elke mogelijke positie stil staan. Een andere simulatie, waarbij de arm een cirkel beschrijft, werkt ook naar behoren. De instabiliteit lijkt dus niet bij de controller zelf te liggen.

Er wordt terug gegaan naar het Simulink model, waarin een analoge situatie gesimuleerd wordt als degene die in het Softie programma wordt beschouwd. Men vermoedt dat deze controller zou moeten werken, maar de simulatie is nog steeds instabiel. Na het uitschakelen van de kleppen, blijkt het systeem wel te werken. De modellering van de kleppen bestaat uit een time-delay ter grootte van een cyclustijd (0,01sec) en een transferfunctie die het gedrag van de kleppen beschrijft. Het probleem blijkt te liggen bij de tijdsvertraging. Hoewel deze klein is, heeft de simulatie er blijkbaar problemen mee. De kleppen worden vervolgens in het Softie programma ingevoerd, maar hier werken ze probleemloos, zelfs bij een vertraging van meerdere cyclustijden.

Als de tijdsvertraging in de discrete Simulink simulatie wordt verlaagd, blijft de robot instabiel. De vraag is dan ook of deze situatie zich wel zal voordoen in realiteit. Het Simulink programma bevat namelijk een continue implementatie van het model, dat discreet gesimuleerd wordt. De oorzaak van het probleem ligt wellicht hier. Als men de simulatiemodus op continu zet, met geactiveerde time-delay, dan blijft de robot stabiel, maar varieert met grote amplitude rond de gewenste positie. De amplitude stijgt naarmate de k-waarden groter worden. Dit wordt weergegeven in onderstaande figuur, waarbij $k_1 = k_2 = \lambda_1 = \lambda_2 = 10$ en $\phi = 1$:



figuur 4.31: "Probleem van time-delay bij α "

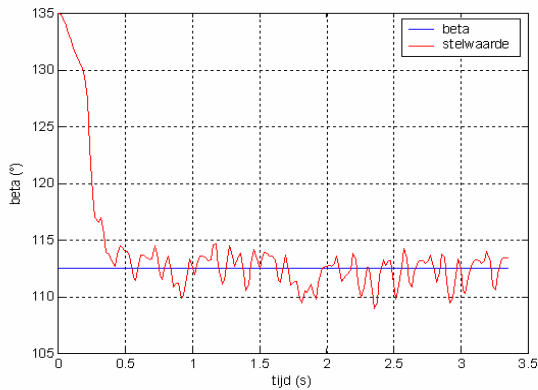


figuur 4.32: "Probleem van time-delay bij β "

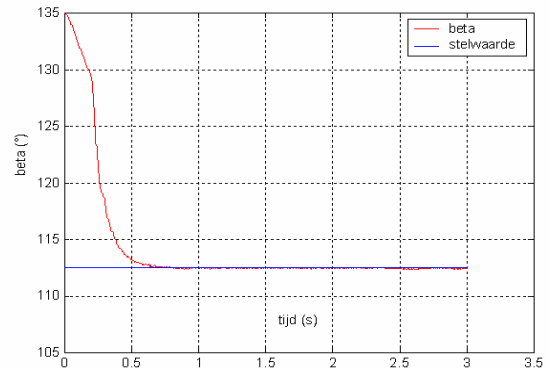
Er wordt een constante stelwaarde voor de hoeken opgelegd, die verschilt van de initiële hoeken. De overgang naar de gewenste hoeken gebeurt snel, maar de amplitude waarmee rond de stelwaarde wordt geslingerd, is te groot.

Verdere simulaties worden uitgevoerd zonder time-delay!

Aangezien de controller in praktijk discreet wordt uitgevoerd, worden de simulaties discreet gesimuleerd. De parameters worden ingesteld op $k_1 = k_2 = \lambda_1 = \lambda_2 = 10$ en $\phi = 1$, bovendien is de uitgeoefende kracht op de arm nul.



figuur 4.33: "Stap bij sampletijd $10^{-2} s$ "



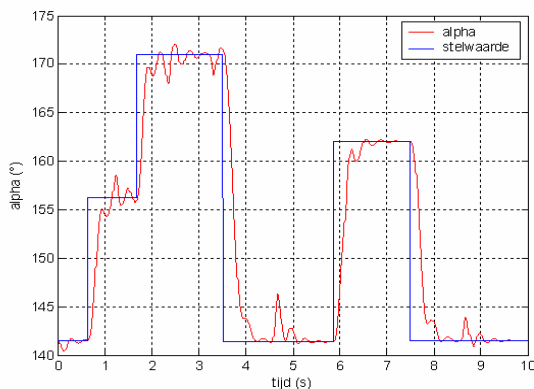
figuur 4.34: "Stap bij sampletijd $10^{-3} s$ "

Als in simulaties de werkelijke sampletijd, $10^{-2} s$, wordt gebruikt, dan krijgt men een afwijking ten opzichte van de stelwaarde (figuur 4.33). Verlaagt men de sampletijd tot $10^{-3} s$, dan krijgt men wel de gewenste resultaten:

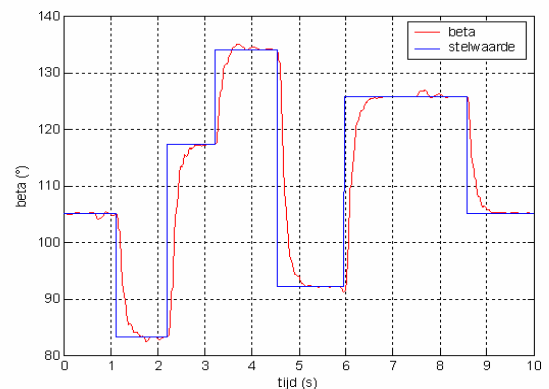
Dit wekt al het eerste vermoeden op dat de sliding mode geïmplementeerd in de praktijk problemen kan geven.

De snellere samplefrequentie geeft goede resultaten en men werkt hiermee verder om aan te tonen dat de sliding mode controller, in simulaties althans, de beste controller is.

Bij volgende figuren worden enkele hoekstappen uitgetest. De controller wordt ingesteld om een vaste stelwaarde op te volgen, waardoor men $\dot{q}_d = 0$ stelt. Op de tijdstippen waar een stap wordt uitgevoerd, zal dit uiteraard niet zo zijn. Aangezien in werkelijkheid niet zo een snelle beweging kan worden uitgevoerd, houdt men toch $\dot{q}_d = 0$.



figuur 4.35: "Stappen bij de bovenarm"



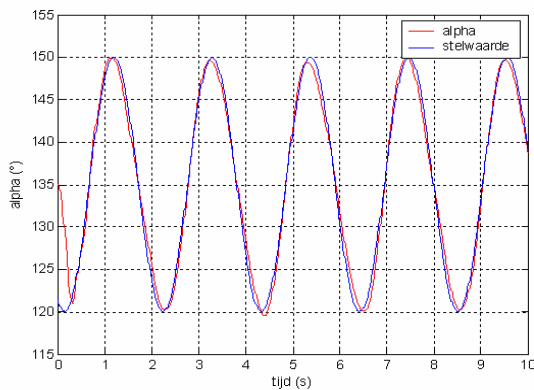
figuur 4.36: "Stappen bij de onderarm"

De onderarm volgt de stappen goed op. De bovenarm heeft het wat moeilijker en is sterk afhankelijk van de onderarm. Dit is logisch, want bij stappen genomen door de onderarm zal ook de bovenarm uit zijn stelwaarde positie raken. De controller moet de fout op de positie weggeregelen en doet dit ook naar behoren.

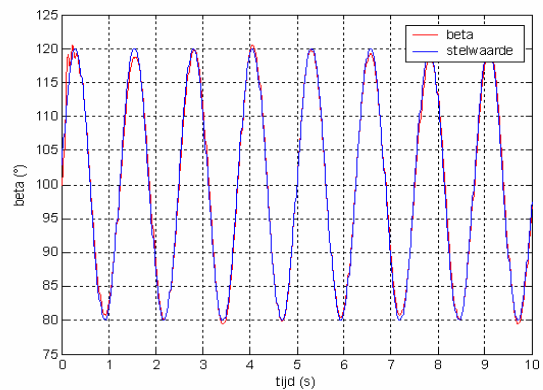
Vervolgens laat men de robot in simulatie een traject uitvoeren. Hierbij gebruikt men de volledige sliding mode waarbij ook een stelwaarde voor de snelheden wordt opgelegd. De stelwaarden voor de hoeken zijn:

$$\begin{aligned} q_1 &= 45^\circ + 15^\circ \cdot \sin(3t - 2) \\ q_2 &= -80^\circ - 20^\circ \cdot \sin(5t - 3) \end{aligned} \quad (4.22)$$

De kracht uitgeoefend op de arm is een sinus met amplitude 10 N en pulsatie 5 rad/s in de x-richting en een cosinus met amplitude -15 N en pulsatie 6 rad/s in de y-richting.



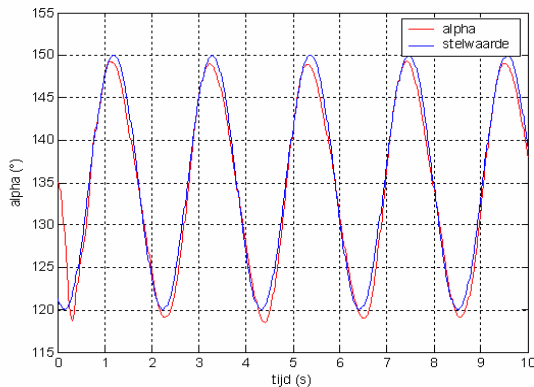
figuur 4.37: "Opvolging bovenarm bij traject"



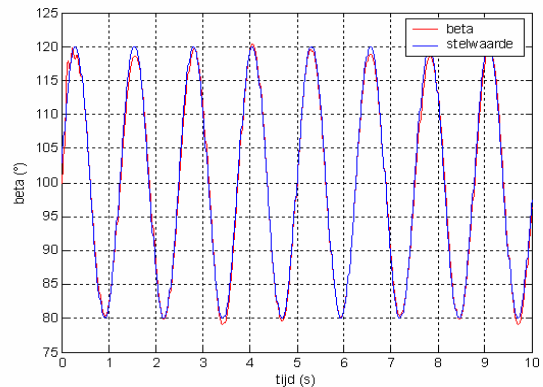
figuur 4.38: "Opvolging onderarm bij traject"

Het traject wordt zeer goed opgevolgd. Eens op het traject gekomen, bedraagt de maximale afwijking $1,9^\circ$ voor α en $1,6^\circ$ voor β . De hoeken lopen een korte tijd na op hun stelwaarde.

Men voert vervolgens de trajecttest opnieuw uit, maar nu worden alle traagheidsparameters met 0,9 vermenigvuldigd in de controller. Hierdoor kan men zien wat het gedrag van de manipulator is bij verkeerde parameterwaarden. Men bekommt volgende figuur:



figuur 4.39: "Opvolging bovenarm bij traject met verkeerde parameters"



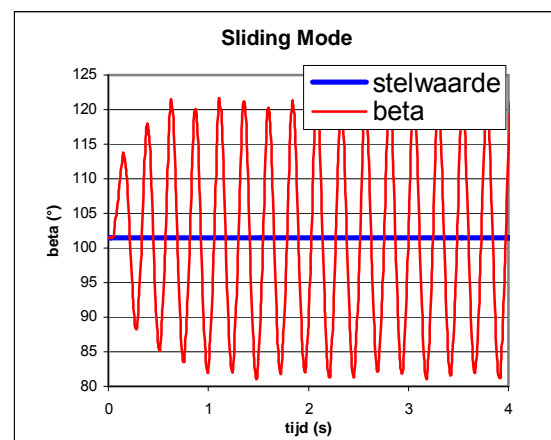
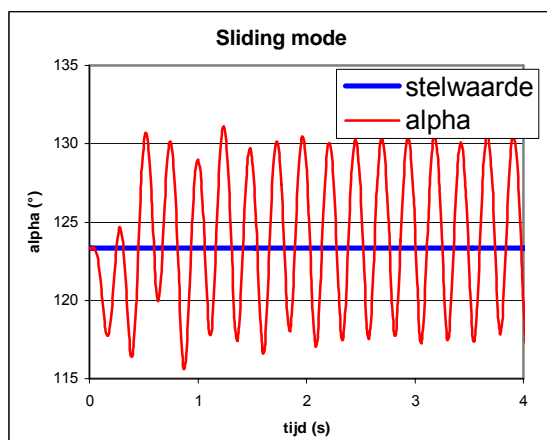
figuur 4.40: "Opvolging onderarm bij traject met verkeerde parameters"

Eens op het traject gekomen, bedraagt de maximale afwijking $2,4^\circ$ voor α en $1,9^\circ$ voor β . Het traject wordt ook hier goed opgevolgd, ondanks de foutieve waarden van de parameters.

3.4 Praktische implementatie:

De Sliding mode controller doet zijn werk naar behoren in simulatie. Men kan dus overgaan naar de praktijk.

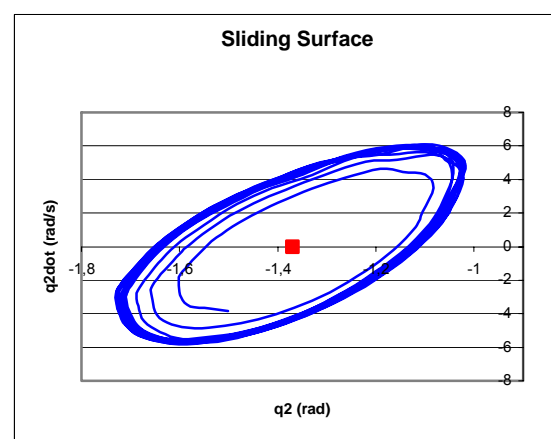
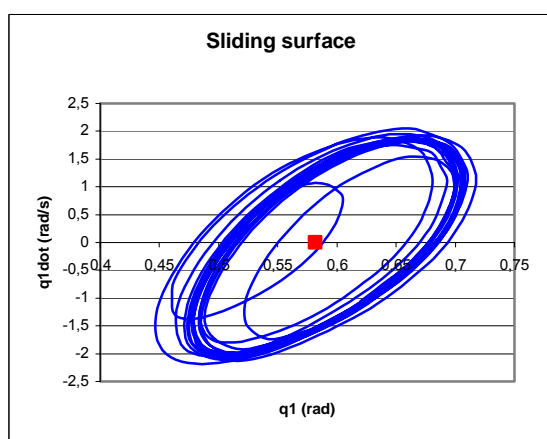
De eenvoudige controller wordt uitgetoetst, waarbij $\dot{q}_d = 0$ en er geen krachten uitgeoefend worden op de arm. In eerste instantie worden de parameters van de simulatie overgenomen, met andere woorden $k_1 = k_2 = \lambda_1 = \lambda_2 = 10$ en $\phi = 1$. Indien de sliding mode goed zou werken, bedraagt de fout op de hoekwaarde maximaal $\phi/\lambda = 0,1$ rad. Er wordt gevraagd om de beginpositie $\alpha = 123^\circ$, $\beta = 101^\circ$ aan te houden:



figuur 4.41: "Sliding mode in praktijk bij bovenarm" figuur 4.42: "Sliding mode in praktijk bij onderarm"

De hoeken blijven met een grote amplitude rond de stelwaarde slingeren. Bij de onderarm is de amplitude groter dan bij de bovenarm.

Het is hier ook interessant om de fasevlak voorstelling ($q-\dot{q}$ vlak) te bekijken:

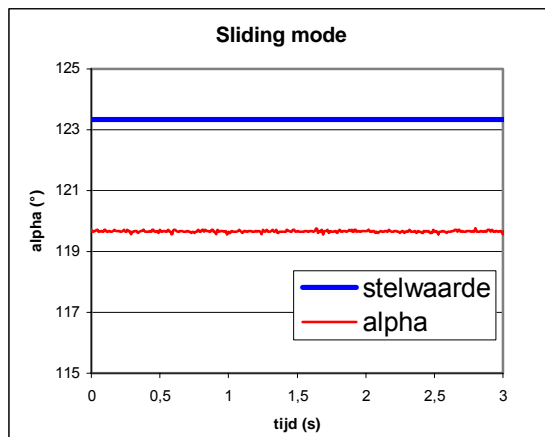


figuur 4.43: "Fasevlak bovenarm bij $k_1 = 10$ "

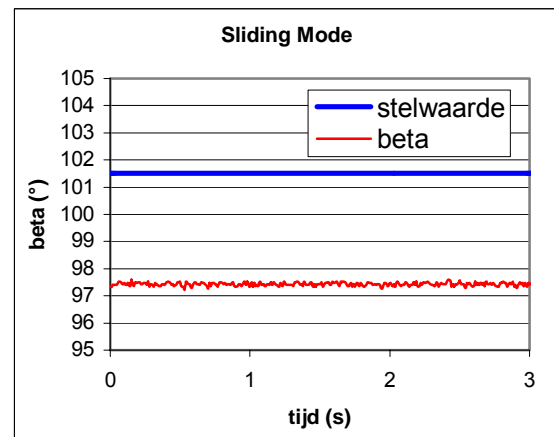
figuur 4.44: "Fasevlak onderarm bij $k_2 = 10$ "

Het rode puntje stelt de gewenste waarde voor en de blauwe curve is de afgelegde weg in het fasevlak. De fout is bij beide armen groter dan de theoretische waarde, die 0,1 rad bedraagt.

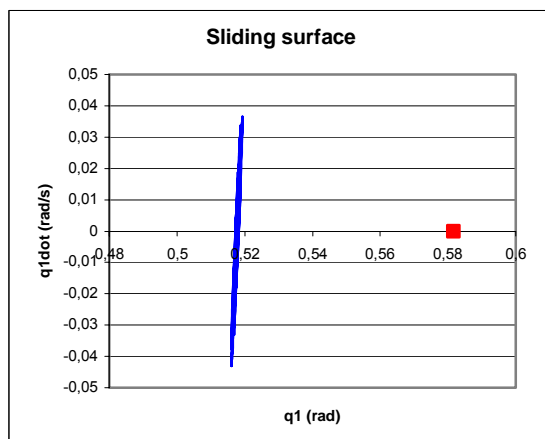
De k-waarden zijn blijkbaar te groot gekozen. Stelt men deze in op $k_1 = 4$, $k_2 = 1$, dan krijgt men stabiele resultaten. De andere parameters worden op hun vorige waarde gehouden.



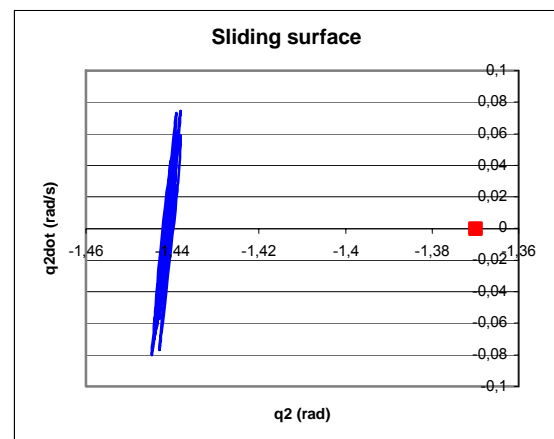
figuur 4.45: "Sliding mode bovenarm bij $k_1 = 4$ "



figuur 4.46: "Sliding mode onderarm bij $k_2 = 1$ "



figuur 4.47: "Fasevlak bovenarm bij $k_1 = 4$ "



figuur 4.48: "Fasevlak onderarm bij $k_2 = 1$ "

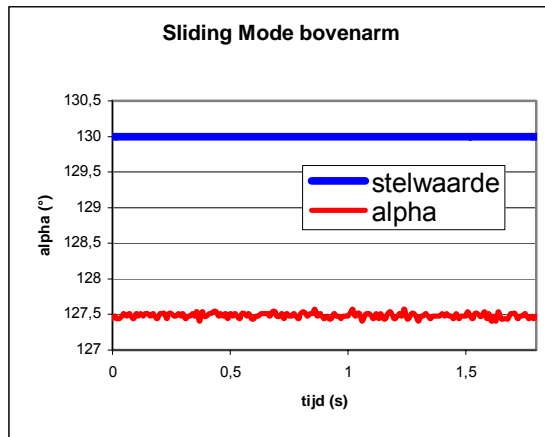
Het rode puntje stelt weer de stelwaarde voor. Er blijft een constante fout over van $3,5^\circ$ bij α en 4° bij β . Dit is binnen de theoretisch maximale afwijking, maar kan niet gebruikt worden voor positiecontrole.

Er wordt gezocht naar betere parameters om de positiefout te verminderen. De grenslaagdikte Φ wordt op 10 gezet. Hierdoor neemt de theoretisch maximale fout toe, maar het probleem van het slingeren bij grotere k-waarden treedt dan niet meer op. Men ziet dat naarmate de parameters k_1 en λ_1 stijgen, de positiefout van de bovenarm afneemt. λ_1 mag echter niet te hoog worden, het stemt namelijk overeen met de bandbreedte van de controller. Laat men hogere frequenties toe, dan zal de ruis ook toenemen, wat zeker tot verkeerde resultaten zal leiden. De bovenarm wordt instabiel bij waarden hoger dan 20Hz.

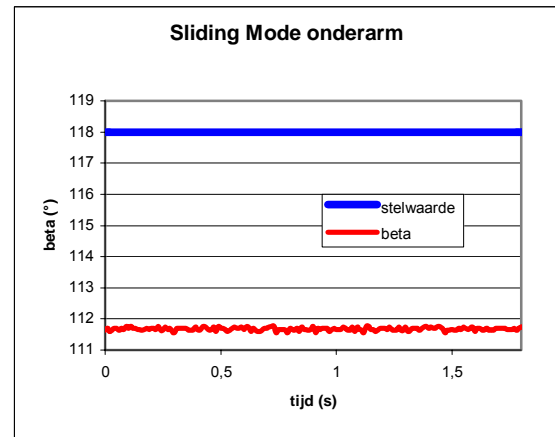
Voor de onderarm ligt het probleem anders: deze is zelfs instabiel bij lage waarden van de parameters. Om een stabiele werking van de onderarm te bekomen, moeten de k_2 -waarde naar acht verlaagd worden. De positiefout kan niet weggewerkt worden. Hieronder worden de waarden van parameters vermeld die een stabiele werking garanderen met een kleine positiefout:

$$k_1 = 50, \lambda_1 = 13 \qquad k_2 = 8, \lambda_2 = 10 \qquad \phi = 10$$

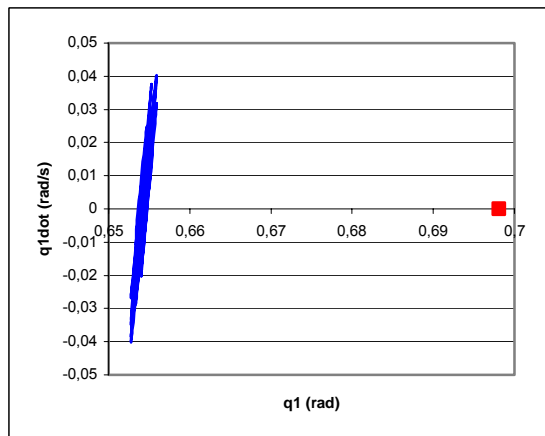
Vraagt men nu om een vaste stelwaarde, die verschilt van de beginpositie, aan te houden, dan krijgt men volgende resultaten:



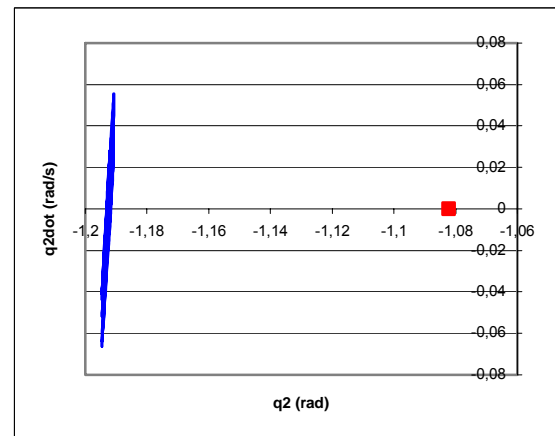
figuur 4.49: "Sliding mode bovenarm bij $k_1 = 50$ "



figuur 4.50: "Sliding mode onderarm bij $k_2 = 8$ "



figuur 4.51: "Fasevlak bovenarm bij $k_1 = 50$ "

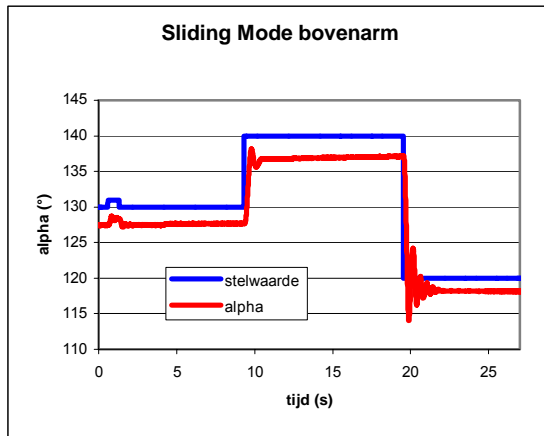


figuur 4.52: "Fasevlak onderarm bij $k_2 = 8$ "

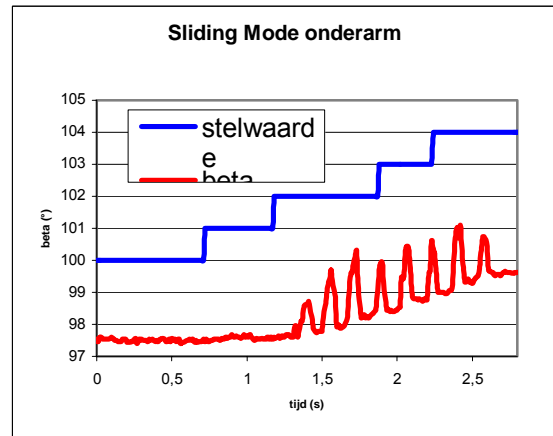
De bovenarm heeft een afwijking van $2,5^\circ$. De afwijking is dus kleinere dan bij figuur 4.44, waarbij $\phi = 1$. Dit stemt ongeveer overeen met de resultaten die bekomen worden in simulatie met een sampletijd van $2 \cdot 10^{-2}$ s. De sampletijd in realiteit is minimaal 10^{-2} s, maar kan groter zijn (zie H2§6). De afwijking zal wellicht verminderen door de samplefrequentie op te voeren.

De positiefout van de onderarm bedraagt $6,5^\circ$. Dit is meer dan bij figuur 4.45. Hier wordt echter gevraagd om een vaste positie aan te houden die niet overeenstemt met de beginpositie. De fout die dan gemaakt wordt, is te wijten aan de regelaar. Waar het probleem van de onderarm ligt is niet meteen duidelijk. Bij kleine k-waarden is de positiefout te groot. Bij grotere k waarden wordt de onderarm instabiel. Zelfs met de geschatte koppelfuncties, die een stabiele werking bij de PID controller garanderen, treedt het verschijnsel op. Waarschijnlijk is er een verband met de instabiliteit van de onderarm die bij de PID controller optreedt.

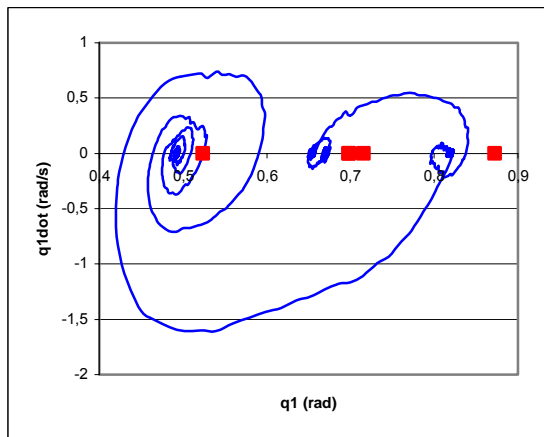
Er worden nog enkele staptesten uitgevoerd:



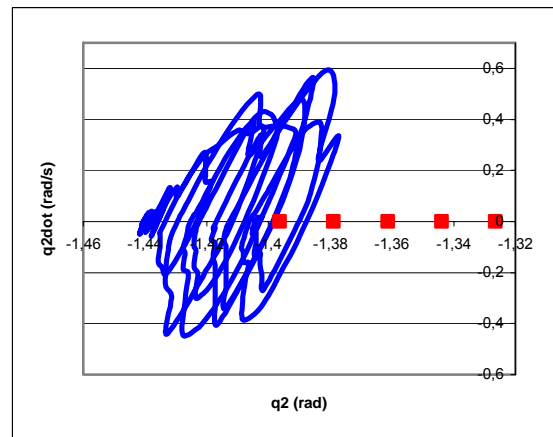
figuur 4.53: "Sliding mode bovenarm bij stappen"



figuur 4.54: "Sliding mode onderarm bij stappen"



figuur 4.55: "Fasevlak bovenarm bij stappen"



figuur 4.56: "Fasevlak onderarm bij stappen"

De bovenarm volgt de stappen goed op. De constante afwijking blijft wel bestaan. Bij de neerwaartse sprong van 20° heeft hij het even moeilijk, maar stabiliseert zich terug. De overshoot, die bij de PID controller een groot probleem is, is redelijk klein.

De onderarm gaat wel naar de juiste richting, maar neemt de stappen helemaal verkeerd. De sliding mode bij de onderarm kan zeker niet gebruikt worden in samenwerking met een operator.

4. Besluit

- Van de drie uitgeteste controllers werkt er slechts één in praktijk: de PID controller met gravitatiecompensatie.
 - Hoewel de PID controller met gravitatiecompensatie steeds stabiel blijft en goed werkt bij positie- en trajectcontrole, zal het moeilijk zijn om interactie met de operator te verwezenlijken. De I-actie wind-up zal de arm steeds naar de gewenste positie terugtrekken, met een kracht die gaat tot het maximum dat de robot kan leveren. Voeling met de last is dus moeilijk te bekomen.
 - De sliding mode kan niet werken met de huidige hardware van de manipulator. De sampletijd moet verlaagd worden tot $10^{-3} s$. Eens dit gebeurd is, moet men kijken naar het probleem van de instabiliteit van de onderarm.
 - Een vergelijking tussen de verschillende controllers in praktijk is moeilijk te doen op dit ogenblik, aangezien enkel de PID controller goede resultaten geeft. Verwacht wordt dat de sliding mode controller betere resultaten oplevert. De nadelen besproken bij de PID controller komen hierbij niet voor. Er kan ook volwaardige trajectcontrole, waar zowel de positie als de snelheid zijn opgelegd, gebeuren.
-

Hoofdstuk 5

Krachtschatting

1. Inleiding:

Een operator stuurt de arm aan door krachten erop uit te oefenen. Een belangrijk punt van de opdracht is het bepalen van deze krachten zonder gebruik te maken van sensoren. Uitgaande van het dynamisch model en de gegevens over de hoeken en drukken, kan men een estimatie doen van de krachten die op de arm inwerken.

De manipulator beweegt enkel in het x,y vlak en bijgevolg moeten twee krachtscomponenten bepaald worden.

Op het eerste zicht geeft een herschikking van het dynamisch model de gewenste krachten weer (zie H3§2). Men beschikt namelijk over metingen van beide hoeken en drukken in de spieren. Doordat er ruis op die metingen zit en het gebruikte model fouten bevat (zie H4§3.1), zullen de gevonden krachten niet overeenstemmen met de werkelijke. Om het effect van de ruis te onderdrukken, worden schattingstechnieken gebruikt.

Men bekijkt hier de manipulator, zonder massa eraan, waar krachten worden uitgeoefend in het tool center point. Dit vormt een toepassing bij onder andere revalidatietechnieken.

In een later stadium kunnen de krachten op de last zelf worden uitgeoefend. Het probleem ligt hier niet bij de schatting, maar wel bij de afstand van het ophangpunt aan de robot tot het ingrijpingspunt van de krachten die op de last inwerken. Deze is onbekend en kan men tevens niet schatten. Een oplossing hiervoor is het werken met een equivalente lengte [1].

2. Theorie:

Om parameters te kunnen schatten is er een estimatiemodel nodig. Deze moet lineair zijn in de onbekende parameters, anders is het niet mogelijk om, via klassieke technieken, de parameters aan te passen aan nieuwe data. Men vertrekt dus steeds van volgend model:

$$y(t) = W(t)a(t) \tag{5.1}$$

waarbij:

- $\mathbf{y}(t)$: een n -dimensionale kolommatrix die de outputs van het estimatiemodel bevat;
- $\mathbf{a}(t)$: de kolommatrix die de m ongekende parameters bevat;
- $\mathbf{W}(t)$: de $n \times m$ signaal- of observatiematrix.

\mathbf{W} en \mathbf{y} zijn gekend en worden gedurende een zeker aantal sampletijden gemeten of berekend. Om m onbekenden te schatten heeft men, als men over n vergelijkingen beschikt, minstens m/n samples nodig. Het is beter om over meer meetpunten te beschikken, hierdoor worden de ruis en modelonzekerheden verder onderdrukt.

Als uitgangspunt heeft men een zekere schatting $\hat{\mathbf{a}}$ voor \mathbf{a} . Als deze in vergelijking (5.1) wordt gesubstitueerd, bekomt men de geschatte output $\hat{\mathbf{y}}$. Aangezien men ook steeds de echte output \mathbf{y} kent, kan men de prediction error \mathbf{e} berekenen:

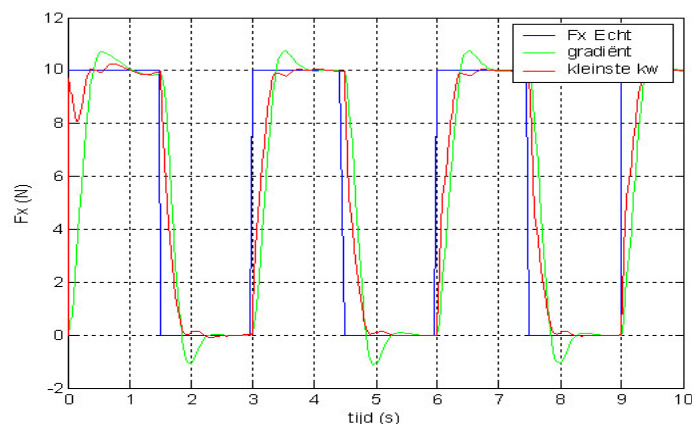
$$\mathbf{e}(t) = \hat{\mathbf{y}}(t) - \mathbf{y}(t) \quad (5.2)$$

De schattingstechnieken zullen deze fout proberen te minimaliseren.

In het algemeen moet voldoende informatie in de metingen zitten om goede schattingen te bekomen

Tijdens het onderzoek zijn enkele schatters uitgetest. Deze technieken moeten een variabel signaal kunnen schatten en dit voor elke mogelijke waarde van het signaal, dus onafhankelijk van de beginwaarde van de schatting. De eenvoudigste methode is de gradiënt estimator. Maar ook met methodes die zich baseren op de kleinste kwadraten benadering, die in de praktijk veel gebruikt worden, zijn testen uitgevoerd. Enkele varianten worden uitgetest.

Enkel de gradiënt estimator en de methode van de recursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten leveren goede resultaten in Simulink. Ander estimatietechnieken zijn te traag om een goed resultaat te bekomen. In onderstaande grafiek is de blauwe curve de te schatten kracht, de groene curve is de gradiënt estimator en de rode geeft de recursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten weer.



figuur 5.1: "Verschillende schattingstechnieken"

De theorie van de geteste schatters is volledig verklaard in [8]. Alsnog worden in dit werk de belangrijkste hoofdlijnen uitgewerkt.

2.1 Gradiënt estimator:

De verandering van de te schatten parameters wordt evenredig met de gradiënt van de kwadratische fout gekozen.

$$\dot{\hat{\mathbf{a}}} = -p_0 \frac{\partial [\mathbf{e}^T \mathbf{e}]}{\partial \hat{\mathbf{a}}} \quad (5.3)$$

Hierdoor zal de fout continu afnemen.

p_0 wordt de schatterwinst genoemd en is een positief getal.

Bovenstaande formule kan vereenvoudigd worden door gebruik te maken van (5.1):

$$\dot{\hat{\mathbf{a}}} = -p_0 \mathbf{W}^T \mathbf{e} \quad (5.4)$$

Door integratie kan de werkelijke parameterwaarde achterhaald worden.

Een voordeel van de methode is dat ze steeds stabiel is. De excitatie van het signaal bepaalt bovendien of er convergentie is naar de juiste waarde. Hoe groter de waarde van p_0 , hoe sneller de convergentie. Er dient wel opgelet voor de aanwezigheid van meetruis, waardoor er ook ruis ontstaat op de geschatte parameters. Dit probleem kan men wel oplossen door p_0 kleiner te kiezen. De optimale waarde wordt gevonden door trial and error. Doordat er slechts rekening wordt gehouden met de voorgaande en huidige waarde om de variatie van de schatting te bepalen, is er geen vergeetfactor nodig om variërende signalen te schatten. Dit vormt echter wel een nadeel bij constante (een gewicht) of semi-constante (blokgolfexcitatie) signalen.

2.2 Recursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten:

Dit is een eenvoudige techniek die geen informatie nodig heeft over de ruis in het systeem en op de metingen. De methode heeft als doel om:

$$E = \sum_{k=1}^i g^{i-k} (y_k - \mathbf{W}_k \mathbf{a}) \quad (5.5)$$

te minimaliseren aan de hand van i meetgegevens.

Door te werken met de vergeetfactor g ($0 < g < 1$) wordt steeds minder rekening gehouden met oudere metingen. De huidige gegevens krijgen daarentegen gewicht één.

Een nieuwe schatting wordt als volgt bekomen uitgaande van de i -de meting:

$$\hat{\mathbf{a}}_{i+1} = \hat{\mathbf{a}}_i - K_{i+1} (\mathbf{W}_i \hat{\mathbf{a}}_i - y_i) \quad (5.6)$$

$$K_{i+1} = \frac{P_i \mathbf{W}_i^T}{g + \mathbf{W}_i P_i \mathbf{W}_i^T} \quad (5.7)$$

$$P_{i+1} = \frac{1}{g} \left[P_i - \frac{P_i \mathbf{W}_i^T \mathbf{W}_i P_i}{g + \mathbf{W}_i P_i \mathbf{W}_i^T} \right] \quad (5.8)$$

De P -matrix is gelijk aan de kovariantie matrix van de schattingen.

Indien men over meerdere outputs y beschikt, zoals het geval is bij de krachtschatting, kan men hiervan optimaal gebruik maken door meerdere malen bovenstaande vergelijkingen toe te passen voor elke te schatten parameter a_i .

Een groot voordeel van deze methode is dat ze reeds discreet is opgesteld, wat de ingebruikname in de praktijk vereenvoudigt. Hierover wordt verder meer verduidelijking gegeven (zie H5§4).

3. Simulink resultaten:

Uiteraard worden ook van de krachtschatting eerst simulaties uitgevoerd in Simulink.

Om de vergelijking $y(t) = W(t)a(t)$ te bekomen, vertrekt men vanuit het dynamisch model, dat er als volgt uitziet:

$$[H] \begin{bmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \end{bmatrix} + [C] \begin{bmatrix} \dot{q}_1 \\ \dot{q}_2 \end{bmatrix} + [g] - [J]^T [M] \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{w1}^S \text{sign}(\dot{q}_1) \\ C_{w2}^S \text{sign}(\dot{q}_2) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{w1}^D \dot{q}_1 \\ C_{w2}^D \dot{q}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

Hierin komen echter parameter- en modelonzekerheden voor. De parameteronzekerheden zijn nihil in het Simulink model, omdat alle parameters (zoals de koppelfuncties en de traagheidsparameters) perfect gekend zijn. In praktijk zal dit wel anders zijn, maar dit wordt voorlopig buiten beschouwing gelaten.

De modelonzekerheden komen ook niet voor in het Simulink model, maar ze kunnen in realiteit de hele schatting ondermijnen! Het probleem ligt bij de wrijving: die is namelijk zo complex dat ze moeilijk te modelleren is. Er is een benadering ingevoerd door de wrijving voor te stellen als een combinatie van een viskeuze en een Coulomb wrijving. Deze modellering stemt niet overeen met de realiteit en introduceert een fout in de krachtschatting. Maar aangezien de wrijving zeer klein is, wordt ze verwaarloosd in het schattingsmodel.

Het dynamisch model reduceert zich bijgevolg tot:

$$\begin{bmatrix} H_{11} & H_{12} \\ H_{21} & H_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} \\ C_{21} & C_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q}_1 \\ \dot{q}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} g_1 \\ g_2 \end{bmatrix} - [J]^T [M] \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \end{bmatrix} \quad (5.10)$$

De gezochte onbekenden zijn F_x en F_y . Door herschikking komt men tot een bruikbaar estimatiemodel:

$$\begin{bmatrix} \tau_1 - H_{11}\ddot{q}_1 - H_{12}\ddot{q}_2 - C_{11}\dot{q}_1 - C_{12}\dot{q}_2 - g_1 \\ \tau_2 - H_{21}\dot{q}_1 - H_{22}\dot{q}_2 - C_{21}\dot{q}_1 - C_{22}\dot{q}_2 - g_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -J_{11} & J_{21} \\ -J_{12} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \end{bmatrix} \quad (5.11)$$

Hierin komen de versnellingen van de hoeken voor. Deze zijn geen rechtstreekse meetgegevens, maar worden afgeleid uit de meting van de hoeken met de potentiometers. Die signalen bevatten ruis en bijgevolg zal het gebruik van de tweede afgeleide beter te vermijden zijn.

Dit probleem wordt besproken in [6] en er wordt aangeraden om een eerste orde filter langs beide kanten van de vergelijking (5.11) te gebruiken, om zodoende de vergelijking:

$$\boldsymbol{\tau} - \boldsymbol{\tau}^{oF}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) = V^{oF}(\mathbf{q}) \mathbf{a}^F \quad \text{met} \quad \begin{aligned} \boldsymbol{\tau}^{oF} &= [H] \ddot{\mathbf{q}} + [C] \dot{\mathbf{q}} + [g] \\ \mathbf{a}^F &= [F_x \quad F_y]^T \end{aligned} \quad (5.12)$$

om te vormen tot:

$$\mathbf{y}(\dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) = W(\dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) \mathbf{a}^F \quad (5.13)$$

waarbij:

- \mathbf{y} : de gefilterde output;
- W : de gefilterde observatiematrix.

Er moet wel opgelet worden dat de filter aan beide kanten van de vergelijking wordt toegepast, anders gaat de gelijkheid niet meer op. Men zou inderdaad kunnen denken dat er slechts aan de linkerkant van vergelijking (5.11) filtering moet toegepast worden, aangezien in het rechterlid geen versnellingen staan.

Het bewijs van het verdwijnen van de afhankelijkheid van $\ddot{\mathbf{q}}$ wordt gegeven in [6].

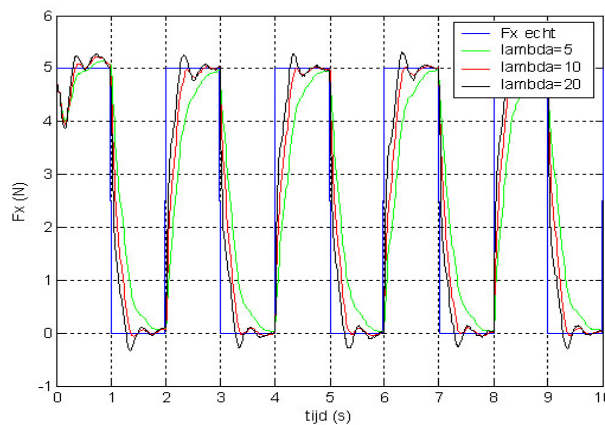
De keuze van de bandbreedte λ van de eerste orde filter met transferfunctie:

$$w(s) = \frac{\lambda}{s + \lambda} \quad (5.14)$$

wordt met volgende figuur toegelicht.

Er wordt gevraagd om een blokgolf, die de kracht in de x-richting voorstelt, te schatten. De kracht in de y-richting blijft constant op nul en de hoeken behouden hun initiële waarde ($\alpha = 130^\circ$, $\beta = 100^\circ$). De figuren zijn opgenomen bij de recursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten. Er is tevens een random ruis component aanwezig van $0,2^\circ$ op de hoeken én $0,008$ rad/s op de snelheden van de hoeken.

Hoe hoger de waarde van λ , hoe sneller de schatting naar de juiste waarde:



figuur 5.2: "Wijziging λ "

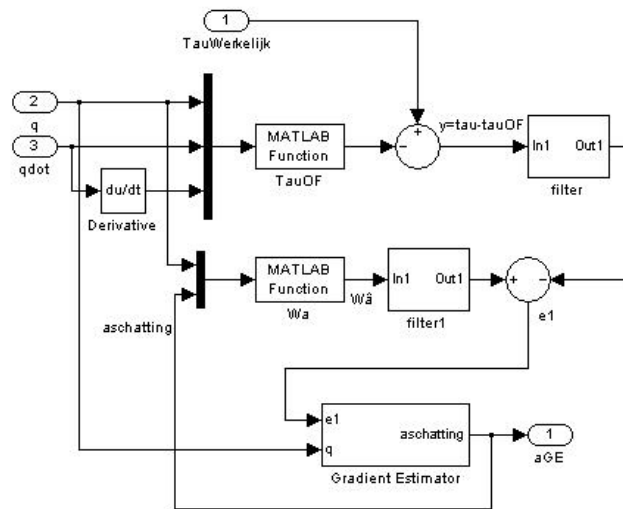
De ruis wordt voornamelijk door de filter onderdrukt. Er mag niet vergeten worden dat de manipulator door een operator wordt bediend. De limiet van het menselijk bewegen ligt rond de

10Hz. Dit lijkt ook een geschikte keuze als men naar de figuren kijkt. Bij 10Hz heeft men ongeveer in dezelfde tijd de juiste waarde bereikt als bij hogere λ -waarden. Alle excitatiesignalen boven 10Hz zal men als ruis beschouwen en worden door de filter onderdrukt.

Er is echter ook een nadeel aan het gebruik van de filter: het signaal zal een vertraging oplopen van één sampleperiode ten opzichte van het originele signaal.

In het schattingsmodel komen de koppels in de scharnieren τ voor, deze worden bekomen door gebruik te maken van de koppelfuncties en de drukken (zie vergelijking (3.23)).

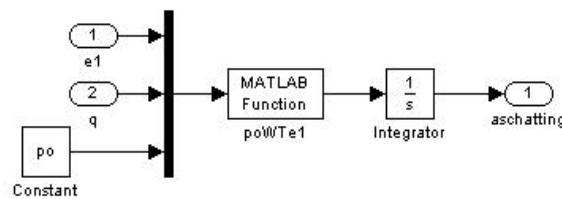
Er kan nu overgegaan worden op de implementatie in Simulink. Deze is vrij eenvoudig en ziet er als volg uit voor de gradiënt estimator:



figuur 5.3: "Implementatie gradiënt estimator in Simulink"

W is een 2×2 en y een 2×1 matrix, want men moet 2 parameters schatten.

Het blokje van de gradiënt estimator bevat vergelijking (5.4) gevolgd door een integratie:

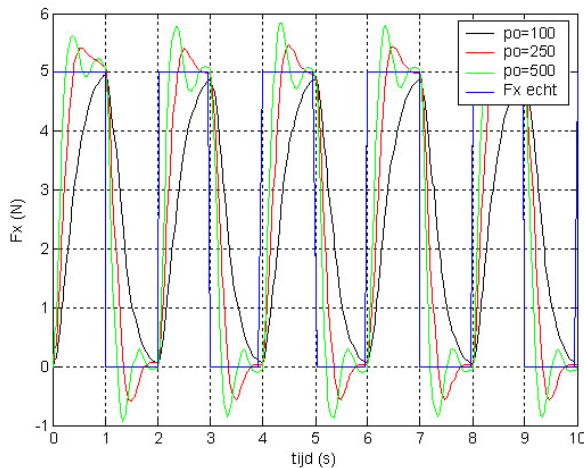


figuur 5.4: "Blokje gradiënt estimator"

De parameters die de schatting beïnvloeden zijn de schatterwinst p_0 en de initiële waarde van de te schatten parameters, a_{1init} en a_{2init} .

Deze laatste twee worden best gelijk aan nul gesteld, want de krachten kunnen positief of negatief zijn. De keuze van p_0 gebeurt, zoals reeds vermeld, best door trial and error.

De volgende figuur verduidelijkt het gedrag van de schatter bij wijziging van p_0 :



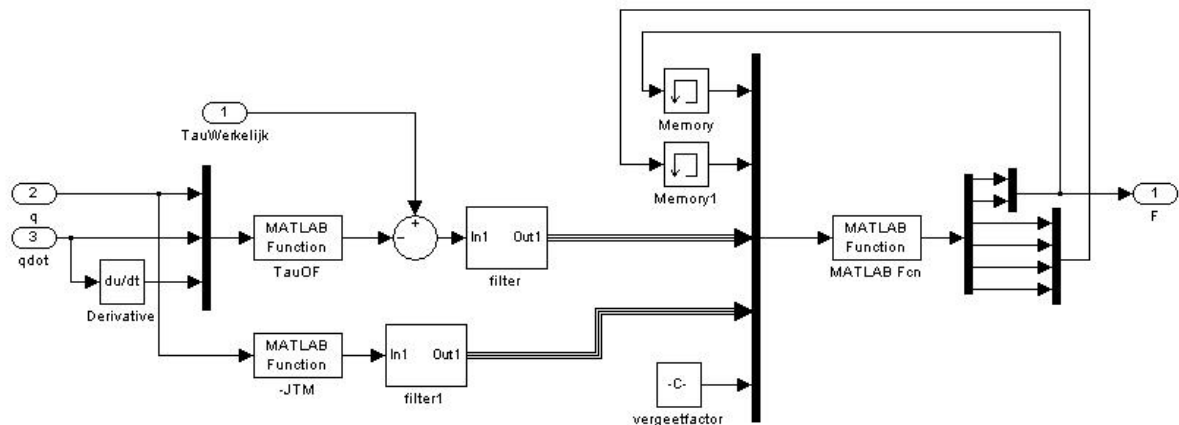
figuur 5.5: “Wijziging p_0 ”

De kracht in de x-richting is hier een blok golf met amplitude 5 N en periode twee seconden. De kracht in de y-richting is constant op 0 N gehouden. De hoeken van beide armen worden met behulp van de positiecontroller vastgehouden op hun initiële positie $q_1 = 50^\circ$ en $q_2 = -75^\circ$. Het is duidelijk zichtbaar dat hoe hoger p_0 , hoe sneller de goede waarde bereikt wordt. Echter zal ook de overshoot steeds groter worden, waardoor de schatting eerst moet uitdempen.

Een waarde rond 250 voor p_0 geeft goede resultaten, ook bij andere excitatiesignalen.

Nu de parameterkeuze is vastgelegd, wordt eerst overgegaan naar de recursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten, voordat de algemene resultaten van de krachtschatting worden besproken.

Het implementeren van de recursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten is eenvoudig af te leiden uit de formules (5.6) tot (5.8). P wordt in dit geval een 2×2 matrix, W blijft een 2×2 matrix en ook y verandert niet. In de simulatie moet men geheugens gebruiken, daar Simulink continu werkt en de formules van de schatter discreet zijn.



figuur 5.6: “Implementatie recursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten in Simulink”

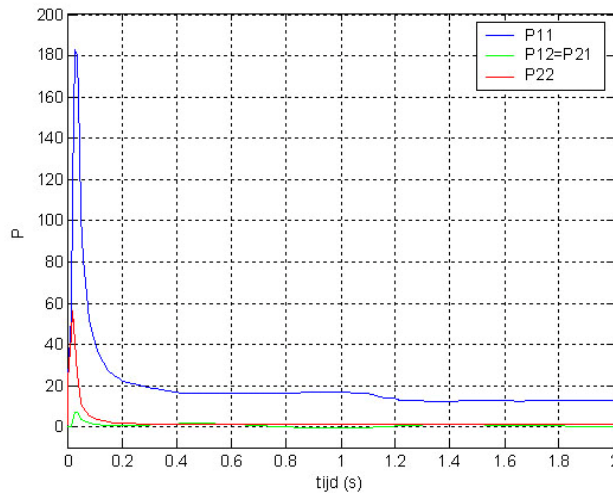
De parameters die men hier moet instellen zijn de vergeeffactor g , de elementen $P_{11}, P_{12}, P_{21}, P_{22}$ van de matrix P en de initiële waarde van de te schatten parameters, a_{1init} en a_{2init} .

De keuze van a_{1init} en a_{2init} blijft hetzelfde als bij de gradiënt estimator, beiden zijn nul. De grootte van vergeeffactor g zal bepalen hoe lang de informatie van voorgaande schattingen wordt gebruikt. Een schatting van n tijdstappen geleden krijgt slechts een gewicht van g^n . De vergeeffactor zal in ieder geval tussen nul en één moeten liggen.

Er worden verscheidene testen uitgevoerd met sinusvormige en blokgolf excitatiesignalen, waarbij de waarde van de vergeetfactor telkens varieert. Een geschikte waarde kan echter niet gevonden worden. De schattingstechniek moet in hoofdszaak de variabele krachten kunnen detecteren. Deze krachten wijzigen niet zeer snel, bijgevolg kiest men een waarde van 0,5 voor g .

De beginwaarde van de P 's is niet zo belangrijk. Logisch want het is een recursieve techniek die met een vergeetfactor werkt. Na een tijdje wordt er geen of zeer weinig rekening gehouden met de initiële waarde van de parameters.

In de literatuur wordt voorgesteld om de eenheidsmatrix te kiezen.



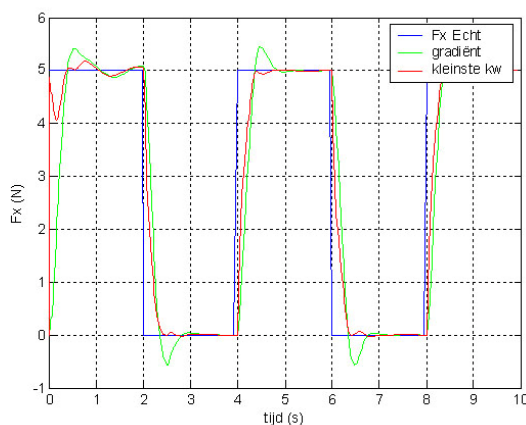
figuur 5.7: "Verloop P"

De waarde van P zal in het begin sterk variëren en hoge waarden aannemen, vooral in de praktijk moet men hiermee opletten. Een dode tijd van minstens een halve seconde moet worden ingebouwd, zodat de schatting zich kan stabiliseren.

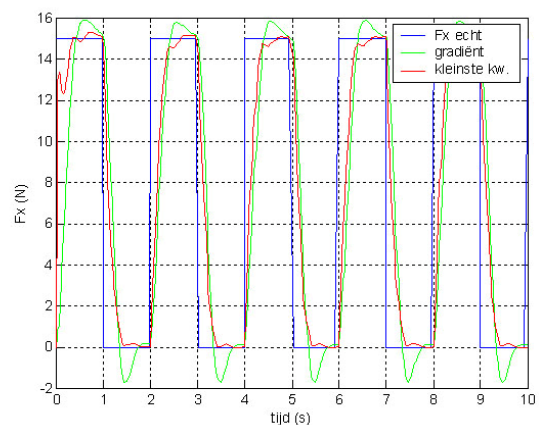
Nu alle parameters gekozen zijn, kan men beide technieken met elkaar vergelijken.

De meeste simulaties worden met een blokgolf als kracht in de x -richting en geen kracht in de y -richting uitgevoerd, omdat hierdoor het overgangverschijnsel dat veroorzaakt wordt door krachtwijziging het beste opvalt. De ruis wordt weggelaten omdat deze een invloed kan hebben en men hier enkel wenst om de performance van de schatter na te gaan.

Hieronder volgt een selectie van testresultaten:



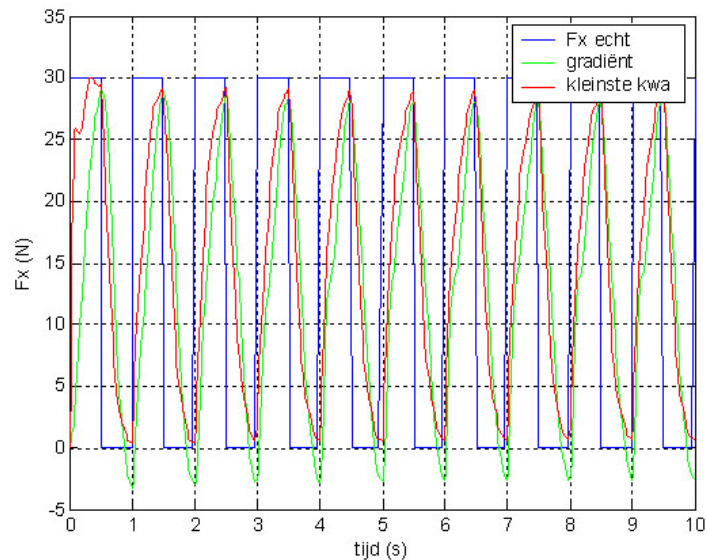
figuur 5.8: "Schatting 5 N"



figuur 5.9: "Schatting 15 N"

Hoewel de gradiënt estimator een simpele techniek is, kan hij toch mee met de recursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten. De gradiënt estimator heeft wel last van overshoot. De waarde van de krachtschatting in de y-richting verschilt een beetje van nul rond de punten waar de kracht in de x-richting verandert, maar dit is verder geen noemenswaardig effect.

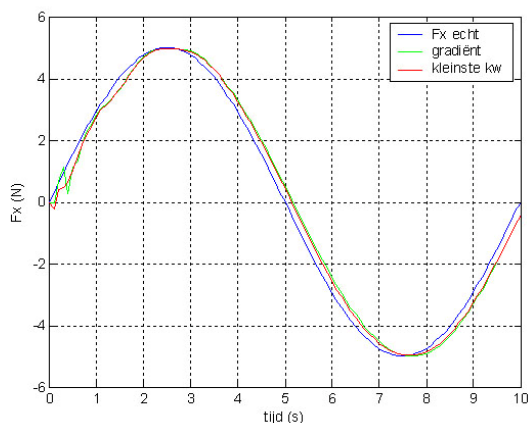
Natuurlijk hebben beide technieken hun limieten, zoals op volgende figuur te zien is:



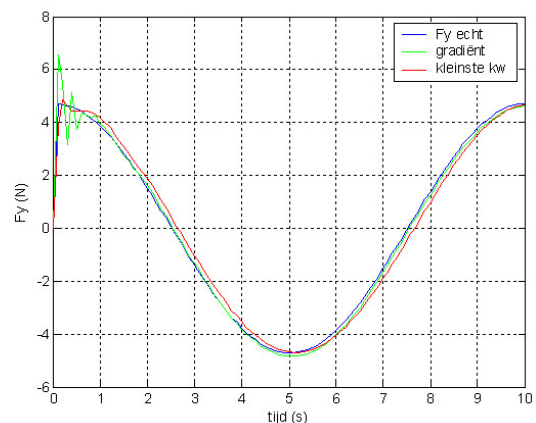
figuur 5.10: "Te snelle variatie"

Analoge toestanden, waarin de kracht niet op tijd kan geschat worden, kan men vermijden door de bewegingsnelheid van zware lasten te beperken.

Ook sinussignalen worden bestudeerd en deze leveren gelijkaardige resultaten op. De onderstaande figuren geven een schatting weer van enerzijds een sinus in de x-richting en anderzijds een cosinus in de y-richting:



figuur 5.11: "Fx sinussignaal"



figuur 5.12: "Fy cosinussignaal"

Hierbij ziet men goed het effect van de tijdsvertraging van de filter.

Als ultieme test voor de krachtschatting zal getracht worden een ingewikkeld signaal te schatten, terwijl de arm met behulp van de positiecontroller een cirkel beschrijft. Er wordt ook witte ruis met peek-to-peek waarde $0,4^\circ$ op de hoeken gezet én ruis met peek-to-peek waarde $0,016$ rad/s op de snelheden van de hoeken. De te schatten krachten zijn:

$$F_x = 10 \sin\left(\pi \cdot \frac{t}{5} - \frac{\pi}{5}\right)$$

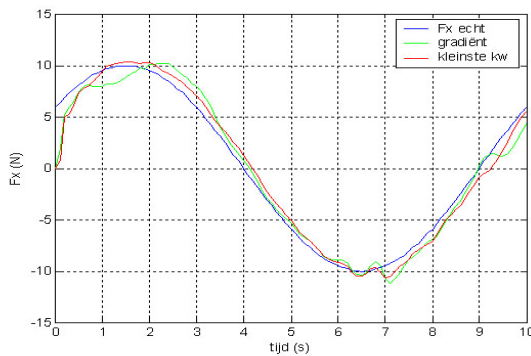
$$F_y = -15 \sin\left(\pi \cdot \frac{t}{3} - \frac{\pi}{8}\right)$$
(5.15)

De gevraagde positie volgt uit de inverse kinematica van:

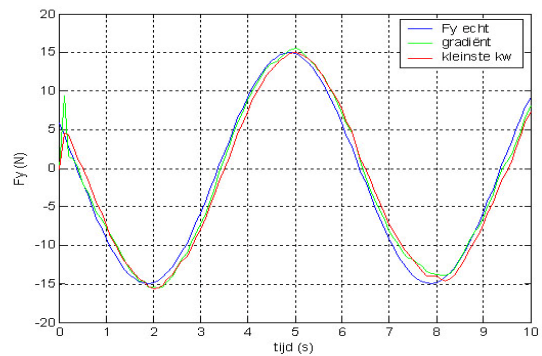
$$x_{\text{desired}} = 0,41 + 0,1 \cos\left(\pi \cdot \frac{t}{5}\right);$$

$$y_{\text{desired}} = 0,09 + 0,1 \sin\left(\pi \cdot \frac{t}{5}\right);$$
(5.16)

Men krijgt dan volgende figuren:



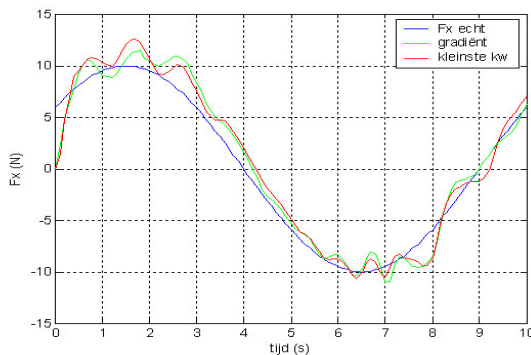
figuur 5.13: "Fx ingewikkeld signaal"



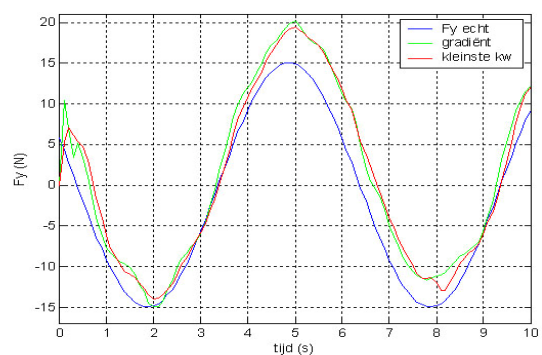
figuur 5.14: "Fy ingewikkeld signaal"

De test is redelijk goed gelukt: de krachtschatting zit er niet recht op, maar geeft een zeer goede benadering van de echte kracht. Let op het overgangsverschijnsel in het begin van de estimatie.

Als kers op de taart wordt dezelfde test uitgevoerd met foutieve waarden voor de verschillende traagheidsgrootheden. Deze worden namelijk allen in de formules van het estimatiemodel met $0,9$ vermenigvuldigd. De lengtes van de armen krijgen geen fout mee, daar deze in realiteit goed gekend zijn. Het resultaat spreekt voor zich:



figuur 5.15: "Fx test met afwijking"



figuur 5.16: "Fy test met afwijking"

Er is reeds op het belang van de juistheid van het dynamisch model gewezen en dit komt hier duidelijk naar voren: de krachtschatting is minder goed dan in de test zonder afwijking van de traagheidsgrootheden. Er treedt zelfs een fout op van 5 N in de schatting van de kracht in de y-richting, terwijl er slechts een fout van 10% is bij de traagheidsparameters!

Een correct model met juiste informatie over alle variabelen blijkt dus een noodzaak.

Als men nu beide estimatietechnieken met elkaar vergelijkt, valt het volgende op:

- de gradiënt estimator heeft als voordeel dat de schatting sneller naar de correcte waarde evolueert dan de recursieve kleinste kwadraten methode. Hierdoor ontstaat er echter een grotere overshoot. De recursieve kleinste kwadraten schatting bereikt bijgevolg sneller een stabiele waarde dan de gradiënt schatter
- Een ander nadeel van de gradiënt estimator is het feit dat de formulering ervan continu is. Er moet zelfs afgeleid en geïntegreerd worden. Dit zal de overgang naar de praktijk bemoeilijken, zoals verder besproken wordt (zie H5§4).

Als besluit van het simulatie gedeelte kan gezegd worden dat het wel degelijk mogelijk is om de krachten te achterhalen, zonder gebruik te maken van dure krachtsensoren. De gebruikte methodes hebben natuurlijk wel limieten in hoeverre ze een correcte schatting geven, maar het zal zeker de moeite waard zijn om te kijken wat dit in realiteit geeft.

Opmerking:

Nu men krachten kan schatten in zowel x- als y-richting, is de schatting van de massa van een last zeer eenvoudig: men achterhaalt dan de kracht in de y-richting en met behulp van de wet van newton bekomt men de gezochte massa.

4. Praktische resultaten:

Welke dingen zijn nu gewijzigd ten opzichte van de theorie?

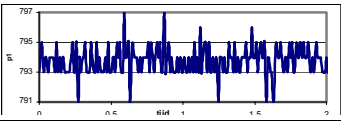
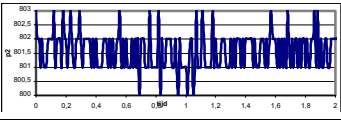
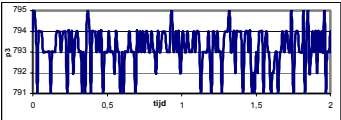
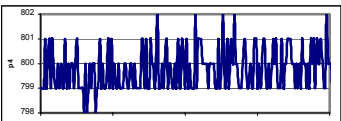
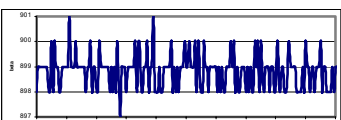
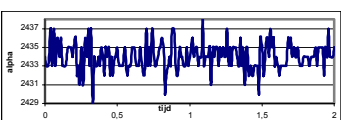
- In praktijk komt ruis altijd voor. Dit heeft implicaties op de afgeleide. De vraag is dus welke afgeleide men gaat gebruiken.
- Een ander aspect is de hysteresis, die inherent is aan de spieren.
- De traagheidsparameters (massa, massamiddelpunt en traagheidsmoment) van de boven- en onderarm zijn slechts bij benadering gekend.
- Door het gebruik van de tweede afgeleide in de estimatietechnieken is een filter noodzakelijk om de ruis te onderdrukken. De overgang van een continue naar een discrete transfertfunctie van de filter wordt besproken.
- Tenslotte zijn de koppelfuncties die de werking van de spieren kenmerken, niet in de praktijk gekend.

Bovenstaande punten worden hier kort toegelicht voordat de bespreking van de eigenlijke resultaten aan bod komt.

4.1 Foutbronnen:

-Ruis en afgeleiden:

De gemeten signalen, komende van de potentiometers en de druksensoren, kampen met allerlei storende invloeden. Bij het afsluiten van de persleiding krijgt men volgende ruisniveau's:

Druksensor bij <i>Spier 1</i>			
	maximum p1:	798	Verschil: 7
	minimum p1:	791	
	gemiddelde p1:	793,81	
	standaarddeviatie p1:	0,91	
Druksensor bij <i>Spier 2</i>			
	maximum p2:	803	Verschil: 3
	minimum p2:	800	
	gemiddelde p2:	801,60	
	standaarddeviatie p2:	0,70	
Druksensor bij <i>Spier 3</i>			
	maximum p3:	797	Verschil: 6
	minimum p3:	791	
	gemiddelde p3:	793,43	
	standaarddeviatie p3:	0,93	
Druksensor bij <i>Spier 4</i>			
	maximum p4:	802	Verschil: 4
	minimum p4:	798	
	gemiddelde p4:	799,91	
	standaarddeviatie p4:	0,86	
Potentiometer β			
	maximum β :	901	Verschil: 6
	minimum β :	895	
	gemiddelde β :	898,71	
	standaarddeviatie β :	0,80	
Potentiometer α			
	maximum α :	2438	Verschil: 9
	minimum α :	2429	
	gemiddelde α :	2434,1	
	standaarddeviatie α :	1,3	

De waarden in de tabel zijn uitgedrukt in value, dit is de digitale waarde van de analoge inlezingen. Om waarden in de gewenste eenheden te krijgen moet nog gebruik gemaakt worden van de omzettingsformule bekomen uit de calibratie. Bovenstaande metingen werden in verscheidene punten opgenomen, hier is slechts een selectie getoond. De A/D convertor heeft 12 beschikbare bits. Deze ruis is zeer laag en zou weinig impact hebben op het systeem.

Als men de spieren onder druk zet en een zekere positie laat innemen met behulp van de PID controller met feedforwardterm, krijgt men veel grotere metingvariaties. Men vraagt namelijk een constante druk aan de kleppen, maar deze hebben een ingebouwde PID controller, waarbij de meting van de druk in de klep gebeurt. Door de verschillende doorsnedenwijzigingen ontstaan er schokreflecties. Bijgevolg zal de klep voortdurend zijn debiet bijsturen. De druk schommelt dan rond een constante waarde, waardoor de hoekvariaties van de armen tot maximaal $0,6^\circ$ kunnen oplopen! (zie H4§2.5) Dit kan niet echt als ruis beschouwd worden, maar zal op de metingen een zelfde impact hebben, daar de variaties van de drukken en de hoeken willekeurig zijn.

De krachtschatting maakt gebruik van de tweede afgeleide van de hoeken, maar door de aanwezige ruis op de hoekwaarde kan dit tot problemen leiden. Een manier om dit probleem op te lossen is de gefilterde afgeleide (zie [6] p. 202) :

$$\frac{\alpha s}{s + \alpha} = \alpha \left(1 - \frac{\alpha}{s + \alpha} \right) \quad (5.17)$$

Hierbij is s de Laplace variabele en $\alpha \gg 1$. De discrete implementatie hiervan maakt gebruik van een hulpvariabele y :

$$y_{new} = a_1 y_{old} + a_2 x \quad (5.18)$$

waarmee men dan de gezochte afgeleide kan berekenen:

$$\dot{x}_{new} = \alpha (x - y_{new}) \quad (5.19)$$

De constanten a_1 en a_2 zijn als volgt gedefinieerd:

$$a_1 = e^{-\alpha T} \quad a_2 = 1 - a_1 \quad (5.20)$$

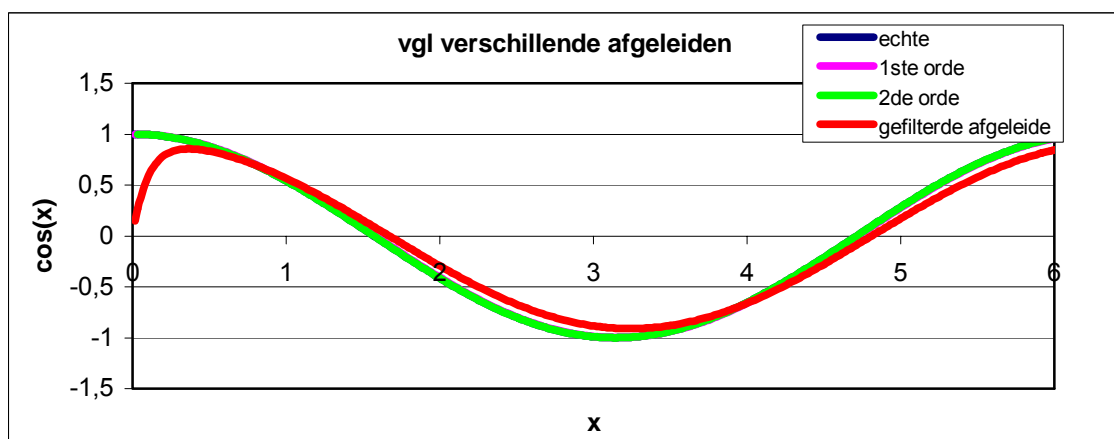
met T de sampling periode.

Om de efficiëntie van deze methode te verifiëren werd ze vergeleken met een eerste orde en tweede orde eerste afgeleide. De formules hiervoor zijn:

$$\dot{x}_{n,first} = \frac{x_n - x_{n-1}}{T} \quad (5.21)$$

$$\dot{x}_{n,second} = \frac{3x_n - 4x_{n-1} + x_{n-2}}{2T} \quad (5.22)$$

Het signaal dat men afleidt is een sinus, waarvan de echte eerste afgeleide gekend is, namelijk een cosinus. Zonder ruis gaf dit:

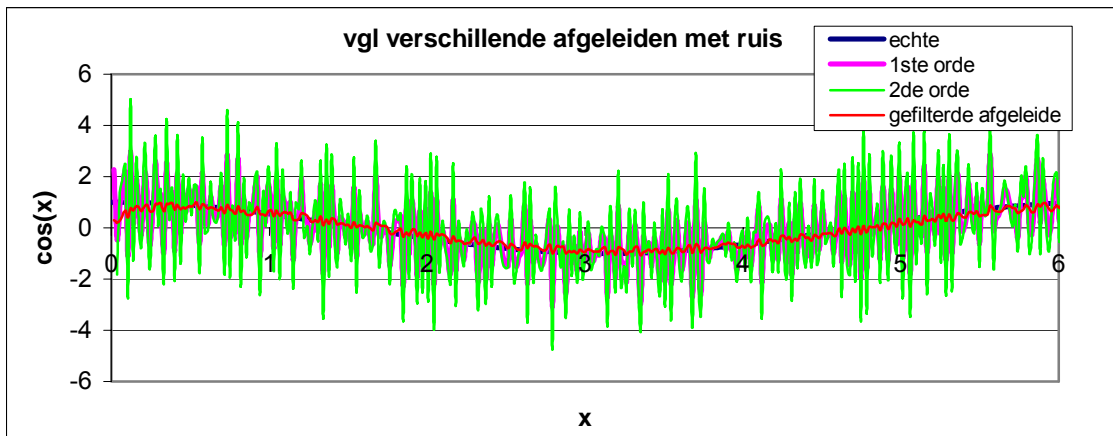


figuur 5.17: "Vergelijking afgeleiden"

α is in bovenstaande grafiek gelijk aan tien. De eerste en tweede orde afgeleide zijn gelijk aan de echte afgeleide, vandaar dat ze moeilijk te onderscheiden zijn op de grafiek. De gefilterde afgeleide daarentegen moet eerst naar de goede waarde convergeren. Eens op de goede waarde loopt de gefilterde afgeleide een tijdsvertraging op ten aanzien van de andere afgeleiden. Dit is analoog aan

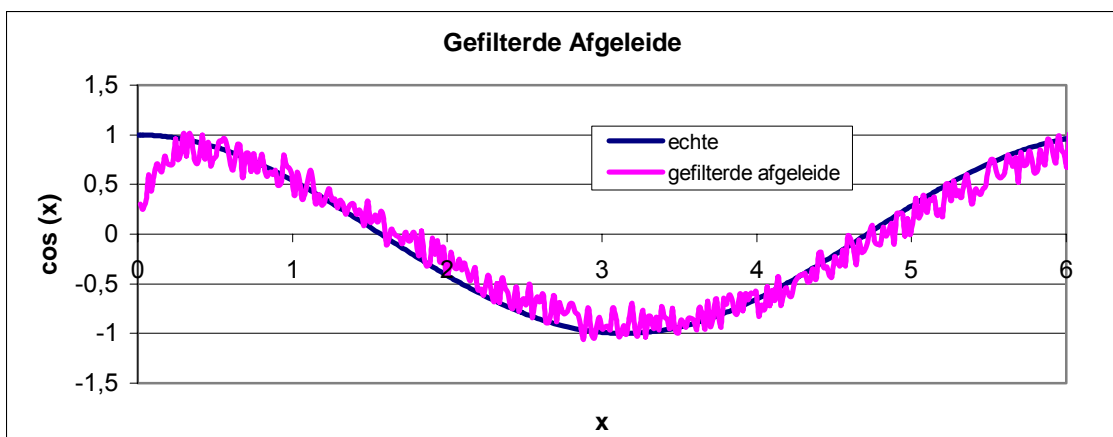
de schattingstechnieken. Men werkt hier namelijk ook met een tussenvariabele die steeds geupdate moet worden.

Als men nu op de sinus met amplitude één een ruis toevoegt met absolute waarde 0,02, dan ziet men volgende resultaten:



figuur 5.18: "Vergelijking afgeleiden met ruis"

De eerste en tweede orde afgeleide vallen nu volledig uit de boot. Ze worden in volgende grafiek weggelaten om een beter zicht te krijgen op de gefilterde afgeleide.



figuur 5.19: "Gefilterde afgeleide"

De gefilterde afgeleide heeft een beperkte last van de ruis. Buiten het overgangsverschijnsel in het begin, zit de gefilterde afgeleide steeds in de buurt van de werkelijke afgeleide.

Om de eerste afgeleide van een opgemeten signaal te bepalen gebruikt men dus best de gefilterde afgeleide. Voor signalen zonder ruis, zoals de stelwaarde van de hoeken, past men beter de eerste orde afgeleide toe.

Analoge resultaten worden bekomen bij hogere afgeleiden.

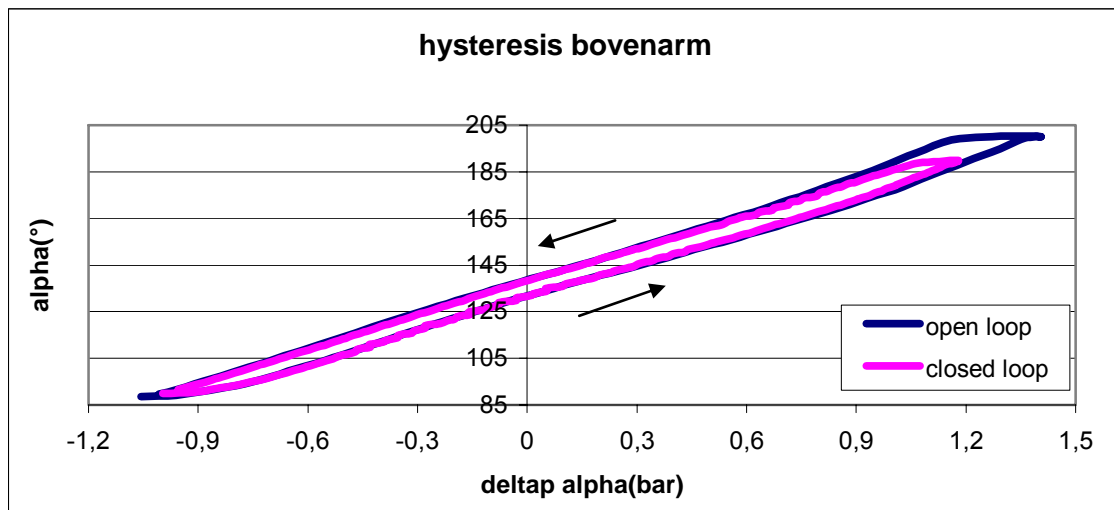
Hysteresis:

In [1] werd vastgesteld dat er een sterke vormhysteresis in het systeem aanwezig is. Deze is deels te wijten aan de wrijving, maar is hoofdzakelijk inherent aan de spieren. Als men van een initiële hoek vertrekt en de variatie op de gemiddelde druk Δp wijzigt, komt men in een andere positie terecht. Wordt de druk op de oorspronkelijke waarde terug gezet, dan zal de becomen hoek niet overeenstemmen met de initiële!

Om de hysteresis te onderzoeken is een testprocedure geschreven waarbij elke arm apart wordt bestudeerd. Er is steeds een open loop en een closed loop implementatie. Bij de open loop wordt er een zekere drukwaarde ingesteld. Bij de closed loop methode wordt een bepaalde hoek ingegeven, die met behulp van de PID positiecontroller wordt omgezet tot een stelwaarde voor de druk. De arm die men niet beschouwt, wordt bij de open loop test op een constante druk gehouden (1,5 bar op beide spieren) en bij de closed loop test op een constante hoek ($\alpha = 130^\circ$ voor de bovenarm en $\beta = 100^\circ$ voor de onderarm).

De test verloopt als volgt: de beschouwde arm vertrekt van een beginpositie die dicht bij het minimum van zijn bijhorende hoek ligt. Vervolgens daalt de arm naar de minimum hoekpositie met stappen van 0,05 bar voor de open loop en 1° voor de closed loop. Eens op de minimum positie start de data-acquisitie en stijgt de arm met dezelfde stappen naar de maximale positie. Als het maximum is bereikt, begint de terugkeer naar de minimale hoekpositie. Na elke stap wordt er een drietal seconden gewacht om overgangsverschijnsels van de krachtschatting en positiecontroller te vermijden.

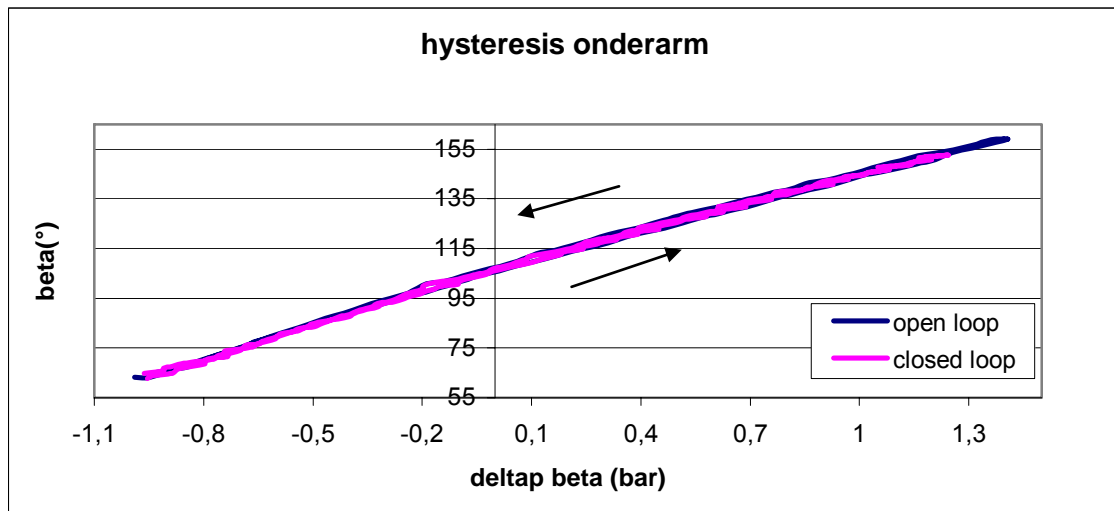
Dit levert volgende grafiek op voor de bovenarm:



figuur 5.20: "Hysteresis bovenarm"

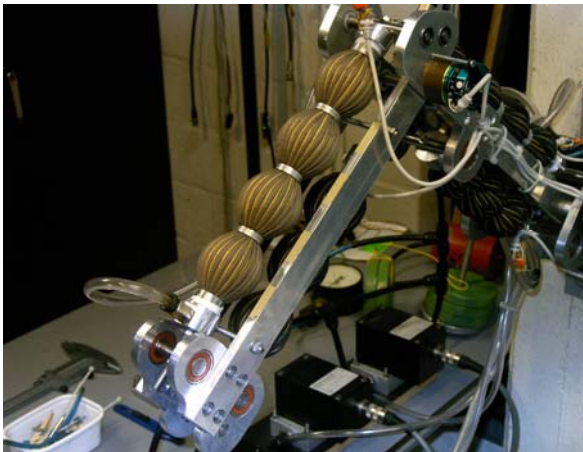
De hysteresis kan niet verwaarloosd worden. Bij een bepaalde waarde van de hoek stemt een drukrange van 0,2 bar overeen. De hysteresis is iets minder voor de closed loop, die ook gebruikt wordt voor praktische toepassingen.

De test op de onderarm levert volgend resultaat op:



figuur 5.21: "Hysteresis onderarm"

De hysteresis is hier heel klein en kan zelfs bijna verwaarloosd worden. Het verschil tussen de resultaten van de hysteresistest van de boven- en onderarm is te verklaren doordat *spier 3* van een nieuwere generatie is dan *spier 1*. *Spier 3* is namelijk vervangen door een nieuw exemplaar, nadat er een lek was vastgesteld.



figuur 5.22: "Nieuwe spier 3"



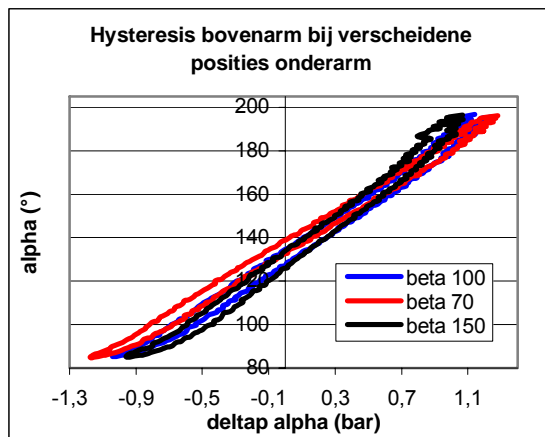
figuur 5.23: "Lek in oude spier 3"

De nieuwe spier is met een licht gewijzigd ontwerp gebouwd. Hij staat namelijk boller op volledige druk dan de oude variant. Dit heeft blijkbaar een positief effect op de hysteresis. Spijtig genoeg is er geen hysteresislus opgenomen met de oude spier, dus kan niet met zekerheid gesteld worden dat de verbetering volledig te wijten is aan de nieuwe spier. Indien men de grafiek 5.21 vergelijkt met de hysteresisgrafieken in [1], stelt men uiteindelijk vast dat dit nieuwe ontwerp beter is.

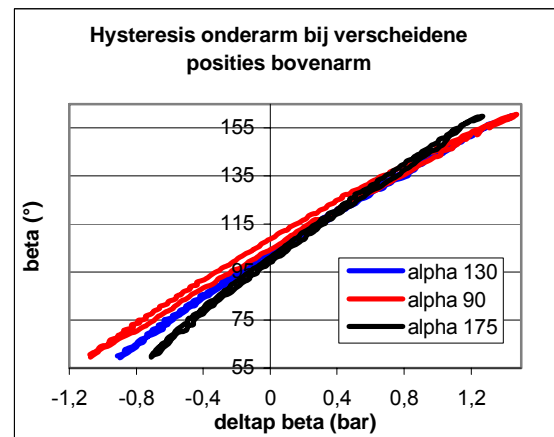
Deze hysteresistest is opgenomen met een volledige constructie, geactueerd door twee spieren. De echte hysteresisgrafiek van de nieuwe *spier 3* zou moeten opgenomen worden in een trekbank, zonder de constructie. Spijtig genoeg was die gedurende het verloop van het onderzoek defect.

Om fouten uit te sluiten wordt de test verscheidene malen overgedaan. Ook werd een variant op de testprocedure geschreven, waarbij de arm eerst naar maximum hoekpositie gaat, dan naar minimum, om vervolgens terug naar maximum te keren.

Tevens wordt de invloed van de positie van de ‘non-actieve’ arm bekeken, wat tot volgende grafieken leidt:



figuur 5.24: “Hysteresis bovenarm bij verschillende β ”

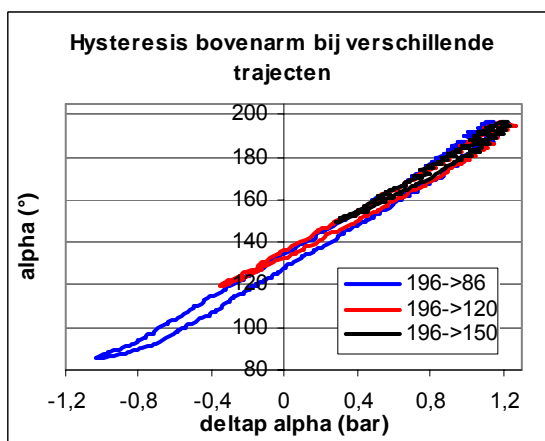


figuur 5.25: “Hysteresis onderarm bij verschillende α ”

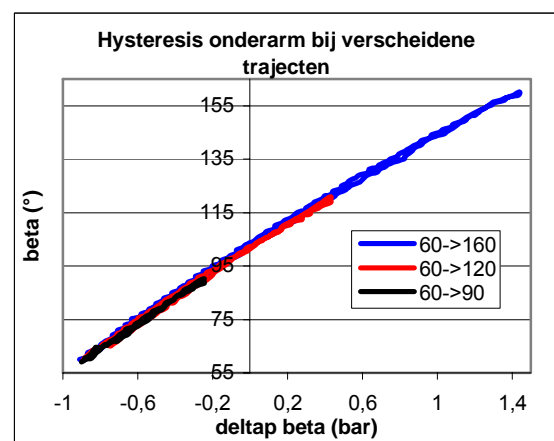
Het zigzag gedrag dat voorkomt op deze grafiek is niet meteen te verklaren. Waarschijnlijk houdt het verband met het kloppende gedrag van de kleppen, dat te wijten is aan schokreflecties.

Zoals blijkt uit de grafieken is er wel degelijk een invloed van de non-actieve arm aanwezig. Uitgaande van de fysische interpretatie lijkt dit ook logisch: als een van de armen een andere positie aanneemt dan zal zijn gewichtskoppel ook veranderen. Hierdoor wijzigt het koppel, dat de andere arm zal moeten leveren (en dus ook de druk) om op dezelfde positie te blijven. Dit kan men in principe incalculeren met het statisch momentenevenwicht.

Ondanks het feit dat er twee krommen de hysteresislus afbakenen, is het niet eenvoudig om de hysteresis te modelleren. Dit ziet men aan de hand van volgende test, waarbij slechts een deel van de hoekrange wordt benut:



figuur 5.26: “Hysteresis bovenarm bij verschillende trajecten”



figuur 5.27: “Hysteresis onderarm bij verscheidene trajecten”

Bij de bovenarm gaat men eerst naar maximumpositie, dan naar de minimumpositie en uiteindelijk terug naar maximum. Bij de onderarm is dit juist omgekeerd.

De hysteresislus bij gedeeltelijke hoekrange zal ongeveer langs dezelfde kromme naar onder gaan, in het geval van de bovenarm, maar gaat naar boven met een kromme die gelegen is binnen de grote hysteresislus. Analoge besluiten kan men trekken voor de onderarm.

De waarde van de hoek kan men dus niet vinden uitgaande van de twee uiterste krommen en bijgevolg is de hysteresis moeilijk modelleerbaar.

Zoals gezien bij de Simulink simulaties, zal een kleine afwijking van het dynamisch model ten opzichte van de werkelijkheid tot verkeerde resultaten leiden bij de krachtschatting. De hysteresis werd daar wel niet beschouwd, maar men verwacht dat dit een slecht effect op de krachtschatting heeft.

Traagheidsparameters robot:

De massa's, de massamiddelpunten en de traagheidsmomenten worden uit de technische tekeningen bepaald (zie H2§3). Voor de spieren wordt een vaste waarde gebruikt voor de traagheidsparameters, dit zal wel zo zijn voor de massa's, maar zeker niet voor het traagheidsmoment en massamiddelpunt. De vorm van de spier verandert namelijk tijdens de beweging van de arm.

Echter heeft het traagheidsmoment I weinig invloed op de krachtschatting, want het komt slechts voor in de traagheidsterm van het dynamisch model. Deze term is pas belangrijk bij hoge versnellingen, die bij normaal gebruik van de manipulator niet voorkomen

De verandering van het massamiddelpunt heeft ook weinig invloed, want deze blijft klein. De wijziging is te wijten aan de verplaatsing van de spier, maar de grootste massa hiervan zit in de aanhechtingsblokjes op het einde van de spier. De blokjes ondergaan enkel een rotatiebeweging rond de aanhechtingsas.

Het gebruik van de theoretische traagheidsparameters is dus gerechtvaardigd.

Filter:

Men benut een eerste orde filter om het gebruik van de versnellingen te compenseren. Deze moet omgezet worden in een discrete functie voor het kan gebruikt worden in het C++ programma. Stel dat men te maken heeft met volgende filter:

$$F(s) = \frac{1}{1 + s/\omega_l} \quad (5.23)$$

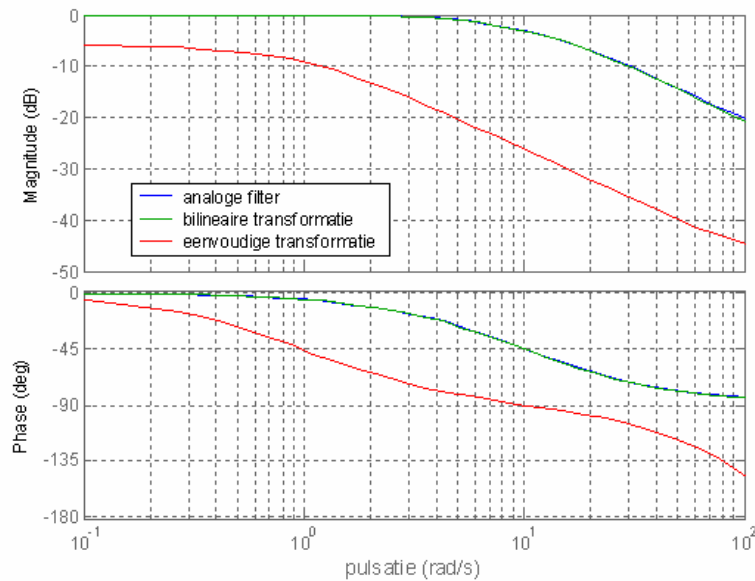
De cut-off frequentie is $f_l = \frac{\omega_l}{2\pi}$. De eenvoudigste omzetting gebeurt met volgende transformatie:

$$s = \frac{1 - z^{-1}}{T} \quad (5.24)$$

met T de sampletijd. Deze benadering is enkel geldig voor frequenties veel kleiner de samplefrequentie f_{sample} . Beter is de bilineaire transformatie te gebruiken:

$$s = \frac{2}{T} \cdot \frac{1 - z^{-1}}{1 + z^{-1}} \quad \text{met} \quad \omega_{l,analoog} = \frac{2}{T} \operatorname{tg} \left(\frac{\omega_{l,digitaal}}{2} \right) \quad (5.25)$$

Dit kan men zien op volgende grafiek



figuur 5.28: "Vergelijking overgang continu naar discreet"

De gewenste cut-off pulsatie is 20rad/sec. Men ziet duidelijk dat de bilineaire transformatie veel beter de continue filter volgt. Deze wordt dan ook gebruikt in de testen.

Koppelfuncties:

De koppelfuncties bepalen, samen met de druk, de actuatiekoppels in de scharnieren. Ze worden berekend vanuit de dimensieloze spankrachtfunctie van de spier. Deze laatste is functie van de straal-lengte verhouding en van de bekomen rek. (zie ook H2§1.1)

De in de manipulator verwerkte spieren hebben een R/l verhouding van 0,15. De dimensieloze spankrachtfunctie ligt dus vast in functie van de rek. Dit verband werd in theorie bepaald en geverifieerd in praktijk [3].

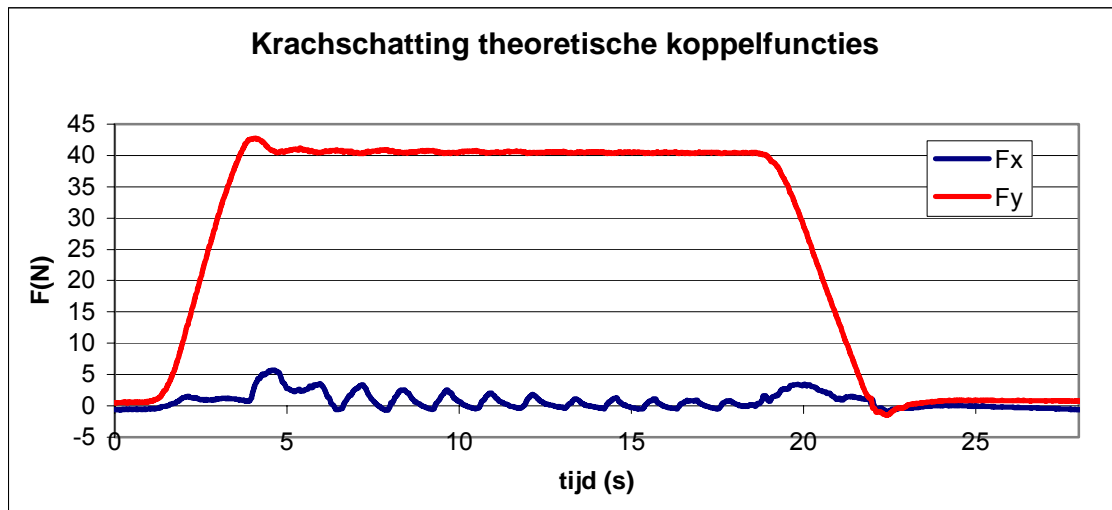
Dezelfde spankrachtfunctie wordt gebruikt voor alle spieren, ook voor *spier 3* die volgens een ander principe is opgebouwd. Deze "one size fits all" aanpak zal ook tot fouten leiden.

4.2 Krachtschatting:

Gezien de problemen die juist vermeld werden, is er besloten om de gradiënt estimator niet in praktijk te gebruiken, de overgang van continu naar discreet zou namelijk teveel problemen opleveren. Hier wordt dus enkel de kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten beschouwd. Het theoretische model hiervan wordt eerst in realiteit geïmplementeerd. Wegens alle aangehaalde foutbronnen kan men al verwachten dat dit geen goed resultaat kan opleveren. En inderdaad, de krachtschatting levert meestal een verkeerde waarde op.

Indien er geen kracht wordt uitgeoefend op het tool center point, wordt er toch een van nul verschillende waarde geschat. Bij de PID controller met gravitatiecompensatie werd er ook gebruik gemaakt van het statisch model en daar is reeds opgemerkt dat de massa van de robot blijkbaar te

laag gekozen is (zie H4§2.2). Indien een hogere waarde wordt opgegeven is de gravitatiecompensatie wel correct in het gebied rond $\alpha = 130^\circ$, $\beta = 100^\circ$. Als men de arm op deze coördinaten brengt en de foutieve massawaarden $m_b = 2,32kg$ en $m_o = 1,45kg$ gebruikt, bekomt men wel een krachtschatting die dicht bij nul ligt. Als in dezelfde positie een gewicht aan de robot wordt gehangen, verkrijgt men ook een redelijk goede schatting:

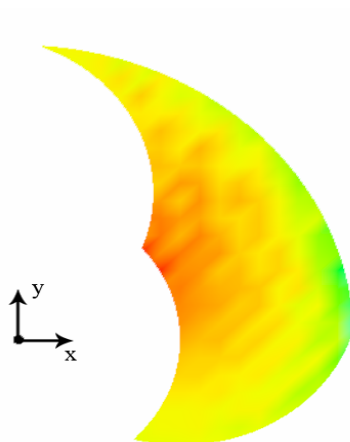


figuur 5.29: "Eerste krachtschatting"

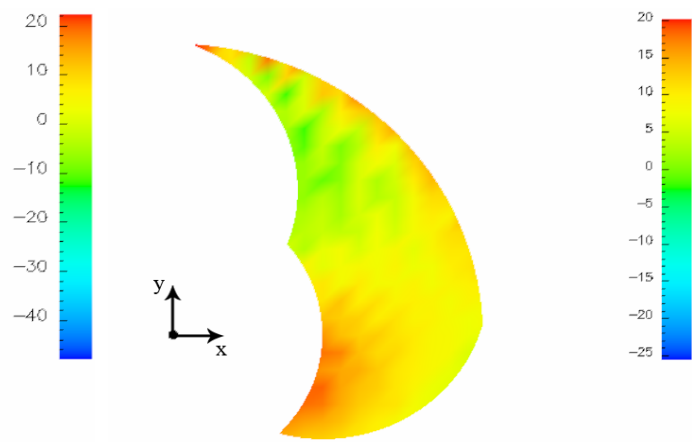
De opgehangen last weegt 28 N. Toen de figuur werd opgenomen, was er echter een lek in *spier 1*, hierdoor is de calibratie van de druksensoren en de kleppen fout. De opgemeten druk stemt niet overeen met de werkelijke, daar er een drukval over het lek is. Pogingen om het lek te dichten zijn gefaald. Men ziet op de figuur dat de schatting 40 N bedraagt. Bij voorgaande testen, zonder lek, was de afwijking niet zo groot. De fout die man toen waarnam lag rond 7 N.

Men ziet hier ook dat de kracht in de x-richting varieert. Deze ontstaat doordat het opgevangen gewicht niet volledig verticaal hangt en een schommelende beweging uitvoert.

In de meeste andere punten schat men een verkeerd resultaat. Door naar een bepaalde richting te trekken, bekomt men een goede variatie van de krachten. Er is nagegaan welke waarde de krachtschatting aangeeft als er geen krachten op de arm werden uitgeoefend (met de correcte massawaarden van H2§3). Dit resulteert in volgende figuren:



figuur 5.30: "Opname $F_x = 0$ "



figuur 5.31: "Opname $F_y = 0$ "

De grafieken zijn als volgt opgenomen: beginnende vanuit de minimale hoekpositie voor beide armen, wordt de druk in de onderarm stapsgewijs opgedreven. In tussentijd blijft de bovenarm op eenzelfde positie, tot de maximale ligging bereikt is voor de onderarm. Op dat ogenblik laat men de druk in de bovenarm met een kleine waarde toenemen. Nu begint de onderarm aan een daling van maximale naar minimale stand. Op de laagste hoek voor β zal de druk in de bovenarm weer een beetje stijgen. Zo gaat het door tot de maximumtoestand van beide armen bereikt is. Na elke stap wordt een pauze van een tweetal seconden ingevoerd. Zo komt men tot een duizendtal punten die over het volledige werkingsgebied zijn verdeeld. Vervolgens wordt er met OpenDX (grafisch dataverwerkingsprogramma van IBM) een interpolatie uitgevoerd. Tenslotte wordt de data geclipt binnen het werkingsgebied. De overige punten worden niet getoond. De figuur toont het werkingsgebied van de arm met de geschatte krachtwaarde van elk punt in kleur.

In de figuren neemt men duidelijk de hysteresis waar. Bij opgaande beweging wordt een andere waarde bekomen voor de krachten als bij neerwaartse beweging.

De fout kan dus niet liggen bij een verkeerde implementatie of slechte schattingsmethode. Het statisch moment wordt eerst geëvalueerd. Hierin komen de massa's voor. Door deze te schatten kan men potentiële fouten verder uitsluiten.

4.3 Massaschatting:

In principe zou men alle traagheidsparameters moeten schatten. Er moeten dan zes parameters uit slechts twee vergelijkingen geschat worden. Dit houdt in dat men minstens de data van drie opeenvolgende tijdstippen moet gebruiken, wat een omslachtige procedure is. Tevens is er gewezen op de geringe invloed van het traagheidsmoment en het massamiddelpunt (zie H5§4.1). Men kan zich aldus beperken tot de schatting van de twee massa's.

De schatting van de massa's loopt in grote mate zoals die van de krachten. Vóór de omzetting in praktijk zijn er eerst simulaties uitgevoerd in het Simulink model.

Er zijn twee onbekenden:

- m_b : de massa van de bovenarm;
- m_o : de massa van de onderarm.

De twee vergelijkingen van het dynamisch model brengt men in de algemene vorm $\mathbf{y}(t) = \mathbf{W}(t)\mathbf{a}(t)$. Dit geeft:

$$\mathbf{a} = \begin{bmatrix} m_b \\ m_o \end{bmatrix} \quad (5.26)$$

$$\mathbf{y} = \begin{bmatrix} \tau_1 - (I_b + I_o) \ddot{q}_1 - I_o \ddot{q}_2 \\ \tau_2 - I_o (\ddot{q}_1 + \ddot{q}_2) \end{bmatrix} \quad (5.27)$$

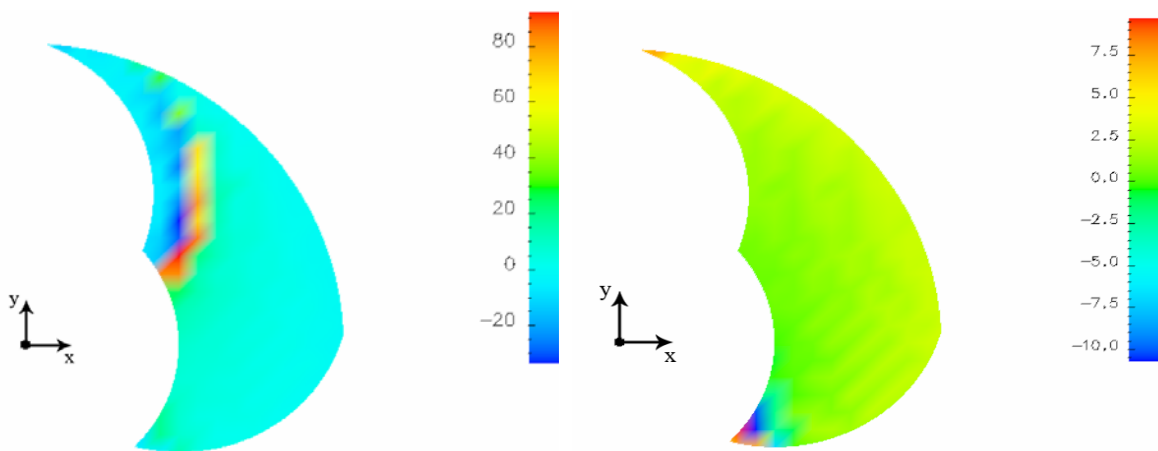
$$\mathbf{W} = \begin{bmatrix} l_{b2}^2 \ddot{q}_1 + g l_{b2} \cos(q_1) & (l_{b1}^2 + l_{o2}^2 + 2h_1) \ddot{q}_1 + (l_{o2}^2 + h_1) \ddot{q}_2 - 2h_2 \dot{q}_1 \dot{q}_2 - h_2 \dot{q}_2^2 + g(l_{b1} \cos(q_1) + l_{o2} \cos(q_1 + q_2)) \\ 0 & (l_{o2}^2 + h_1) \ddot{q}_1 + h_2 \dot{q}_1^2 + g l_{o2} \cos(q_1 + q_2) \end{bmatrix} \quad (5.28)$$

met:

$$\begin{aligned} h_1 &= l_{b1} l_{o2} \cos(q_2) \\ h_2 &= l_{b1} l_{o2} \sin(q_2) \end{aligned} \quad (5.29)$$

De koppels τ_1 , τ_2 worden berekend volgens vergelijking (3.23). De versnellingen komen in de vergelijking voor: het gebruik van een filter is dus aan te raden.

In simulatie vindt men de correcte waarde van de massa's terug, maar in praktijk heeft men zwaar te kampen met hysteresis. Volgende figuur is opgenomen met dezelfde procedure als beschreven bij figuur 5.30 en toont de geschatte massa in het werkingsgebied van de arm. Er wordt geen kracht uitgeoefend op de arm.



figuur 5.32: "Schatting massa bovenarm"

figuur 5.33: "Schatting massa onderarm"

De geschatte waarden verschillen meestal van de theoretische waarde. Op sommige punten liggen de schattingen zelfs ver van de correcte waarden. Dit zijn punten waarbij één van de hoeken 90° bedraagt, waardoor in het estimatiemodel een aantal termen bijna nul worden. Een deling door één van die termen resulteert in een groot getal.

Het is mogelijk dat de massa's van de armen inderdaad afwijken van de theoretische waarde, indien de technische tekeningen niet goed gevolgd werden. Dan nog kan dit niet het grote verschil verklaren. Een mogelijke oplossing is werken met deze geschatte massa's. Men kan namelijk trachten deze in een polynoomvorm te gieten. De massa's blijven onveranderd in realiteit en dus kan men beter verder zoeken naar andere oplossingen.

4.4 Koppelfunctieschatting:

De koppelfuncties zijn opgebouwd uit theoretische formules, die uitgaan van de dimensieloze spankrachtfunctie. Aangezien deze reeds in een polynoom zijn omgezet, kan men beter proberen om de koppelfuncties te schatten en dan een nieuwe polynomen maken.

Er moeten vier functies geschat worden, maar de enige vergelijkingen waarover men beschikt zijn de twee van het dynamische model.

In de theorie van de schatting is reeds vermeld (zie H5§2) dat het mogelijk is om meer onbekenden te schatten dan dat er vergelijkingen zijn, door meer meetpunten in de schatting te betrekken.

Een eenvoudigere aanpak van het probleem is hier toegepast: uitgaande van twee theoretische koppelfuncties, kunnen twee andere koppelfuncties geschat worden. Men heeft dan te maken met twee maal één onbekende en één vergelijking.

Er wordt gekozen om m_1 en m_3 te schatten en de twee andere koppelfuncties, m_2 en m_4 , te gebruiken met hun theoretische waarde (zie H2§4). Uiteraard zou een omgekeerde aanpak tot dezelfde resultaten moeten leiden.

Brengt men nu het dynamisch model in de vereiste vorm, dan bekomt men voor de eerste vergelijking:

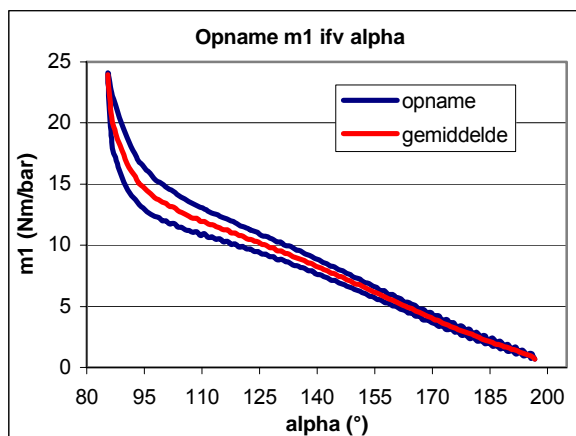
$$\begin{aligned} a &= m_1 \\ y &= H_{11}\ddot{q}_1 + H_{12}\ddot{q}_2 + C_{11}\dot{q}_1 + C_{12}\dot{q}_2 + g_1 + p_2m_2 \\ W &= p_1 \end{aligned} \tag{5.30}$$

en voor de tweede vergelijking:

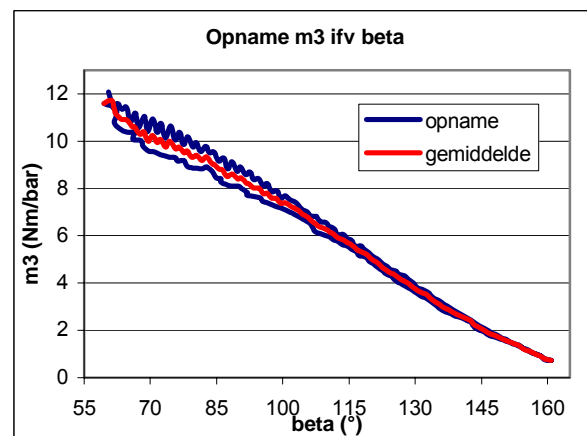
$$\begin{aligned} a &= m_2 \\ y &= H_{21}\ddot{q}_1 + H_{22}\ddot{q}_2 + C_{21}\dot{q}_1 + g_2 + p_4m_4 \\ W &= p_3 \end{aligned} \tag{5.31}$$

Voor de notaties wordt naar hoofdstuk over de kinematica en dynamica van de manipulator verwezen. Het gebruik van een filter is ook hier noodzakelijk

Omdat de koppelfunctie van een spier enkel invloed ondervindt van de hoek, horende bij de desbetreffende arm, zal men de gewenste gegevens uit testen kunnen halen. Deze testen, analoog aan die van de hysteresis (zie H5§4.1), zijn uitgevoerd met de gesloten loop implementatie. Voor de non-actieve arm wordt een vaste hoekwaarde opgelegd. Na meermaals de test uit te voeren, worden de gegevens met elkaar vergeleken. Hier wordt enkel de meting besproken die ongeveer overeenstemt met het gemiddelde van de andere testen. Volgende grafieken geven de testresultaten weer:



figuur 5.34: "Opname m_1 in functie van α "



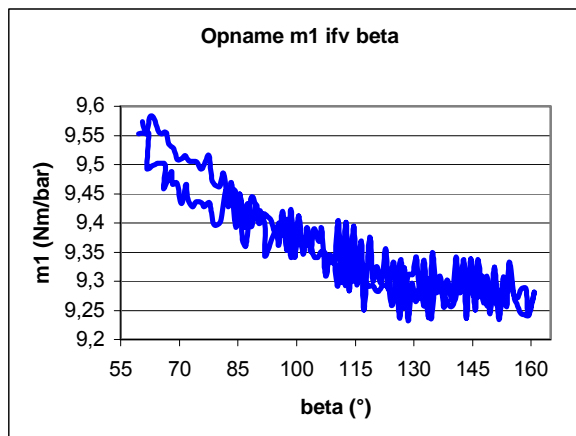
figuur 5.35: "Opname m_3 in functie van β "

Deze twee figuren tonen de invloed van de belangrijkste hoek horende bij de koppelfunctie. Het valt op dat de hysteresis nu meer uitgesproken naar voor komt bij m_3 , in vergelijking met figuur 5.21. Daar de hysteresis moeilijk te modelleren is, is een andere oplossing gebruik te maken van het gemiddelde. Er wordt dan een fout in de schattingsmethode ingevoerd, wat uiteraard leidt tot een verkeerde krachtestimatie. Merk weer het zigzag gedrag van de grafiek op, dat reeds bij figuur 5.24 werd beschreven.

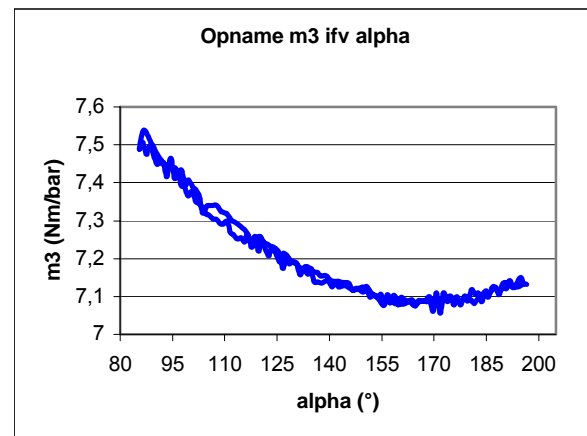
De hoekrange waarover de gegevens zijn opgenomen is zeer belangrijk: men gaat namelijk de koppelfuncties in een polynoom schrijven die functie van de hoek is. Deze polynoom zal enkel in een bepaald gebied correct zijn. Eens buiten het definitiegebied zal de polynoom niet meer overeenstemmen met de echte waarde van de koppelfunctie en krijgt men totaal verkeerde schattingen. De hoekrange die hier wordt beoogd, houdt zich aan de limieten van de werkelijke opstelling. Dit wordt dus $86^\circ \leq \alpha \leq 195^\circ$ en $60^\circ \leq \beta \leq 158^\circ$.

Men mag niet vergeten dat de schattingen van de koppelfuncties uitgaan van theoretische benaderingen voor de andere koppelfuncties. De bekomen curven zijn dan ook niet de werkelijke m_1 en m_3 . Het is dan ook moeilijk om hieruit conclusies te trekken. Omdat de schattingen worden gemaakt aan de hand van het dynamisch model, kan men ervan uitgaan dat die vergelijkingen wel correct zijn.

Bekijkt men de grafieken van de koppelfunctie in functie van de hoek horende bij de non-actieve arm, dan ziet men dat er toch een invloed aanwezig is:



figuur 5.36: "Opname m_1 in functie van β "



figuur 5.37: "Opname m_3 in functie van α "

Waar deze invloed vandaan komt is niet duidelijk. In theorie is er althans geen verband tussen de waarde van de koppelfunctie en de hoek van de non-actieve arm. Als er een beweging van deze laatste is, wordt er wel een koppelwijziging vereist van de actuatoren, maar die zal zich voordoen door een drukvariatie en niet door verandering van de koppelfunctie.

Een mogelijke verklaring ligt bij het schattingsmodel: deze vertrekt van de dynamische vergelijkingen, waar beide hoeken in voor komen.

Om hier verder op in te gaan worden gelijkaardige testen uitgevoerd met de gesloten lus, maar dan met een vaste drukwaarde voor de non-actieve arm. Hierdoor wijzigt de positie van de non-actieve arm tijdens de test, hij moet immers voldoen aan het statisch evenwicht. De invloed op de waarde

van de koppelfunctie, in functie van de hoek behorende bij de non-actieve arm, keert hier in dezelfde mate terug.

Omdat deze invloed niet in de theorie voorkomt en relatief klein is, wordt ze niet meer verder beschouwd. Hierdoor riskeert men misschien een bijkomende fout te introduceren, maar gezien de waarde van de verandering die optreedt, ten opzichte van de fout die men maakt door de hysteresis uit te middelen, lijkt dit aanvaardbaar.

Door slechts twee koppelfuncties te schatten stopt men de hysteresis van het volledige systeem erin. Indien er later technieken gebruikt worden die de hysteresis kunnen opvangen, is het best om ze hier eerst toe te passen en dan pas op de vier spieren apart.

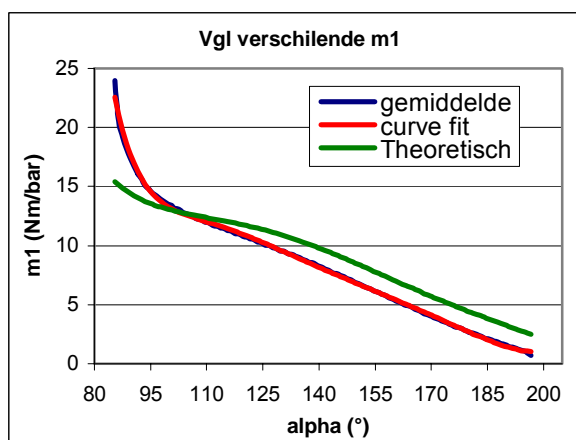
Met behulp van mathematica worden de polynomen berekend:

$$m_{1\text{schat}} = 28457 + \frac{3,59 \cdot 10^7}{\alpha^2} - \frac{1,57 \cdot 10^6}{\alpha} - 271,2 \cdot \alpha + 1,44 \cdot \alpha^2 - 0,00404 \cdot \alpha^3 + 4,67 \cdot 10^{-6} \cdot \alpha^4 \quad (5.32)$$

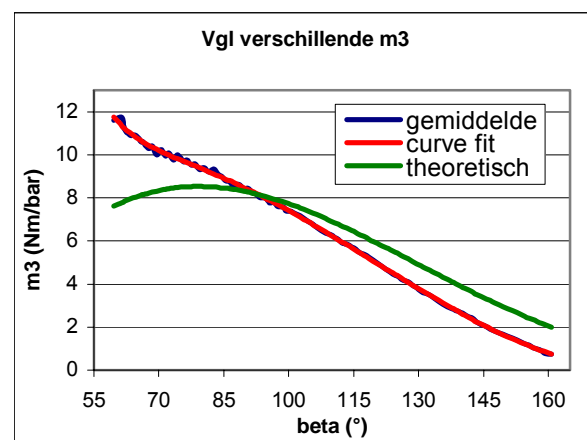
$$m_{3\text{schat}} = 610 + \frac{516609}{\beta^2} - \frac{27485}{\beta} - 6,84 \cdot \beta + 0,0436 \cdot \beta^2 - 0,000156 \cdot \beta^3 + 2,44 \cdot 10^{-7} \cdot \beta^4 \quad (5.33)$$

α en β worden uitgedrukt in graden.

Als men de vergelijking maakt tussen de opgenomen waarde en de theoretische waarde, vallen enkele dingen op:



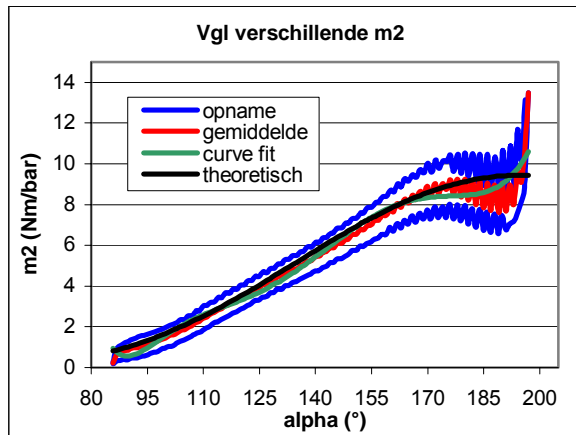
figuur 5.38: "Vergelijking verschillende m_1 "



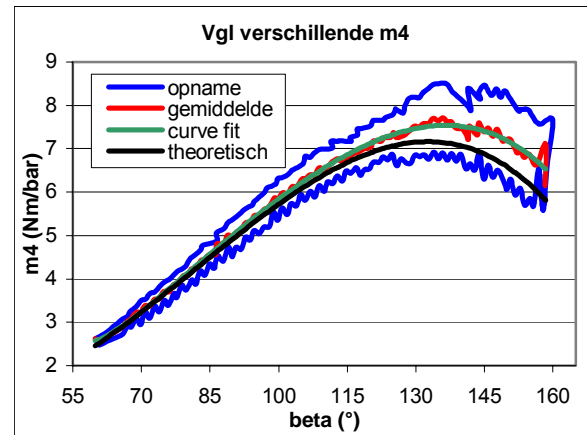
figuur 5.39: "Vergelijking verschillende m_3 "

De curve fit stemt goed overeen met de opgenomen waarde, maar de theoretische waarde ligt er ver vanaf, zelfs de vorm wordt niet meer gevolgd. Het zijn wel niet de werkelijke grafieken van de koppelfuncties, maar men kan toch enkele punten benadrukken waarop gelet moet worden. Bij m_1 ziet men een snelle stijging in het gebied onder 95° , dit wijst op een zeer kleine rek (zie ook figuur dimensieloze spanningsfunctie H2§1.1). Dit ligt weliswaar buiten het theoretische werkingsgebied, maar dit verschijnsel zal later nog bestudeerd moeten worden. Bij m_3 is de impact nog groter. In het gebied tussen 50° en 80° komt men met de theoretische koppelfuncties in een mogelijk instabiel gebied terecht. Nu ziet men dat niet meer zo is bij de geschatte waarden. Ook hier is verder onderzoek noodzakelijk.

Ter controle worden m_2 en m_4 geschat met behulp van de polynomen (5.32), (5.33) voor m_1 en m_3 . Dit zou de theoretische waarden moeten opleveren, maar aangezien de hysteresis is uitgemiddeld, is het toch interessant om deze schattingen te bekijken:



figuur 5.40: “Vergelijking verschillende m_2 ”



figuur 5.41: “Vergelijking verschillende m_4 ”

Men ziet duidelijk een afwijking in de grootte van de waarden: dit is te wijten aan de uitmiddeling. De vorm blijft in grote lijn behouden. Er is tevens een invloed van de hoek van de non-actieve arm, terwijl die er in theorie niet is. Dit is waarschijnlijk weer te wijten aan het estimatiemodel waar beide hoeken in voorkomen. Men bekomt volgende curve-fits:

$$m_{2\text{schat}} = 35308 + \frac{3,71 \cdot 10^7}{\alpha^2} - \frac{1,79 \cdot 10^6}{\alpha} - 367 \cdot \alpha + 2,11 \cdot \alpha^2 - 0,00635 \cdot \alpha^3 + 7,85 \cdot 10^{-6} \cdot \alpha^4 \quad (5.34)$$

$$m_{4\text{schat}} = 187,9 + \frac{162628}{\beta^2} - \frac{8730}{\beta} - 2,07 \cdot \beta + 0,0130 \cdot \beta^2 - 0,0000355 \cdot \beta^3 + 1,59 \cdot 10^{-8} \cdot \beta^4 \quad (5.35)$$

α en β worden uitgedrukt in graden.

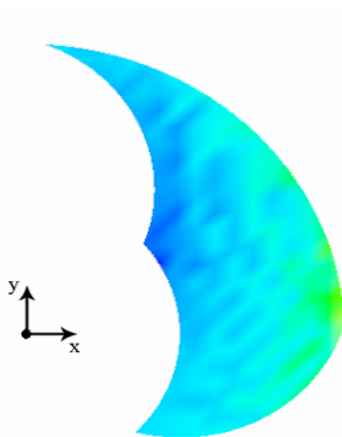
Zoals in volgend punt zal aangetoond worden, verloopt de krachtschatting beter met de theoretische waarden van de koppelfuncties m_2 en m_4 .

4.5 Krachtschatting tweede poging:

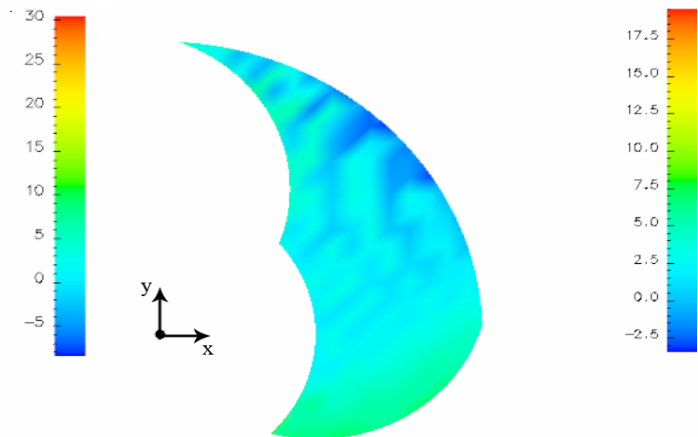
De dynamische vergelijking zou nu de correcte parameters bevatten en een tweede poging voor de krachtschatting wordt gewaagd.

Eerst wordt er gekeken of de schatting correct is, indien er geen kracht wordt uitgeoefend op de arm. Men verwacht dat indien deze schatting min of meer correct is, de schatting met gewicht eveneens correct is. De grafieken zijn op dezelfde manier gemaakt als beschreven bij figuur 5.30.

De eerste figuren worden bekomen met de geschatte polynomen voor m_1 , m_3 en de theoretische voor m_2 , m_4 :

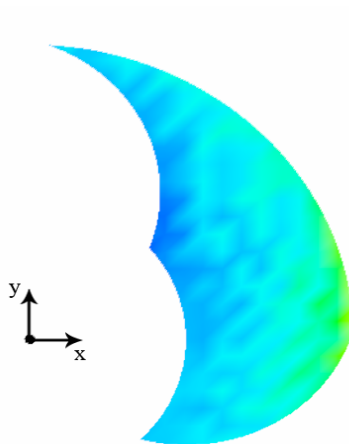


figuur 5.42: "Schatting $F_x = 0$ "

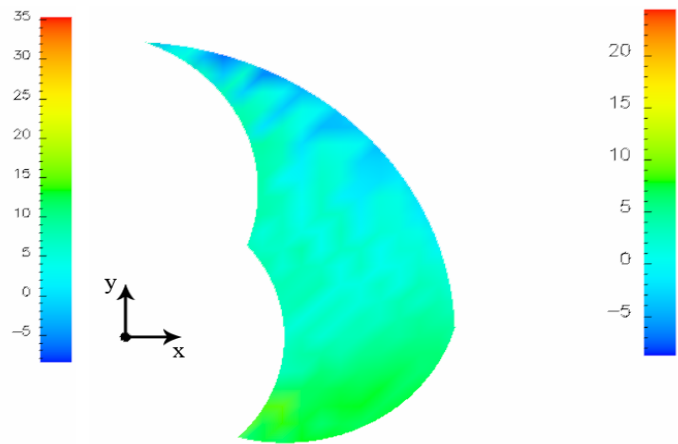


figuur 5.43: "Schatting $F_y = 0$ "

De volgende figuren worden opgenomen met de geschatte waarden voor alle koppelfuncties:



figuur 5.44: "Schatting $F_x = 0$ "

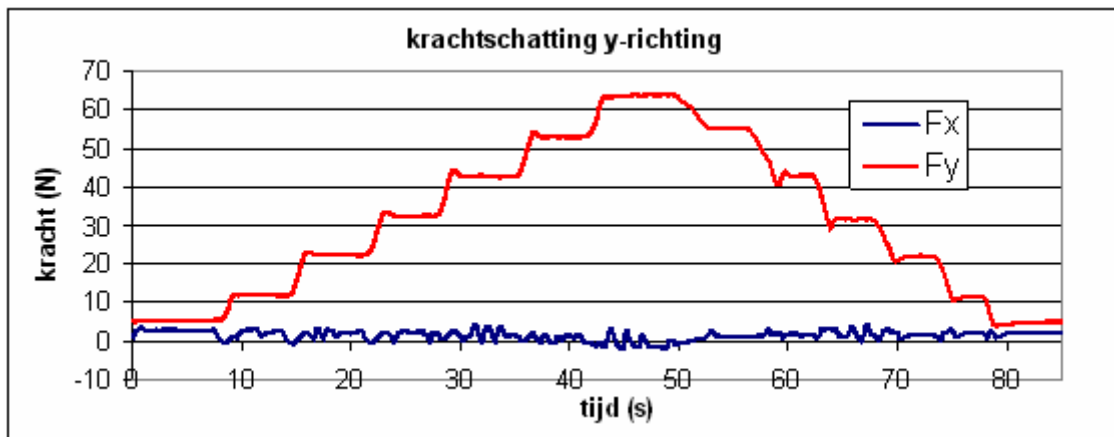


figuur 5.45: "Schatting $F_y = 0$ "

Als men de figuren met elkaar vergelijkt, dan blijkt de krachtschatting met de combinatie van de geschatte koppelfuncties voor m_1 , m_3 en de theoretische koppelfuncties voor m_2 , m_4 het beste te werken.

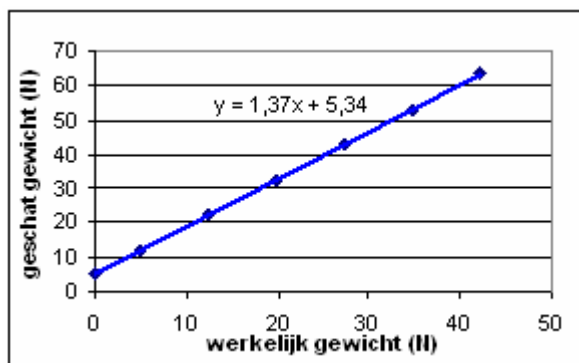
De schatting is redelijk geslaagd. De maximale afwijking bedraagt 15 N voor de x-component van de kracht en 7,5 N voor de y-component. Als men de punten met grote afwijking wegdenkt in de figuur dan ligt de krachtschatting voor $F_x = F_y = 0N$ tussen -5 en 5 N. Betere schattingen kunnen op dit moment niet gebeuren, daar de hysteresis de beperkende factor is.

Hangt men nu in positie $\alpha = 130^\circ, \beta = 100^\circ$ een gewicht van 5 N en plaatst men steeds een gewicht van 7,5 N bij, dan verkrijgt men volgende grafiek.



figuur 5.46: "Krachtschatting in de y-richting"

Toen deze figuur werd opgenomen, was er een lek in *spier 1*. Dit leidt tot de fouten die ook bij figuur 5.29 voorkomen. Men ziet dat er een lineaire afwijking is ten opzichte van de gewenste waarde. Elk bijkomend gewicht van 7,5 N wordt op ongeveer 10,3 N geschat. Het volledige gewicht weegt 42N en de schatting ervan is 63N. Dit geeft aanleiding tot volgende grafiek:

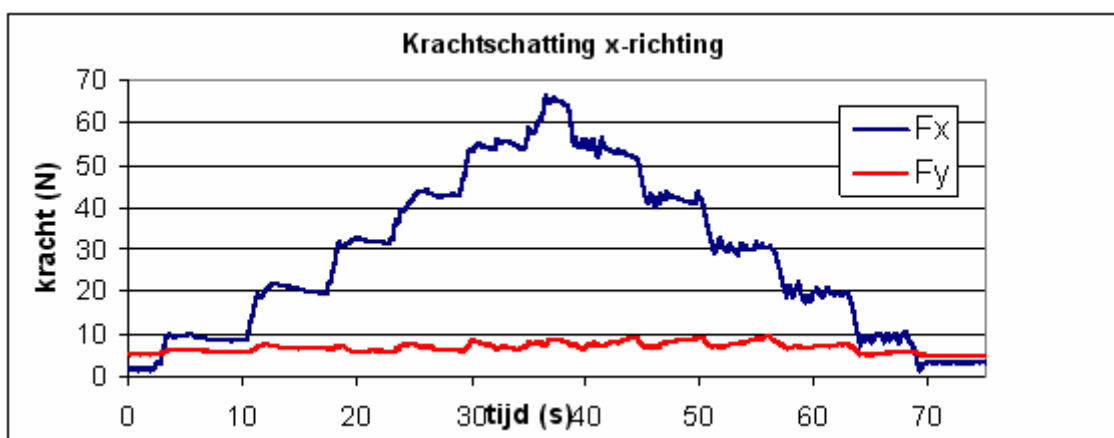


figuur 5.47: "Vergelijking werkelijk-geschat gewicht"

De geschatte waarden van het gewicht hebben een lineaire afwijking ten opzichte van het werkelijke gewicht. Hierbij moet nog de afwijking van de nulschatting geteld worden. Bij vroegere testen, zonder het lek, gaf de krachtschatting wel het gewenste resultaat, op een afwijking na, die binnen de grenzen van de afwijking van figuren 5.42 en 5.43 ligt.

De variaties van de kracht in de x-richting zijn te wijten aan het schommelen van de last.

Ook in de x-richting krijgt men dezelfde resultaten. Een analoge test geeft het volgende resultaat:



figuur 5.47: "Krachtschatting in de x-richting"

De variaties van de kracht in de y-richting, alsook de hoge waarde ervan ligt aan het schommelen van de last.

Er zijn enkel statische krachten met een gekende grootte op de arm uitgeoefend. Dynamische testen zijn niet uitgevoerd bij gebrek aan gepaste excitators en meetapparatuur om dynamische krachten te ontwikkelen en te meten.

De maximale afwijking van de echte waarde van de gewichten ten opzichte van de geschatte is de onzekerheid op de schatting. Deze ontstaat door het gebruik van verkeerde parameters en door de hysteresis. De onzekerheid moet men in rekening brengen bij toepassingen die in een later stadium zullen geïmplementeerd worden. De operator moet een kracht leveren die groter is dan de onzekerheid, voordat de krachtschatting kan aangeven in welke richting een kracht wordt uitgeoefend.

5. Besluit:

-
- De theorie van de krachtschatting is reeds beschreven in [1], maar in dit werk is er aangetoond dat, mits enige omweg, de krachtschatting ook mogelijk is in realiteit.
 - De invloeden van meetruis worden verminderd door het gebruik van een eerste orde filter, de gefilterde afgeleide en van schattingstechnieken, die de ingegeven data uitmiddelen.
 - Er is een onzekerheid op de krachtschatting die te wijten is aan alle mogelijke afwijkingen van het dynamisch model ten opzichte van de realiteit. De maximale waarde van de afwijking ligt rond 10 N. Vooral de hysteresis speelt een grote rol. Of het mogelijk is om deze te verminderen of te vermijden door middel van nieuwe spieren moet zeker onderzocht worden.
 - Met dit hoofdstuk wordt reeds een grote stap in de goede richting gezet en worden de knelpunten toegelicht. Of men de krachtsensoren effectief kan uitsparen valt later nog te bezien. Eveneens zal men in de toekomst de schatting van de vier koppelfuncties verder moeten uitwerken Dit zal misschien niet leiden tot een betere krachtschatting, maar dan kan men wel met meer zekerheid het probleem van de instabiliteit van de onderarm onderzoeken.
-

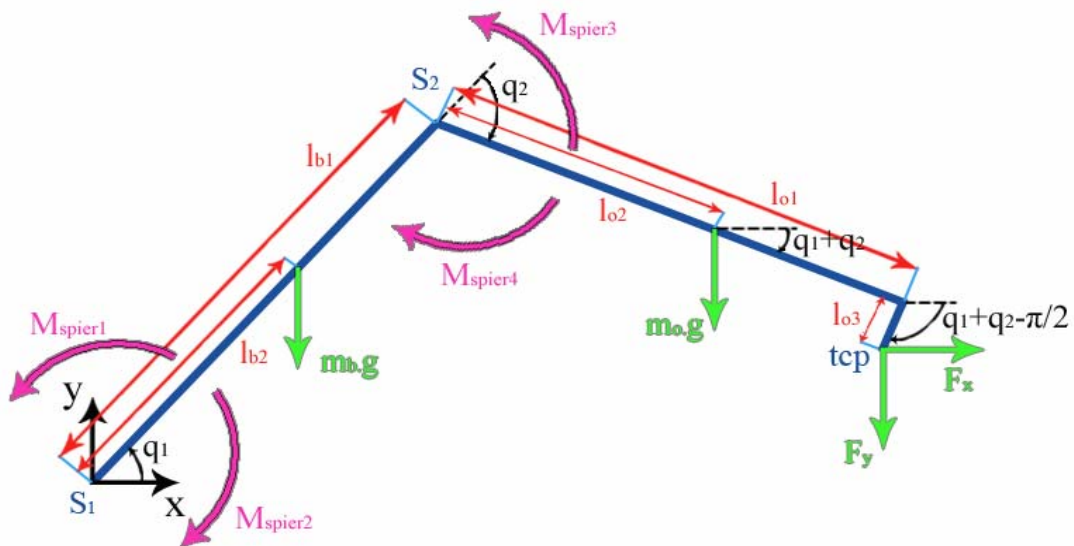
Hoofdstuk 6

Statisch momentenevenwicht

Bij de krachtschatting werden de nieuwe geschatte koppelfuncties bepaald (zie H5§4.4). Er kunnen nu enkele theoretische berekeningen vergeleken worden met bijhorende praktische resultaten.

De geschatte koppelfuncties kunnen echter niet opgevat worden als de correcte, ze zijn immers bepaald uitgaande van de veronderstelling dat theoretische koppelfuncties m_2 en m_4 overeenstemmen met de werkelijke koppelfuncties. Het schattingsmodel van de koppelfunctieschatting is gebaseerd op het dynamisch model. Men kan er dus vanuit gaan dat de geschatte koppelfuncties, in combinatie met het dynamisch model, correcte resultaten leveren. Dit natuurlijk op de gemaakte veronderstellingen na. Een benadering is gemaakt bij de hysteresis, deze is namelijk in rekening gebracht door het gemiddelde van de hysteresislus van de verschillende koppelfuncties te nemen. Er bestaan controle- en schattingstechnieken die de hysteresis kunnen opvangen, zoals besproken in [11]. Omdat de hysteresis van de spieren (zie H5§4.1) niet eenvoudig te modelleren is, worden deze technieken hier niet toegepast.

Uit het statisch momentenevenwicht kan men enkele interessante grafieken halen, onder ander de maximale last die de robot kan optillen.



figuur 6.1: "Statisch model"

De arm is in evenwicht als het globale moment in beide scharnieren nul bedraagt.

De krachten die inwerken op de arm zijn deze afkomstig van de spieren, de gravitatiekracht en de operatorkrachten. Om over te gaan op de momenten moet vermenigvuldigd worden met de

hefbomen. Deze vindt men door de coördinaten van het aangrijpingspunt van de verschillende krachten in het absolute assenstelsel te bepalen (zie ook H2§1.1).

Voor het moment omheen scharnier S_1 bekomt men:

$$\begin{aligned}
 M_{S1}^{tot} &= m_1 \cdot p_1 - m_2 \cdot p_2 - m_b \cdot g \cdot l_{b2} \cdot \cos(q_1) \\
 &\quad - m_o \cdot g \cdot (l_{b1} \cdot \cos(q_1) + l_{o2} \cdot \cos(q_1 + q_2)) \\
 &\quad - F_x \cdot (l_{b1} \cdot \sin(q_1) + l_{o1} \cdot \sin(q_1 + q_2) - l_{o3} \cdot \cos(q_1 + q_2)) \\
 &\quad - F_y \cdot (l_{b1} \cdot \cos(q_1) + l_{o1} \cdot \cos(q_1 + q_2) + l_{o3} \cdot \sin(q_1 + q_2))
 \end{aligned} \tag{6.1}$$

Momenten in wijzerzin worden als negatief beschouwd.

Het moment omheen scharnier S_2 wordt op analoge manier berekend:

$$\begin{aligned}
 M_{S2}^{tot} &= m_3 \cdot p_3 - m_4 \cdot p_4 - m_o \cdot g \cdot l_{o2} \cdot \cos(q_1 + q_2) \\
 &\quad - F_x \cdot (l_{o1} \cdot \sin(q_1 + q_2) - l_{o3} \cdot \cos(q_1 + q_2)) \\
 &\quad - F_y \cdot (l_{o1} \cdot \cos(q_1 + q_2) + l_{o3} \cdot \sin(q_1 + q_2))
 \end{aligned} \tag{6.2}$$

Er wordt gewerkt met het antagonistisch werkingsprincipe, men kan dus steeds in bovenstaande formules de druk vervangen door (zie H2§1.2):

$$\begin{aligned}
 p_1 &= p_m + \Delta p_\alpha & p_2 &= p_m - \Delta p_\alpha \\
 p_3 &= p_m + \Delta p_\beta & p_4 &= p_m - \Delta p_\beta
 \end{aligned} \tag{6.3}$$

1. Maximale belasting

Men gaat nu op zoek naar de maximale massa die overal in het werkingsgebied gedragen kan worden. Het moment in de scharnieren stelt men gelijk aan nul. In de x-richting oefent men geen kracht uit. De kracht in de y-richting is gelijk aan de opgehangen last, $m_{last} \cdot g$. De dragende spieren worden onder maximale druk gezet, hun antagonisten blijven drukloos. Op deze manier zullen de dragende spieren hun maximale moment leveren.

Welke spieren zijn nu de dragende? *Spier 1* blijft in het hele werkingsdomein een dragende spier, daar het tool center point nooit links van de oorsprong (scharnier S_1) ligt. Bij de onderarm is *spier 3* niet overal de dragende spier. Van zodra de scharnier S_2 een grotere x-coördinaat heeft dan het tool center point, neemt *spier 4* de rol van de dragende spier over. Het moment van *spier 4* werkt dan inderdaad in de tegengestelde richting van het moment ontstaan door F_y .

Om dit in formulevorm te gieten, bekijkt men de hefboom van kracht F_y omheen S_2 :

$$h_{F_y}^{S2} = l_{o1} \cdot \cos(q_1 + q_2) + l_{o3} \cdot \sin(q_1 + q_2) \tag{6.4}$$

Als deze uitdrukking negatief wordt, dan is *spier 4* de dragende spier. Als de uitdrukking positief is, dan is *spier 3* de dragende spier.

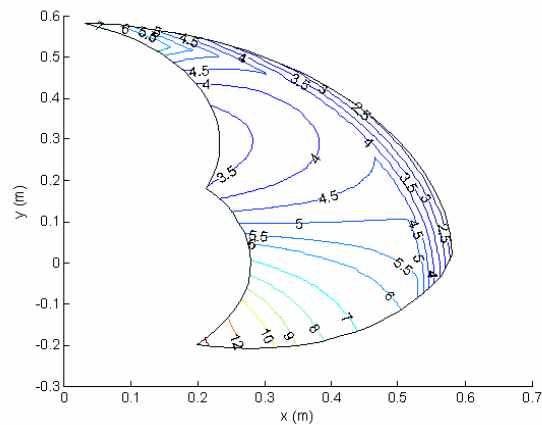
Het overgangspunt is dus waar $h_{F_y}^{S2}$ gelijk aan nul is, met andere woorden op de lijn:

$$q_1 + q_2 = \arctan(-l_{o1}/l_{o3}) \cong -84,5^\circ \quad (6.5)$$

Lost men nu vergelijkingen (6.1) en (6.2) op naar de massa van de last, m_{last} , dan bekomt men de maximale massa die in elk punt gedragen kan worden. Beide vergelijkingen leveren een oplossing en de arm kan enkel het minimum van de twee oplossingen dragen. Het beschouwde werkingsgebied is het volgende:

$$\begin{aligned} 110^\circ \leq \alpha \leq 195^\circ \\ 60^\circ \leq \beta \leq 150^\circ \end{aligned} \quad (6.6)$$

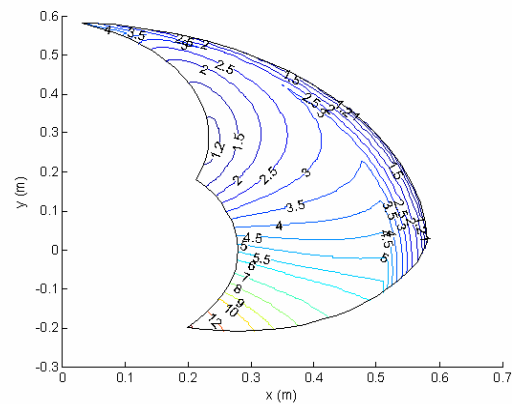
Men gebruikt eerst de theoretische koppelfuncties. Dit levert volgende grafiek op:



figuur 6.2: "Globaal maximale belasting in kg uit beide momentenevenwichten met theoretische koppelfuncties"

De massa die overall gedragen kan worden is 2,14 kg en stemt overeen met de maximale massa die in het punt $\alpha = 124^\circ$, $\beta = 150^\circ$ kan gedragen worden. Dit is juist het punt waar de contractie van *spier 3* maximaal (~30%) en die van *spier 4* minimaal (~5%) is. Deze vaststelling is logisch: de spierkracht van de dragende spier is op dat punt minimaal (zie ook figuur 2.2).

Vervolgens gebruikt men de geschatte koppelfuncties (zie H5§4.4) in vergelijkingen (6.1) en (6.2). De maximale last die gedragen kan worden volgt dan uit volgende grafiek:



figuur 6.3: "Globaal maximale belasting in kg uit beide momentenevenwichten met geschatte koppelfuncties"

De maximale last die overal in het werkingsdomein kan worden gedragen is 0,86 kg. Dit is de maximale massa die in het punt $\alpha = 123^\circ$, $\beta = 150^\circ$ gedragen kan worden. Dit is net zoals bij de theoretische koppelfuncties het punt waar de spierkracht van de dragende spier minimaal is.

Zoals men ziet, is dit niet eens de helft van wat theoretisch vooropgesteld is. Bij de gebruikte methode om tot dit resultaat te komen wordt zelfs een overschatting gemaakt. Er wordt namelijk gebruik gemaakt van de gemiddelde waarde van de hysteresislus. Als de arm zich op de onderste curve van de hysteresislus bevindt, is het maximale gewicht dat overal gedragen kan worden nog lager. Op eerste zicht lijkt het of dit niets aan het resultaat zal veranderen, want het punt dat problemen geeft heeft een maximale β -waarde. Hierdoor is men in een uiteinde van de hysteresiscurve van de onderarm, wat overeenstemt met één punt. Echter kan de positie van bovenarm wel in een dalpunt van de hysteresiscurve terecht komen.

De prestaties en karakteristieken van GPAS stemmen blijkbaar niet overeen met hun theoretisch voorspelde waarden. De dimensieloze spankrachtfuncties moeten in verder onderzoek zeker in de trekbank opgemeten worden en dit voor elke spier apart. Uitgaande van die data kan men dan spieren ontwerpen die voldoende kracht hebben om het beoogde gewicht te heffen. De plaatsing van de spieren in de constructie moet ook nauwkeurig gebeuren. Indien dit niet gebeurt, zal de rek van de spier niet overeenstemmen met de gewenste rek in functie van de hoek.

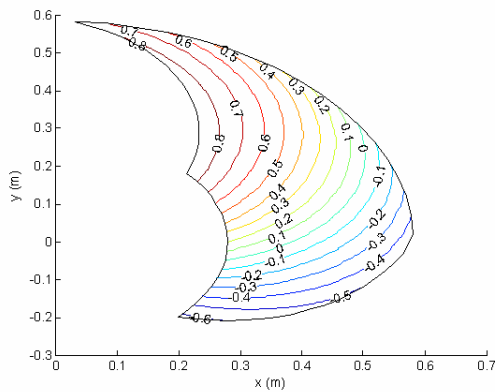
De maximale last die overal gedragen kan worden is ongeveer gelijk aan de onzekerheid op de krachtschatting (zie H5§4.5). De krachtschatting kan dus nooit met zekerheid bepalen in welke richting de last moet bewegen, behalve indien men een kracht uitoefent die groter is dan het gewicht van de last. Bij het schaalmodel van de robot vormt dit geen probleem, maar analoge situaties zijn beter te vermijden bij het grote model.

2. Drukken behorende bij onbelaste arm

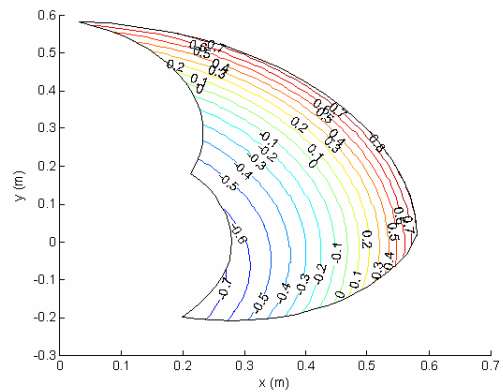
Men kan op zoek gaan naar de drukvariaties $\Delta p_\alpha, \Delta p_\beta$ die men moet instellen om de manipulator in een bepaalde positie te plaatsen. Zowel met als zonder een last aan de manipulator verbonden, kunnen deze drukvariaties bepaald worden. De gevonden waarden kunnen echter niet in realiteit gebruikt worden, want de hysteresis wordt ook hier niet in rekening gebracht.

Beschouwt men nu een onbelaste arm, waar geen krachten op inwerken, dan zal met elke positie een bepaalde Δp_α en Δp_β overeenstemmen. Deze vindt men uit vergelijkingen (6.1) en (6.2). Hier worden de figuren van de drukken afzonderlijk getoond, omdat het anders tot onduidelijke grafieken zou leiden.

Voor de theoretische koppelfuncties vindt men:

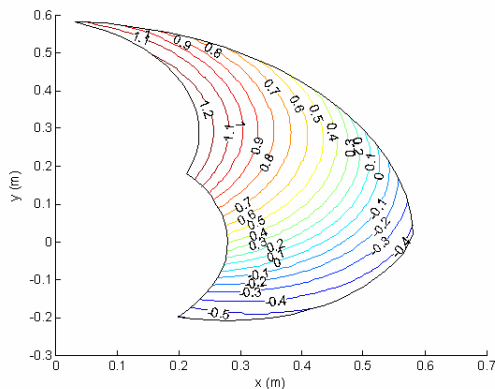


figuur 6.4: "Posities horende bij verschillende Δp_α in theorie"

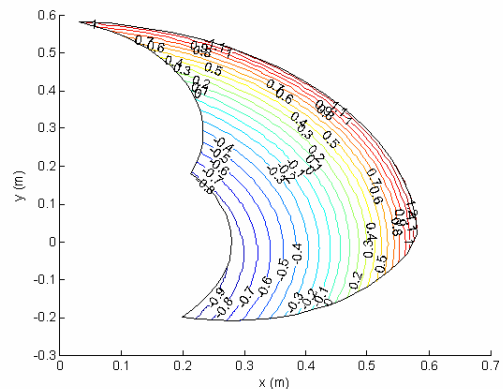


figuur 6.5: "Posities horende bij verschillende Δp_β in theorie"

Als men de theoretische koppelfuncties vervangt door de geschatte dan bekommt men:



figuur 6.6: "Posities horende bij verschillende Δp_α in praktijk"



figuur 6.7: "Posities horende bij verschillende Δp_β in praktijk"

De figuren stemmen min of meer overeen. Bij de geschatte koppelfuncties zal men steeds een grotere druk moeten opleggen om in eenzelfde positie te komen als bij de theoretische.

Lijnen van constante Δp_α lopen ongeveer samen met lijnen van constant α en analoog voor Δp_β . Dit is logisch daar een bepaald spierpaar zijn bijhorende scharnier aandrijft. Dat de Δp 's functies zijn van de andere hoek volgt uit het statisch evenwicht.

Als men terugkijkt naar figuur 6.3 ziet men goed dat de punten met een grote druk in figuren 6.6 en 6.7, slechts een kleine last kunnen dragen. Er blijft immers weinig drukverschil over om de maximale kracht van de spieren te leveren.

3. Besluit

- De maximale massa die overall in het werkingsgebied gedragen kan worden, bedraagt slechts 0,86 kg. Dit ligt onder de vooropgestelde eisen. De spierkarakteristieken moeten opnieuw bepaald worden. Pas dan kunnen nieuwe GPAS, die het gewenste gewicht wel kunnen dragen, op de robot gemonteerd worden.

Hoofdstuk 7

Interactie met de operator

In dit hoofdstuk worden twee mogelijke interacties tussen operator en manipulator besproken. Hierbij is een eerste volledige samenbouw van de verschillende technieken toegepast.

1. Eenvoudige interactie

Zowel de positiecontroller (PID controller met gravitatiecompensatie) als de krachtschatting werken naar behoren. Men kan ze samenbouwen om tot een eerste interactie tussen manipulator en operator te komen. Deze interactie heeft de naam ‘Action1’ meegekregen. Het doel van deze interactie is om een last te verplaatsen naar een andere positie. Hierbij compenseert de arm een deel van het gewicht. Als de arm wordt losgelaten, blijft hij in zijn laatste positie hangen.

Action1 schat de krachten uitgeoefend op de manipulator, waar al dan niet een last aan hangt. Eens een bepaalde threshold overschreden is, beweegt de arm in de desgewenste richting tot de kracht terug onder de drempelwaarde zakt. Indien er geen kracht wordt uitgeoefend of indien de geschatte kracht onder de drempelwaarde ligt, dan blijft de arm op zijn huidige positie. De stelwaarde van de positie wordt dus verplaatst in de richting van de uitgeoefende kracht.

Indien er een last aan de arm wordt gehangen, wordt eerst het gewicht ervan geschat. Met de kennis ervan kan men namelijk de last compenseren, door de y-component van de kracht met dit gewicht te verminderen.

De nieuwe positiestelwaarden worden als volgt berekend:

$$\begin{aligned}x_{desired,new} &= x_{desired,old} + F_x \cdot t / 400 \\y_{desired,new} &= y_{desired,old} - F_y \cdot t / 400\end{aligned}\tag{7.1}$$

t is de tijd in seconden, waarbij een kracht groter dan de drempelwaarde wordt uitgeoefend. Het minteken bij de y-component van de kracht komt erbij door de gekozen positieve zin van F_y (zie H3§2). Indien er gedurende één seconde een kracht van 20 N op de arm wordt uitgeoefend, dan verplaatst de arm zich 50 mm in de gewenste richting. Men moet er wel op letten dat de tijd gereset wordt, indien de kracht onder de threshold valt. De stelwaarde is afhankelijk van de kracht gekozen opdat een grotere kracht een grotere verplaatsing teweeg zou brengen. Andere snelheden kunnen uiteraard ook geprogrammeerd worden.

Met behulp van de inverse kinematica worden vervolgens de gewenste hoeken berekend, die men tenslotte meegeeft aan de positiecontroller.

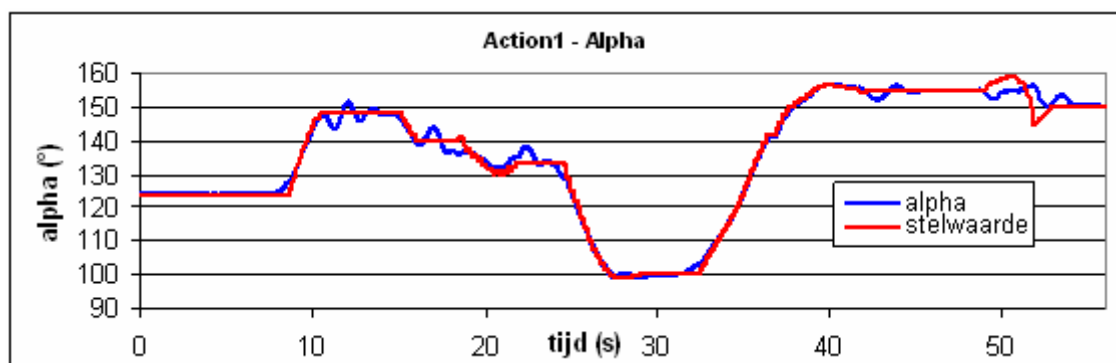
Er is slechts een verplaatsing van positiestelwaarde als de kracht groot genoeg is. De verplaatsing van de manipulator gaat moeizaam in het begin, want de positiecontroller trekt de arm terug in zijn stelwaarde. Van zodra de drempelwaarde bereikt is, zal de arm plots wel gemakkelijk bewegen. Hierdoor voelt de interactie redelijk stroef aan.

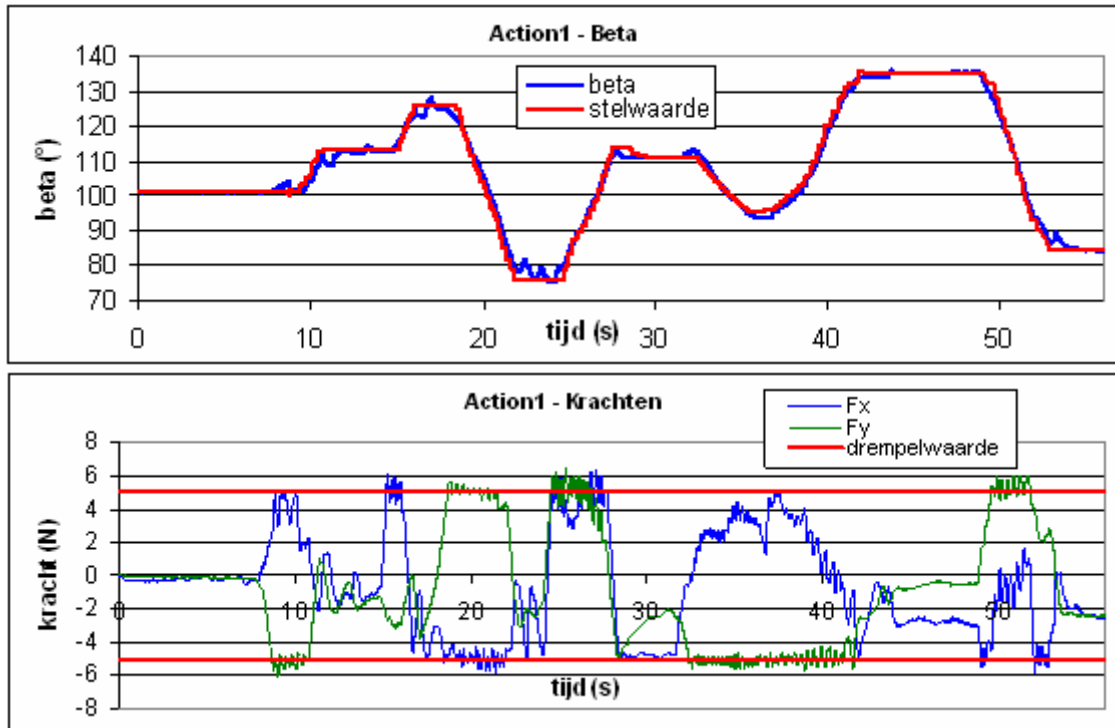
De drempelwaarde moet in principe groter zijn dan de onzekerheid op de krachtschatting, wat overeenstemt met 10 N. Indien men de buitenste rand van het werkingsgebied achterwege laat, kan de drempelwaarde tot 5 N verlaagd worden. Dit heeft een vlottere overgang tussen de verschillende positiestelwaarden tot gevolg.

De veiligheid van de operator moet ten alle tijden gewaarborgd blijven. Daarom zijn er een viertal softwarematige veiligheden ingebouwd. Indien de stelwaarde te snel verplaatst wordt, stopt het programma. Indien de arm te dicht aan de buitenrand van het werkingsgebied komt, blijft hij in die positie staan tot er een kracht, gericht naar de binnenkant van het werkingsdomein, op wordt uitgeoefend. Bij een krachtschatting groter dan 60 N, wordt de kracht op 60 N beperkt. Krachten groter dan 60 N zijn onwaarschijnlijk bij het schaalmodel. Verder wordt de druk tot 3 bar beperkt.

Een probleem dat optreedt bij de PID positie controller is de I-actie wind-up. Dit wordt hier deels gecompenseerd. Indien de arm door een externe kracht kortstondig uit zijn stelwaardepositie wordt getrokken, zal de PID controller de drukken in de spieren wijzigen om een tegengestelde kracht uit te oefenen. Er kunnen twee mogelijke situaties zich voordoen. In het eerste geval is de operatorkracht te klein om de arm uit de evenwichtspositie te houden. De PID controller trekt de arm terug naar de oorspronkelijke stelwaarde. In het tweede geval blijft de operator de arm uit zijn stelwaardepositie trekken. De I-actie bouwt zich verder op en de kracht gegenereerd door de controller neemt toe. Zolang de uitgeoefende kracht kleiner is dan de drempelwaarde ondervindt de operator een even grote, maar tegengestelde kracht door de I-actie. Dit stemt overeen met de terugroepkracht van de arm. Aangezien de PID controller in de tegengestelde richting trekt, wordt de threshold snel bereikt. Hierdoor verplaatst de positiestelwaarde zich in de gewenste richting, waardoor de operatorkracht daalt en de I-actie afbouwt. De terugroepkracht blijft dus steeds onder de drempelwaarde.

Onderstaande figuur is een voorbeeld van interactie met de robot bij Action1:





figuur 7.1: "Hoeken en krachten bij Action1"

De opgehangen last weegt 1,5 kg. Bij de grafiek van de krachten ziet men duidelijk dat de uitgeoefende kracht nooit boven 6 N komt. Vanaf dat een kracht de drempelwaarde bereikt, zal de arm namelijk in de gewenste positie bewegen. Dit verklaart ook het zigzag gedrag van de krachten in de buurt van de drempelwaarde: terwijl de kracht wordt uitgeoefend, beweegt de arm mee in de richting van de kracht, waardoor de kracht afneemt.

De stelwaarde van de hoeken is geen continue lijn. Ze bestaat uit opeenvolgende kleine stapjes. De hoeken volgen hun gewenste waarde goed op.

Op bepaalde ogenblikken wordt de arm losgelaten, hierdoor blijft de arm op zijn laatste positie staan. Doordat de krachten worden uitgeoefend op het tool center point, maar de last opgehangen wordt, slingert deze laatste nog even na bij stilstand.

Het beoogde doel van de interactie is bereikt: de arm compenseert de last, er moet slechts 1/3 van het gewicht door de operator gedragen worden. De arm kan in elke positie blijven hangen en volgt het gewenste traject goed op.

2. Admittantiecontrole

Een nadeel van Action1 is de stroeve overgang tussen de posities. De impedantiesturing biedt een oplossing. De idee achter deze sturing is een massa-veer-demper relatie te bekomen tussen de positie $\mathbf{x} = [x \ y]^T$ van het tool center point en de door de robot uitgeoefende kracht $\mathbf{F} = [F_x \ F_y]^T$:

$$\mathbf{F} = M\Delta\ddot{\mathbf{x}} + B\Delta\dot{\mathbf{x}} + K\Delta\mathbf{x} \quad (7.2)$$

met:

$$-\Delta \mathbf{x} = \mathbf{x}_o - \mathbf{x};$$

- \mathbf{x}_o : rustpunt van de virtuele veer;

- M , B en K : positief definitie matrices die respectievelijk de virtuele inertie, demping en stijfheid van het systeem voorstellen.

Met deze methode wordt dus een relatie bekomen tussen kracht en positie. Dit is duidelijk een andere werkwijze dan controllers die ofwel enkel de positie ofwel enkel de kracht regelen.

Als de operator een kracht uitoefent op de arm, wordt de indruk gewekt dat hij een zekere massa draagt, een zekere demping ondervindt tijdens het verplaatsen van de arm en een zekere terugroepingkracht gewaar wordt bij posities die verschillen van het rustpunt..

De M -term kan men voorlopig niet beschouwen, daar deze het gebruik van de versnellingen vereist, die niet beschikbaar zijn.

Vergelijking (7.2) reduceert zich in het Laplace vlak bijgevolg tot:

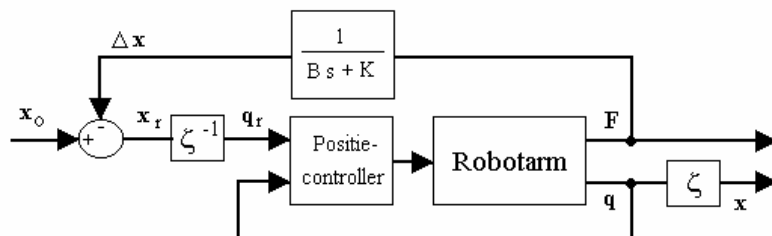
$$\mathbf{F} = (\mathbf{B}s + \mathbf{K})\Delta \mathbf{x} \tag{7.3}$$

Men kan nu twee situaties onderscheiden: een eerste mogelijkheid is deze waarbij de arm krachten zal uitoefenen omdat $\Delta \mathbf{x}$ verschillend van nul is. Dit noemt men impedantiecontrole. Indien men de vergelijking maakt met een veer (één vrijheidsgraad), dan komt deze situatie overeen met een verplaatsing van het rustpunt van de veer. Hierdoor zal er een kracht ontstaan op het voorwerp dat aan de veer bevestigd is ($\Delta \mathbf{x} \Rightarrow \mathbf{F}$).

De tweede situatie is deze waarbij er een kracht op de arm wordt uitgeoefend, dewelke resulteert in een toestandsverandering van de arm. Dit is de admittantiecontrole. Men maakt weer de vergelijking met de veer: stel dat de veer een vrij uiteinde heeft. Wordt er een kracht uitgeoefend op dit uiteinde, dan zal het uiteinde verlegd worden. Indien de kracht verdwijnt, keert de veer terug naar zijn rustpositie ($\mathbf{F} \Rightarrow \Delta \mathbf{x}$).

Analoge redeneringen kunnen gemaakt worden voor de demper. De positie moet dan door de snelheid vervangen worden.

Een mogelijke implementatie van de admittantiecontrole wordt uit de doeken gedaan in [9]. Het schema van deze techniek wordt hier weergegeven:



figuur 7.2: "Impedantiesturing"

De ζ -blokken dienen voor de omzetting van hoeken naar carthesische coördinaten. \mathbf{x}_r is de stelwaarde voor de positiecontroller en \mathbf{x} is de positie van de robot.

Indien de kracht afwezig is, de arm kan dus vrij bewegen, dan is $\Delta \mathbf{x} = 0$. De stelwaarde van de positiecontroller is bijgevolg \mathbf{x}_o .

Stel nu dat een kracht wordt aangelegd op de manipulator, de arm wordt dus gehinderd in zijn beweging. Hierdoor zal $\Delta \mathbf{x} \neq 0$, maar \mathbf{x}_r verschilt in eerste instantie van \mathbf{x} . De positiecontroller wijzigt dan de stuurkoppels, waardoor de kracht ook wijzigt, totdat $\mathbf{x}_r = \mathbf{x}$. De $\Delta \mathbf{x}$ -term past zich dus zodanig aan dat $\mathbf{x}_r = \mathbf{x}$ en de positiefout verdwijnt. De kracht \mathbf{F} wordt omgezet naar $\Delta \mathbf{x}$ met behulp van de impedantieterm. Indien $\mathbf{x} = \mathbf{x}_r$ zal aan het voorgeschreven gedrag van de impedantie (7.3) voldaan zijn.

De methode laat zowel toe om impedantie- ($\Delta \mathbf{x} \Rightarrow \mathbf{F}$) als admittantiecontrole ($\mathbf{F} \Rightarrow \Delta \mathbf{x}$) te implementeren.

Indien de arm een zekere kracht \mathbf{F}^* moet uitoefenen in punt \mathbf{x} (impedantiecontrole), dan wordt \mathbf{x}_o als volgt gekozen:

$$\mathbf{x}_o = \frac{\mathbf{F}^*}{Bs + K} + \mathbf{x} \quad (7.4)$$

Een voorwaarde om hieraan te voldoen is de aanwezigheid van een hindernis die de kracht kan opvangen. Als deze er niet is, zal de kracht uitgeoefend door de arm nul zijn en de robot blijft bewegen met stelwaarde $\mathbf{x}_r = \mathbf{x} + \mathbf{F}^* / (Bs + K)$. \mathbf{x} zal nooit gelijk zijn aan \mathbf{x}_r .

Indien een kracht \mathbf{F}^* op de arm wordt uitgeoefend (admittantiecontrole), dan oefent de arm een gelijke maar tegengestelde kracht $\mathbf{F} = -\mathbf{F}^*$ uit. De stelwaarde voor de positie wordt bijgevolg:

$$\mathbf{x}_r = \frac{\mathbf{F}^*}{Bs + K} + \mathbf{x}_o \quad (7.5)$$

Merk op dat \mathbf{F}^* de uitgeoefende operatorkracht is. Het gewicht van een eventuele last moet hiervan afgetrokken worden.

Voor de assistentietask is de admittantiecontrole de aangewezen sturing. Door het uitoefenen van een zekere kracht wordt de arm bewogen. De keuze van de parameters kan een vaste waarde zijn, maar men kan ze ook afhankelijk maken van het gewicht van de last, zodat een voeling met de last bekomen wordt.

Men wenst om een last te verplaatsen, op dezelfde manier zoals beschreven bij Action1: de last wordt verplaatst en indien de arm losgelaten wordt, blijft hij in zijn laatste positie hangen. De verplaatsing van de last wordt verwezenlijkt door de verplaatsing van het rustpunt \mathbf{x}_o , dat beweegt volgens vergelijking (7.1). Als de operatorkracht dan verdwijnt, keert de arm naar dit verplaatste rustpunt terug.

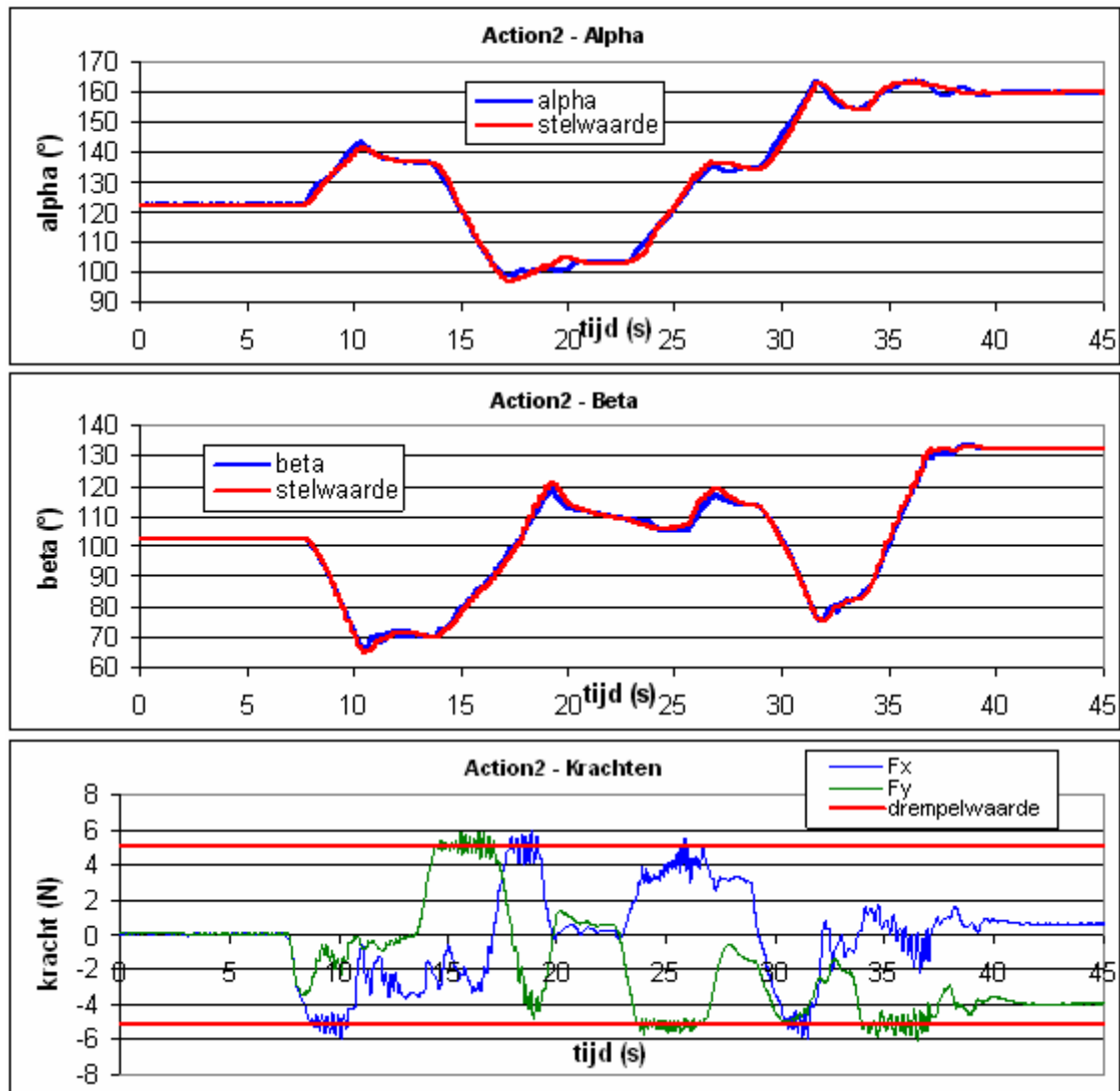
In dit geval wenst men dat de last zijn laatste positie blijft hangen en niet terugkeert naar een vast punt in het werkingsgebied. Er bestaan andere situaties waarin de terugkeer naar een vaste positie wel toepassingen heeft.

De relatie (7.5) is dus enkel geldig als men onder de drempelwaarde van de kracht zit. Boven de drempelwaarde wordt het rustpunt verplaatst. Dit heeft een continue overgang tussen de verschillende stelwaardeposities \mathbf{x}_r tot gevolg. De arm beweegt veel smoother dan bij Action1. De terugroepingkracht is een voorgeschreven verband en niet meer een gevolg van de I-actie wind-up

zoals bij Action1. De andere aspecten van Action1, zoals de keuze van de drempelwaarde, de lastcompensatie en de veiligheden, past men ook bij Action2 toe.

Om vergelijking (7.5) in praktijk te implementeren moet men deze eerst discretiseren. Dit gebeurt met formule (5.25).

Hieronder wordt een voorbeeld gegeven van een mogelijke interactie:



figuur 7.3: "Hoeken en krachten bij Action2"

De figuur is opgenomen met een stijfheid van 70N/m en een demping van 70Ns/m. De opgehangen last weegt 1,5 kg. De uitgeoefende krachten zijn steeds lager dan 6 N. Vanaf het moment dat een uitgeoefende kracht de drempelwaarde overschrijdt, zal de arm in de gewenste richting bewegen. Doordat de arm in de richting van de uitgeoefende kracht beweegt, neemt de kracht af. Hierdoor krijgt de kracht een zigzag verloop in de buurt van de drempelwaarde.

In tegenstelling tot Action1 (figuur 7.1), is hier een continue verandering van de stelwaarde, ook bij krachten kleiner dan de drempelwaarde. Dit is goed te zien op figuur 7.3 vanaf t=20 s tot 23 s: beide krachtscomponenten zijn kleiner dan de drempelwaarde, maar de stelwaarde voor de hoeken is niet constant. Vergelijking (7.5) wordt hier opgevolgd.

Bij Action2 heeft men een vlottere beweging dan bij Action1. De andere conclusies blijven hetzelfde: de operator moet slechts 1/3 van de last heffen, het traject wordt goed opgevolgd door de manipulator en de arm (met een last) kan in elke positie stil blijven hangen.

3. Besluit

- Twee mogelijke interacties zijn beschreven. Action1 is een eenvoudige samenbouw van de PID positiecontroller met gravitatiecompensatie en de krachtschatting. Action2 maakt gebruik van de impedantierelatie (7.3) om een verband tussen kracht en positie te bekomen. Men kan dan het gedrag van de arm op een inwerkende kracht, zoals de terugroepingkracht, vastleggen. Beide methodes werken goed en het beoogde doel om een gewicht te verplaatsen én te compenseren is verwezenlijkt. Action2 wordt verkozen boven Action1, doordat de stelwaarde op continue wijze verplaatst wordt, wat een vlottere beweging tot gevolg heeft.
-

Hoofdstuk 8

Conclusies en toekomstperspectieven

1. Conclusies

De belangrijkste punten bij de aansturing van de manipulator, die gebleken zijn uit dit werk, kan men als volgt samenvatten:

- Positiecontrole van de arm is mogelijk met behulp van een PID controller met gravitatiecompensatie. Ondanks enkele nadelen zoals het grote doorschot en de I wind-up, blijft de arm in elke positie stabiel. Zelfs trajectcontrole is mogelijk.
- De sliding mode controller kan in de praktijk niet werken met de huidige hardware. Een snellere samplefrequentie is nodig om goede positiecontrole te bekomen. Het probleem van de instabiliteit van de onderarm moet dan opnieuw worden onderzocht.
- Een schatting van de operatorcrachten die inwerken op de manipulator is mogelijk dankzij de methode van de recursieve kleinste kwadraten schatting met exponentieel vergeten. Het estimatiemodel wordt gevonden uitgaande van het dynamische model. Men moet gebruik maken van een filter en de gefilterde afgeleide om de aanwezige ruis te onderdrukken. Tevens moet men de actuator-koppelfuncties schatten om de aanwezige hysteresis uit te middelen en parameteronzekerheden op te vangen. De krachtestimatie heeft een maximale afwijking die rond 10 N ligt. Deze is voornamelijk te wijten aan de hysteresis van de spieren. De afwijking tussen de theoretische en geschatte koppelfuncties heeft ook zijn implicaties op de maximale massa die in het volledige werkingsgebied gedragen kan worden. Deze bedraagt slechts 0,86 kg.
- Een correct dynamisch model van de robot is essentieel om een goede sturing te bekomen. Het wordt zowel bij de positiecontroller als bij de schatting van de krachten gebruikt. Vooral bij de krachtschatting hebben fouten in het model nefaste gevolgen.

- Twee mogelijke interacties tussen operator en manipulator zijn uitgewerkt en getest. Beide maken ze gebruik van de krachtschatting en de PID positiecontroller met feedforwardterm. De eerste interactiemogelijkheid beperkt zich tot het opgeven van nieuwe positiestelwaarden indien een bepaalde krachtdrempel overschreden wordt. De tweede interactiemogelijkheid maakt gebruik van de admittantiesturing, waarbij een relatie tussen positie en kracht wordt vastgelegd. De stijfheid en demping kunnen beide ingesteld worden. Hierdoor bekomt men het gewenste gedrag van de arm op een uitwendige kracht.
-

2. Toekomstperspectieven

- Het gebruik van de sliding mode controller vereist een snellere samplefrequentie. Een nieuwe printplaat moet ontworpen of aangekocht worden om dit te verwezenlijken.
 - Het probleem van de instabiliteit van de onderarm bij zowel de PID controller met feedforwardterm als de sliding mode controller moet verder onderzocht worden.
 - De karakteristieken van alle spieren moeten in een trekbank worden opgemeten. Een vergelijking tussen het nieuwe en oude spierontwerp is dan mogelijk. Indien de hysteresis werkelijk minder is bij het nieuwe ontwerp, dan moeten alle oude spieren vervangen worden. Dit zal een positieve invloed hebben op de krachtschatting, waardoor de afwijking tussen geschatte kracht en werkelijke kracht afneemt. Uit de bekomen data kan men verder de spieren dimensioneren, zodat de robot een grotere draagkracht heeft.
 - De performantie van de krachtschatting bij dynamische krachten moet getest worden.
 - Het probleem van het aangrijpingspunt is nog steeds aanwezig. Momenteel worden de krachten uitgeoefend op het tool center point. Dit kan eenvoudig gebeuren bij het schaalmodel, maar niet bij de werkelijke manipulator.
 - Het kloppend gedrag van de kleppen kan waarschijnlijk worden opgelost door de referentiewaarde van de druk (voor de interne PID controller) op te meten in de spier zelf.
-

Bibliografie

- [1] David De Tobel. *Bouw en sturing van een pneumatisch aangedreven manipulatorarm in direct contact met een operator*. Vrije Universiteit Brussel, 2003
- [2] J. De Moor en J. Heiler. *Ontwerp, bouw en sturing van een robotarm met drie vrijheidsgraden voor het leveren van assistentie bij het heffen van lasten*. Vrije Universiteit Brussel, 2002.
- [3] F. Daerden. *Conception and Realization of pleated Pneumatic Artificial Muscles and their Use as Compliant Actuation Elements*. Vrije Universiteit Brussel, 1999.
- [4] W.P. De Wilde. *Elasticiteit en sterkteleer*. Vrije Universiteit Brussel, 2001.
- [5] P. Kool. *Cursus Robotica*. Vrije Universiteit Brussel, 1998.
- [6] J.J.E. Slotine en Weiping Li. *Applied Nonlinear Control*. Prentice Hall, 1991.
- [7] J. Naudet. *Oefeningen robotica: regelen van robots*. Vrije Universiteit Brussel, 2002.
- [8] J. Schoukens. *Inleiding tot de systeemidentificatie*. Dienst Uitgaven VUB, Brussel, 1999.
- [9] T. Noritsugu en T. Tanaka. *Application of Rubber Artificial Muscle Manipulator as a Rehabilitation Robot*. IEEE/ASME Transactions on mechatronics, vol. 2, no. 4, 1997.
- [10] J.J. Craig. *Introduction to Robotics: Mechanics & Control*. Addison-Wesley Publishing Company, 1986.
- [11] Gang Tao en Petar V. Kokotovic. *Adaptive Control of Systems with Actuator and Sensor Nonlinearities*. John Wiley & Sons, Inc., 1996.
- [12] J. Naudet. *Handbediende robot met Krachtterugkoppeling*. Vrije Universiteit Brussel, 2001