



Vrije Universiteit Brussel

Faculteit Ingenieurswetenschappen

Vakgroep Werktuigkunde

**“Soft computing” controle van een
enkelvoudige slinger geactueerd met
geplooid pneumatische artificiële
spieren**

Pieter Beyl

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

Academiejaar 2004-2005

Promotor : Prof. Dr. ir. Dirk Lefeber

Voorwoord

Soms schuilt de kracht in zijn eenvoud.

Dank aan iedereen die op welke manier dan ook bijdroeg tot het creëren van dit afstudeerwerk.

Pieter Beyl

6 juni 2005

“Soft computing” controle van een enkelvoudige slinger geactueerd met geplooid pneumatische artificiële spieren

In het onderzoek naar en het ontwerp van stappende robots groeit de aandacht voor neurobiologisch geïnspireerde bouw, aandrijving en controle. In de Onderzoeksgroep Robotica en Multibody mechanica van de Vrije Universiteit Brussel worden stappen in die richting gezet met de tweepotige stappende robot “Lucy” door het gebruik van geplooid pneumatische artificiële spieren als actuatoren met aanpasbare stijfheid.

Dit eindwerk tracht de aanzet te geven tot een controlestrategie voor de aanpassing van de stijfheid op een niet-modelgebaseerde wijze, die refereert aan menselijke denk- en regelprocessen en waarbij efficiënt gebruik gemaakt wordt van de natuurlijke dynamica. Hiertoe werd een testopstelling gebouwd van een enkelvoudige slinger met antagonistisch opgestelde geplooid pneumatische artificiële spieren. De opstelling is gebruiksklaar en werd in een eerste fase getest met een modelgebaseerde tracking controller.

In de tweede fase werden verschillende “soft computing” controlemethodes vergeleken om te komen tot een voorstel voor een niet-modelgebaseerde regelaar op basis van opzoektabelen. Een volgende stap is het testen van de regelaar in de praktijk om een vergelijkende analyse te kunnen maken met de conventionele, modelgebaseerde aanpak.

“Soft computing” approach to swing motion control of a 1D joint actuated by pleated pneumatic artificial muscles

There's a gaining interest in biologically inspired legged locomotion within the research field of robotics. The Robotics and Multibody Mechanics Research Group at Vrije Universiteit Brussel aims at exploiting the natural dynamics of “Lucy”, a bipedal walking robot, by altering the adaptable compliance of its joints, actuated by pleated pneumatic artificial muscles.

This diploma work has two key objectives. To design and build a test setup for a 1 dimensional pendulum, actuated by two pleated pneumatic artificial muscles, acting as antagonists, and on the other hand, to set out a strategy in order to control its trajectories with a biologically inspired methodology. A bottom-up approach based on a self-learning lookup table is proposed out of a broad range of “soft computing” control methods. Instead of tuning the stiffness in order to closely track a trajectory, while ensuring low energy consumption, a combination of pressure values will be set, putting the pendulum in a state of unbalance which eases it into its natural oscillatory movement, without any further control effort.

The setup is finished and ready-for-use. A model based non-linear tracking controller has been implemented for general use and to check up on correct operation. A soft computing control method hasn't been put into practice yet.

Contrôle d'une pendule actionné par deux muscles artificiels pneumatiques pliés utilisant les techniques du "soft computing"

Pour la réalisation des robots marcheurs l'on prête de plus en plus attention à des methodologies de contrôle, qui se basent sur les processus regulateurs du cerveau humain, comme les techniques du "soft computing". Au sein de l'Unité de Recherche de Robotique et Mécanique à la Vrije Universiteit Brussel des démarches se font avec le robot bipède "Lucy" par l'emploi d'actionneurs pneumatiques, qui ont une souplesse adaptable.

Cette thèse a l'intention d'entamer une stratégie de contrôle, qui permet de bénéficier du mouvement naturel d'un tel système sans continuellement imposer des actions correctives comme font les régulateurs conventionnels. Au lieu de dicter les trajets, le régulateur pourra plutôt les "choisir" en créant les conditions immédiates qui mènent à une oscillation naturelle, correspondant au trajet stipulé.

Afin de le pouvoir mettre en oeuvre, une pendule actionnée par des muscles artificiels pneumatiques pliés a été assemblée et testée avec un régulateur de position conventionnel. Maintenant la méthode de contrôle "soft computing" reste à mettre en pratique

Inhoudstabel

Inleiding	11
1.1 Stappende robots.....	11
1.1.1 Passieve stappers.....	12
1.1.2 Actieve stappers.....	12
1.2 Natuurlijke dynamica of controle	14
1.2.1 Globale controlestrategieën.....	14
1.2.2 Mike, Max & Denise	16
1.2.3 Lucy	18
1.3 Doel van het afstudeerwerk.....	19
1.3.1 Omschrijving	19
1.3.2 “Soft Computing”	19
1.4 Werkwijze	20
1.5 Opbouw	20
Design	21
2.1 Inleiding	21
2.2 Mechanisch ontwerp	21
2.2.1 Geplooide pneumatische artificiële spieren	21
I. Spier als niet-lineaire actuator	22
II. Spier als niet-lineaire veer	23
2.2.2 Antagonistische opstelling	27
I. Kinematica	27
II. Stijfheid	28
2.2.3 Slinger.....	30
I. Parameterkeuze	31
II. Ophanging.....	35
III. Veiligheid.....	37
IV. Optimalisatie van het mechanisch ontwerp	38
2.3 Pneumatische kring.....	39
2.3.1 Overzicht.....	39
2.3.1 Kleppenblokken.....	40
2.3.2 Buffervat en uitlaatdempers.....	41
2.4 Elektronische schakeling.....	41

2.4.1	Overzicht	41
2.4.2	Data-acquisitie hardware	42
2.4.3	Druksensoren	43
2.4.4	Hoekencoder	43
2.4.5	Speed-up circuits	44
2.4.6	Verdeel- en veiligheidsbord	45
Controle	46
3.1	Inleiding	46
3.2	Data-acquisitie	46
3.3	Modelgebaseerde controle	47
3.3.1	Feedback linearisatie	47
3.3.2	Feedforward Δp -controle	48
3.3.3	Bang-bang controller	49
3.4	Simulator	50
3.5	Soft computing controle	52
3.5.1	Methodes	52
I.	Artificiële neurale netwerken	52
II.	Vage regelaars	53
III	Opzoektabelen	55
3.5.2	Toepassingsmogelijkheden	56
3.5.3	Aanpak	59
I.	Parameterschatting	59
II.	Simulatie	60
Resultaten	61
4.1	Inleiding	61
4.2	Karakterisatie van de opstelling	61
4.2.1	Parameteridentificatie	61
4.2.2	Calibratie van de druksensoren	62
4.2.3	Instelling van de schroefdraadstanglengte	63
4.2.4	Bepaling van natuurlijke frequenties en demping	64
4.3	Tracking Controle	66
4.3.1	Acquisitie	66
4.3.2	Invloed van de meetsignalen	67
4.3.3	Invloed van de uitlaatdempers	69
4.3.4	Invloed van de controleparameters	69
4.3.5	Conclusie	70

Conclusie en toekomstperspectieven	71
5.1 Conclusie	71
5.2 Toekomstperspectieven	71
Symbolenlijst	73
Literatuurlijst	75
Robotica	75
Data-acquisitie kaart	76
Matlab	76
Visual C++	76
Bijlagen	77
8.1 Foto van de testopstelling	77
8.2 Elektrisch schema verdeel- en veiligheidsbord.....	78
8.3 Elektrisch circuit verdeel- en veiligheidsbord.....	79
8.4 Elektrisch schema druksensor met versterkerschakeling	80

Lijst met figuren

Figuur 1-1: Kopie door Ruina et al. van de passieve stapper van McGeer en “Museon“	2
Figuur 1-2: McKibben spier(links) en geplooide pneumatische artificiële spier(rechts)	3
Figuur 1-3: “Series elastic actuators”, design Yobotics	4
Figuur 1-4: Dynamisch stabiele stappende robots gebaseerd op passieve stappers	6
Figuur 1-5: “Lucy”	8
Figuur 2-1: GPAS	11
Figuur 2-2: GPAS als veerelement	13
Figuur 2-3: Principe van een antagonistische opstelling	17
Figuur 2-4: CAD aanzichten slinger	26
Figuur 2-5: CAD-aanzicht begrenzer	27
Figuur 2-6: Voorbeelden van modevormen: een torsiemode en een buigingsmode	28
Figuur 3-1: Schema data-acquisitie	37
Figuur 3-2: Controleacties bang-bang controller	39
Figuur 3-3: Schema van de simulator	40
Figuur 3-4: Voorbeeld van een neuronmodel en een netwerkstructuur	43
Figuur 3-5: Schema vage regelaar	43
Figuur 3-6: Voorbeeld van membership functions	44
Figuur 3-7: Rule-base in tabelvorm en voorbeeld van een lookup table	44
Figuur 3-8: Toestand, actie en gedrag van een slinger met antagonistische GPAS	46
Figuur 3-9: Natuurlijke beweging van een slinger met afgesloten spieren	47
Figuur 3-10: Gestructureerde tabel, ongestructureerde tabel, binaire boom	48

Lijst met grafieken

Grafiek 2-1: Kracht-contractie-karakteristiek bij verschillende relatieve drukken	12
Grafiek 2-2: Stijfheid k i.f.v. initiële relatieve druk bij verschillende contracties	15
Grafiek 2-3: Stijfheid k i.f.v. contractie ϵ bij verschillende initiële relatieve drukken	15
Grafiek 2-4: Verhouding van de bijdragen k_p en k_f tot de stijfheid k	16
Grafiek 2-5: K als functie van p_2 en θ	20
Grafiek 2-6: Contracties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van d	22
Grafiek 2-7: Contracties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van α	22
Grafiek 2-8: Contracties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van ϵ_0	23
Grafiek 2-9: Momentfuncties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van d	23
Grafiek 2-10: Momentfuncties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van α	24
Grafiek 2-11: Momentfuncties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van ϵ_0	24
Grafiek 2-12: Invloed van het statisch lastkoppel op de vereiste relatieve drukken	25
Grafiek 4-1: Gefitte calibratiecurves van spier 1 en spier 2	53
Grafiek 4-2: Absolute hoek in functie van de relatieve druk voor beide spieren	53
Grafiek 4-3: Parameterschatting van natuurlijke frequentie en dempingsgraad	56
Grafiek 4-4: Invloed van de kwaliteit van het snelheidssignaal op de tracking controle	58
Grafiek 4-5: Invloed van de uitlaatdemper op de stijg- en daaltijden en de tracking controle	59
Grafiek 4-6: Controller output met en zonder feedforward term	60

Lijst met tabellen

Tabel 2-1: keuze van de geometrische parameters	25
Tabel 4-1: parameterwaarden van de opstelling	52

Hoofdstuk 1

Inleiding

1.1 Stappende robots

De ontwikkeling van stappende robots en meer in het bijzonder humanoïde robots heeft het laatste decennium een hoge vlucht genomen. Opvallend is de verscheidenheid aan strategieën, die ontwikkeld en gehanteerd worden door verschillende onderzoeksgroepen over de hele wereld en al even verschillend, de doelen die men ermee nastreeft. De toepassingen gaan van schijnbaar eenvoudige 2D stappers tot state-of-the-art humanoïde robots, die met behulp van sensor data integratie en artificiële intelligentie, in staat zijn tot interactie met de omgeving en complexe beslissingsvorming. De keuze van de strategie blijkt fundamenteel, want ze is bepalend voor het ontwerp, het aantal en de aard van de vrijheidsgraden, de actuatoren en de controle.

Een aantal aspecten zijn onlosmakelijk verbonden met het concept van een stappende robot. Energie-efficiëntie is - na stabiliteit - ongetwijfeld bij de belangrijkste, omdat het een aantal andere eisen mee overkoepelt. Het houdt ten eerste in dat de structuur minimaal belast wordt, omdat ze bijvoorbeeld minder of - in extremis - geen actuatie vereist en dat het verbruik en de energiebron een aanzienlijke autonomie garanderen. Soepelheid is een tweede aspect. De dynamische belastingen door impact bij contact met de ondergrond, eigen aan de voortbeweging van stappende/lopende/springende robots, kunnen opgevangen worden door een gelede structuur met soepele verbindingen. De energie-recuperatie die ermee gepaard kan gaan, draagt bij tot een efficiëntere energieconsumptie[1]. Een derde en geenszins onbelangrijk aspect is het antropomorfe karakter, waarbij men niet enkel de dynamica vanuit biomechanische invalshoek benadert, maar ook de gehele controlestrategie opbouwt naar analogie van menselijke beslissings- en leerpatronen. Dergelijke biologisch geïnspireerde concepten zijn interessant, omdat ze tegelijk inzicht verschaffen in de natuur van de menselijke beweging en een elegante oplossing kunnen bieden voor verschillende problemen inherent aan de ontwikkeling van een stappende robot. Termen als “soepelheid” en “natuurlijke”, “menselijke” gang zijn in dat opzicht andere bewoordingen van een zelfde kerngedachte: energie-efficiëntie.

1.1.1 Passieve stappers

Een manier om energie-efficiëntie uit te bouwen is door intelligent gebruik van de natuurlijke dynamica van het systeem. De natuurlijke dynamica of het passief gedrag is het gedrag van het systeem onder een bepaalde set van begincondities of met andere woorden de vrije beweging van een systeem vanuit een bepaalde toestand. Zogenaamde passieve stappers, waarvan twee voorbeelden in figuur 1-1, berusten volledig en uitsluitend op de benutting van de natuurlijke dynamica en behoeven geen “actuatie”. Om de stapbeweging echter te kunnen onderhouden, moeten verliezen ten gevolge van demping, wrijving en impact met de ondergrond gecompenseerd worden. Dit kan door gebruik te maken van de potentiële energie initieel gestockeerd in het systeem, bijvoorbeeld als gevolg van gravitatie op een hellend vlak of in veerelementen. Het concept van de passieve stapper is in die zin beperkend, omdat het bewegingstraject volledig bepaald is door de systeemp parameters, zoals massa's en massatraagheidsmomenten, en demping en stijfheden van gewrichten. Indien deze vast zijn, blijft de natuurlijke frequentie van het systeem onveranderd.



Figuur1-1:Kopie door Ruina et al. van de passieve stapper van McGeer (links) en “Museon” van het Bio Robotics Lab, TU Delft(rechts)

Het theoretisch werk van McGeer[2] over passieve stappermodellen en de theoretische en experimentele verderzetting, onder meer aan het Robotics and Human Power Lab van Cornell University door Ruina et al.[3], heeft de baan vrijgemaakt voor volledig passieve, maar ook semi-actieve stappers. Minimale actuatie maakt een hellende ondergrond overbodig en vergroot de bewegingsmogelijkheden, zonder afbreuk te doen aan het oorspronkelijk passief ontwerp.

1.1.2 Actieve stappers

De keuze van de actuatoren voor actief stappende robots is veelal beperkt tot twee grote groepen: elektrische motoren en pneumatische actuatoren. Hydraulische actuatoren behoren

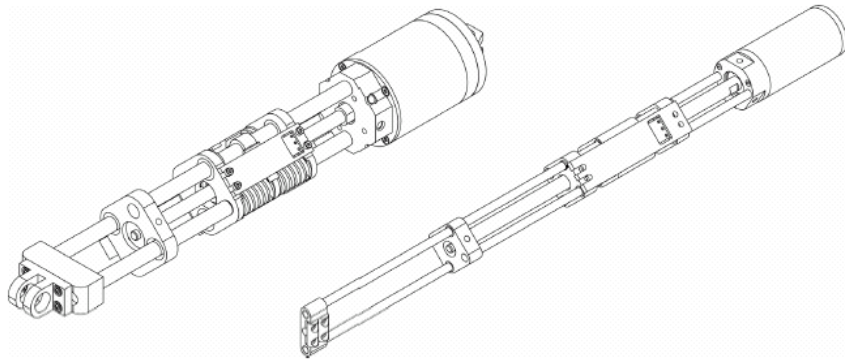
eveneens tot de mogelijkheden, maar hebben te lijden onder de hoge voedingsdruk en wrijvingsverliezen in het hydraulisch circuit. Rond het gebruik van elektrische motoren in robottoepassingen is heel wat ervaring opgebouwd, maar tegelijk zijn er een aantal nadelen aan verbonden. De koppelkarakteristiek maakt het gebruik van overbrengingen noodzakelijk, wat extra massa en gereflecteerde traagheid invoert, wrijving en speling. Wat de pneumatische actuatoren betreft, zijn artificiële pneumatische spieren interessanter dan de conventionele pneumatische cilinders, omdat ze drukgestuurd zijn, geen last hebben van stick-slip en een hoger specifiek vermogen bezitten. Pneumatische spieren zijn meestal opgevat als een luchtdicht, verstevigd membraan dat, onder een bepaalde druk gebracht, opbult en verkort in de lengterichting, waarin het een trekkracht uitoefent (figuur 1-2). Het verloop van de kracht in functie van de verkorting is doorgaans niet-lineair. De McKibben spier is vooralsnog de meest gebruikte en bestaat uit een latex of rubberen tube omgeven door een net van vezels. In de helft van de jaren negentig werd aan de Vrije Universiteit Brussel de Geplooide Pneumatische Artificiële Spier (GPAS) ontwikkeld [4]. Het ontwerp is niet gebaseerd op elastische vervorming van het membraan, maar het ontplooiën ervan en tracht op die manier energieverlies door vervorming, wrijving, hysteresis effecten en drempelwerking, eigen aan bijvoorbeeld McKibben spieren, te vermijden.



Figuur 1-2: McKibben spier(links) en geplooide pneumatische artificiële spier(rechts)

De vraag stelt zich nu hoe de soepelheid en de natuurlijke dynamica ingebracht kunnen worden met de keuze van de actuatoren. Soepelheid en controle zijn in deze schijnbaar contradictorische eisen. Het vergroten van de soepelheid, verhoogt de onzekerheid op de positie en omgekeerd. Stappende robots zijn in die zin bijzonder in de vereiste controle. De controle is geen doel op zich, statische of dynamische stabiliteit zijn dat wel. De onzekerheid ingevoerd door de soepelheid levert geen principiële problemen, zolang stabiliteit verzekerd is. Aandrijvingen met elektrische motoren laten nauwkeurige controle toe, maar zijn inherent stijf en star. Met een veerelement in serie kan een zekere soepelheid ingebracht worden. Een voorbeeld van dergelijke actuator is de “series elastic actuator” ontwikkeld aan het MIT door Pratt et al. [5], waarvan de bouw en het principe weergegeven worden in figuur 1-3. Dit type actuator werd in verschillende robots toegepast, is nog volop in ontwikkeling, maar wordt reeds commercieel aangeboden door Yobotics. Het huidige onderzoek spitst zich toe op de toepassing van het principe op hydraulische actuatoren. Een nadeel van het concept

echter is dat de aandrijving in zijn geheel vrij zwaar is (typisch [0,5-1,5]kg) en de stijfheid van het veerelement niet aanpasbaar. Dit vormt een beperking op de natuurlijke dynamica van het systeem waarin de actuator ingepast is. Er bestaan elektrische aandrijvingen met aanpasbare stijfheid, maar de ontwerpen zijn vooralsnog complex en zwaar en bijgevolg een weinig elegante oplossing voor stappende robots[6].



Figuur 1-3: "Series elastic actuators", design Yobotics

Pneumatische artificiële spieren vertonen daarentegen, naast het hoger specifiek vermogen, het voordeel ten overstaan van elektrische actuatoren (al dan niet gecombineerd met veerelementen) dat ze een aanpasbare soepelheid bezitten en tegelijk een laag gewicht en geringere mechanische complexiteit. De actuator heeft vooreerst een inherente soepelheid, een gevolg van de samendrukbaarheid van de lucht vervat in het afgesloten spiervolume, dat zich op dat moment gedraagt als een passief veerelement. Soepelheid en actuatorfunctie zijn hier dus in tegenstelling tot de series elastic actuator volledig geïntegreerd. Bovendien kan de stijfheid van de "veer" gewijzigd worden met de druk en de verkorting. De natuurlijke dynamica kan dus niet enkel benut, maar ook "aangepast" worden, door vooraf de systeemp parameters juist in te stellen. Dit kan enorme voordelen bieden op het vlak van energie-efficiëntie en bewegingsvrijheid.

1.2 Natuurlijke dynamica of controle

1.2.1 Globale controlestrategieën

De volgende vraag, die zich logischerwijs aandient, is hoe de stijfheid van een dergelijke soepele pneumatische actuator ingesteld moet worden om een gunstige natuurlijke dynamica en energie-efficiëntie te bekomen. Het antwoord hangt af van de controlestrategie die beoogd wordt. Hierin kan men twee verschillende benaderingen overwegen, hoewel het hoofddoel van de controle er steeds in bestaat de dynamische stabiliteit van de stappende robot ten allen tijde te verzekeren. Een eerste mogelijkheid is gebaseerd op conventionele trajectcontrole. Een tracking controller legt de trajecten voorgeschreven door een

trajectgenerator op aan elk robotgelid. Tegelijkertijd wordt een soepelheid ingesteld die de voorspelde natuurlijke beweging, horend bij die specifieke soepelheid, op elk moment zo goed mogelijk laat overeenstemmen met het opgelegde traject. Dergelijke aanpak kan ondergebracht worden onder de modelgebaseerde controlemethodes. De berekening van de stuurgrootheden gebeurt aan de hand van een theoretisch model van het systeem. Indien het model exact is, zijn alle controleacties correct en stemt het traject overeen met het gewenste traject. Elke afwijking van het theoretisch model ten opzichte van de werkelijkheid - en die bestaan steeds - moet gecorrigeerd worden met extra controleacties en resulteert in extra energieverbruik.

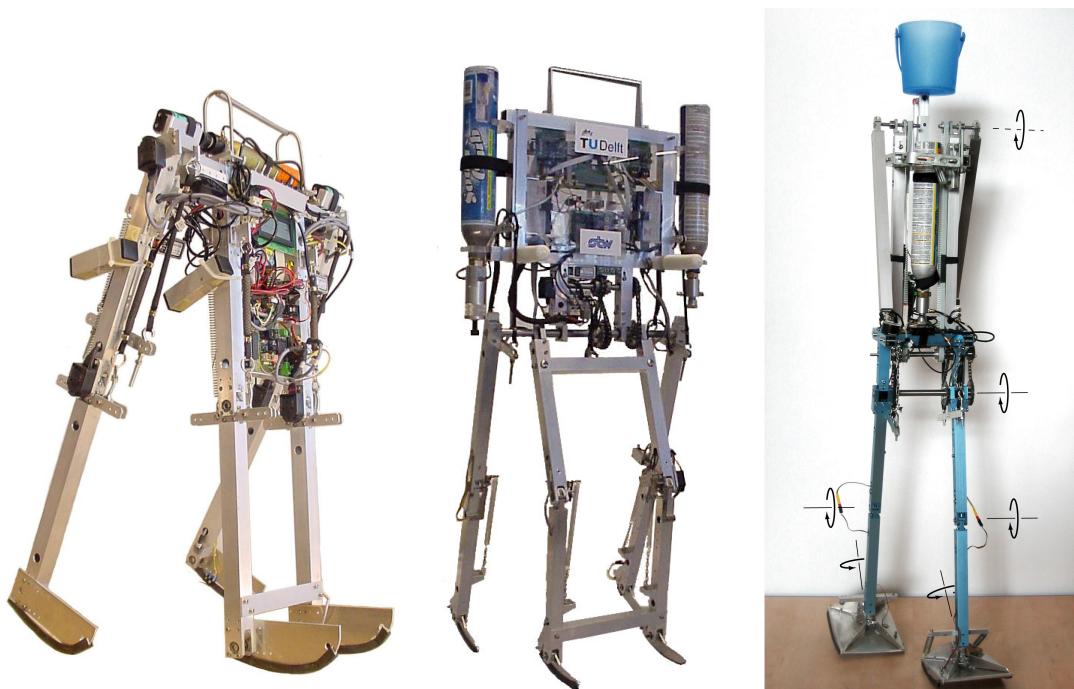
Een tweede mogelijkheid is de passieve stapper als uitgangspunt te nemen en soepele actuaties toe te voegen om de natuurlijke dynamica te wijzigen. De controle verschuift nu naar de keuze van de initiële parameters van de stapcyclus. Het traject wordt dus "gecontroleerd" door de "keuze" van het natuurlijke traject, eerder dan door de conventionele controle van een gedwongen, onnatuurlijk trajectverloop zelf. Eens de systeemp parameters ingesteld, voeren de geleidingen immers een natuurlijke beweging uit zonder verdere tussenkomst van een controller. Het probleempunt is hier duidelijk verschoven ten opzichte van de vorige strategie. In dit geval is energie-efficiëntie verzekerd en stabiliteit mogelijk het zwakke punt, omdat een natuurlijk traject niet per definitie stabiel is. Het verband tussen het natuurlijk traject en de gestuurde begincondities van het systeem kan gelegd worden onder de vorm van een niet-modelgebaseerde ingangs-uitgangsrelatie. Deze methode staat niet lijnrecht tegenover de vorige omdat een "model" van het systeem impliciet vervat is in die relatie. Het verschil zit in de wijze waarop het model tot stand gebracht wordt.

Er is een duidelijke analogie tussen de laatst beschreven aanpak en de neurobiologische en biomechanische processen, die waargenomen worden in de gang van mensen en dieren. De stap- en loopbewegingen kunnen beschouwd worden als een limietcyclus, waarbij cyclisch dezelfde systeemtoestanden optreden en kleine perturbaties weggewerkt worden. De stabiliteit of robuustheid ten aanzien van perturbaties kan beschreven worden met het attractiegebied, een set van toestanden van waaruit het systeem evolueert naar een bepaalde limietcyclus. Bij de mens wordt de limietcyclus bepaald door een synthese van 3 elementen: het ballistisch gedeelte, namelijk de massaverdeling en de inertiemomenten van de leden - dit is wat we terugvinden bij de passieve stapper -, reflexbanen, die informatie over de omgeving terugkoppelen naar het centraal zenuwstelsel, en een soort van *Central Pattern Generator*, die op cyclische, discontinue wijze de spieren activeert[7]. De CPG is fysisch teruggevonden bij bepaalde gewervelde dieren, zoals katten en vissen, maar (nog) niet bij de mens. De huidige stand van onderzoek staft het vermoeden dat een dergelijke

eenheid van “neurale oscillators” ook bij de mens aanwezig moet zijn, zij het in een complexere vorm[8]. De beweging kan globaal gezien als semi-ballistisch beschouwd worden waarbij het been in zwaai fase een conventionele slingerbeweging en het volledige lichaam in steunfase een omgekeerde slingerbeweging rond het steunpunt van de voet uitvoert. Spieractiviteit is beperkt tot het instellen van de stijfheden van spieren en gewrichten bij het begin en het einde van deze cyclische bewegingen of bij het uitvoeren van correcties van de cyclus bij perturbaties.

1.2.2 Mike, Max & Denise

Het biologisch geïnspireerde controleprincipe wordt onder meer onderzocht in het Bio-Robotics lab van TU Delft (DBL) aan de hand van theoretische 2D stapper modellen en prototypes[9]. Van der Linde en later Wisse[10] onderbouwden het ontwerp van geactueerde prototypes met de theoretische grondslagen van de dynamica van passieve stappers gelegd door McGeer en Ruina et al.. “Mike”(2002) is één van de prototypes gebouwd aan het DBL en bestaat uit twee maal twee geleidingen met kniegewrichten en vaste voetsteunen aan mekaar verbonden in een heupscharnier (figuur 1-4). Ter hoogte van de heup zijn antagonistische paren McKibben spieren bevestigd, ter hoogte van de kniegewrichten een spier als extensor en een passieve veer aan de achterzijde. De drukken in de spieren kunnen tussen 1 en 4 bar geschakeld worden. Het theoretisch model beschrijft de invloed van elk van de systeemp parameters op het attractiegebied van mogelijke stapcycli.



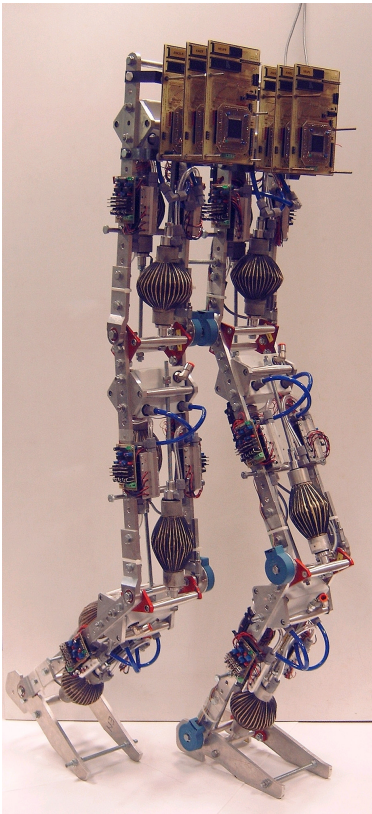
Figuur 1-4: dynamisch stabiele stappende robots gebaseerd op passieve stappers: “Mike”, “Max” en “Denise”(vlnr)

De bepaling van de controleacties gebeurde in de praktijk op vrij intuïtieve wijze, de invloed ervan op mogelijke stabiele stapcycli werd evenwel met theoretisch modellen gevalideerd. De bovenste spieren worden met een periode van 0,6s alternerend geschakeld tussen hoge en lage druk. De spieren aan het kniegewricht worden in het begin van de zwaai fase op atmosferische druk gebracht, zodat de veren het been kunnen plooiën, en 400ms later opnieuw op hoge druk om het been te strekken en voor te bereiden op de steunfase. De “controle” beperkt zich tot het instellen van de schakeltijden en -drukken van de spieren en er wordt geen enkele vorm van feedback toegepast.

In recentere prototypes werd respectievelijk een bovenlichaam toegevoegd, wat de stabiliteit verhoogt (“Max”,2003) en in tegenfase slingerende armen om momenten gegenereerd door de beenbewegingen te compenseren (“Denise”,2004)(figuur1-4). Hier werd actuatie van het kniegewricht zelfs achterwege gelaten en enkel behouden in de heup. De kniegewrichten worden in steunfase met behulp van een klikverbinding star gemaakt, zodat het been op gezette tijden in gestrekte stand blijft.

Het onderzoek toont aan dat de tweede controle methode aangehaald in de vorige paragraaf in de praktijk goede resultaten oplevert voor principieel eenvoudige semi-actieve stappers, maar wel met enige beperkingen. De bepaling van de systeemp parameters moet opnieuw gebeuren voor elk type stapcyclus. Controleparameters als schakeltijden en -drukken moeten telkens geoptimaliseerd worden in het theoretisch model en experimenteel aangepast om stabiliteit te verzekeren. Een real-time aanpassing van de stijfheden van de gewrichten met de drukken in de spieren werd vooralsnog niet verwezenlijkt. Indien de controle, in dit geval de voorafgaande instelling van de systeemp parameters, faalt, is geen mogelijkheid tot actuatie voorzien voor de bijstelling ervan. De bewegingsvrijheid is dus gelimiteerd tot steady-state cyclische stapbewegingen volgens een alles-of-niets principe. Dit maakt de robot gevoelig voor onvoorziene en/of grote perturbaties. Starten, stoppen, het wijzigen van de stap vergen complexere controle technieken, volwaardige actuatie en ook een andere vorm van stabiliteitscontrole.

1.2.3 Lucy



“Lucy” is een project in ontwikkeling van de vakgroep robotica en multi-body mechanica van de Vrije Universiteit Brussel (figuur1-5)[11]. Het doel is een dynamisch gebalanceerde, stappende robot te verwezenlijken geactueerd met antagonistisch opgestelde geplooid pneumatische artificiële spieren(GPAS). De robot is modulair opgebouwd, bestaat uit een bovenlichaam en twee benen met elk een voet, een onder- en een bovenbeen. De beweging is beperkt tot het sagitale vlak. Elk van de zes geledingen wordt aangedreven door één paar antagonistische spieren. De controle van de trajecten opgelegd door een trajectgenerator wordt uitgevoerd door een niet-lineaire tracking controller. Uit de trajecten worden via inverse dynamica de nodige koppels berekend en omgezet naar stelwaarden voor de spierdrukken. Een bang-bang controller staat in voor de lokale drukregeling[12][13][14].

Figuur 1-5: “Lucy”

Een belangrijk aspect, naast de analyse van de robotdynamica en de trajectgeneratie in functie van dynamische stabiliteit, is - ook hier - inzicht te verwerven in mogelijke controlestrategieën voor het inpassen van variabele stijfheid van de gewrichten in functie van een verbeterde energie-efficiëntie en dit door intelligente aanpassing van de drukken in de spieren. Dergelijke aanpak is technisch mogelijk met de geplooid pneumatische artificiële spieren in antagonistische opstelling: koppel en stijfheid kunnen onafhankelijk van mekaar ingesteld worden[15].

Bovenstaande bevindingen gaven onder meer aanleiding tot het uitschrijven van twee gerelateerde afstudeerwerken met als doel de bouw en de sturing van een slinger met antagonistische opstelling van twee GPAS inspeland op de aanpasbare stijfheid en dit volgens de respectievelijke methodes besproken in 1.4.1. Dit schept enerzijds de mogelijkheid om het effect van actieve controle van de stijfheid te valideren en anderzijds beide methodes te vergelijken.

1.3 Doel van het afstudeerwerk

1.3.1 Omschrijving

Dit afstudeerwerk behandelt enerzijds het ontwerp en de bouw van een meetopstelling voor de studie van een slinger, gebaseerd op de antagonistische opstelling van één paar geplooid pneumatische artificiële spieren en anderzijds de aanzet tot een controlestrategie volgens de tweede aanpak beschreven in tekstdeel 1.4.1 *globale controlestrategieën*. Het basisidee van deze strategie is het gewenste natuurlijke traject te “kiezen” door de natuurlijke dynamica van de slinger initieel “in te stellen” met een set van stuurgrootheden, eerder dan het opleggen van een artificieel traject met conventionele controle en het aanpassen van de stuurgrootheden zodat het voorspelde natuurlijke traject bij die stuurgrootheden zo goed mogelijk overeenkomt met het opgelegde traject. Een dergelijke, niet modelgebaseerde, schijnbaar intuïtieve aanpak, in mindere of grotere mate geïnspireerd door menselijke denken regelprocessen, kan gerealiseerd worden met technieken, die in de literatuur vaak met de term “soft computing” omschreven worden.

1.3.2 “Soft Computing”

“Soft Computing” werd geïntroduceerd in het begin van het vorig decennium als overkoepelende verzamelnaam voor een aantal bestaande controlestrategieën gebaseerd op onder meer vage logica, artificiële neurale netwerken en probabilistisch redeneren. Een omschrijving door Lotfi A. Zadeh, grondlegger van de vage logica en oprichter van het *Berkeley Initiative in Soft Computing* (BISC) luidt: *“Soft computing differs from conventional (hard) computing in that, unlike hard computing, it is tolerant of imprecision, uncertainty and partial truth. In effect, the role model for soft computing is the human mind. The guiding principle of soft computing is: Exploit the tolerance for imprecision, uncertainty and partial truth to achieve tractability, robustness and low solution cost”*[16]. Het adjectief “soft” wekt misschien verkeerdelijk de indruk dat dergelijke analyse- en controletechnieken weinig rekenkracht vereisen. Het tegendeel is soms waar. De explosieve ontwikkeling van soft computing was onmogelijk zonder de toenemende rekencapaciteit en -snelheid van processors. De veelheid aan methodes en bestaande, soms zeer specialistische academische en industriële toepassingen, niet alleen in de robotica, maar in allerlei onderzoeksgebieden vergt een grondige literatuurstudie op zich. In hoofdstuk 3 *controle* worden verschillende technieken kort toegelicht en mogelijke oplossingen voor de sturing van een slinger besproken.

1.4 Werkwijze

De uitvoering van dit werk gebeurde deels in samenwerking met Bruno Meira y Duran, wiens afstudeerwerk tot doel had de andere, hogerop vermelde controlestrategie te onderzoeken[17]. Het gemeenschappelijk deel omvat het bouwen, testen en gebruiksklaar maken van de opstelling. Na dit deel konden beide controlestrategieën uitgewerkt en op de meetopstelling beproefd worden. De volgende stappen werden binnen het kader van dit afstudeerwerk ondernomen:

- ontwerp en bouw van de mechanische opstelling
- bouw van de elektronische schakeling en het pneumatisch circuit
- programmeren van testprogramma's, testen van de componenten
- programmeren van een controlestructuur met bang-bang controller, feedback linearisatie (computed torque controller) en Δp -controle
- vergelijking tussen praktijk en simulatiemodel
- keuze van een "soft computing" controlestrategie
- aanzet tot een niet-modelgebaseerde regelaar voor de stijfheid

In het kader van de keuzevakken "gevorderde trillingsanalyse: experimentele modale analyse" en "gevorderde trillingsanalyse: numerieke modale analyse en vibro-akoestiek" werden een aantal facetten dieper onderzocht, die inhoudelijk ondersteunend zijn voor dit werk. Om die reden worden de resultaten ervan aangehaald. Het experimentele gedeelte omvat de bepaling van de belangrijkste modale trillingsvormen en de invloed van de controleparameters op de demping en de natuurlijke frequentie van de slingerbeweging. Het numerieke gedeelte moest een theoretisch model opleveren van de slinger en met behulp van een optimalisatieprocedure een parameterschatting mogelijk maken van de stijfheid.

1.5 Opbouw

Hoofdstuk 2 behandelt het mechanische design van de opstelling en de pneumatische en elektronische componenten. Het uitgangspunt is de geplooid pneumatische artificiële spier als niet-lineaire actuator en niet-lineaire veer. In hoofdstuk 3 wordt de tracking controller besproken en het simulatieprogramma toegelicht. Nadien wordt een keuze voorgesteld voor een niet-modelgebaseerde regeling en besproken hoe die kan toegepast worden op de slinger. Hoofdstuk 4 vormt een korte beschrijving van de geboekte resultaten.

Hoofdstuk 2

Design

2.1 Inleiding

In dit hoofdstuk worden de verschillende onderdelen, de opbouw en het werkingsprincipe van de opstelling toegelicht. Het is opgesplitst in drie delen: *mechanisch ontwerp*, *pneumatische kring* en *elektronische schakeling*. *Mechanisch ontwerp* heeft de pneumatische spier als uitgangspunt en bespreekt hoe een antagonistische opstelling leidt tot een bidirectionele rotatieve actuator met aanpasbare stijfheid en hoe ze in de praktijk verwezenlijkt is. In het tweede deel komen de pneumatische schakeling en de kleppen die instaan voor de drukregeling in de spieren aan bod. Het laatste deel geeft een overzicht van de elektronica, de meetsignalen en de data-acquisitie.

2.2 Mechanisch ontwerp

2.2.1 Geplooide pneumatische artificiële spieren



De geplooide pneumatische artificiële spier - of kortweg GPAS - die het onderzoek uitmaakt van deze thesis, behoort tot de tweede generatie pneumatische spieren, ontwikkeld aan de VUB, waarvan het ontwerp vooral moest leiden tot een langere levensduur en een minder complexe fabricage[13]. Een "spier" bestaat uit een luchtdicht symmetrisch geplooid membraan, in de lengte omgeven door vezelbundels en aan beide uiteinden ingeklemd in aluminium eindstukken. De eindstukken zijn voorzien van schroefdraad voor de bevestiging van trekstangen waarlangs de krachten overgebracht kunnen worden. Het onder druk brengen van het spiervolume met perslucht, toegevoerd via een connector in één van de eindstukken, resulteert immers, doordat het membraan ontplooid wordt en opbult, in een contractie in de lengterichting en een trekkracht volgens de lengteas.

Figuur 2-1: GPAS

1. Spier als niet-lineaire actuator

De uitgeoefende kracht, weergegeven in formule 2.1, is evenredig met de relatieve druk p in de spier, het kwadraat van de rustlengte L_0 en een dimensieloze krachtfunctie f . De rustlengte is de lengte van het membraan bij $p=0$. De krachtfunctie is een niet-lineaire functie van de contractie - de relatieve lengteverandering van de spier - en eveneens afhankelijk van de geometrische parameter R/L_0 , de slankheid [4].

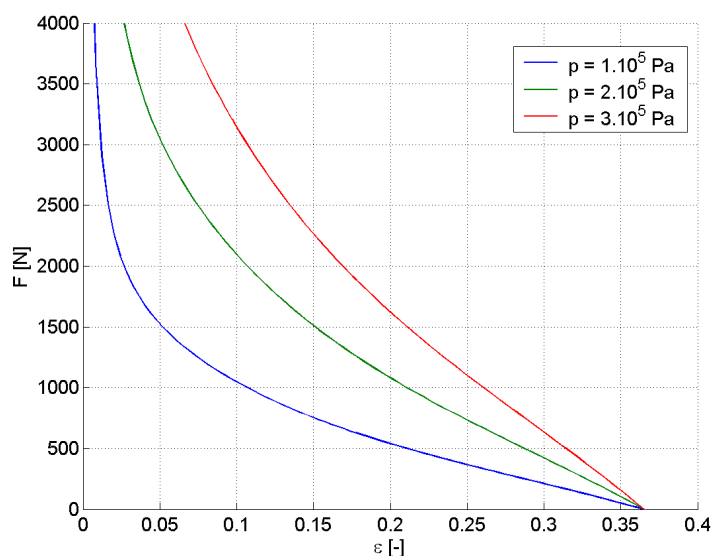
$$F = p.L_0^2 .f\left(\varepsilon, \frac{R}{L_0}\right) \quad (2.1)$$

Dit niet-lineair verband is een zeer belangrijke eigenschap van de GPAS, want het is bepalend voor de keuze van de mechanische karakteristiek van een antagonistische opstelling en voor de aard van de controlestrategieën, toepasbaar voor de sturing ervan. L_0 en R/L_0 liggen vast door ontwerp. Ze bedragen respectievelijk 0,145 en 0,11m voor de spieren ontwikkeld voor robot *Lucy* en tevens gebruikt voor de studie van de slinger.

De dimensieloze krachtfunctie kan onder polynoomvorm met polynoomcoëfficiënten f_i geschreven worden. De polynoomfunctie is een benadering van experimentele gegevens uit statische belastingstesten op spieren met reeds vernoemde geometrie [13].

$$F = p.L_0^2 .(f_4 .\varepsilon^3 + f_3 .\varepsilon^2 + f_2 .\varepsilon + f_1 + f_0 .\varepsilon^{-1}) \quad (2.2)$$

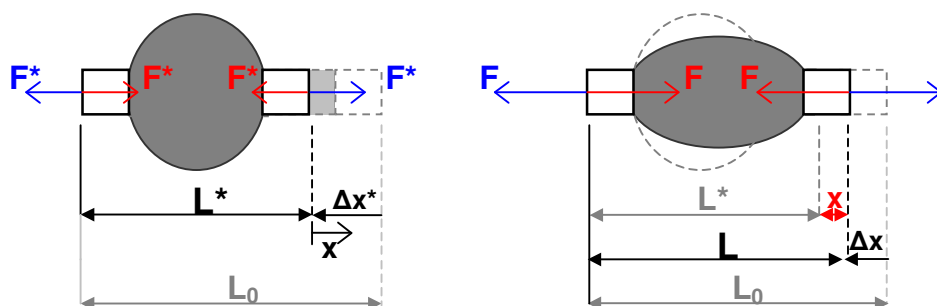
Grafiek 2-1 geeft het verband tussen kracht en contractie volgens betrekking (2.2) bij verschillende drukken. De ontwikkelde trekkracht is zeer groot bij kleine contracties en neemt niet-lineair af tot nul, bij maximale contractie.



Grafiek 2-1: kracht-contractie-karakteristiek bij verschillende relatieve drukken

II. Spier als niet-lineaire veer

Een gesloten onder druk gebrachte spier ontwikkelt een bepaalde kracht, bij een bepaalde contractie en vertoont daarbij bovendien een zekere soepelheid. In een situatie van krachterevenwicht zal elke verstoring ervan resulteren in een terugroepkracht volgens (2.2). Indien een afgesloten, belaste spier tijdelijk “uit evenwicht” gebracht of, met andere woorden verkort of verlengd wordt en de stoorkracht, die deze lengteverandering veroorzaakt, plots weggenomen, zal het vrije uiteinde van de GPAS, waar de stoorkracht aangreep, een gedempte oscillatie uitvoeren rond de evenwichtspositie.



Figuur 2-2: GPAS als veerelement

Figuur 2-2 geeft links een gesloten spier weer in krachterevenwicht met uitgeoefende trekkracht F^* en bijhorende contractie $\Delta x^*/L_0$ en rechts dezelfde spier onderworpen aan een extra kracht die F^* brengt op F en Δx^* op Δx , een verlenging x veroorzakend. Beschouwen we nu de spier als veerelement, dan vinden we een equivalente veerstijfheid door de terugroepkracht ten opzichte van het evenwicht links, namelijk $F-F^*$, af te leiden naar de equivalente verplaatsing x ten opzichte van de evenwichtspositie.

$$k = \frac{\partial(F - F^*)}{\partial x} = \frac{\partial F}{\partial x} = \frac{\partial F}{\underbrace{\frac{\partial \mathcal{E}}{\partial x}}_1 \cdot \underbrace{\frac{\partial \mathcal{E}}{\partial x}}_2}, \quad \varepsilon = \frac{\Delta x}{L_0} = \frac{\Delta x^* - x}{L_0}$$

$$\frac{\partial F}{\partial \mathcal{E}} = \frac{\partial p}{\partial \mathcal{E}} \cdot L_0^2 \cdot f + p \cdot L_0^2 \cdot \frac{\partial f}{\partial \mathcal{E}} \quad (2.3)$$

$$\frac{\partial \mathcal{E}}{\partial x} = -\frac{1}{L_0} \quad (2.4)$$

De uitdrukking voor de stijfheid toont de afhankelijkheid van twee bijdragen: een bijdrage tengevolge van de samendrukbaarheid van de luchtkolom in het gesloten spiervolume en een bijdrage te wijten aan het niet-lineaire verband tussen kracht en contractie. De evolutie van de absolute druk P in een variabel volume V kan beschreven worden aan de hand van een polytroop proces met constant polytroop rendement en polytroop coëfficiënt n , geldig voor perfecte gassen.

$$P.V^n = P_0.V_0^n = cte = C_0 \quad (2.5)$$

$$P = p + P_{atm}$$

In het geval van adiabatische compressie en expansie, waarbij de entropie toeneemt, is n respectievelijk groter of kleiner dan $\gamma=c_p/c_v=1,4$ voor lucht onder normaalvoorwaarden. Voor een isentroop proces vinden we de isentrope wet terug met $n = \gamma$. De polytroop coëfficiënt zou bepaald kunnen worden via empirische weg. Het spiervolume V [ml] kan berekend worden met een polynoomfunctie in ϵ , gefit op theoretische gegevens[13].

$$V = L_0^3 \cdot (v_5 \cdot \epsilon^5 + v_4 \cdot \epsilon^4 + v_3 \cdot \epsilon^3 + v_2 \cdot \epsilon^2 + v_1 \cdot \epsilon + v_0) \quad (2.6)$$

De relatieve druk afzonderen uit (2.5) en afleiden naar ϵ geeft (V in [m³]):

$$\frac{\partial p}{\partial \epsilon} = \frac{\partial P}{\partial \epsilon} = -n \cdot \frac{C_0}{V^{(n+1)}} \cdot \frac{\partial V}{\partial \epsilon} \quad (2.7)$$

Combineren van (2.3), (2.4) en (2.7) levert een uitdrukking voor de stijfheid k in [N/m].

$$k = n \underbrace{\frac{C_0}{V^{n+1}} \frac{\partial V(\epsilon)}{\partial \epsilon}}_{k_p} L_0 f(\epsilon) - p L_0 \underbrace{\frac{\partial f(\epsilon)}{\partial \epsilon}}_{k_f} \quad (2.8)$$

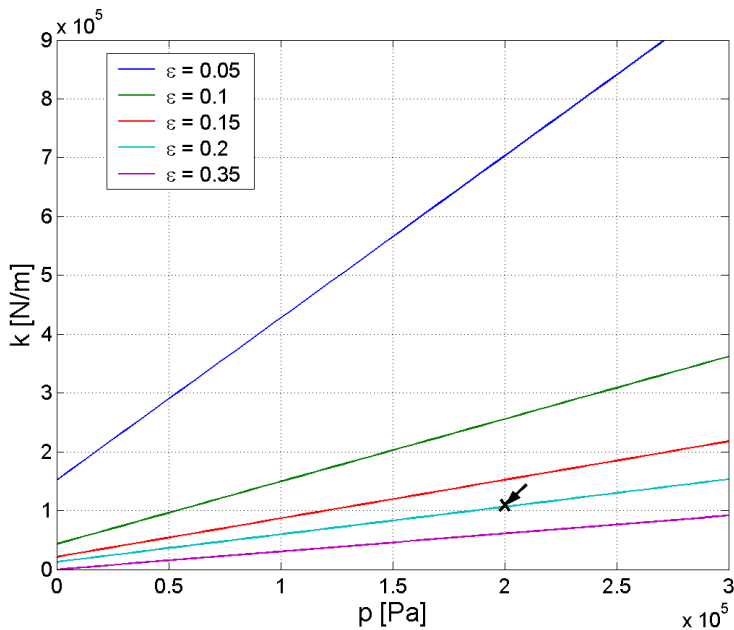
Het teken hangt af van $dV/d\epsilon$ en $df/d\epsilon$. De afgeleide van de dimensieloze krachtfunctie is negatief voor elke ϵ , de afgeleide van de volumefunctie positief, tenzij bij contracties groter dan 33%. De uitdrukking kan met behulp van (2.5) opnieuw herschreven worden naar een som van twee termen, wat aanleiding geeft tot een bijdrage ten gevolge van de relatieve druk bij het afsluiten van de spier p_0 en een bijdrage ten gevolge van de luchtkolom in de spier op atmosferische druk bij $p_0=0$.

$$k = n \frac{P_0 V_0^n}{V^{n+1}} \frac{\partial V}{\partial \epsilon} L_0 f - p L_0 \frac{\partial f}{\partial \epsilon} = p_0 \cdot \underbrace{\left(n \frac{V_0^n}{V^{n+1}} \frac{\partial V}{\partial \epsilon} L_0 f - L_0 \frac{\partial f}{\partial \epsilon} \right)}_{I_p} + P_{atm} \cdot \underbrace{\left(n \frac{V_0^n}{V^{n+1}} \frac{\partial V}{\partial \epsilon} L_0 f \right)}_{I_{P_{atm}}}$$

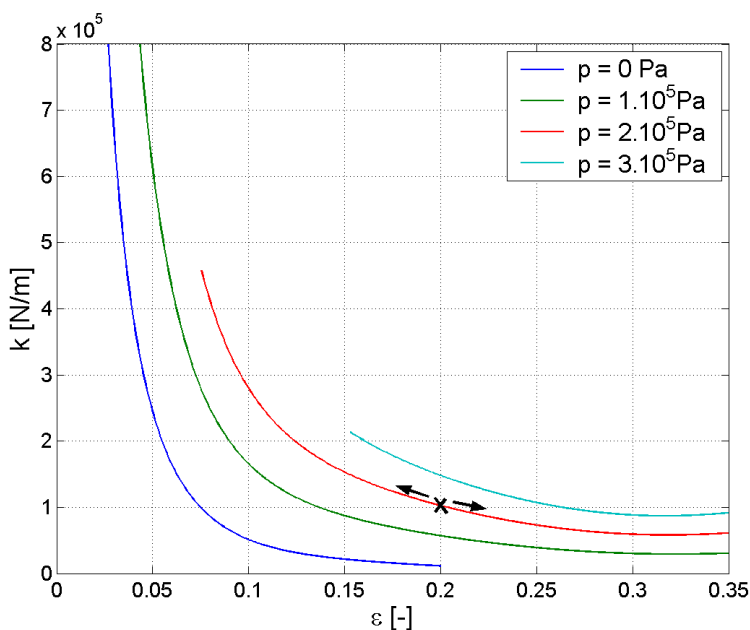
$$k = p_0 \cdot I_p(\epsilon) + P_{atm} \cdot I_{P_{atm}}(\epsilon) = k_p + k_{P_{atm}} \quad (2.9)$$

Vergelijking (2.9) toont aan dat de stijfheid lineair varieert met de initiële relatieve druk bij een zekere contractie. Grafiek 2-2 geeft typische waarden voor de stijfheid in functie van de begindruk bij verschillende contracties. De markering geeft een mogelijk evenwichtspunt aan in afgesloten toestand bij een contractie van 20% en een relatieve druk van $2 \cdot 10^5$ Pa. De waarden op de ordinaatsas komen overeen met k_{Patm} . In grafiek 2-3 is de evolutie van de stijfheid onder invloed van een veranderlijke contractie weergegeven voor een spier afgesloten bij 20% contractie en verschillende begindrukken, in grafiek 2-2 voorgesteld door de lichtblauwe curve. De markering geeft het evenwichtspunt aan gekozen in grafiek 2-2.

De stijfheid neemt sterk toe bij kleine contracties en zal bij $\epsilon = 0$ begrensd zijn op de - veel grotere - samengestelde materiaalstijfheid (vezels + membraan + verlijming + aluminium eindstukken) van de spier. Een verschuiving op de curve naar links komt overeen met een compressie van de luchtkolom in de spier, een verschuiving naar rechts met een expansie. De curven zijn enkel weergegeven binnen de relatieve drukgrenzen $[0-3,5] \cdot 10^5$ Pa. Hogere bedrijfsdrukken zijn nefast voor de levensduur. Bij contracties groter dan 33% neemt de stijfheid toe omdat het volume terug afneemt ($dV/d\epsilon < 0$).

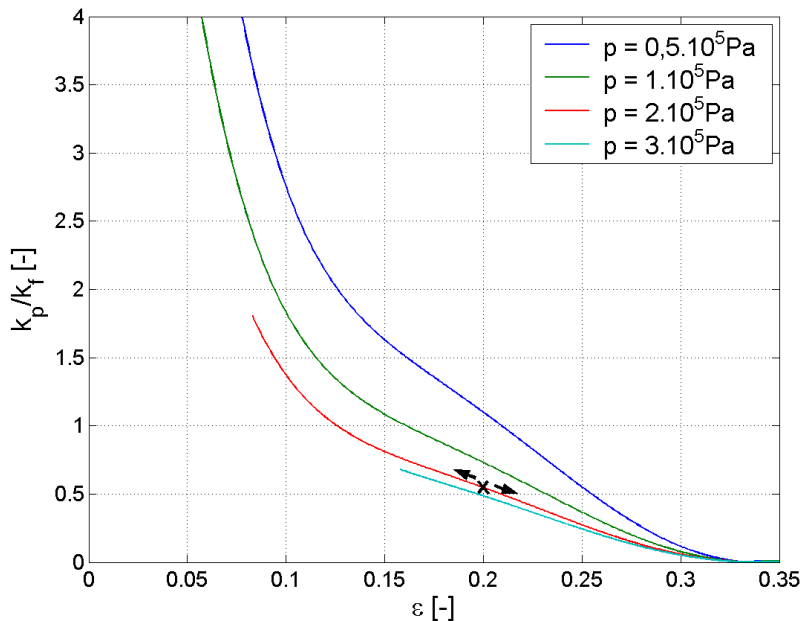


Grafiek 2-2: stijfheid k i.f.v. initiële relatieve druk bij verschillende contracties



Grafiek 2-3: stijfheid k i.f.v. contractie ϵ bij verschillende initiële relatieve drukken

Het verloop van verhouding k_p/k_f van de bijdragen berekend in (2.8) is uitgezet in functie van de contractie in grafiek 2-4. Bij grote contracties gaat de verhouding naar nul, omdat het volume dan zeer weinig varieert met de contractie, bij afnemende drukken streeft k_f naar nul en k_p naar $k_{p_{atm}}$. De bijdragen zijn in de meeste bedrijfsomstandigheden van dezelfde grootteorde.



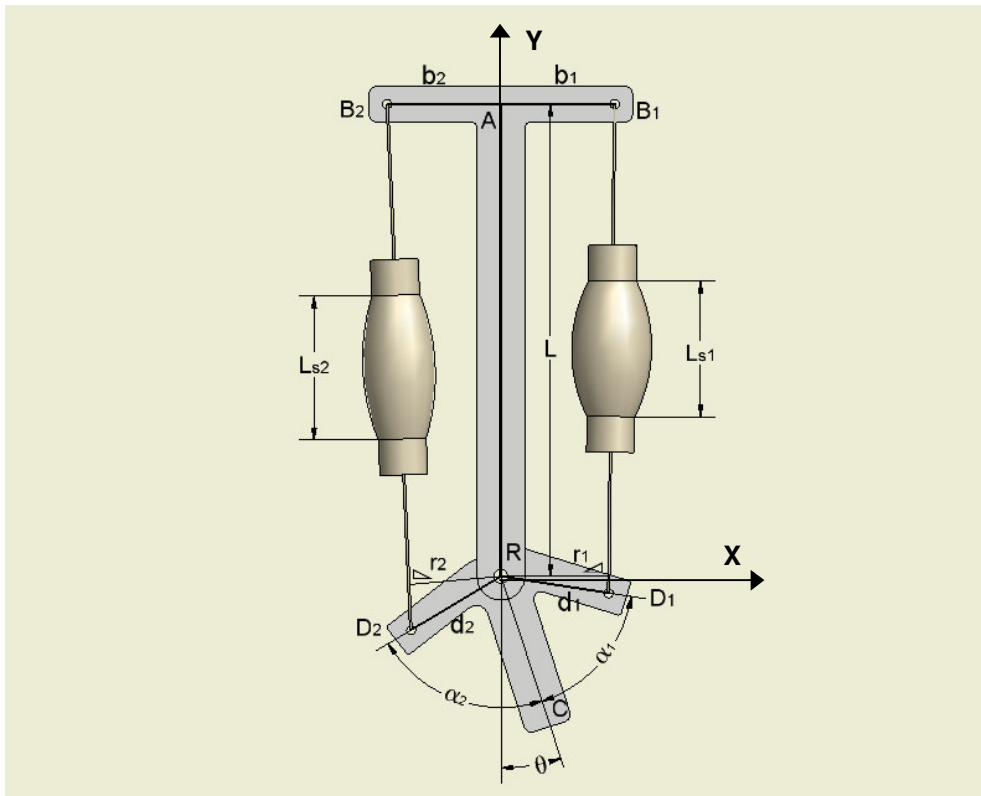
Grafiek 2-4: verhouding van de bijdragen k_p en k_f tot de stijfheid k i.f.v. de initiële relatieve druk bij verschillende contracties.

Om de stijfheid, in het geval van modelgebaseerde controlestrategieën, nauwkeurig te bepalen, moet niet enkel de inschatting van de kracht-contractie karakteristiek, maar ook, zoals grafiek 2-4 aantoont, de inschatting van het spiervolume en de polytroop coëfficiënt zo correct mogelijk gebeuren. Dit is geen evidente zaak. Elke spier is handgemaakt en kan bijgevolg licht afwijken van de gefitte kracht-contractiecurve, die bovendien geen rekening houdt met het experimenteel vastgestelde hysteresis-effect[13]. Het in rekening te brengen volume moet zowel het “nuttige” spiervolume als de dode volumes in de aluminium eindstukken en de toevoerleiding omvatten. De polytroop coëfficiënt verschilt voor compressie en expansie, wat de bepaling van n voor de stijfheid in een punt (p, ϵ) bemoeilijkt. De curven in grafieken 2-2 tot 2-4 zijn opgesteld voor isentrope toestandsveranderingen, met $n=\gamma=1,4$. Dit geeft een onderschatting van de stijfheid bij compressie ($1,45 < n < 1,7$) en een overschatting bij expansie ($1,2 < n < 1,35$). De invloed van dergelijke afwijkingen van het theoretisch model op de bepaling van de stijfheid wordt verder besproken in hoofdstuk 4.

2.2.2 Antagonistische opstelling

I. Kinematica

Met twee GPAS in antagonistische opstelling kan een bidirectionele rotatieve actuator verwezenlijkt worden. De krachtsoverdracht gebeurt door hefboomwerking. Figuur 2-3 toont het werkingsprincipe van en de ontwerpparameters voor een dergelijke opstelling.



Figuur2-3: principe van een antagonistische opstelling

De geometrie wordt eenduidig bepaald door volgende parameters:

- lengte L tussen A en scharnieras R
- b_1 , b_2 die A verbinden met spieraanhechtingspunten B_1 , B_2
- d_1 , d_2 tussen scharnieras en spieraanhechtingspunten D_1 , D_2
- hoeken α_1 , α_2 tussen de as RC en de respectievelijke verbindingen RD_1 , RD_2
- θ , de rotatiehoek gedefinieerd t.o.v. de Y -as

In de aanhechtingspunten van de spieren zijn schroefdraadstangen en spieruiteinden scharnierend verbonden met de structuur, zodat vrije rotatie rond Z mogelijk is. De rotatiehoek θ vormt de enige overblijvende vrijheidsgraad na keuze van alle designparameters. Het vastleggen van B_1D_1 en B_2D_2 laat echter spierlengtes L_{s1} en L_{s2} vrij, die bepalend zijn voor het verloop van contracties ε_1 en ε_2 met θ en bijgevolg gedefinieerd moeten worden i.f.v. de gewenste koppelkarakteristiek.

De keuze van de lengtes van de schroefdraadstangen bij een hoek θ is equivalent met de keuze van contracties ε_1 en ε_2 bij die hoek. Geometrie en koppelkarakteristiek zijn nu eenduidig bepaald:

$$\begin{aligned}\varepsilon_i &= \varepsilon(\theta, \alpha_i^*, d_i^*, l^*) = \varepsilon_i(\theta) & F_i &= p_i \cdot L_0^2 \cdot f(\varepsilon_i) \\ r_i &= r(\theta, \alpha_i^*, d_i^*, l^*) = r_i(\theta) & M_i(\theta) &= p_i \cdot L_0^2 \cdot f_i(\theta) \cdot r_i(\theta) = p_i \cdot t_i(\theta) \\ M(\theta) &= M_1(\theta) - M_2(\theta) = p_1 \cdot t_1(\theta) - p_2 \cdot t_2(\theta) & (M(\theta) > 0 \text{ volgens } +Z) & (2.10)\end{aligned}$$

De berekeningen van hefboomarmen en contracties in functie van de geometrische parameters vindt men uitgewerkt in bijlage. Door een momentfunctie $t_i(\theta)$ [m³] in te voeren, zien we dat het koppel geleverd door de rotatieve actuator een gewogen verschil is van de relatieve drukken in de spieren. De kennis van het te leveren actuatorkoppel en de positie volstaan niet om de twee onbekenden p_1 en p_2 eenduidig te bepalen. We moeten bijgevolg op zoek naar een tweede relatie tussen de twee stuurgrootheden.

II. Stijfheid

De antagonistische opstelling vormt een rotatieve actuator met variabele stijfheid/soepelheid. De stijfheid van de actuator is een logisch gevolg van de samengestelde veerstijfheden k_1 en k_2 van de 2 spieren, beide te beschouwen als veerelementen zoals beschreven in 2.2.1. Een uitdrukking voor de actuatorstijfheid K [Nm/rad] wordt gegeven door de negatieve hoekafgeleide van het actuatorkoppel om het scharnier. Dit is equivalent met de hoekafgeleide van het terugroepkoppel, dat ontstaat door de actuatorarm met behulp van een stoorkoppel uit een evenwichtstoestand bij gesloten spieren te brengen.

$$\begin{aligned}K &= C^{-1} = -\frac{\partial M}{\partial \theta} \\ \frac{\partial M}{\partial \theta} &= \frac{\partial M_1}{\partial \theta} - \frac{\partial M_2}{\partial \theta} = \left(\frac{\partial F_1}{\partial \theta} \cdot r_1 + F_1 \cdot \frac{\partial r_1}{\partial \theta} \right) - \left(\frac{\partial F_2}{\partial \theta} \cdot r_2 + F_2 \cdot \frac{\partial r_2}{\partial \theta} \right)\end{aligned}$$

Door de afzonderlijke veerstijfheden af te zonderen kunnen we nagaan hoe die zich samenstellen tot de torsiestijfheid van de rotatieve actuator.

$$\begin{aligned}\frac{\partial F_i}{\partial \theta} &= k_i \cdot \frac{\partial x_i}{\partial \varepsilon_i} \cdot \frac{\partial \varepsilon_i}{\partial \theta} = -k_i \cdot L_0 \cdot \frac{\partial \varepsilon_i}{\partial \theta} \\ K &= k_1 \cdot L_0 \cdot \frac{\partial \varepsilon_1}{\partial \theta} \cdot r_1 - F_1 \cdot \frac{\partial r_1}{\partial \theta} - k_2 \cdot L_0 \cdot \frac{\partial \varepsilon_2}{\partial \theta} \cdot r_2 + F_2 \cdot \frac{\partial r_2}{\partial \theta} \quad (2.11)\end{aligned}$$

Bij toenemende hoek, neemt ε_1 toe en ε_2 af tot een specifieke hoek bepaald door de geometrie en de instelling van de trekstanglengtes. Het verloop van r_1 en r_2 hangt uiteraard ook af van geometrische parameters. Bij ontwerp worden ze zo gekozen dat K over het

gehele werkingsgebied positief is om instabiel gedrag te vermijden. Voor controletoepassingen is het nuttiger de stijfheid uit te drukken in functie van de stuurgrootheden met behulp van vergelijking (2.10).

$$K = -\frac{\partial M}{\partial \theta} = \frac{\partial M_2}{\partial \theta} - \frac{\partial M_1}{\partial \theta} = \left(\frac{\partial p_2}{\partial \theta} \cdot t_2 + p_2 \cdot \frac{\partial t_2}{\partial \theta} \right) - \left(\frac{\partial p_1}{\partial \theta} \cdot t_1 + p_1 \cdot \frac{\partial t_1}{\partial \theta} \right) \quad (2.12)$$

Combineren met de polytrophe wet (2.5) voor de beschrijving van de toestandsverandering van de luchtkolom in de spier,

$$\frac{\partial p_i}{\partial \theta} = -n P_{0i} \frac{V_{0i}^n}{V_i^{n+1}} \cdot \frac{\partial V_i}{\partial \theta} \quad P_{0i} = p_{0i} + P_{atm} \quad (2.13)$$

levert K in functie van de initiële drukken p_{0i} bij het afsluiten van de spiervolumes [13].

$$K = p_{01} \cdot K_1(\theta) + p_{02} \cdot K_2(\theta) + P_{atm} \cdot K_{atm}(\theta) \quad (2.14)$$

met,

$$K_1(\theta) = n \frac{V_{01}^n}{V_1^{n+1}} \frac{\partial V_1}{\partial \theta} t_1 - \frac{V_{01}^n}{V_1^{n+1}} \frac{\partial t_1}{\partial \theta}$$

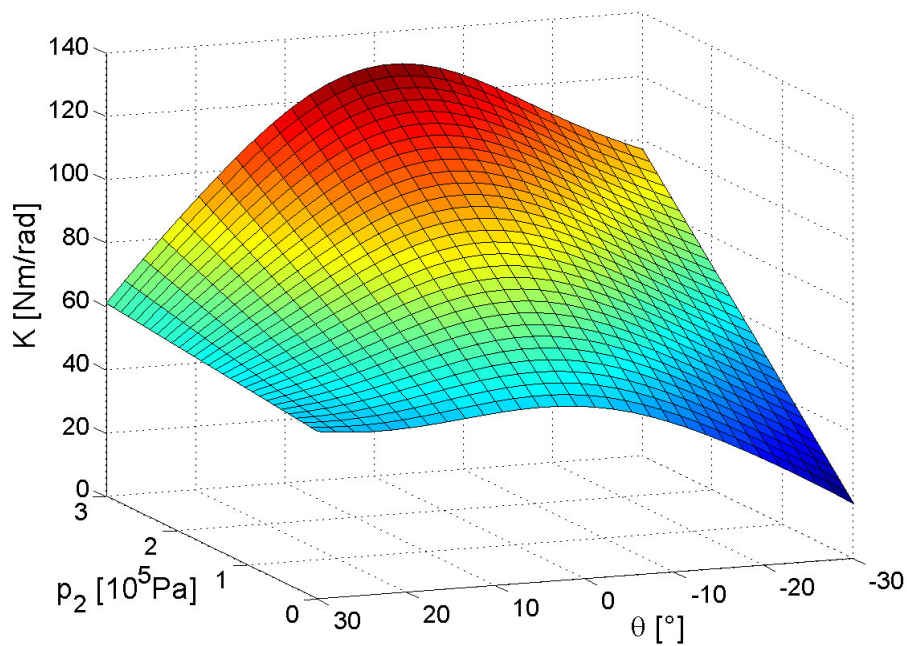
$$K_2(\theta) = -n \frac{V_{02}^n}{V_2^{n+1}} \frac{\partial V_2}{\partial \theta} t_2 + \frac{V_{02}^n}{V_2^{n+1}} \frac{\partial t_2}{\partial \theta}$$

$$K_{atm}(\theta) = K_1(\theta) + K_2(\theta) + \frac{\partial t_1}{\partial \theta} - \frac{\partial t_2}{\partial \theta}$$

Het teken van de afzonderlijke bijdragen K_i hangt af van het verloop van het volume en de momentfunctie. Voor spier 1 neemt het volume toe met de hoek binnen het contractie-interval [0-33]% en neemt de momentfunctie af binnen een bereik bepaald door de keuze van de geometrische parameters. Spier 2 laat net het omgekeerde gedrag optekenen.

$$\left. \begin{array}{l} \frac{\partial V_1}{\partial \theta} > 0, \frac{\partial t_1}{\partial \theta} < 0 \\ \frac{\partial V_2}{\partial \theta} < 0, \frac{\partial t_2}{\partial \theta} > 0 \end{array} \right\} \Rightarrow K > 0$$

Uit vergelijking (2.14) kunnen we besluiten dat de stijfheid een gewogen som is van de stuurgrootheden. Grafiek 2-5 geeft typische waarden van K in verschillende hoeken en bij verschillende relatieve drukken in spier 1 bij constante druk in spier 2. De stijfheid is lineair in de drukken en duidelijk niet-lineair in θ . In een situatie waarin de hoek varieert nadat de spieren afgesloten zijn, evolueert K volgens een welbepaalde curve op het oppervlak, bepaald door de polytrophe wet die het verband legt tussen p en θ .



Grafiek 2-5: K als functie van p_2 en θ , met $p_1=1,5 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ en $P_{atm}=1 \text{ atm}$ voor een volledig symmetrische opstelling ($d=0,03 \text{ m}$, $\alpha=60^\circ$; $\epsilon_0'=0,195$)

Vergelijkingen (2.10) en (2.14):

$$\begin{cases} M = p_1 \cdot t_1(\theta) - p_2 \cdot t_2(\theta) \\ K = p_1 \cdot K_1(\theta) + p_2 \cdot K_2(\theta) + P_{atm} \cdot K_{atm}(\theta) \end{cases}$$

vormen een stelsel van 2 vergelijkingen in de 2 onbekenden p_1 , p_2 . M en K kunnen bijgevolg in theorie binnen het werkingsgebied van de actuator onafhankelijk van elkaar ingesteld worden. Dit moet ons in staat stellen het gewenste koppel te verwezenlijken en tegelijkertijd de stijfheid aan te passen in functie van minimaal energieverbruik. Hoe de keuze van de drukken in de praktijk verloopt, wordt beschreven in hoofdstuk 3 *controlestrategieën*.

2.2.3 Slinger

De antagonistische opstelling van twee GPAS vormt de basis voor een één-ledige slinger, onderzocht in het kader van deze thesis. Belangrijke mechanische aspecten zijn de keuze van de geometrische parameters in functie van de gewenste koppelkarakteristiek en de bevestiging van de slinger. Toelichting bij de verschillende pneumatische en elektronische componenten volgt in 2.3 en 2.4.

I. Parameterkeuze

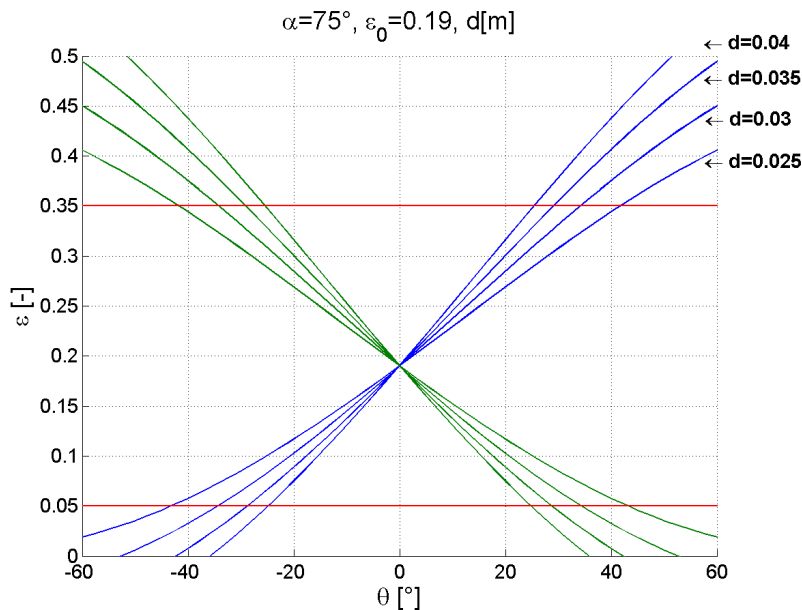
Het ontwerp moet, zoals beschreven in het deel *kinematica*, waarden vastleggen voor 9 parameters: L , b_i , d_i , α_i en ε_i' . De opstelling werd gebouwd in overeenstemming met de modules die de verschillende geleidingen van Lucy vormen. Het basisframe werd overgenomen: b_1 , b_2 en L liggen hierdoor vast. De posities van de spieraanhechtingspunten D_1 en D_2 t.o.v. de scharnieras en de contracties ε_1' en ε_2' bleven ter bepaling over. De keuze werd verder vernauwd door uit te gaan van een volledig symmetrische opstelling t.o.v. Y . De symmetrie schaadt de algemeenheid van het werkingsprincipe niet en maakt de kinematica eenvoudiger. De overblijvende ontwerpparameters zijn bijgevolg: d , α en ε_0 (contractie bij $\theta=0^\circ$).

Bij de bepaling ervan werden volgende punten in acht genomen:

- De contracties moeten over het gehele werkingsgebied beperkt blijven tot [5-35]%. Bij grote contracties valt de ontwikkelde kracht terug naar zeer kleine waarden en bij kleine contracties zijn de krachten en de optredende spanningen in de vezels zeer groot, waardoor in het laatste geval de kans bestaat op beschadiging of faling van de spier. Bovendien is de kwaliteit van de benadering van de kracht-contractiecurve niet verzekerd buiten dit interval.
- Binnen het vooropgestelde werkingsgebied moet tenminste het statisch lastkoppel geleverd kunnen worden met relatieve drukken tussen [0-3]bar. Werking bij hogere drukken verhoogt de kans op beschadiging en verlaagt de levensduur van de spieren.
- K , de stijfheid, moet om stabiliteitsredenen positief zijn binnen het werkingsgebied.
- Er mag geen contact optreden tussen het opgebolde spieroppervlak en andere onderdelen, in het bijzonder de schroefdraadstang van de antagonistische spier. Een geschrante plaatsing van de spieren reduceert dit risico.
- Singuliere standen moeten vermeden worden. In een singuliere stand heeft de optredende kracht geen effect meer ten opzichte van het scharnier, bijvoorbeeld wanneer de krachtsas van de spier en de hefboom parallel liggen. Dit stelt problemen bij controle en scheidt kans op beschadiging.

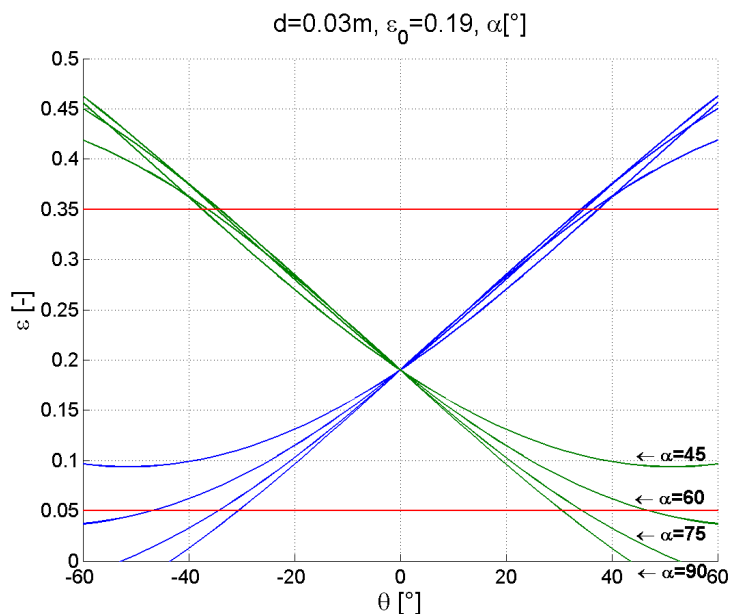
Grafieken 2-6 tot 2-11 geven de afzonderlijke invloed weer van de drie parameters op het verloop van de contracties $\varepsilon_i(\theta)$ [-] en de momentfuncties $t_i(\theta)$ [m^3] van spier 1 (blauw) en spier 2 (groen). De momentcurves zijn enkel afgebeeld binnen het θ -gebied waarin beide contracties begrepen zijn tussen [5-35]%. Hieruit kunnen we het volgende opmaken.

Grafiek 2-6 toont aan dat het verkleinen van d een groter werkingsgebied oplevert, rekening houdend met de opgelegde contractiegrenzen. Er is echter een ondergrens voor d om wederzijds contact van de spieren te vermijden.



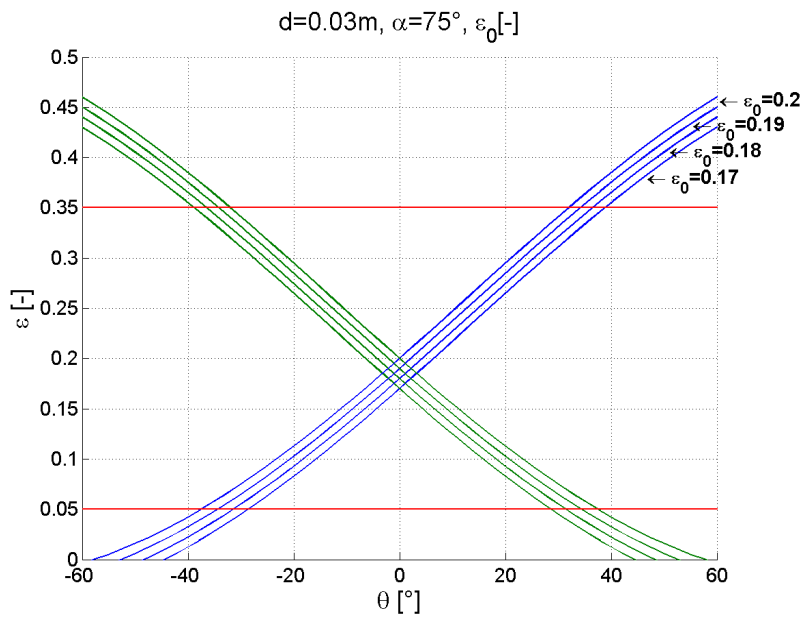
Grafiek 2-6: contracties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van d en α , ϵ_0 constant

Het verkleinen van α vergroot het werkingsgebied vooral voor kleine contracties, maar verplaatst het minimum naar kleinere absolute hoeken (grafiek 2-7). De tekenverandering van $d\epsilon/d\theta$ kan K negatief maken, zoals bleek uit vergelijking (2.11).

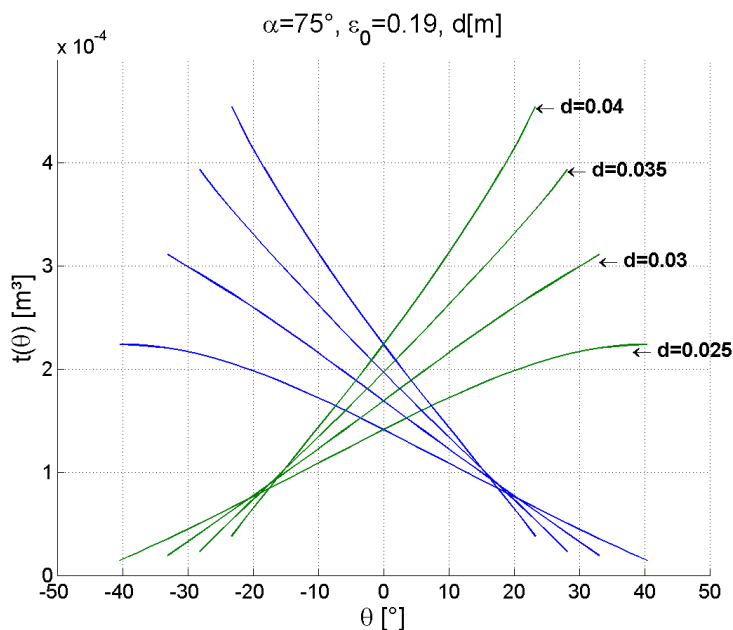


Grafiek 2-7: contracties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van α en d , ϵ_0 constant

Een wijziging van ϵ_0 resulteert in een verticale verplaatsing van de curve (grafiek 2-8). Naar gelang de waarde is de 35% of de 5% grens bepalend voor het werkingsgebied. De beste keuze is die ϵ_0 , waarbij beide grenzen bij een zelfde absolute hoek bereikt worden

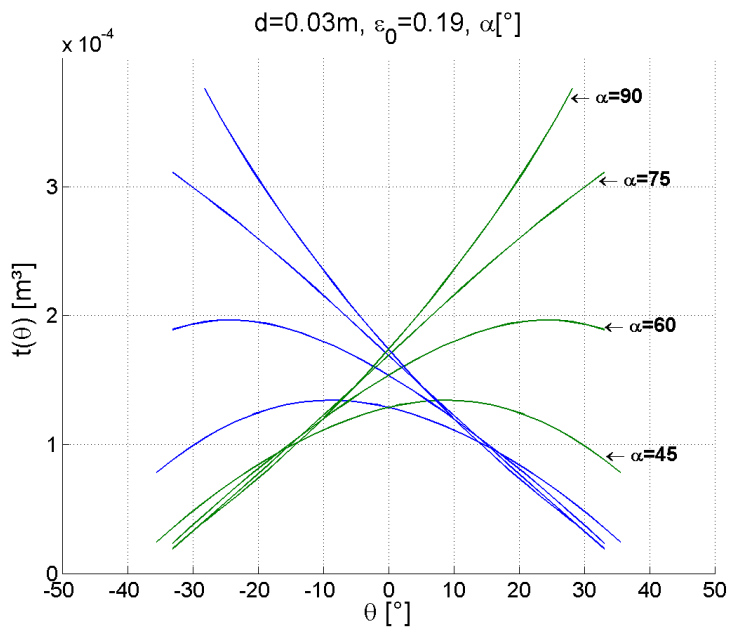


Grafiek 2-8: contracties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van ϵ_0 en d , α constant
 Afstand d bepaalt uiteraard mee de lengte van de hefboomarm (grafiek 2-9). Een afweging moet gemaakt worden tussen de grootte van het vereiste koppel en de grootte van het gewenste werkingsgebied. Het lastkoppel is niet opgelegd en kan aangepast worden om beide in overeenstemming te brengen.



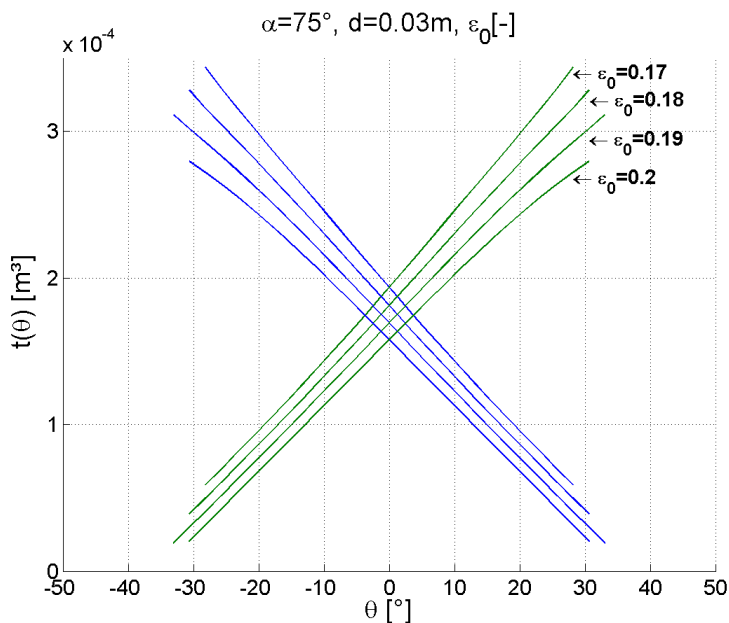
Grafiek 2-9: momentfuncties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van d en α , ϵ_0 constant
 Wijziging van α heeft een gelijkaardig effect (grafiek 2-10). De hefboomarm kan de niet-lineaire invloed van de kracht-contractiecurve compenseren. Bij toenemende ϵ en dalend krachtverloop vergroot en bij afnemende ϵ en stijgend krachtverloop verkleint immers de hefboomarm.

Om die reden, onder meer, is het principe van hefboomwerking superieur aan het gebruik van een katrolsysteem voor de krachtsoverdracht in een antagonistische opstelling.



Grafiek 2-10: momentfuncties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van α en d, ϵ_0 constant

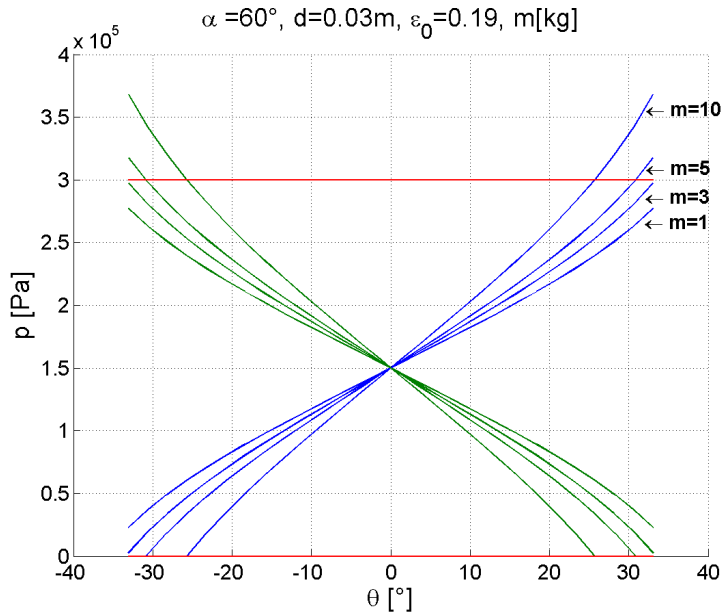
Het verkleinen van ϵ_0 resulteert in grotere momentenwaarden, maar verkleint het werkingsgebied eens voorbij een optimum (grafiek 2-11).



Grafiek 2-11: momentfuncties i.f.v. de hoek bij verschillende waarden van ϵ_0 en d, α constant

De verschillende eisen blijken onderling restrictief. Door gebruik te maken van een aanpasbare belasting, kan in het gehele werkingsgebied het volledige toegelaten drukbereik benut worden. De invloed van het statisch lastkoppel op de vereiste relatieve drukkten blijkt uit grafiek 2-12. Een massa m op een afstand van $0,4\text{m}$ van het scharnier vormt hier de

belasting en de gemiddelde relatieve druk $p_m=0,5(p_1+p_2)$ is constant gekozen in het werkingsgebied.



Grafiek 2-12: invloed van het statisch lastkoppel op de vereiste relatieve drukken bij constante gemiddelde $p_m = 1,5 \cdot 10^5 \text{Pa}$

Afweging van bovenstaande beperkingen leidde tot de keuze in tabel 2-1. Aangezien de plaatjes die de bevestigingspunten van de spieren t.o.v. de scharnieras bepalen makkelijk demonteerbaar, eenvoudig en uit staal vervaardigd zijn, kan de keuze snel aangepast worden bij wijzigende omstandigheden of eisen. Plaatje 1 werd getest in de opstelling.

PLAATJE	d [m]	α [°]	ε [-]
1	0,03	60	0,19
2	0,025	90	0,18

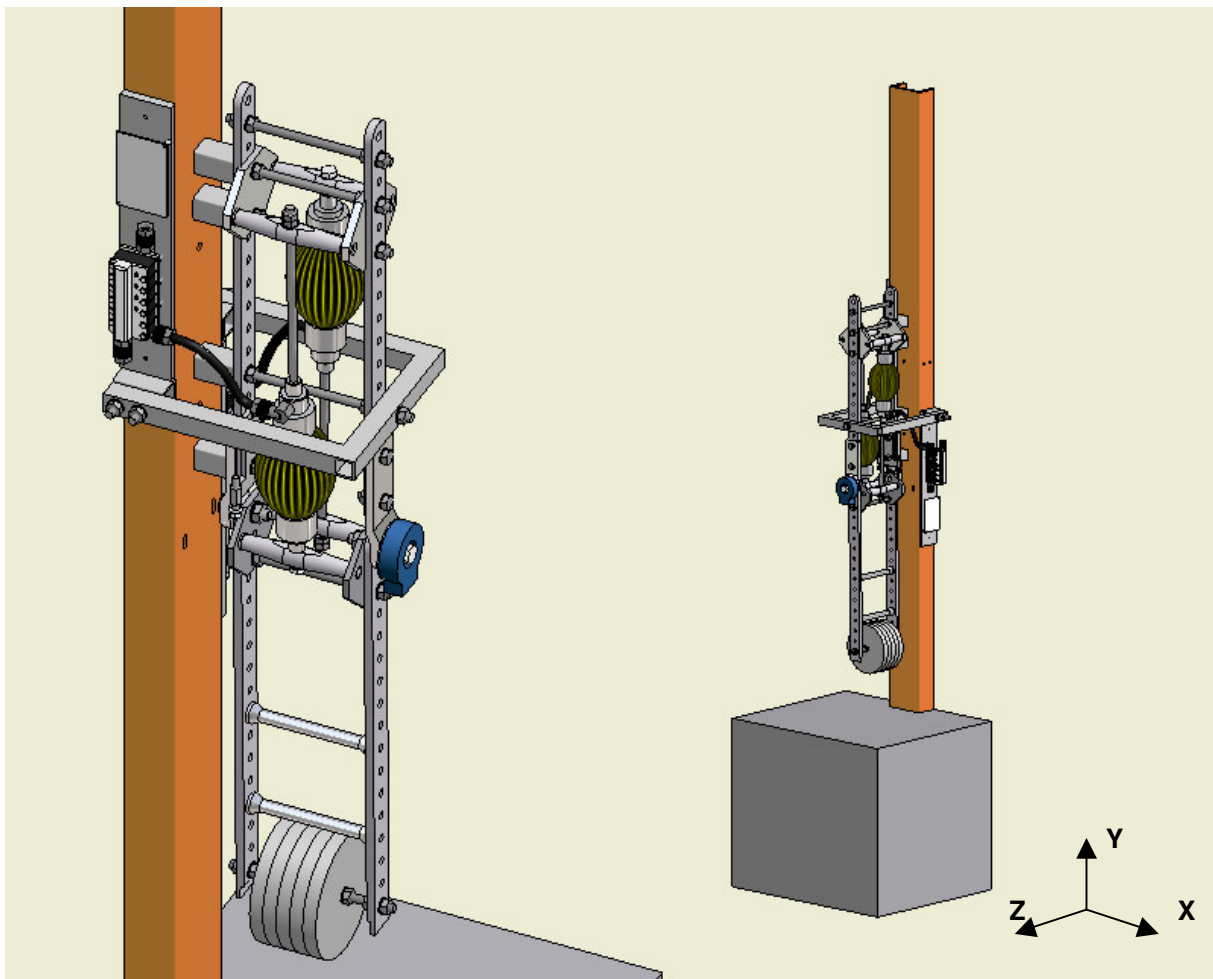
Tabel 2-1: keuze van de geometrische parameters

De identificatie van de massa, het zwaartepunt en het inertiaalmoment, belangrijke modelparameters met het oog op simulatie en controle van de dynamica, wordt kort besproken in hoofdstuk 4.

II. Ophanging

De module gebruikt in de testopstelling, bestaande uit een frame met 2 antagonistisch opgestelde GPAS en een slingerarm met aanpasbare massa, verschilt principieel op twee punten van de modules gebruikt in *Lucy*. Ten eerste is het frame vast verbonden met de buitenwereld. Alle werkzame krachten en koppels moeten door de verbinding opgevangen worden en overgebracht naar een verticaal U-profiel, bevestigd aan een massief blok. Componenten zoals kleppenblokken en sturelektronica hoeven dus ook niet rechtstreeks op het frame bevestigd te zijn. Ten tweede zijn de optredende traagheidskrachten groter indien

hoge slingerfrequenties verwezenlijkt worden. Dit stelt opnieuw eisen aan de bevestiging en de versterking van het frame. Figuur 2-4 geeft een aanzicht van de testopstelling. Voor de technische tekeningen werd het CAD-programma *Autodesk Inventor Professional 8* gebruikt.



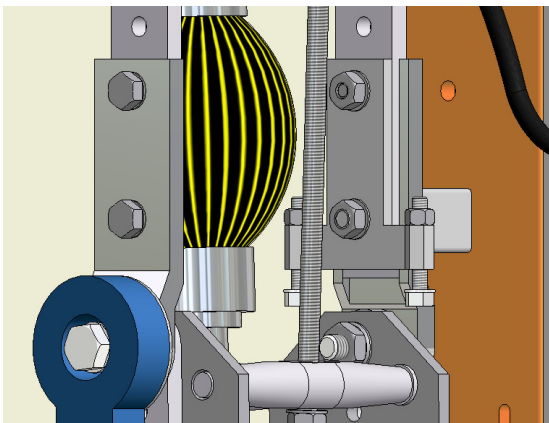
Figuur 2-4: CAD aanzichten slinger

Bij de keuze van de bevestiging werd vooral gedimensioneerd op stijfheid en eenvoud van de onderdelen. De bevestigingswijze, inklemming langs één zijde, biedt voldoende stijfheid volgens de Y en de Z-richting. Om krachten in de bewegingsrichting van de slinger beter op te vangen, werd een versterkend kader bevestigd, zo dicht mogelijk bij de scharnieras, waar actuator- en traagheidskrachten aangrijpen op het vast frame. De opstelling voorziet in een ophanging als conventionele slinger en als omgekeerde slinger. Beide situaties treden op bij een tweepotige stappende robot: het been in zwaifase kan beschouwd worden als een conventionele slinger, terwijl in steunfase de volledige robot een omgekeerde slingerbeweging uitvoert rond het contactpunt tussen het steunbeen en de ondergrond. Bovendien moet het mogelijk zijn de opstelling in de toekomst uit te breiden tot een tweeledige slinger.

III. Veiligheid

Inzake veiligheid werden twee aspecten beschouwd: veiligheid van de experimentator / omstaander en beveiliging van de opstelling zelf tegen beschadiging. Door te beantwoorden aan de laatste eis is ten dele voldaan aan de eerste: beschadiging van de opstelling resulteert immers in onvoorziene, risicovolle omstandigheden ten aanzien van de buitenwereld.

De meeste mechanische onderdelen van de slinger zelf werden overgenomen uit het ontwerp van de geleidingen voor *Lucy* en zijn vervaardigd uit een hoogwaardige aluminiumlegering. In dit ontwerp werd bijvoorbeeld rekening gehouden met knik van de zijlatten onder invloed van de axiale belasting overgebracht op de structuur in de scharnieras. De onderdelen voor de bevestiging zijn vervaardigd uit staal. Een nauwkeurige dimensionering vereist kennis van de optredende krachten en koppels. Omdat de massa geen ontwerpkritische parameter is werden de onderdelen voldoende stevig gedimensioneerd. In 2.3.3 *verdeel- en veiligheidsbord* wordt beschreven hoe de spieren beveiligd worden tegen overdruk. Om de contracties te begrenzen binnen [5-35]% werd de koppelkarakteristiek zo gekozen, dat kleinere contracties niet kunnen optreden binnen de gestelde drukgrenzen bij het leveren van het statisch lastkoppel. Om te vermijden dat dit bij dynamische belastingen of overdruk toch zou gebeuren, werd een instelbare hoekbegrenzer geplaatst aan paalzijde (figuur 2-5). Opnieuw is een sterkteberekening achterwege gelaten, wegens de complexiteit van de berekening van de impactkracht op de begrenzer.



Figuur 2-5: CAD aanzicht begrenzer

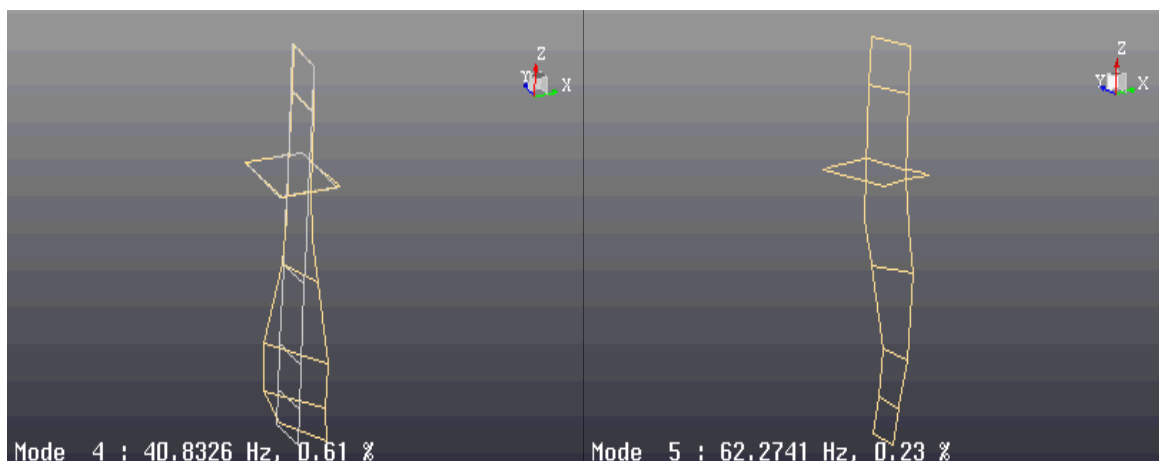
Voor de veiligheid van de gebruiker werden in eerste instantie geen bijkomende voorzieningen getroffen. Indien de slinger met aanzienlijke frequentie over het gehele werkingsgebied slingert is een barrière aan weerszijden, loodrecht op het bewegingsvlak wenselijk.

IV. Optimalisatie van het mechanisch ontwerp

In het kader van het keuzevak *gevorderde trillingsanalyse: experimentele modale analyse* werd een beeld opgebouwd van de belangrijkste modale trillingsvormen van de gehele opstelling, door de respons van de structuur op excitatie met een hamer op te meten met piezo-elektrische accelerometers. Aan de hand van een modaal model kunnen de modale parameters, de eigenfrequentie en de demping van elke mode, en de modevormen - fundamentele trillingsvormen - geschat worden. De metingen werden uitgevoerd met *LMS Scadas III* data-acquisitie hardware en de meetgegevens verwerkt met een *LMS Test.Lab 5A* softwarepakket.

De modevormen en de verplaatsingsamplitudes geven aan in welke punten de structuur verstevigd en dus de stijfheid verhoogd moet worden. Figuur 2-6 geeft twee trillingsmodes weer van de opstelling. Uit een analyse van de resultaten konden we het volgende opmaken:

- De framestructuur, bestaande uit zijlatten met regelmatige boringen en verbindingstaven, moet voldoende staven bevatten om een hoge torsiestijfheid te garanderen en de correcte tussenafstand te bewaren ter hoogte van de scharnieras (hoge buigstijfheid in Z-richting). Dit geldt zowel voor het vaste frame, als het roterende frame.
- Het verstevigend kader moet zo dicht mogelijk geplaatst worden bij het punt waar de krachten op het roterend frame overgedragen worden. In dat geval wordt het kader best ontdubbeld.

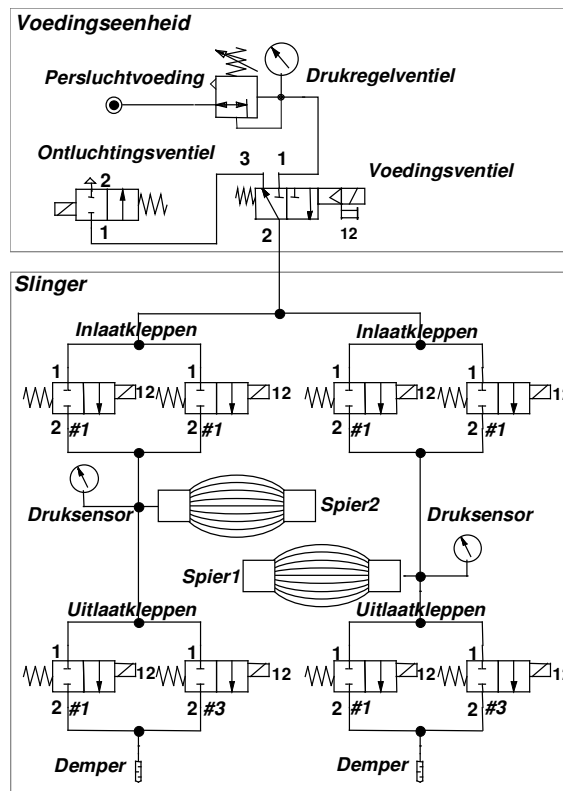


Figuur 2-6: voorbeelden van modevormen: een torsiemode(links) en een buigingsmode(rechts)

2.3 Pneumatische kring

2.3.1 Overzicht

De pneumatische kring bestaat uit een persluchtvoeding met drukregelventiel, [1-6]bar absoluut, een voedings- en ontluchtingsventiel, twee kleppenblokken met in -en uitlaatkleppen, twee GPAS, uitlaatdempers en de buitenwereld op atmosferische druk. Figuur 2-8 geeft een schematisch overzicht van de kring.



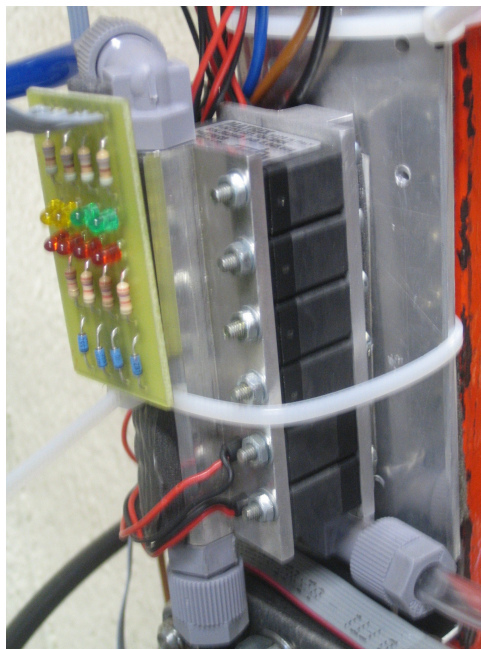
Figuur 2-8: schematisch overzicht van de pneumatische kring

Zoals reeds vermeld moet de absolute druk in de GPAS ten allen tijde beperkt blijven tot maximaal 4,5 bar. Op elk moment moet ten andere softwarematig of met een manuele noodstop de toevoer van perslucht onderbroken en de spieren ontlucht kunnen worden. De werking van de schakeling die de ventielen bedient, wordt toegelicht in 2.4. In een fail-safe ontwerp wordt best gebruikt gemaakt van een voedingsventiel dat in onbekrachtigde toestand gesloten is (*normally closed*). Indien geen voedingsspanning ingeschakeld is, zijn beide ventielen afgesloten. In normaal bedrijf zijn beide bekrachtigd. Bij alarm blijft het uitlaatventiel bekrachtigd en wordt de voedingsklep gesloten. Het ontluchtingsventiel is best van het type *normally open* en niet *normally closed* zoals nu het geval is, omdat de veiligste toestand in de meeste situaties de ontluchting is van de kring. In dat geval is een uitlaatventiel enigszins redundant. Omdat calibratie van de druksensoren slechts eenmalig

uitgevoerd werd, werden geen speciale voorzorgen genomen wat de pneumatische schakeling betreft.

2.3.1 Kleppenblokken

Het kleppenblok werd ontworpen en gedimensioneerd in [18][14][13] specifiek voor robottoepassingen. Twee parameters waren hierbij van belang: de massa en de schakeltijden. Dit moest resulteren in een performante drukregeling en beperking van de toegevoegde massa. Een kleppenblok bestaat uit twee inlaat- en vier uitlaatventielen van het type *Matrix 821 2/2 NC* ingeklemd tussen twee aluminiumplaatjes voorzien van de nodige boringen en schroefdraad voor de bevestiging van toevoer- en afvoerleidingen (figuur 2-9). Deze verhouding levert quasi gelijke in- en uitstroomtijden tussen [1-7]bar absoluut[18]. De drijvende kracht voor een stroming tussen punt A en B is immers het drukverschil; dit drukverschil is kleiner in het geval van uitlaatstromingen en streeft naar nul bij volledige ontluchting. Een zelfde aantal kleppen zou dus leiden tot een te trage uitstroomtijd in vergelijking met de instroomtijd voor drukken in de spier van [1-4,5]bar absoluut. Snelle schakeltijden worden bereikt met behulp van een elektronisch *speed-up* circuit, dat besproken wordt in 2.4.



Figuur 2-9: kleppenblok met LED's

Het testen van de kleppen en verzekeren van een goede werking vergde heel wat tijd. Er traden in hoofdzaak twee problemen op. Ten eerste lekdebieten tussen boven- en onderzijde van de kleppen en de plaatjes. Vooral aan spierzijde – uitgang van de inlaatkleppen en ingang van de uitlaatkleppen – is dit problematisch, omdat het nefast is voor de drukregeling en de energieconsumptie. Bovendien, en dit is belangrijker voor het benutten van de

natuurlijke dynamica, bestaat er in dat geval helemaal geen zekerheid over het drukverloop bij afgesloten spieren. Niet-modelgebaseerde controle biedt hier het voordeel de lekdebieten niet expliciet in rekening te moeten brengen. Ten tweede elektrisch contact tussen de bekrachtigingspoelen van de ventielen onderling. Het materiaal waaruit de ventielbehuizing gemaakt is, blijkt geleidend. Elektrisch contact tussen geleiders en behuizing brengt via de aluminium plaatjes andere ventielen onder spanning. Niet alleen is in dat geval de correcte werking van de kleppen niet verzekerd, het veroorzaakt eveneens lekstromen in een geaarde opstelling.

2.3.2 Buffervat en uitlaatdempers

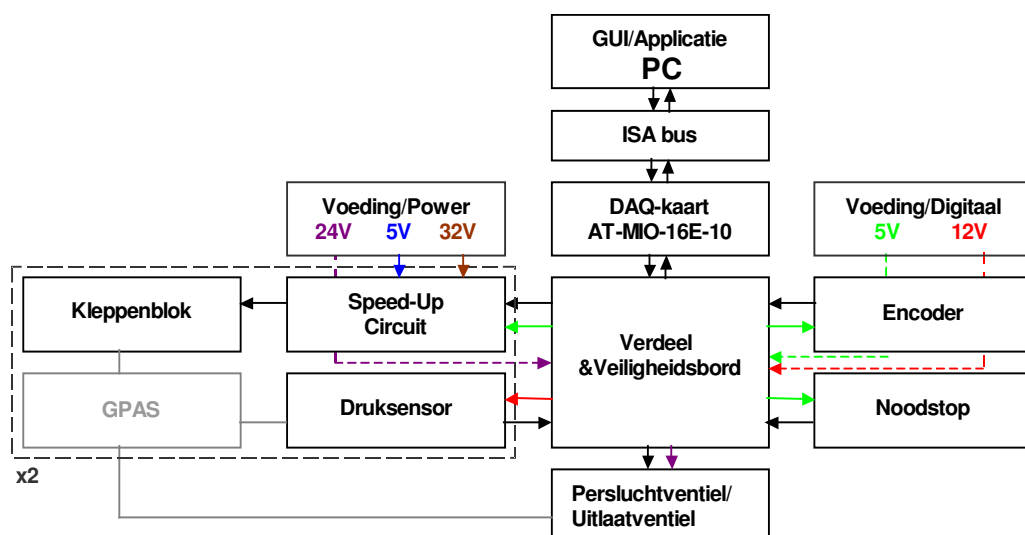
Om op elk moment voldoende perslucht toe te kunnen voeren naar de GPAS bij voldoende hoge voedingsdruk is het gebruik van een buffervat aangewezen, zo dicht mogelijk geplaatst bij het kleppenblok aan voedingszijde. Aangezien de luchtweg tussen kleppenblok en voedingsaansluiting in de opstelling redelijk beperkt is, werd het buffervat achterwege gelaten, temeer daar geen problemen vastgesteld werden op het niveau van de controle.

Aan uitlaatzijde van de kleppenblokken zijn uitlaatdempers, soepele buizen uit poreus materiaal, aangebracht voor geluidsreductie. Hoge schakelfrequenties resulteren immers in een aanzienlijke geluidsproductie. De extra impedantie, die door het toevoegen van de dempers aangebracht wordt, moet afgewogen worden met de daling van het uitlaatdebiet. Na testen werden de dempers voldoende lang gekozen. Voor robottoepassingen echter vragen de twee tegengestelde eisen een nauwgezette trade-off. De invloed van het buffervat en de uitlaatdempers komt aan bod in hoofdstuk 4.

2.4 Elektronische schakeling

2.4.1 Overzicht

De elektrische kring omvat gescheiden voedingen voor kleppen en elektronica, een PC met data-acquisitiekaart, een druksensor per spier, een speed-up circuit per kleppenblok, een optische encoder voor de hoekmeting en een verdeel- en veiligheidsbord, dat voorgaande componenten functioneel verbindt. Figuur 2-10 geeft een schematisch overzicht.



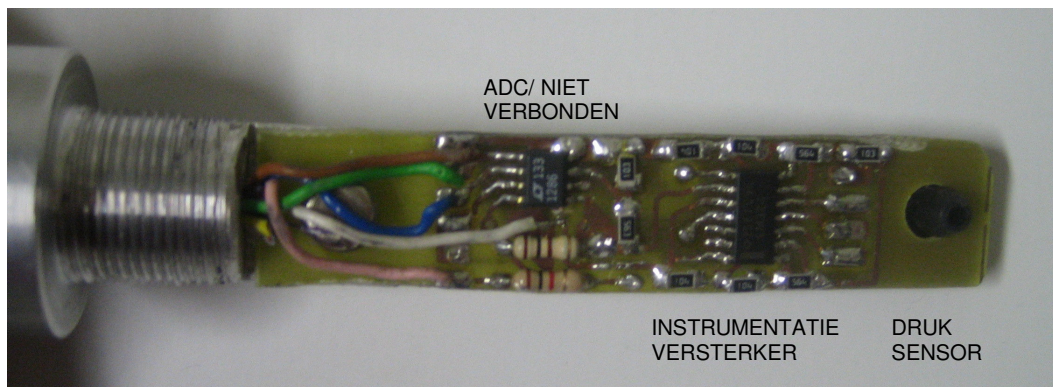
Figuur 2-10: principeschema elektronica

2.4.2 Data-acquisitie hardware

Een *National Instruments AT-MIO-16E-10* data-acquisitie kaart met analoge, digitale en timer I/O functies vormt de hardware connectie tussen de elektronica en de PC en is compatibel met de *Plug&Play ISA* specificaties. De 16-bit kaart kan enkel communiceren met de processor via een (E)ISA bus - (Extended) Industry Standard Architecture. De EISA bus is de 32-bit opvolger van de 8MHz, 16-bit ISA bus. Het ISA principe is ietwat verouderd ten opzichte van de “lokale” - processor nabije - VESA en PCI bussen die tegenwoordig in pc’s ingebouwd worden omwille van hun hogere communicatiesnelheid (33-50MHz/32-64bit). *Plug&Play* maakt automatische configuratie van de kaart mogelijk zonder tussenkomst van DIP schakelaars en jumpers. Een afgeschermd kabel met 50-pin connectoren, maakt de verbinding tussen kaart en elektronica, via een testbordje waar signaallijnen in- en uitgeschakeld kunnen worden.

De connectie tussen de hardware en de software in de PC voor configuratie en applicaties gebeurt via driver software, waarover meer in hoofdstuk 3. Schema’s van de hiernavolgende elektronica zijn, tenzij noodzakelijk voor een goed begrip van de tekst, eveneens in bijlage toegevoegd.

2.4.3 Druksensoren



Figuur 2-10: PCB met druksensor

Absolute druksensoren van *Honeywell*, type *CPC-100-AFC*, staan in voor de drukmeting in de spieren. Ze hebben een meetbereik van [0-6,9]bar absoluut, overeenstemmend met een spanningsbereik aan uitgang van [0-100]mV. Het printplaatje met de sensor en een elektronische versterkerschakeling wordt met behulp van een koppelstuk binnenin het spiervolume vastgeschroefd (figuur2-10). Het oorspronkelijk ontwerp voorzag in een AD-conversie in functie van seriële communicatie met een microcontroller volgens het *Serial Peripheral Interface(SPI)* protocol[14]. De data-acquisitie kaart in deze meetopstelling is echter niet uitgerust voor communicatie op basis van *SPI*. Het analoge druksignaal wordt meteen na de instrumentatieversterker vertakt en via een capacitief afgeschermd kabel naar het verdeelbord gevoerd. Om de signaal-ruisverhouding zo hoog mogelijk te houden is de versterkingsfactor van de instrumentatieversterker aangepast in functie van het maximale spanningsbereik [0-10]V aan ingangszijde van de kaart. Het spanningssignaal wordt op de kaart na verschilversterking met factor 1 digitaal geconverteerd. De calibratie van de druksensoren wordt besproken in hoofdstuk 4. Een principeschema vindt men in bijlage.

2.4.4 Hoekencoder

Een drie-kanaals incrementele hoekencoder, type *HEDM6540* van *Agilent Technologies*, geeft relatieve hoekverdraaiingen weer aan de hand van twee blokgolven in kwadratuur en 1 referentiepulst (figuur 2-11). De signalen zijn afkomstig van een set fotodetectoren, die afhankelijk van de beweging van de encoderschijf, bezet met een regelmatig streepjespatroon (2000/omwenteling), afwisselend wel of niet het licht capteren van een LED aan de andere zijde. De referentiepulst kan gebruikt worden om een referentiehoek aan te geven.

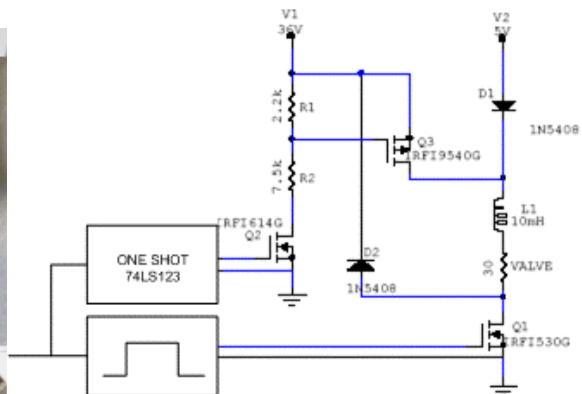
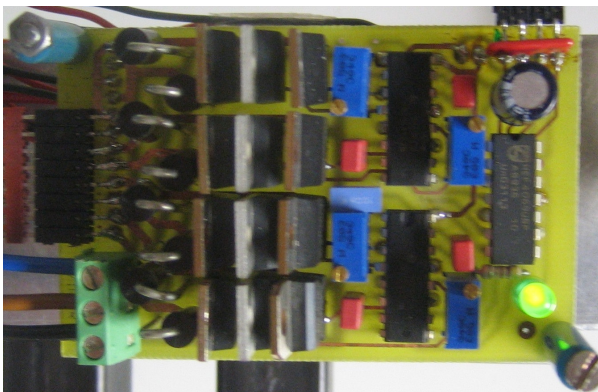


De AT-MIO kaart voorziet in een aantal *General Purpose Counter/Timer (GPCTR)* functies, die onder meer van nut kunnen zijn bij het inlezen van typische encodersignalen. Een teller kan geprogrammeerd worden om op- of af te tellen naargelang de ene blokgolf voor- of najft op de andere. Een dergelijke aanpak houdt echter geen rekening met elektrische stoorsignalen op de signaallijnen en, belangrijker nog, kleine trillingen die niet onderscheidbaar zijn van bestendige hoekverdraaiingen in een bepaalde draazin. Om die redenen werd een *clock converter*, type *LS7084*, geplaatst tussen encoder en AT-MIO.

Figuur 2-11: encoderschijf(zwart) en sensor(bruin)

De chip fungeert als laagdoorlaatfilter en voert de conversie uit van de encodersignalen naar een kloksignaal en een up/down signaal, die respectievelijk de relatieve beweging en de bewegingszin weergeven. In *X4 mode* genereert de converter één puls per stijgende en per dalende flank van A én B, wat de resolutie met een factor vier verhoogt en op 8000/omwenteling (0,045°) brengt.

2.4.5 Speed-up circuits



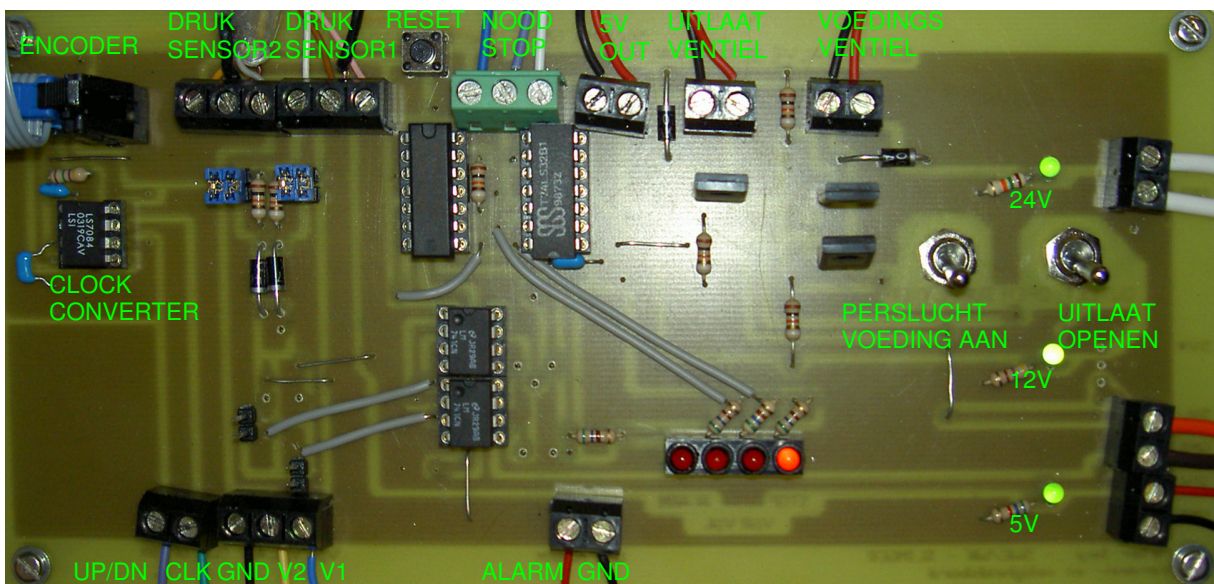
Figuur 2-12: speed-up circuit: foto(links) en elektrisch schema(rechts)

Elk kleppenblok is voorzien van een speed-up circuit (figuur 2-12). Deze elektronische schakeling heeft het digitale aan/uitsignaal als input en genereert, in overeenstemming, een functionele spanning over de spoel in elk ventiel volgens het *speed-up in tension* principe. Om de openingsvertraging te reduceren wordt tijdelijk, met behulp van een triggerbare monostabiele multivibrator *74LS123*, een hogere spanning aangelegd, die na ongeveer 1ms terugvalt op de nominale bekrachtigingspanning van 5V (figuur 2-12). De sluitingsvertraging is klein gehouden met een diode, die de overspanning van de bekrachtigingspoel beperkt.

De schakeling werd geïntroduceerd in [18] en nadien aangepast en in oppervlakte gereduceerd voor toepassing in *Lucy*[14]. De voorgeschreven piekspanning van 36V werd hier teruggebracht naar 32V om gebruik van een extra voedingsbron te vermijden, dit terwijl de iets grotere openingsvertraging verwaarloosbaar is ten opzichte van de duur van de controlecyclus.

2.4.6 Verdeel- en veiligheidsbord

Het verdeel- en veiligheidsbord groepeerde enerzijds alle input- en outputsignalen en bepaalt anderzijds de voedingsspanning van de pneumatische ventielen voor de persluchtvoeding en de ontluchting van de pneumatische kring naar gelang de toestand van de opstelling (figuur 2-13). Bij detectie van overdruk door een comparatorschakeling wordt het voedingsventiel afgesloten en wordt de kring ontluucht via het uitlaatventiel. Hetzelfde effect kan bereikt worden met een manueel bedienbare noodstop en een software gestuurd alarm. Een geheugenelement (*D flip-flop*) voorkomt het al dan niet toevallig opnieuw inschakelen van het voedingsventiel, bijvoorbeeld bij het wegvallen van het alarmsignaal, en vereist het indrukken van een resetschakelaar. Voedings- en uitlaatventiel kunnen eveneens handmatig, met schakelaars, bediend worden. De bipolaire transistors die de ventielen in- en uitschakelen moeten de hoge collector-emitterspanningen aankunnen, die optreden bij het onderbreken van de overwegend inductieve kring. Een principeschema van de schakeling vindt men in bijlage.



Figuur 2-13: foto verdeel- en veiligheidsbord

Hoofdstuk 3

Controle

3.1 Inleiding

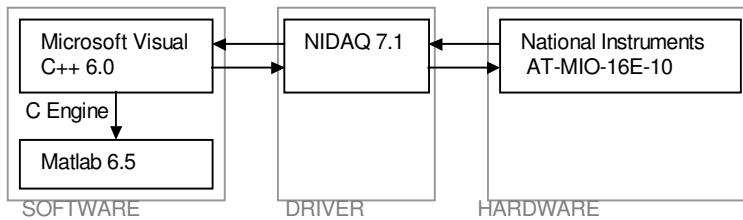
In dit hoofdstuk wordt eerst de data-acquisitie en de daartoe gebruikte software toegelicht en nadien twee controlemethodes besproken. 3.3 behandelt de modelgebaseerde tracking controller, die geïmplementeerd werd om de werking van de opstelling en de overeenkomst met simulatie na te gaan. Voor de volledigheid is een korte beschrijving ingesloten van het gebruikte simulatieprogramma, gebaseerd op de simulator van “Lucy”[13]. In het laatste deel worden enkele “soft computing” controletechnieken besproken en vergeleken om te komen tot een voorstel voor een niet-modelgebaseerde controller.

3.2 Data-acquisitie

De *NI AT-MIO-16E-10* data-acquisitiekaart biedt verschillende mogelijkheden om applicaties te verwezenlijken[25]. Enerzijds softwarepakketten als *LabVIEW* en *LabWindows/CVI*, met een interactieve, grafische user interface, anderzijds programmatie in een high-level programmeeromgeving. In beide gevallen is *NI-DAQ driver* software noodzakelijk om de connectie te maken tussen de hardware en software via een library met low- en high-level DAQ I/O functies, die aangesproken kan worden vanuit de programmeeromgeving of de software. Omdat in eerste instantie geen softwarepakket beschikbaar was, werd de tweede optie gekozen, te meer daar ze een grotere gebruiksvrijheid en meer mogelijkheden inhoudt en tegelijk de gebruiker voldoende voeling laat behouden met de functionele werking van de kaart.

Aanvankelijk leek het interessant de kaart aan te spreken vanuit het reken- en visualisatieprogramma *Matlab*[26], met het oog op verwerking van de resultaten en geïntegreerd gebruik van een simulatieprogramma, dat reeds ontwikkeld werd voor Lucy[13]. De *data-acquisition toolbox* van Matlab bleek door haar beperkte functionaliteit ontoereikend. Het gebruik van *matlab executable files (MEX)*, dynamisch gelinkte C subroutines uitvoerbaar in Matlab, laat toe NI-DAQ functies aan te roepen vanuit een Matlab programma. Omwille van synchronisatieproblemen tussen deze functies en Matlab instructies, werd een timer van de kaart als tijdbasis gebruikt. Een basisprogramma met enkele instructies gaf reeds aan dat hoge samplefrequenties op deze manier niet haalbaar waren.

Daarom werd de applicatie geprogrammeerd in een C/C++ programmeeromgeving met *Microsoft Visual studio 6.0 MSDM*[27] en het omgekeerde principe toegepast. Dankzij de *Matlab engine library* kunnen vanuit applicaties in C Matlab commando's uitgevoerd worden. De acquisitie en real-time berekeningen zijn geprogrammeerd in C++ om de controlecyclus te versnellen, terwijl het plotten van grafieken en de dataverwerking na afloop van de acquisitie in Matlab uitgevoerd worden (figuur 3-1).



Figuur 3-1: schema data-acquisitie

3.3 Modelgebaseerde controle

Om de correcte werking van de opstelling te kunnen nagaan en te kunnen beschikken over positie- en trajectcontrole, werd eerst een modelgebaseerde niet-lineaire tracking controller geïmplementeerd. De controller bestaat uit 3 submodules. Een eerste module past *feedback* linearisatie toe en levert een stelwaarde van het koppel bestaande uit een *feedforward* term en een correctieterm. De tweede module rekent het koppel om naar twee stelwaarden voor de drukken met behulp van de kinematica van de opstelling en de actuatorkarakteristieken. De laatste module, een bang-bang controller, staat in voor de regeling van de drukken in de spieren.

3.3.1 Feedback linearisatie

Feedback linearisatie - in de literatuur ook als *computed torque* methode aangeduid – is een frequent voorkomende controlemethode in de robotica, die het niet-lineaire karakter van de robotdynamica opvangt door de stuurgrootheid te ontkoppelen in een niet-lineaire modelgebaseerde feedforward term en een lineaire compensatieterm, veelal een combinatie van een conventionele P, I en D regelactie. De dynamische vergelijking van een geactueerde slinger in afwezigheid van wrijving opgesteld met de methode van Lagrange

$$\tau + C_G = \frac{d}{dt} \frac{\partial E_k}{\partial \dot{\theta}} - \frac{\partial E_k}{\partial \theta} \quad , \text{met} \quad E_k = \frac{m}{2} (r_G \dot{\theta})^2 + \frac{I_G}{2} \dot{\theta}^2$$

levert:

$$\tau = (I_G + mr_G^2)\ddot{\theta} - C_G = I_0\ddot{\theta} + mgr_G \sin \theta$$

of algemeen:

$$\tau = D\ddot{\theta} + G(\theta) \quad (3.1)$$

Het veralgemeend koppel om het scharnier kent een bijdrage ten gevolge van de traagheid en van de gravitatie. Het ontkoppelde controleschema heeft mogelijk de volgende vorm[19]:

$$\tau = \hat{D}(\ddot{\theta}' + K_d(\dot{\theta}' - \dot{\theta}) + K_p(\theta' - \theta)) + \hat{G}(\theta) \quad (3.2)$$

Met:

' : stelwaarden

\hat{G} : gravitatieterm in het theoretisch model

\hat{D} : inertiemoment om de scharnieras in het theoretisch model

K_p : proportionele term

K_d : differentiële term

De vergelijking van het closed-loop systeem volgt uit gelijkstellen van (3.1) en (3.2).

$$(\ddot{\theta}' - \ddot{\theta}) + K_d(\dot{\theta}' - \dot{\theta}) + K_p(\theta' - \theta) = \hat{D}^{-1}((D - \hat{D}) + (G(\theta) - \hat{G}(\theta))) \quad (3.3)$$

Indien het model perfect is, is het rechterlid van (3.3) gelijk aan 0 en evolueert de fout volgens een 2^{de} orde lineaire differentiaalvergelijking naar 0. Om te bewerkstelligen dat dit zo snel mogelijk gebeurt, worden K_p en K_d zo gekozen, dat de evolutie van de fout beschreven door het linkerlid van (3.3) kritisch gedempt is. In de praktijk echter is het model nooit correct. Bovendien moet de invloed van wrijving in rekening gebracht worden, bijvoorbeeld met een extra term, afhankelijk van het wrijvingsmodel: $\hat{F}(\theta, \dot{\theta})$. Het opstellen van een wrijvingsmodel is niet eenvoudig en niet nuttig, indien de onzekerheid erop groot is. Statische fouten, die niet gecompenseerd worden, kunnen weggeregeld worden met behulp van een integraalterm. Dit levert de volledige uitdrukking (3.4) voor de stuurgrootheid τ .

$$\tau = \hat{D}(\ddot{\theta}' + K_d(\dot{\theta}' - \dot{\theta}) + K_p(\theta' - \theta) + K_i \int (\theta' - \theta) dt) + \hat{G}(\theta) \quad (3.4)$$

3.3.2 Feedforward Δp -controle

De stelwaarde voor het koppel in (3.4) kan omgezet worden in stelwaarden voor de drukken met behulp van het stelsel vergelijkingen geïntroduceerd in hoofdstuk 2.

$$\begin{cases} \tau = p_1.t_1(\theta) - p_2.t_2(\theta) \\ K = p_1.K_1(\theta) + p_2.K_2(\theta) + P_{am}.K_{am}(\theta) \end{cases}$$

Aanvankelijk is geen stelwaarde voor de stijfheid gekend. Met de volgende keuze voor de stuurgrootheden p'_1 en p'_2 [13]

$$p'_1 = \frac{P_s}{t_1(\theta)} + \Delta p$$

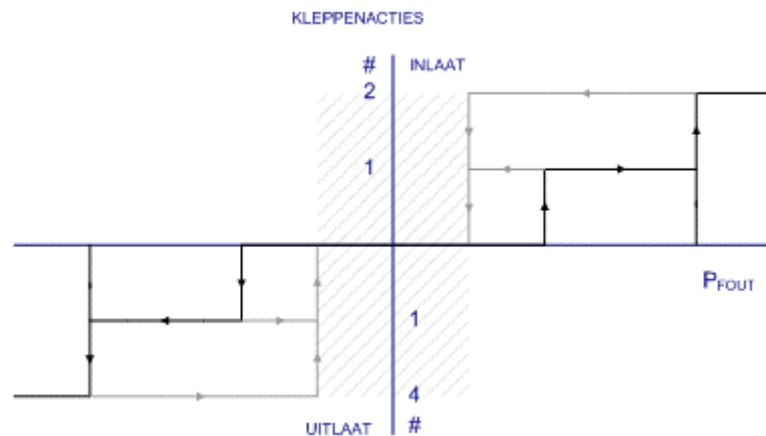
$$p'_2 = \frac{P_s}{t_2(\theta)} - \Delta p$$

is de uitdrukking voor het koppel enkel functie van de momentfuncties en het drukverschil Δp . De grootheid p_s [Nm] is een maat voor de stijfheid, aangezien ze enkel voorkomt in de uitdrukking voor de stijfheid en niet in de vergelijking van het koppel (3.5). De vergelijkingen zijn dus deels ontkoppeld door het invoeren van $(\Delta p, p_s)$ ter vervanging van (p_1, p_2) . Dit gaat op voor zover het kinematisch model en de spierkarakteristieken correct zijn.

$$\tau = (t_1(\theta) + t_2(\theta))\Delta p \quad (3.5)$$

3.3.3 Bang-bang controller

De drukwaarden p'_1 en p'_2 , berekend uit de stelwaarde van het koppel door de Δp -controle worden ingesteld met behulp van een bang-bang controller. Het controleschema werd voorgesteld in [18] en overgenomen en aangepast in [13][14]. Figuur 3-2 geeft de controleacties weer in functie van de teruggekoppelde fout.



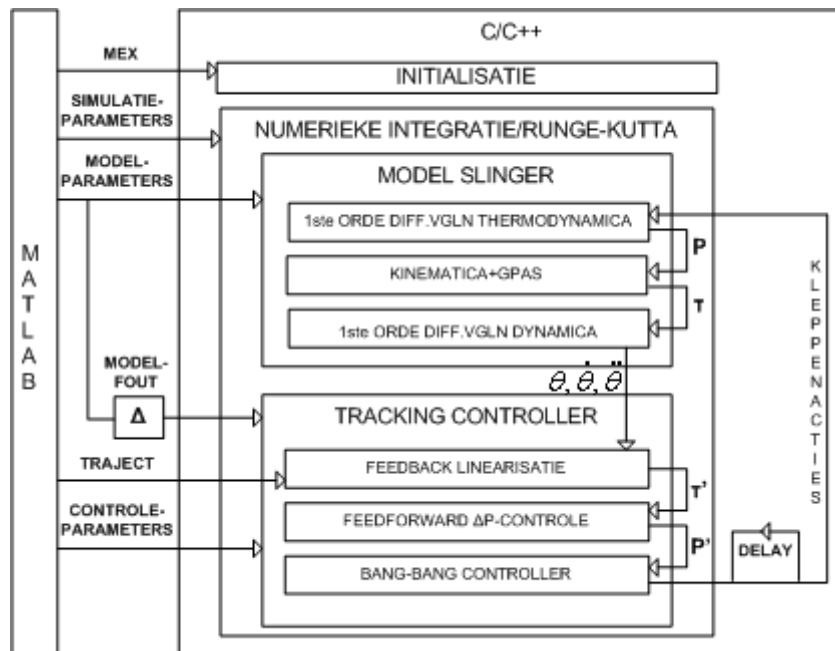
Figuur 3-2: Controleacties bang-bang controller

De bang-bang controller zet het verschil tussen de gewenste en de werkelijke druk, P_{FOUT} , om in stuuracties voor de in- en uitgangskleppen. Het gebruik van verschillende comparatiedrempels laat fijnregeling toe. De keuze van de drempels en de dode zone heeft een invloed op het schakelgedrag en bijgevolg ook op het energieverbruik.

3.4 Simulator

Het simulatie programma is essentieel opgebouwd uit een controlemodule en een model van de slinger. Figuur 3-3 geeft een principeschema met de verschillende modules en hun functie. Het C++-programma wordt als matlab executable file (MEX) uitgevoerd. Simulatie-, controle- en modelparameters en opgelegd traject worden geïnitieerd in de matlab-workspace en vormen de input ervan. Dataverwerking en grafische weergave na simulatie gebeuren eveneens in Matlab.

De simulatie zelf is een numerieke integratielus op basis van een Runge/Kutta integratiemethode. De controlemodule bestaat uit een modelgebaseerde tracking controller, zoals toegelicht in 3.3. Aan het systeemmodel van de controller worden artificiële modelfouten toegevoegd. De kleppenacties worden vertraagd en aangeboden aan het slingermodel. Het gedrag van de slinger wordt beschreven door één stelsel van twee 1^{ste} orde differentiaalvergelijkingen voor de dynamica en twee maal twee 1^{ste} orde differentiaalvergelijkingen per spier voor de thermodynamica.



Figuur 3-3: schema van de simulator

Het eerste stelsel (3.7) volgt uit de dynamische vergelijking met actuatkoppel τ , wrijvingsterm F , massa traagheidsmoment D en gravitatieterm G (3.6).

$$\tau = D\ddot{\theta} + F(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) \quad (3.6)$$

$$\begin{cases} \dot{\omega} = D^{-1}(\tau - F(\theta, \dot{\theta}) - G(\theta)) \\ \dot{\theta} = \omega \end{cases} \quad (3.7)$$

De thermodynamische vergelijkingen beschrijven de evolutie van de druk

$$\dot{p}_i = \frac{n}{V_i} (rT_v \dot{m}_{IN} - rT_i \dot{m}_{UIT} - (P_{am} + p_i) \dot{V}_i) \quad (3.8)$$

en van de luchtmassa

$$\dot{m}_i = \dot{m}_{iUIT} - \dot{m}_{iIN} \quad (3.9)$$

in beide spieren. Formule (3.8) geldt voor een polytrope toestandsverandering van een perfect gas ten gevolge van een volumeverandering en een in- en uitgaand massadebiet. De evolutie van het volume is gekend met de polynoomfunctie, de kinematica en de rotatiesnelheid. T_v is de temperatuur aan voedingszijde. De temperatuur in de spier, T_i , is eenduidig bepaald door de perfecte gaswet.

$$T_i = \frac{P_i V_i}{m_i r}$$

De luchtmassa vindt men door integratie van (3.9). Daartoe moeten ingaande en uitgaande massadebieten door de kleppen worden berekend met formule (3.10) in het geval choking optreedt en met (3.11), indien niet. C en b zijn stromingsconstanten experimenteel bepaald voor de kleppenblokken in [13]. Indien geen choking optreedt is het massadebiet functie van de verhouding van uitlaatdruk op inlaatdruk van de beschouwde luchtweg. Index "o" duidt op thermodynamische grootheden in standaardomstandigheden.

$$\dot{m} = CP_{IN} \rho_0 \sqrt{\frac{T_0}{T_{IN}}} \quad \frac{P_{UIT}}{P_{IN}} \leq b \quad (3.10)$$

$$\dot{m} = CP_{IN} \rho_0 \sqrt{\frac{T_0}{T_{IN}}} \sqrt{1 - \left(\frac{P_{UIT}/P_{IN} - b}{1 - b} \right)} \quad \frac{P_{UIT}}{P_{IN}} \geq b \quad (3.11)$$

De exergie geassocieerd aan de ingaande luchtstroom kan berekend worden met de arbeid nodig om de lucht in atmosferische omstandigheden op een voedingsdruk p_v te brengen. De volgende formule geldt voor isotherme compressie :

$$W = \int \dot{m} r T_{am} \log \left(\frac{p_v}{p_{am}} \right)$$

Voor de uitlaatstroom vinden we op analoge wijze:

$$W = \int \dot{m} r T_{am} \log \left(\frac{p_i}{p_{am}} \right)$$

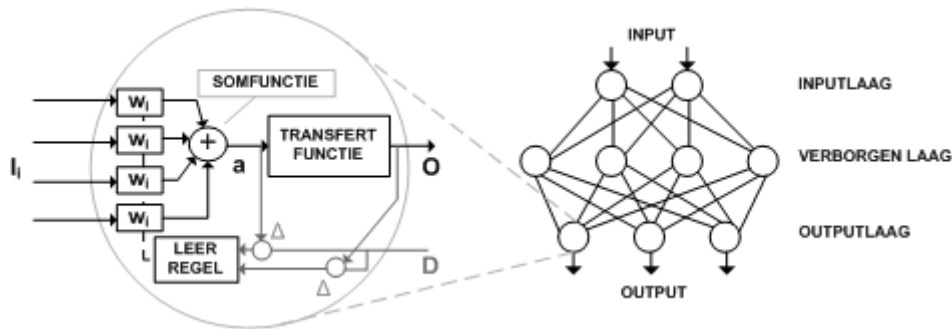
3.5 Soft computing controle

3.5.1 Methodes

In het inleidend hoofdstuk werd reeds aangehaald dat er een overvloed aan niet-modelgebaseerde controletechnieken in de literatuur en in technologische toepassingen terug te vinden is. Een gemeenschappelijk kenmerk is dat de relatie tussen ingang en uitgang van de controller niet tot stand komt door een analytisch, fysisch model van het systeem, maar wel bijvoorbeeld door een netwerk van artificiële “neuronen” (artificieel neuraal netwerk/*artificial neural network*), door een set van linguïstische regels (*vage logica/fuzzy logic*), door een tabel (opzoektabel/*lookup table*), maar ook, wegens hun complementariteit, door combinaties van verschillende methodes. In het vervolg van deze tekst worden regelmatig Engelse termen gebruikt, omdat het merendeel van de vakliteratuur hierover in het Engels is opgesteld.

1. Artificiële neurale netwerken

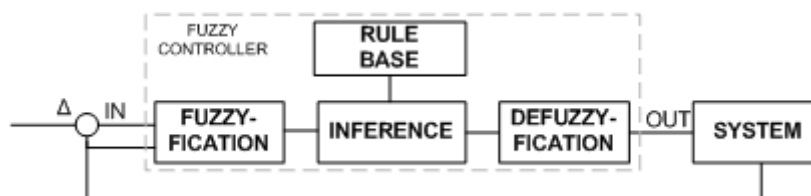
Artificiële neurale netwerken (ANN) zijn adaptieve structuren in mindere of grotere mate gebaseerd op de biologische neurale netwerken van de menselijke hersenen, bestaande uit verschillende lagen van “neuronen” - rekeneenheden - en verbindingen, waarlangs data getransfereerd wordt[20]. De werking van een artificieel neuron is gebaseerd op het samenstellen van 1 of meer ingangssignalen I_i met gewichtsfuncties w_i tot een uitgangssignaal O . Na sommatie wordt de activatiewaarde a door een transfertfunctie of activatiefunctie omgezet naar een output. Een netwerk bestaat uit verschillende onderling verbonden neuronen, gegroepeerd in verschillende lagen: een input- en outputlaag en 1 of meer “verborgen lagen”, lagen die niet in rechtstreeks contact zijn met de omgeving. Op deze manier kan, mits een juiste keuze van de topologie van het netwerk, elke denkbare ingangs/uitgangsrelatie verwezenlijkt worden, vandaar de naam “general approximators”. Figuur 3-4 geeft het principe weer van een typisch neuronmodel en een voorbeeld van een drie lagen netwerk. Belangrijk hierin is het adaptief karakter van het netwerk. De neuronen kunnen “getraind” worden met verschillende leerregels, afhankelijk van de beschikbare trainingsdata D . Dit gebeurt met een optimalisatieprocedure toegepast op de gewichten. De praktische toepassing van artificiële netwerken in regelsystemen kent mogelijk 3 bezwaren. Ten eerste is er vooralsnog geen sluitende theorie die toelaat de topologie van een netwerk te bepalen voor een bepaalde toepassing. Ten tweede bestaat er geen zekerheid omtrent het werkelijke leergedrag van een bepaald netwerk in een bepaalde situatie en de kwaliteit ervan. Ten derde staat de complexiteit een intuïtieve interpretatie van de regeling in de weg, waardoor men voeling mist met de interne werking van de controller.



Figuur 3-4: voorbeeld van een neuronmodel (links) en een netwerkstructuur (rechts)

II. Vage regelaars

Vage regelaars – *fuzzy logic controllers* - leggen een functioneel verband tussen ingangs- en uitgangsgrootheden met een set van linguïstische regels - *rule base*[21]. De ingangen en uitgangen worden gedefinieerd in termen van linguïstische variabelen. De overgang van numerieke waarden naar linguïstische waarden aan de ingang en omgekeerd aan de uitgang worden respectievelijk *fuzzyfication* en *defuzzyfication* genoemd. De “vaagheid” berust in de numerieke bereiken van de linguïstische waarden, die kunnen overlappen, en in de *membership functions*, die aangeven wat de mogelijkheid is, dat een numerieke waarde overeenstemt met een bepaalde waarde van de linguïstische variabele. Dit aspect van vaagheid maakt een dergelijke regeling ongevoeliger voor onnauwkeurige gegevens. Figuur 3-5 geeft een principeschema weer van een vage regelaar. De samenstelling van ingang en regels tot een uitgang gebeurt met *inference rules*, die vertaald kunnen worden in wiskundige operaties op de *membership functions*. De *membership functions* bepalen in essentie hoe de discrete set van regels toegepast moet worden op een bepaalde numerieke ingang en hoe dit moet leiden tot een bepaalde stuurgrootte aan de uitgang. Er bestaat een duidelijke analogie tussen de functie van de *fuzzyfication*, de *inference* en de *defuzzyfication* en respectievelijk de gewichten, de somfunctie en de activatie(transfert)functie in het neuronmodel. Een feedback lus zoals in figuur 3-5 is ook mogelijk bij neurale netwerken, zowel globaal, als intra-neuraal.



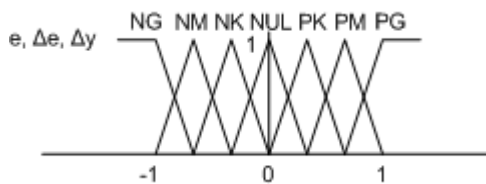
Figuur 3-5: schema vage regelaar

Om het principe te illustreren, volgt een voorbeeld van een vage regelaar van het Mamdani type[22]. Deze regelaar stemt overeen met een PI-regelaar:

$$\Delta y = K_p \Delta e + K_i e$$

Voeren we nu de linguïstische variabele in voor de fout e , de foutverandering Δe , de verandering van de uitgang Δy en de volgende mogelijke waarden voor die variabelen:

- PG : positief, groot
- PM : positief, middelgroot
- PK : positief, klein
- NUL : nul
- NK : negatief, klein
- NM : negatief middelgroot
- NG : negatief, groot



Figuur 3-6: voorbeeld van membership functions

De bijhorende *membership functions* kunnen bijvoorbeeld gekozen worden, zoals aangegeven in figuur 3-6 in functie van geschaalde ingangs- en uitgangsgrootheden.

De rule-base bevat Als/Dan regels van het type:

- ALS (e is NUL EN Δe is NUL) DAN Δy is NUL
- ALS (e is PG EN Δe is NUL) DAN Δy is PG
- ALS (e is NUL EN Δe is NG) DAN Δy is NG

...
 We kunnen de set van regels weergeven in een tabel bijvoorbeeld zoals in figuur 3-6. De rulebase hoeft zich niet zondig uit te spreken over alle mogelijke ingangscombinaties. De ingangs/uitgangsrelatie kan eveneens in tabelvorm - opzoektabel / *lookup table* - weergegeven worden door de numerieke uitgang vooraf te berekenen uit de numerieke ingangen in een aantal discrete punten. De opzoektabel kan dan beschouwd worden als een discrete versie van de continue regelaar en is doorgaans groter dan de rule base omdat de informatie bevat in een regel groter is dan in één numerieke ingang/uitgangcombinatie. Een louter illustratief voorbeeld, dat geen resultaat is van berekening, is opgenomen in figuur 3-7. De waarden hangen af van de membership functions en de wijze waarop de regels samengesteld worden. De uitgangen voor tussenliggende waarden van de ingangen kunnen bepaald worden door interpolatie. Dit is een handige manier om de interne voorstelling van de regelaar, de membership functions en de samenstelling van de regels, te vereenvoudigen.

e		→							
		Δy	PG	PM	PK	NUL	NK	NM	NG
↓	PG				PG				
	PM				PM				
	PK				PK				
	NUL	PG	PM	PK	NUL	NK	NM	NG	
	NK				NK				
	NM				NM				
	NG				NG				
			1	0,9	0,8	0,7	...		
	1	1	0,95	0,9	0,85				
	0,9	0,95	0,9	0,85	0,8				
	0,8	0,9	0,85	0,8	0,75				
	0,7	0,85	0,8	0,75	0,7	...			
			
	-1								1

Figuur 3-7: rule-base in tabelvorm en voorbeeld van een lookup table

Het bestaan van neuro-fuzzy controllers is een gevolg van de analogie tussen beide methodes in hun mogelijkheid complexe ingangs-/uitgangsrelaties voor te stellen. Op vage regelingen kunnen bovendien ook leertechnieken toegepast worden. Het adaptief karakter van dergelijke controllers maakt regeling mogelijk van tijdsvariabele systemen, waarbij systeemp parameters en omgeving van de controller wijzigen. Net zoals bij ANN is het geen evidentie een optimale regeling te verwezenlijken. De rol en ervaring van de ontwerper is fundamenteel in de keuze van de rule base en de membership functions en de wijze waarop (de)fuzzyfication plaatsgrijpt.

III Opzoektabelen

Een manier om de invloed van de interpretatie van de ontwerper te beperken is de opzoektabel op te stellen met meetgegevens in plaats van op basis van intuïtieve regels. Controle betekent hier het opzoeken van stuurgrootheden in de tabel in overeenkomst met ingangsgrootheden, die representatief zijn voor de beschouwde situatie. Opnieuw zijn verschillende aanpakken mogelijk, naargelang de structuur van de tabel en de manier waarop de stuurgrootheid gekozen wordt. Ook hier kan de controller een zeker leergedrag aangemeten worden, gebaseerd op de actuele inhoud van de tabel en nieuwe informatie, verzameld door voorafgaand experiment of gedurende de controlecyclus zelf. Dit type leergedrag draagt de naam *memory based learning* en heeft het significant voordeel dat leerregels en hun effect transparant zijn omdat ze expliciet vastgelegd worden door de ontwerper van de datatabel.

Een mogelijkheid is de datatabel te beschouwen als een *state-action-behaviour lookup table*[23]. Ze legt de relatie vast tussen de toestand s van het te regelen systeem, de controleactie a en het gedrag van het systeem b , dat daaruit volgt. Het aanleggen van de datatabel komt overeen met het toewijzen van een b aan elke s en a . s , a en b kunnen meerdimensionaal zijn. In het geval van controle moet een actie a' gedestilleerd worden uit het gewenste gedrag b' en de toestand s' , wat neerkomt op het oplossen van het inverse probleem.

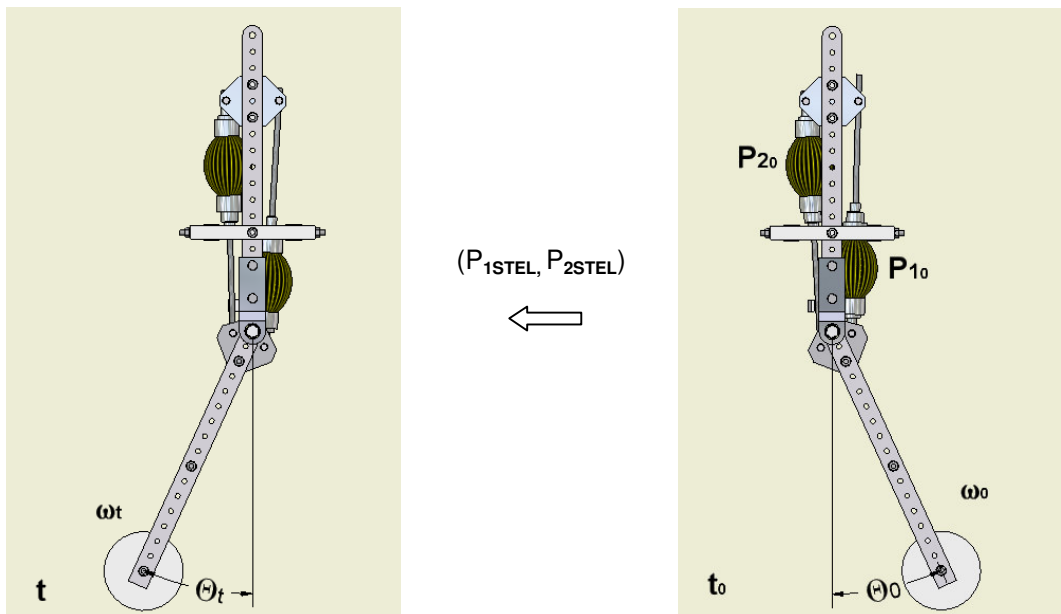
$$\begin{array}{ll} s \times a \rightarrow b & \text{(meting)} \\ s' \times b' \rightarrow a' & \text{(controle)} \end{array}$$

Dit kan door keuze van een a horend bij het dichtst bijzijnde koppel (s,b) - *nearest neighbour* - in de tabel of door interpolatie van verschillende nabij koppels (s,b) . Voor toepassingen in de robotica is de duur van de controlecyclus uitermate belangrijk en moet dus aandacht gaan naar een beperking van het aantal berekeningen en de kracht van het zoekalgoritme.

3.5.2 Toepassingsmogelijkheden

Neurale netwerken vinden meer en meer toepassingen, ook in de robotica, daar waar complexe beslissingsprocessen gevormd worden op basis van grote hoeveelheden informatie over de omgeving. Kimura et al. bouwden reeds verschillende prototypes van viervoeters met een neurale oscillator, een artificieel equivalent van de *Central Pattern Generator* (CPG), die stapcycli genereert in interactie met de buitenwereld [24]. In het geval van pneumatische artificiële spieren is geen bron van die aard nodig, omdat ze van nature, onder de juiste beginvoorwaarden, “oscilleren”. Gezien de complexiteit van neurale netwerken en de vereiste voorkennis bij het implementeren en afstellen van een neurale, een vage of een neuro-fuzzy regelaar, lijkt een lookup table de meest voor de hand liggende oplossing voor de low-level controle van de slingerbeweging. De voordelige eigenschappen van ANN en vage regelaars kunnen zeker benut worden voor de high-level controle van een volledige robot, bijvoorbeeld voor taakplanning en interactie met de omgeving.

Mogelijk een interessant vertrekpunt voor de controle van de slingerbeweging is het opstellen van een state-action-behaviour tabel, die een soort van “catalogus” voorstelt van trajecten. Dergelijke tabel biedt de mogelijkheid om stelselmatig te werk te gaan en te vertrekken van een eenvoudige basis.

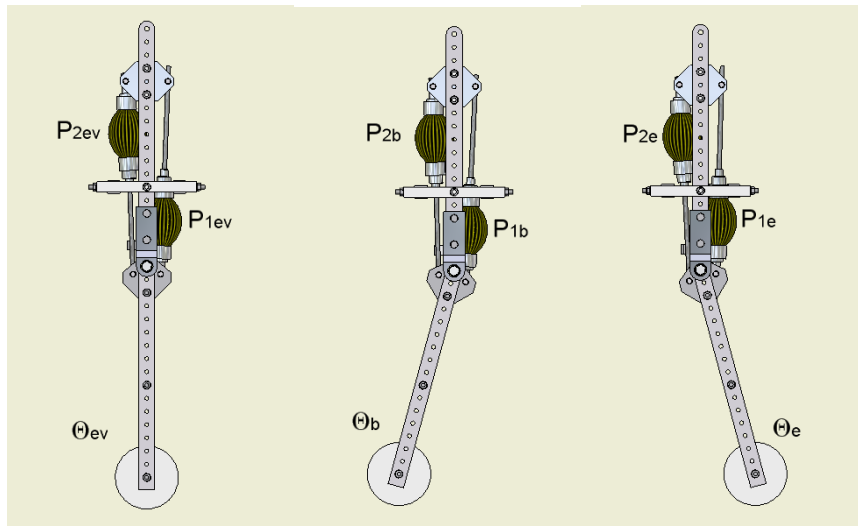


Figuur 3-8:toestand, actie en gedrag van een slinger met antagonistische GPAS

Eerst moet vastgelegd worden wat toestand, actie en gedrag zijn. De slinger bevindt zich op elk moment in de tijd in een bepaalde positie θ met een bepaalde hoeksnelheid ω en drukken p_1 en p_2 in de spieren. De controller stelt op een bepaald ogenblik t_0 met $(\theta_0, \omega_0, p_{10}, p_{20})$ twee stelwaarden p_{1stel} en p_{2stel} voor de drukken in om een traject te bewerkstelligen met

tijdsduur t , eindpositie θ_t en eindhoeksnelheid ω_t (figuur 3-8). In dat punt wordt een volgende controleactie uitgevoerd. Om het probleem te vereenvoudigen kunnen we in eerste instantie enkel trajecten bekijken met begin- en eindhoeksnelheid nul. Een onderscheid kan gemaakt worden tussen de waarneming, gebruikt om de tabel te vullen, en controle. Bij een meting wordt eerst $(\theta_0, p_{10}, p_{20})$ ingesteld, vervolgens (p_{1stel}, p_{2stel}) opgelegd en output (t, θ_t) gemeten. Bij controle is de input van de controller $(\theta_0, p_{10}, p_{20}, t, \theta_t)$ en (p_{1stel}, p_{2stel}) de output. Dit geeft aanleiding tot een 7-dimensionale tabel.

Om het aantal parameters te beperken kan men een situatie beschouwen waarin de stelwaarden voor de drukken ogenblikkelijk opgelegd kunnen worden. In dat geval kunnen de begindrukken p_{10}, p_{20} achterwege gelaten worden en zijn (t, θ_t) zuiver een gevolg van (p_{1stel}, p_{2stel}) bij beginhoek θ_0 . De analogie is nu duidelijk met het geval waarin de slinger vanuit een evenwichtspositie θ_{ev} met afgesloten spieren en drukken p_{1ev}, p_{2ev} naar een bepaalde beginpositie θ_b gebracht wordt, waarna hij vrij kan slingeren, niet tot de beweging uitgedempt is, maar tot het punt waar de snelheid gelijk is aan nul en waar opnieuw twee drukken ingesteld worden. Figuur 3-9 illustreert de drie fasen: evenwichtspositie met gelijke drukken, slinger uit evenwicht en slinger in de eindpositie van het traject. De drukken p_{1b}, p_{2b} in de afgesloten spieren in positie θ_b zijn de stelwaarden die we ogenblikkelijk met de controller zouden moeten instellen om exact dezelfde beweging te bekomen. De keuze van p_{1b}, p_{2b} door de controller is dus volledig equivalent met het kiezen van een evenwichtspositie θ_{ev} en een stijfheid K_{ev} .

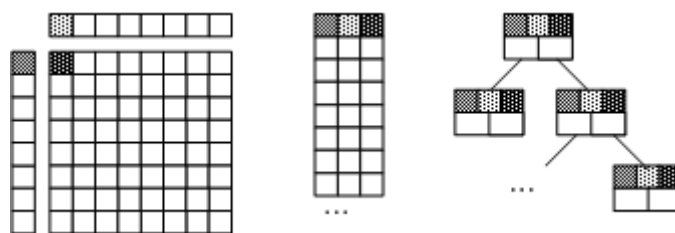


Figuur 3-9: natuurlijke beweging van een slinger met afgesloten spieren

Als gevolg van demping en lekdebieten is de slingerbeweging in de praktijk niet perfect symmetrisch ten opzichte van de evenwichtspositie en geldt dus ook niet dat $p_{1b}=p_{2e}$ en $p_{2b}=p_{1e}$. Door de tijdsvertraging in het systeem - electronica, kleppen, luchtstroming - kunnen de stelwaarden van de drukken uiteraard ook niet ogenblikkelijk ingesteld worden.

Uiteindelijk zal experimenteel bepaald moeten worden hoeveel parameters opgenomen moeten worden in de data-tabel, afhankelijk van de nauwkeurigheid waarmee men trajecten wenst te kunnen volgen.

Voor een tabel van grote omvang is een matrixstructuur zoals de lookup table bekomen uit een fuzzy rulebase niet meteen interessant. Interpolatie is eenvoudiger, omdat de data gestructureerd zijn, maar het onderhouden en wijzigen van de data en het uitvoeren van zoekopdrachten verloopt niet optimaal. Een tabel met ongestructureerde data is in die zin interessanter, maar vraagt andere interpolatiemethodes, op basis van de afstand tussen punten in een n-dimensionale ruimte. Een binaire boomstructuur heeft het voordeel dat zoekacties minder iteraties vragen, mits een evenwichtige opbouw, omdat het doorlopen van de boom impliceert dat bij elke iteratiestap aan een deel van de data voorbijgegaan wordt. De elementen van het op te sporen punt worden vergeleken met de elementen van elk bezocht knooppunt en de boom is zo geconstrueerd, dat elementen met een kleinere waarde tot de ene tak behoren en elementen met een grotere waarde tot de andere. Figuur 3-10 toont de drie besproken datastructuren voor een set van drie parameters.



Figuur 3-10: gestructureerde tabel, ongestructureerde tabel, binaire boom

Een voorbeeld van een binaire boom is de K_d -tree[23], die toelaat op efficiënte wijze 1 of meer K-dimensionale punten op te sporen, het dichtst bij een opgegeven punt. In een dichte datastructuur kan 1 punt voldoende zijn - de *nearest neighbour* - om een schatting te maken van de output, in andere gevallen kan interpolatie gebeuren op basis van de afstand. Het aanbrengen van structuur in de data heeft dan weer als nadeel dat een wijziging van de elementen, een aanpassing van de structuur vraagt, dit terwijl bij ongestructureerde data, gegevens vrij toegevoegd of verwijderd kunnen worden. Aan elk element in de tabel of boom kan extra informatie gekoppeld worden over de leeftijd en dus relevantie van de data of over de structuur van de dataopslag. Een boomstructuur hoeft bijvoorbeeld niet voortdurend vernieuwd te worden. Het aangeven van lege data-elementen met een index laat toe de structuur pas "op te schonen", nadat de controletaak vervuld is of voor de start van een nieuwe taak.

3.5.3 Aanpak

1. Parameterschatting

De afweging van bovenstaande mogelijkheden kan in een later stadium gebeuren. In eerste instantie moeten correcte en evenwichtig gespreide meetresultaten bekomen worden om de datatabel te construeren. Hierin is de simulator een nuttig hulpmiddel, en ook nadien voor het uittesten en onderling vergelijken van regelaars. Na simulatie kan de performantie van de regelaar in de praktijk geverifieerd worden op de opstelling.

Een correcte parameterschatting draagt bij tot de relevantie van de bekomen resultaten. Daarom is het nuttig na te gaan welke parameters belangrijk zijn voor de simulatie van een regelaar, zoals besproken in de vorige paragraaf. Elk traject bestaat uit een fase waarin de bang-bang controller de door de regelaar opgelegde drukken instelt en een fase waarin het systeem met afgesloten spieren een natuurlijke beweging uitvoert. De dynamica van de slinger met afgesloten spieren kan beschreven worden met de bewegingsvergelijking van een rotationeel massa-veer-dempersysteem met massa-traagheidsmoment I , demping C , torsiestijfheid K en τ de externe koppels inwerkend op de roterende massa:

$$I\ddot{\theta} + C\dot{\theta} + K\theta = \tau \quad (3.12)$$

In hoofdstuk 2 werd aangetoond dat K een functie is van θ en de initiële drukken in de spieren. De demping is mogelijk functie van θ en ω . I is normalerwijze constant en kan bepaald worden uit een slingerproef of door berekening met een CAD-programma. Om de demping en de stijfheid puntsgewijs te schatten, kan experimentele modale analyse toegepast worden.

In een punt - bepaald door de hoek $\hat{\theta}$ - is het mogelijk de dynamische vergelijking (3.12) te lineariseren. Het externe koppel wordt veroorzaakt door de zwaartekracht en geeft aanleiding tot een stijfheidsterm en een term in het rechterlid, die de particuliere oplossing bepaalt. Dit leidt tot de volgende 2^{de} orde lineaire differentiaalvergelijking:

$$I\ddot{\theta} + \hat{C}\dot{\theta} + \hat{K}\theta = -mgr_G \sin(\hat{\theta} + \theta) \quad \sin \theta \approx \theta \quad \wedge \quad \cos \theta \approx 1$$

$$I\ddot{\theta} + \hat{C}\dot{\theta} + (\hat{K} + mgr_G \cos \hat{\theta})\theta = -mgr_G \sin \hat{\theta}$$

De oplossing in het geval van zwakke demping, wanneer $C < 2\sqrt{KI}$, luidt:

$$\theta = Ae^{\lambda_1 t} + Be^{\lambda_2 t} + \theta_{PART}$$

$$\theta_{PART} = \frac{-mgr_G \sin \hat{\theta}}{(\hat{K} + mgr_G \cos \hat{\theta})}$$

Met:

$$\lambda_{1,2} = -\sigma \pm i\omega_d$$

$$\omega_d = \sqrt{\omega_n^2 - \sigma^2}, \omega_n = \sqrt{\frac{K}{I}}, \sigma = \frac{C}{2I}$$

De slinger voert een gedempte trilling uit rond de evenwichtspositie θ_{PART} , gekarakteriseerd door de dempingsgraad σ , de gedempte eigenfrequentie(pulsatie) ω_d en de begincondities, die integratieconstanten A en B bepalen.

Met modale analyse kan men uit frequentie responsiefuncties $H(\omega)$ (FRF) de parameters σ en ω_d bepalen voor elke trillingsmode van een structuur met meerdere vrijheidsgraden. In dit geval gaat het om een eenvoudig massa-veer-dempersysteem met 1 vrijheidsgraad. De laplacetransformatie van de dynamische vergelijking (3.12) levert:

$$(I.s^2 + C.s + K).\theta(s) = \tau(s) \quad \wedge \quad H(s) = \frac{\theta(s)}{\tau(s)}$$

en in het frequentiedomein:

$$H(\omega) = \frac{1}{K - I\omega^2 + i\omega C}$$

De polen $p_i = -\sigma \pm i\omega_d$ kunnen uit de frequentie responsiefunctie geschat worden met een kleinste kwadratenbenadering.

II. Simulatie

In simulatie kan eerst een schatting gemaakt worden van de verwachte hoeveelheid data nodig om aanvaardbare resultaten te bekomen door interpolatie. In sterk niet-lineaire zones kan het aantal meetpunten opgedreven worden. Nadien kunnen verschillende datastructuren uitgetest en vergeleken worden.

Hoofdstuk 4

Resultaten

4.1 Inleiding

Dit hoofdstuk bespreekt kort de stappen ondernomen voor het gebruiksklaar maken van de testopstelling en de implementatie van de tracking controle. De tracking controller kan nadien gebruikt worden om de beginpositie in te stellen bij het uitvoeren van testen met de soft computing regelaar. In principe is het in dat geval zelfs eenvoudiger uitsluitend twee willekeurige drukken in te stellen om een bepaalde beginpositie te bewerkstelligen en die beginpositie te aanvaarden als meting, in plaats van ze als doel te beschouwen van een trajectcontrole.

Door een aantal vertragingen liet het tijdschema niet meer toe de soft computing regelaar in praktijk te brengen. De twee belangrijkste daarvan zijn problemen van elektrische en pneumatische aard met de kleppenblokken en de zoektocht naar een data-acquisitie structuur, die een snelle controlecyclus garandeert.

4.2 Karakterisatie van de opstelling

4.2.1 Parameteridentificatie

Om de dynamica van de slinger te kunnen inschatten, zowel in simulatie als ten behoeve van de modelgebaseerde tracking controller, dienen de massa, het zwaartepunt en het massatraagheidsmoment bepaald te worden. Om snelle aanpassing van de extra massa verbonden aan het uiteinde van de slingerarm mogelijk te maken werden de parameters éénmalig experimenteel bepaald voor de slingerarm. De invloed van de aanpasbare massa op de parameters kan nadien door berekening in rekening gebracht worden.

De ligging van het zwaartepunt werd bepaald met behulp van een precisiebalans. Door toepassing van het momentenevenwicht op de slingerarm, in twee punten op tussenafstand L ondersteund, waarvan 1 rustend op de balans, kan L_g , de afstand van het zwaartepunt tot het steunpunt op de balans, berekend worden met de volgende formule.

$$L_g = \left(1 - \frac{M_{\text{gemeten}}}{M_{\text{slingerarm}}}\right)L$$

Het massa traagheidsmoment I werd bepaald uit de periode van de vrije slingerbeweging met kleine amplitude in het zwaarteveld, waarbij L_g' de afstand voorstelt van het zwaartepunt tot het ophangpunt in de slingerproef. De dynamische vergelijking,

$$I\ddot{\theta} + F\dot{\theta} = -MgL'_g \sin \theta$$

kan na verwaarlozing van wrijving en aanname van kleine hoeken teruggebracht worden tot

$$I\ddot{\theta} + MgL'_g \theta = 0$$

De wortel van de karakteristieke vergelijking levert de eigenfrequentie en het verband met het massa traagheidsmoment, de andere parameters zijn gekend door meting.

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{MgL'_g}{I}} \Rightarrow I = \frac{T^2 MgL'_g}{4\pi^2} \quad (4.1)$$

Het massa traagheidsmoment van de schijfvormige gewichten wordt hierop gesuperponeerd met behulp van:

$$I_g = M_{extra} \frac{(r_1^2 + r_2^2)}{2}$$

$$I_o = I_g + M|og|^2 \quad (\text{formule van Steiner/parallele assen theorema})$$

Met I_g het massa traagheidsmoment in het zwaartepunt en I_o het massa traagheidsmoment ten opzichte van de scharnieras. Ter controle werd het traagheidsmoment van de volledige slinger in de opstelling uit een slingerproef bepaald met (4.1). Tabel 4-1 geeft de waarden van de parameters.

	SLINGERARM	EXTRA MASSA	SLINGER
M (kg)	1,483	5,327	6,810
L_g (m)	0,147	0,4	0,345
I_g (kgm ²)	0,0362	0,00972	0,120
I_o (kgm ²)	0,0683	0,862	1,263

Tabel 4-1: parameterwaarden van de opstelling

4.2.2 Calibratie van de druksensoren

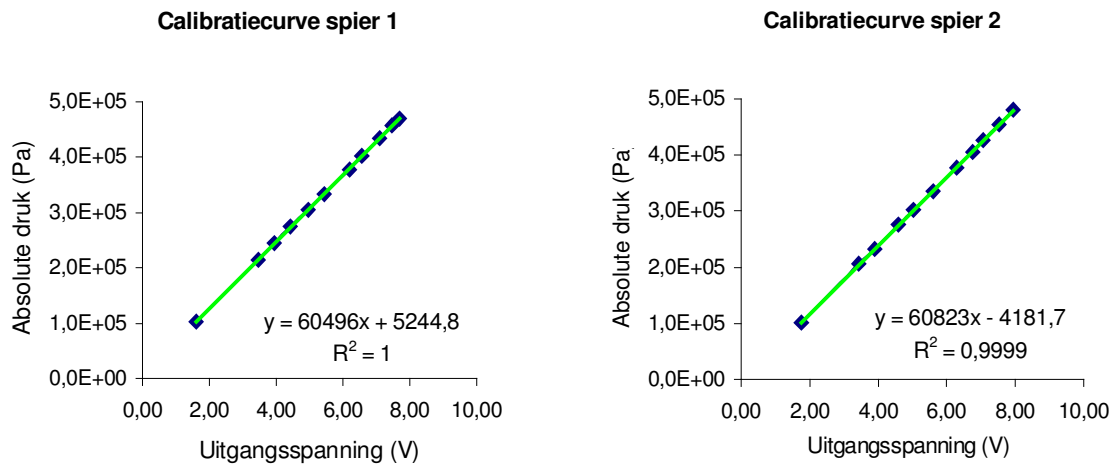
Om het verband tussen de druk in de spier en de opgemeten spanning eenduidig vast te leggen, wordt de gehele meetkring gecalibreerd. Het geheel van druksensor, versterkerschakeling en verschilversterking in de DAQ-kaart levert in theorie een lineair verband tussen uitgangsspanning en absolute druk, met gevoeligheid S_{VP} en offsetspanning V_{offset} .

$$V = S_{VP} \cdot P + V_{offset}$$

De druk kan dus berekend worden uit de gemeten spanning na bepaling van S_{PV} en P_{offset} uit regressieanalyse van de equivalente uitdrukking:

$$P = S_{PV} \cdot V + P_{offset}$$

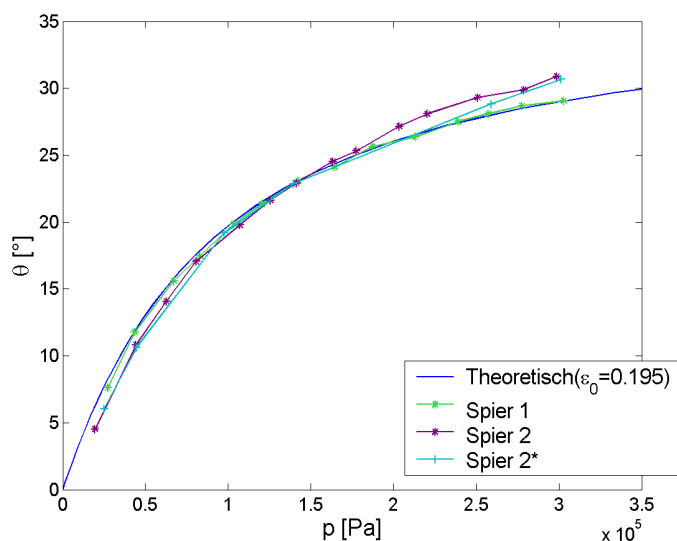
De meetpunten en gefitte waarden voor S_{PV} en P_{offset} zijn weergegeven in grafiek 4-1. Om herhaalbaarheid van de metingen met zekerheid te kunnen garanderen, is regelmatig calibreren met een geijkte sensor wenselijk. De druksensoren geven voor deze toepassing een voldoende stabiel uitgangssignaal, zo bleek ook uit ondervinding met “Lucy”.



Grafiek 4-1: gefitte calibratiecurves van spier 1 en spier 2

4.2.3 Instelling van de schroefdraadstanglengte

In hoofdstuk 2 werden waarden gekozen voor de parameters d , α en ϵ_0 . De eerste twee zijn nauwkeurig instelbaar door correcte fabricage van de metalen plaatjes. De initiële contractie van de spieren bij een hoek van 0° is daarentegen niet eenvoudig in te stellen. Aanvankelijk werd de contractie gecorrigeerd aan de hand van lengtemetingen van het membraan. Een aanzienlijk verschil tussen beide spieren werd vastgesteld, wat betreft het verband tussen relatieve druk en hoek voor elke spier afzonderlijk.



Grafiek 4-2: absolute hoek in functie van de relatieve druk voor beide spieren

Een alternatieve, maar foutgevoeligere manier om de contractie in te stellen is door correctie bij verschillende hoeken dit druk-hoekverloop te laten overeenstemmen met het theoretisch gewenste verloop. De asymmetrie bleek niet weg te regelen, ook niet na vervanging van spier 2. Grafiek 4-2 geeft de opgemeten karakteristieken voor beide spieren afgebeeld in hetzelfde halfvlak. Spier 1 is nauwkeurig afgesteld op $\varepsilon_0=0.195$, spier 2 week oorspronkelijk af en ook na bijstelling(*)).

4.2.4 Bepaling van natuurlijke frequenties en demping

In het kader van het keuzevak experimentele spanningsanalyse kon nagegaan worden, wat de invloed is van de stand van de slinger en de drukken in de spieren op de natuurlijke frequentie en de demping en in welke mate de experimenteel bepaalde stijfheid afwijkt van de theoretische stijfheid, besproken in hoofdstuk 2. In 3.5.2 werd kort de theoretische achtergrond toelicht van de numerieke parameterschatting.

Voor de bepaling van de eigenfrequentie en de dempingsgraad in een punt (θ, p_1, p_2) werden drie signalen opgemeten: de uitgangsspanning van beide druksensoren en van een piëzo-elektrische accelerometer. De parameters werden geschat met de *polymax schatter* op basis van een kleinste kwadratenbenadering in het Z-domein (Least Squares Complex Frequency methode, LSCF). De volgende punten werden nagegaan:

- Vergelijking van de FRF's van druksignalen en accelerometersignaal
- Invloed van het volume op de eigenfrequentie (open-gesloten kleppen)
- Invloed van de relatieve druk p in $\theta=0$ op de demping en de eigenfrequentie bij $p_1= p_2$
- Variatie van de frequentie en de demping in functie van p_1 , bij $p_2=0$ en omgekeerd
- Variatie van de frequentie en de demping in functie van θ , bij een constante gemiddelde absolute druk $P_m = 2,5 \cdot 10^5$ Pa.

De meeste structurele resonanties zijn ook zichtbaar in de FRF's van de druksignalen. In een band [4-10]Hz treedt echter een resonantie op van het spiervolume, niet zichtbaar in de FRF's van de accelerometer. Bij gesloten spieren is de demping groter maar de eigenfrequentie blijft onveranderd. Dit moet betekenen dat het volume, dat meespeelt in de polytrope toestandsverandering, beperkt is tot de omgeving van de uitlaatkleppen. Hernemen we immers de uitdrukking voor de torsiestijfheid K , dan zien we dat een volumeverandering noodzakelijkerwijs door de term V_{oi}^n / V_i^{n+1} een verandering van de stijfheid en dus van de eigenfrequentie als gevolg heeft:

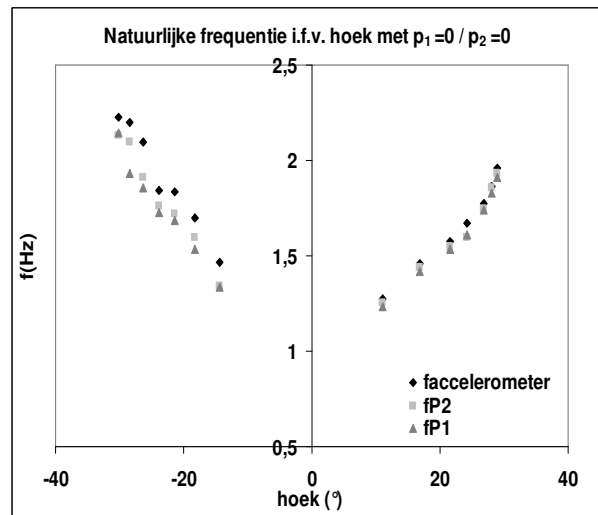
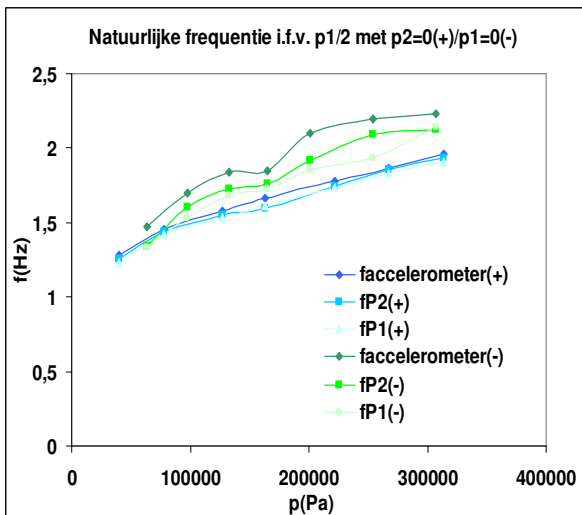
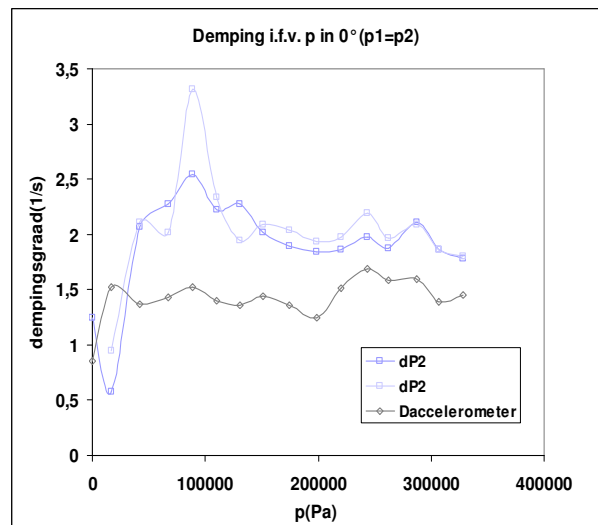
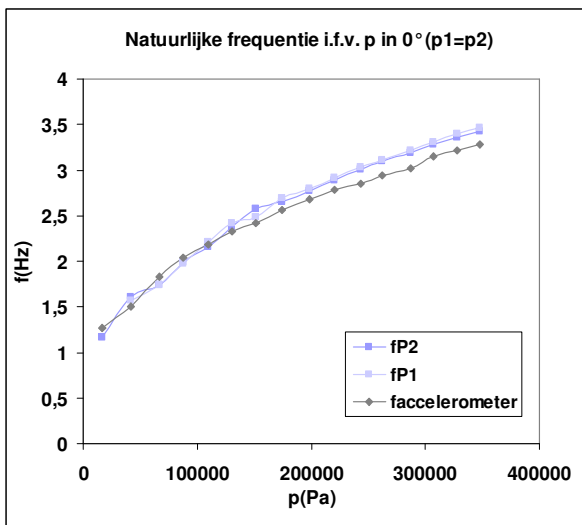
$$K = p_{01} \cdot K_1(\theta) + p_{02} \cdot K_2(\theta) + P_{atm} \cdot K_{atm}(\theta)$$

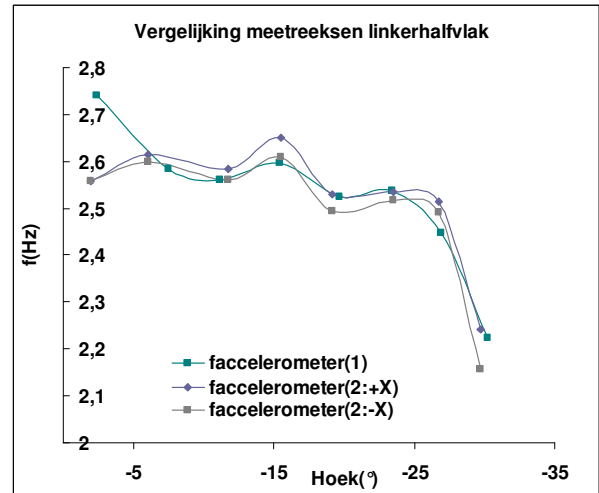
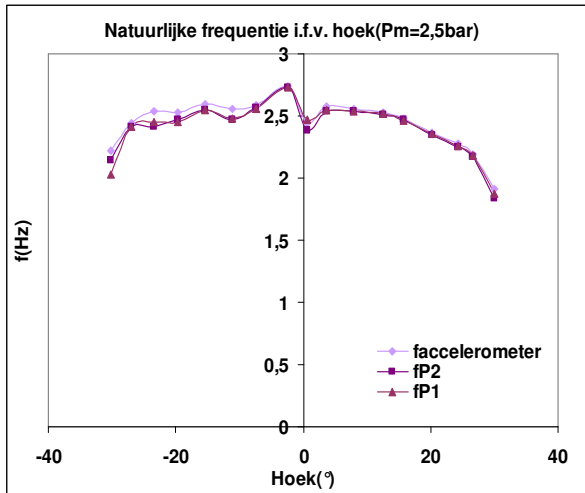
$$K_1(\theta) = n \frac{V_{01}^n}{V_1^{n+1}} \frac{\partial V_1}{\partial \theta} t_1 - \frac{V_{01}^n}{V_1^{n+1}} \frac{\partial t_1}{\partial \theta}$$

$$K_2(\theta) = -n \frac{V_{02}^n}{V_2^{n+1}} \frac{\partial V_2}{\partial \theta} t_2 + \frac{V_{02}^n}{V_2^{n+1}} \frac{\partial t_2}{\partial \theta}$$

$$K_{atm}(\theta) = K_1(\theta) + K_2(\theta) + \frac{\partial t_1}{\partial \theta} - \frac{\partial t_2}{\partial \theta}$$

De belangrijkste metingen betreffende de drie andere punten zijn samengevat in onderstaande grafieken(4-3):





Grafiek 4-3: parameterschatting van natuurlijke frequentie en dempingsgraad

De asymmetrie vastgesteld bij het instellen van de schroefdraadstangen is ook hier duidelijk merkbaar. Metingen met verschillende accelerometers en verschillende excitatie- en meetrichtingen, weergegeven in de grafiek rechtsonder, tonen aan dat het grillige verloop niet berust op toevallige fouten. Wat de demping betreft is er een verschil naargelang het afgesloten volume (open vs. gesloten kleppen). Om de druk tijdens de lange meetduur constant te houden, werden de kleppen opengelaten, waardoor de dempingsgraad afwijkt ten opzichte van de situatie met gesloten spieren, waar onze interesse naar uitgaat. De demping is evenwel vergelijkbaar in beide gevallen. De onzekerheid op deze parameter is groter dan op de geschatte frequentie. Er kan vooralsnog geen sluitende conclusie gevormd worden over de overeenkomst tussen de theoretisch berekende en de experimenteel bepaalde eigenfrequenties. De metingen geven kwalitatief identieke resultaten en de experimenten zijn onderling consistent, maar er is een te grote kwantitatieve afwijking ten opzichte van de berekeningen vastgesteld. Het is zinloos hier op dit punt verder over te speculeren alvorens een aantal bijkomende tests uit te voeren, die definitief uitsluitsel kunnen leveren.

4.3 Tracking Controle

4.3.1 Acquisitie

De uitvoering van de programmacode binnen de controle loop neemt ongeveer 1ms in beslag, wat een significante verbetering is ten opzichte van het matlab basisprogramma dat gebruik maakt van *MEX* ($> 3s$). Omdat regelmatig uitschieters van 1,5ms waargenomen werden, is 2ms vastgelegd als duur van de controlecyclus. De oorzaak van deze onregelmatigheid is nog niet duidelijk, maar ligt waarschijnlijk aan het priority-level van het programma en/of vertragingen bij het aanspreken van de kaart voor acquisitie. De invloed

van de programmastructuur op de ondergrens van de samplefrequentie moet in detail bekeken worden en is een punt voor verbetering.

4.3.2 Invloed van de meetsignalen

Ongeacht de controlestrategie is de kwaliteit van de meetsignalen van groot belang om herhaalbaarheid van metingen te verzekeren en theoretische modellen aan de praktijk te kunnen toetsen.

De fout op het druksignaal kan berekend worden met volgende formule:

$$\Delta P = S_{PV} \cdot \Delta V + \Delta S_{PV} \cdot V + \Delta P_{offset}$$

De standaardafwijkingen ΔS_{PV} , ΔP_{offset} van de gefitte parameters kunnen bepaald worden door een aantal verschillende *fits* uit te voeren, dit zou bovendien gemiddelde waarden voor de parameters opleveren. De fouten veroorzaakt door de calibratiesensor, de druksensor en de instrumentatieversterker zijn vervat in de standaardafwijkingen van de gefitte parameters. ΔV kan bepaald worden uit de superpositie van de fout op de winst (0,02% op V_{max}) en de offsetfout (0,5mV) van de verschilversterker van de kaart en de fout op de AD-conversie (1,5 LSB). Dit geeft volgende ondergrens voor de fout:

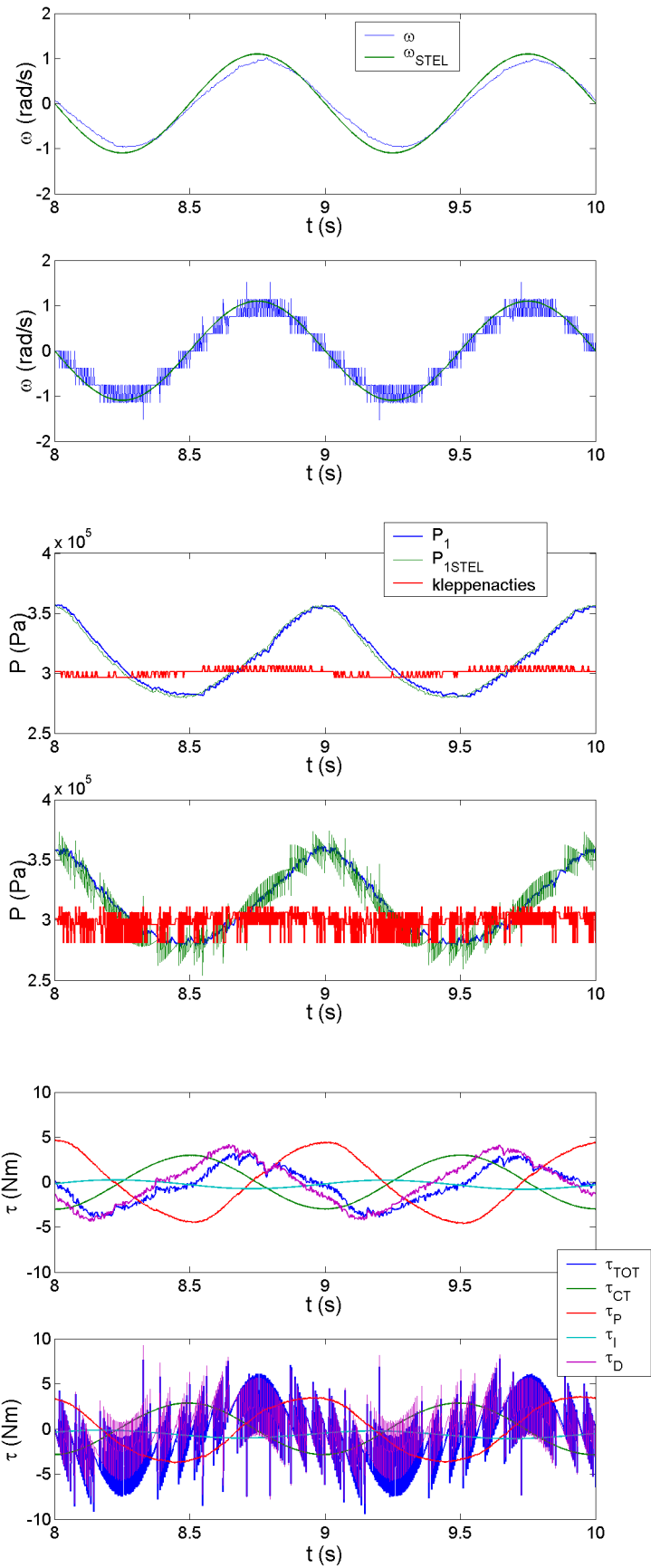
$$\Delta P_{MIN} = S_{PV} \cdot \Delta V \approx 375 Pa$$

De encoder heeft in X4 mode een resolutie van 0.045°. De hoek wordt bijgehouden door een counter van de DAQ-kaart. De meetmethode is niet optimaal. De kaart vertoont hier duidelijk nadelen ten opzichte van een microcontroller, waarmee aan de hand van *interrupts* het aantal en de duur tussen twee opeenvolgende pulsen bepaald kan worden. Die tijdmetingen laten toe de hoeksnelheid nauwkeuriger te bepalen, dan door het toepassen van een typische differentieformule, waarbij op vaste tijdstippen de hoek gemeten wordt:

$$\dot{\theta} = (\theta_n - \theta_{n-1}) / \Delta t \quad (1^{ste} \text{ orde})$$

$$\dot{\theta} = (3\theta_n - 4\theta_{n-1} + \theta_{n-2}) / 2\Delta t \quad (2^{de} \text{ orde})$$

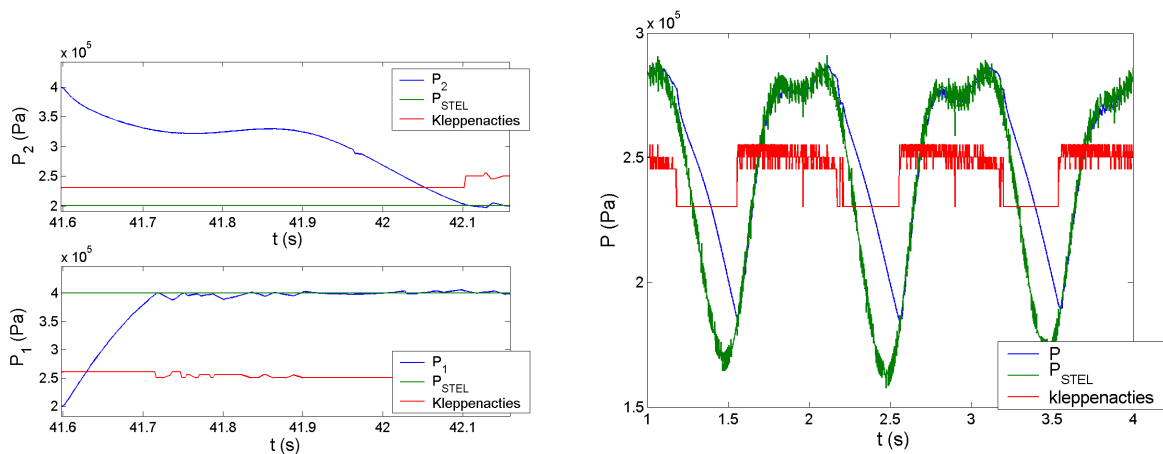
De orde van een n^{de} orde schema ($n > 1$) is in de praktijk lager dan n , doordat Δt lichtjes varieert met elke cyclus. Het gevolg van deze aanpak is een snelheidssignaal van zeer lage kwaliteit en bijgevolg een waardeloze D-actie van de tracking controller, wat resulteert in onnodig schakelen van de kleppen. Om die reden werd een eerste orde filter gebruikt. Onderstaande grafieken geven het verschil weer tussen het gefilterde en het oorspronkelijke snelheidssignaal (grafiek 4-4(a, b)) en de invloed op de D-actie (grafiek 4-4(c, d)) en op de stelwaarden voor de drukken en de kleppenacties (grafiek 4-4(e, f)).



Grafiek 4-4: invloed van de kwaliteit van het snelheidssignaal op de tracking controle (a-f)

4.3.3 Invloed van de uitlaatdempers

De uitlaatdempers reduceren het afgestraald geluid, maar voeren een extra impedantie in. De lengte ervan werd aanvankelijk te klein gekozen, waardoor bij slingerfrequenties hoger dan ongeveer 1 Hz, afhankelijk van de vereiste drukvariatie, de spieren niet tijdig ontluicht werden. Grafiek 4-5(a) toont stijg- en daaltijden van de druk in respectievelijk spier 1 en 2 voor een opgelegd drukverschil van $[2-4]10^5\text{Pa}$. De drukverhoging in de ene spier versnelt de verlenging en dus ontluchting van de andere, maar onvoldoende. Grafiek 4-5(b) geeft het verschil weer tussen de stuurdruk en de werkelijke druk in de spier. Het opgelegd traject is een sinusoïde met frequentie 1Hz.

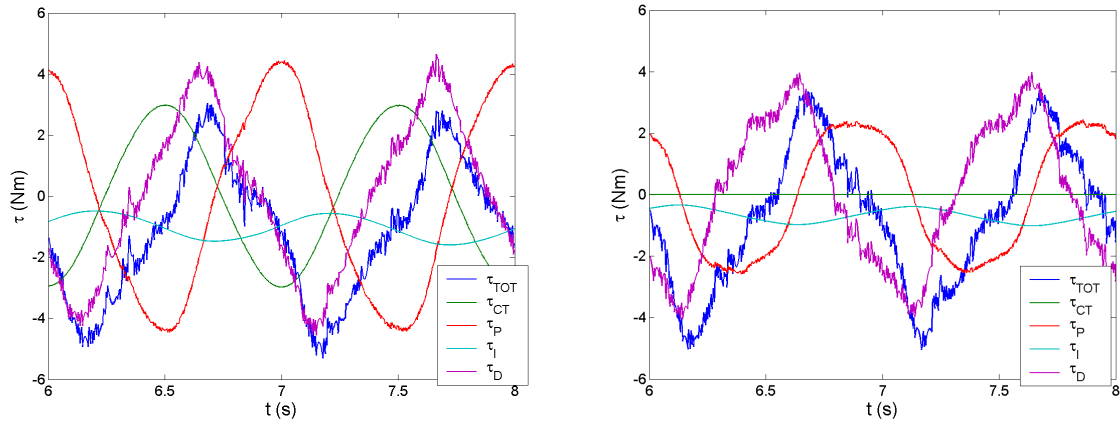


Grafiek 4-5: invloed van de uitlaatdemper op stijg- en daaltijden(a) en op de tracking controle(b)

4.3.4 Invloed van de controleparameters

De waarden voor K_p , K_i en K_d werden bepaald door trial and error, hoewel het in theorie mogelijk is een semi-empirische methode, zoals die van Ziegler-Nichols te gebruiken. Optimale waarden zijn afhankelijk van het traject, de kwaliteit van de feedforward term en de ingestelde soepelheid.

Opvallend is dat bij sinusvormige trajecten met hoge frequentie het nut van de feedforward term verloren gaat omdat het traject gewoonweg niet gevolgd kan worden. Grafiek 4-6 toont de output van de feedback linearisatie met en zonder feedforward term.



Grafiek 4-6: controller output met (links) en zonder (rechts) feedforward term voor een sinusvormig traject met frequentie 1Hz, amplitude 10° en $P_s=20Nm$

De actiedrempels van de bang-bang controller werden overgenomen uit[14]. De dode zone voert extra onzekerheid in op het gevolgde traject, maar vermijdt continu schakelen. Ook hier is een trade-off mogelijk.

4.3.5 Conclusie

De kwaliteit van de tracking controle berust sterk op de kwaliteit van het model en de instelling van de controleparameters, maar ook op de aard van het opgelegde traject. In die zin is het suboptimaal de pneumatische spieren te gebruiken in het stramien van een conventionele regeling, waarbij veel energie, zowel in controle als in perslucht, gaat naar het wegeregelen van fouten ten opzichte van een onnatuurlijk traject. Een modelgebaseerde aanpassing van de stijfheid verhelpt dit ten dele[17], maar raakt niet aan de basisfilosofie van de controle.

Hoofdstuk 5

Conclusie en toekomstperspectieven

5.1 Conclusie

In het kader van dit eindwerk werd een testopstelling ontworpen en gebouwd voor de implementatie van controlestrategieën, die inspelen op de aanpasbaarheid van de stijfheid van geplooid pneumatische artificiële spieren.

De opstelling is opgevat als een enkelvoudige slinger geactueerd met twee antagonistisch geplaatste spieren. Het testen en gebruiksklaar maken van de componenten, de elektronica en de data-acquisitie nam het grootste deel van de tijd in beslag. Dit deel werd uitgevoerd in samenwerking met Bruno Meira y Duran. De impact van kleine en minder kleine praktische en technische problemen mag hierin niet onderschat worden.

Wat de data-acquisitie betreft werden verschillende paden bewandeld. De huidige programmatuur werd geschreven in *C++*, doet beroep op *Matlab* voor de dataverwerking en voert een controlecyclus uit van 2 ms. Met een niet-lineaire tracking controller kon de werking van de opstelling geverifieerd en posities en trajecten opgelegd worden.

Dit eindwerk beoogde een niet-modelgebaseerde controlestrategie voor de sturing van de slingerbeweging. Een biologisch geïnspireerde, "soft computing" aanpak biedt ongetwijfeld voordelen ten overstaan van conventionele, modelgebaseerde regelaars, wat betreft toepassing voor stappende robots, onder meer op het vlak van robuustheid, het inschatten van de variatie van systeemp parameters in de tijd en aanpasbaarheid door (zelf)lerend gedrag. Een *lookup table* werd na vergelijkende studie voorgesteld als hulpmiddel voor het opbouwen van een soort van catalogus van trajecten volgens een bottom-up benadering. De controlestrategie kon vooralsnog - en tot mijn spijt - niet in de praktijk gevalideerd worden.

5.2 Toekomstperspectieven

De testopstelling is op bepaalde punten vatbaar voor verbetering. Wat het mechanisch design betreft is extra versteviging wenselijk dicht bij de scharnieras. Elektronische en andere componenten zijn geen gevolg van definitief ontwerp en moeten als zodanig opgevat worden.

Wat de data-acquisitie betreft moet uitgekeken worden naar een nauwkeurigere uitlezing van het hoekencodersignaal en nagegaan hoe de controlecyclus softwarematig ingekort kan worden. De ISA-bus technologie wordt niet meer standaard voorzien in de jongste generatie computers. Dit houdt een extra beperking in voor het voortgezet gebruik van de data-acquisitie kaart.

Aangezien de kleppenblokken heel wat problemen veroorzaakten en hun massa geen kritische parameter is voor deze opstelling, kan men eventueel overwegen bij nieuwe verwickelingen sneller over te schakelen op een betrouwbaardere equivalente component.

Het domein van de “soft computing” controletechnieken is zeer breed, specialistisch en een afzonderlijke literatuurstudie waard. De volgende stappen wenste ik aanvankelijk nog voor het voltooien van dit afstudeerwerk te verwezenlijken:

- Nagaan van de praktische haalbaarheid van interpolatie met een aanvaardbare hoeveelheid data
- Ontwerp van een regelaar in simulatie op basis van een ongestructureerde datatabel en testen op de opstelling
- Vergelijking met de modelgebaseerde aanpak voor de controle van de stijfheid

Eens de haalbaarheid van het principe aangetoond kan men de bottom-up aanpak verder zetten met een high-level controller, die het gedrag van het systeem en de omgeving waarneemt en zo nodig correctieve acties doorvoert, bijvoorbeeld bij perturbaties. Op een nog hoger controleniveau kan een trajectplanner toegevoegd worden, die het gewenste stabiele traject opdeelt in gekende “natuurlijke” trajecten. Indien de enkelvoudige slinger uitgebreid wordt tot een dubbele is de link snel gelegd met de geledingen van een stappende robot. De hamvraag is, welke repercussies een dergelijke aanpak heeft op de stabiliteit van een dynamisch gebalanceerde robot, aangezien niet elk natuurlijk traject een stabiel traject is.

Hoofdstuk 6

Symbolenlijst

F	kracht ontwikkeld door de spier	-	N
p	relatieve druk in de spier	-	Pa
f	dimensieloze krachtfunctie	-	-
ε	contractie	-	-
L_0	rustlengte van de spier	0,11	m
f_i	polynoomcoëfficiënt van de dimensieloze krachtfunctie	[13]	-
x	verplaatsing	-	m
V	spiervolume	-	$m^3(ml)$
n	polytroop coëfficiënt	-	-
v_i	polynoomcoëfficiënt van de dimensieloze volumefunctie	[13]	-
k	(veer)stijfheid	-	N/m
γ	c_p/c_v , voor lucht, in standaardomstandigheden	1,4	-
P_{atm}	atmosferische druk	-	Pa
b	designparameter antagonistische opstelling	-	m
d	afstand van spieraanhechtingspunt tot scharnieras	-	m
α	hoek tussen de lengteas van de slingerarm en de as volgens d	-	$^\circ$
θ	hoek ten opzichte van de Y-as(rechtsdraaiend positief)	-	$rad(^\circ)$
L_s	membraanlengte	-	m
r	hefboomarm lengte	-	m
M	koppel	-	Nm
t	momentfunctie	-	m^3
K	torsiestijfheid	-	Nm/rad
C	soepelheid	-	rad/Nm
P_m	gemiddelde absolute druk in de spieren	-	Pa
p_m	gemiddelde relatieve druk in de spieren	-	Pa
E_k	kinetische energie van een gelid	-	J
τ	veralgemeend koppel, stuurwaarde voor het koppel	-	Nm
m	massa	-	kg
r_G	positie van het zwaartepunt t.o.v. de scharnieras	-	m
I_G	massatraagheidsmoment in het zwaartepunt	-	kgm^2

I_0	massatraagheidsmoment in het scharnierpunt	-	kgm^2
g	valversnelling	9,80665	m/s^2
p_s	maat voor de stijfheid in delta-p controle	-	Nm
Δp	drukverschil	-	Pa
r	gasconstante voor droge lucht	287	J/kgK
T	luchttemperatuur	-	K
C	stromingsconstante aan/uitventielen	-	$Std.l/min.bar$
b	kritische drukverhouding aan/uitventielen	-	-
ρ	dichtheid	-	kg/m^3
ω_d	gedempte pulsatie	-	rad/s
ω_n	natuurlijke pulsatie	-	rad/s
σ	dempingsgraad	-	s^{-1}

Hoofdstuk 7

Literatuurlijst

Robotica

- [1] Monteyne, P., "Studie van de functie van de voet bij de beweging van één- en tweepotige systemen", Master thesis, Vrije Universiteit Brussel, 2003
- [2] McGeer, T., "Passive dynamic walking", International Journal of Robotics Research, 9:62-82, 1990.
- [3] <http://ruina.tam.cornell.edu/research/index.htm>
- [4] Daerden, F., "Conception and realization of pleated pneumatic artificial muscles and their use as compliant actuation elements", PhD thesis, Vrije Universiteit Brussel, 1999
- [5] Pratt, J., Krupp, B., "Series elastic actuators for legged robots", SPIE 2004
- [6] <http://www.biped.ri.cmu.edu/AMASC>
- [7] Leonard, C., "The neuroscience of human movement", Mosby, 1998
- [8] McMahon, T., "Muscles, reflexes and locomotion", Princeton University, 1984
- [9] <http://mms.tudelft.nl/dbl>
- [10] Wisse, M., "Essentials of dynamic walking Analysis and design of two-legged robots", PhD thesis, Technische Universiteit Delft, 2004
- [11] <http://lucy.vub.ac.be>
- [12] Vermeulen, J., "Trajectory generation for planar hopping and walking robots: an objective parameter and angular momentum approach", PhD thesis, Vrije Universiteit Brussel, 2004
- [13] Verrelst, B., "A dynamic walking biped actuated by pleated pneumatic artificial muscles: basic concepts and control issues", PhD thesis, Vrije Universiteit Brussel, 2005
- [14] Vanderborght, B., "Quasi-statische controle van een stappende robot aangedreven door actuatoren met regelbare stijfheid", Master thesis, Vrije Universiteit Brussel, 2003
- [15] Verrelst, B., Van Ham, R., Vermeulen, J., Lefeber, D. & Daerden, F. "Concept of combining adaptable passive behaviour with an active control structure using pleated pneumatic artificial muscles for the bipedal robot LUCY". International Conference on Humanoid Robots, Karlsruhe and Munich, October 2003, abstract p. 12
- [16] <http://www-bisc.cs.berkeley.edu>

- [17] Meira y Duran, B., "Model-based control of a one-dimensional pendulum actuated with pleated pneumatic artificial muscles with adaptable stiffness", Master thesis, Vrije Universiteit Brussel, 2005
- [18] Vandenhoudt, J., "PWM-sturing van een antagonistisch paar pneumatische artificiële spieren", Master thesis, Vrije Universiteit Brussel, 2002
- [19] Craig, J., "Introduction to robotics mechanics and control", 2nd edition, Addison-Wesley, 1986
- [20] Negnevitsky, M., "Artificial intelligence: a guide to intelligent systems", Addison-Wesley, 2005
- [21] Yager, R., Filev, D., "Essentials of fuzzy modeling and control", John Wiley & Sons, 1994
- [22] Kool, P., "Ontwerp van complexe systemen", Vrije Universiteit Brussel
- [23] Moore, A., "Efficient memory based learning for robot control", Phd thesis, University of Cambridge, 1990
- [24] Kimura, H., Fukuoka, Y., Cohen, A., "Biologically Inspired Adaptive Dynamic Walking of a Quadruped Robot", Proc. of the 8th Int. Conf. on the Simulation of Adaptive Behavior (SAB2004), Jul. 2004, Los Angeles, pp.201-210.

Data-acquisitie kaart

AT E Series User Manual, National Instruments Corporation, May 2002 Edition

NI-DAQ™ Function Reference Manual for PC Compatibles, Version 6.6, August 1999 Edition

[25] NI-DAQ™ User Manual for PC Compatibles, Version 6.9.1, February 2001 Edition

<http://www.ni.com>

Matlab

[26] Matlab 6.5

<http://www.mathworks.com>

Visual C++

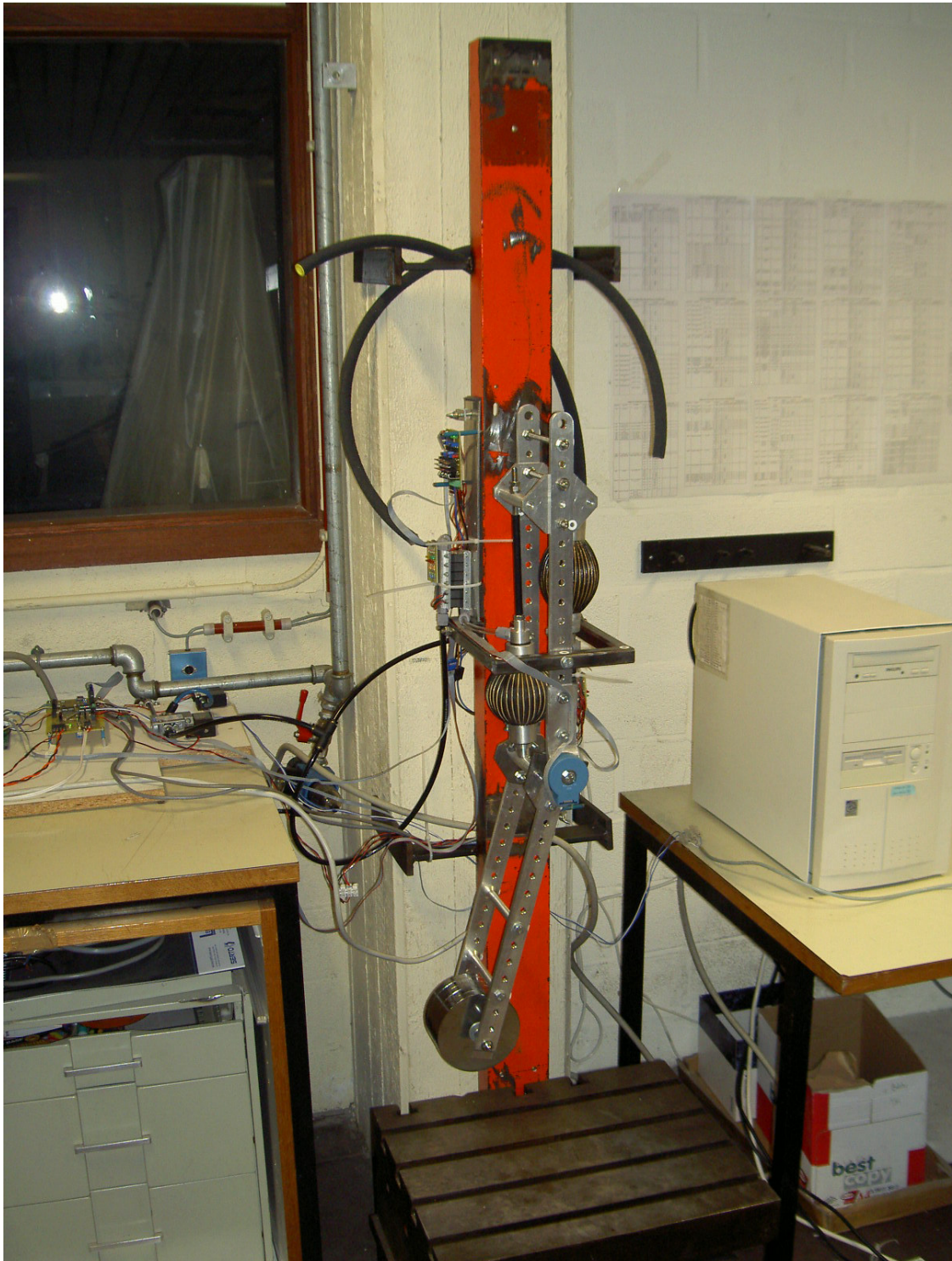
[27] Visual studio 6.0 MSDN

Deitel, H., Deitel, P., "How to program C++", Prentice Hall, 1994

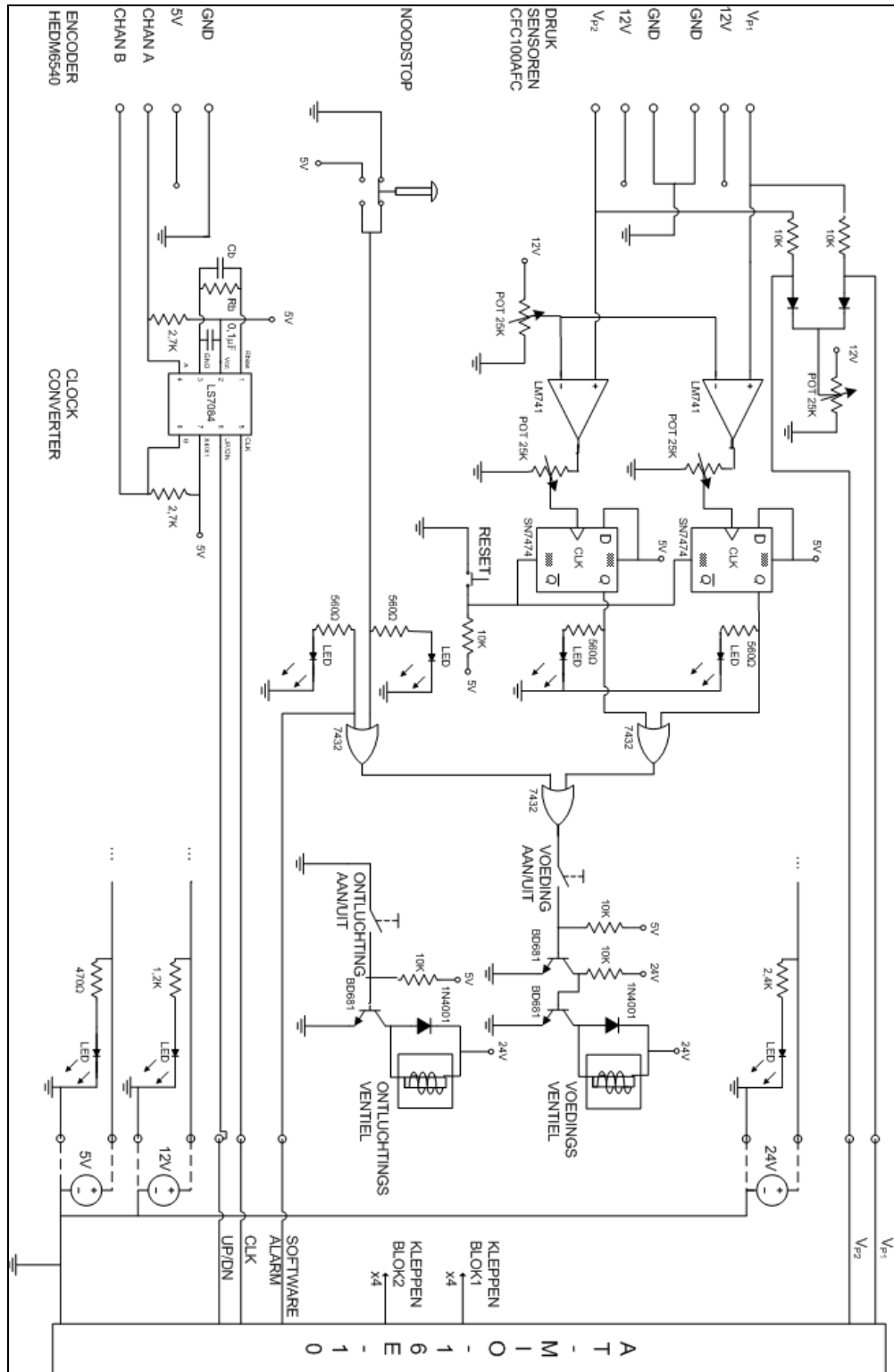
Hoofdstuk 8

Bijlagen

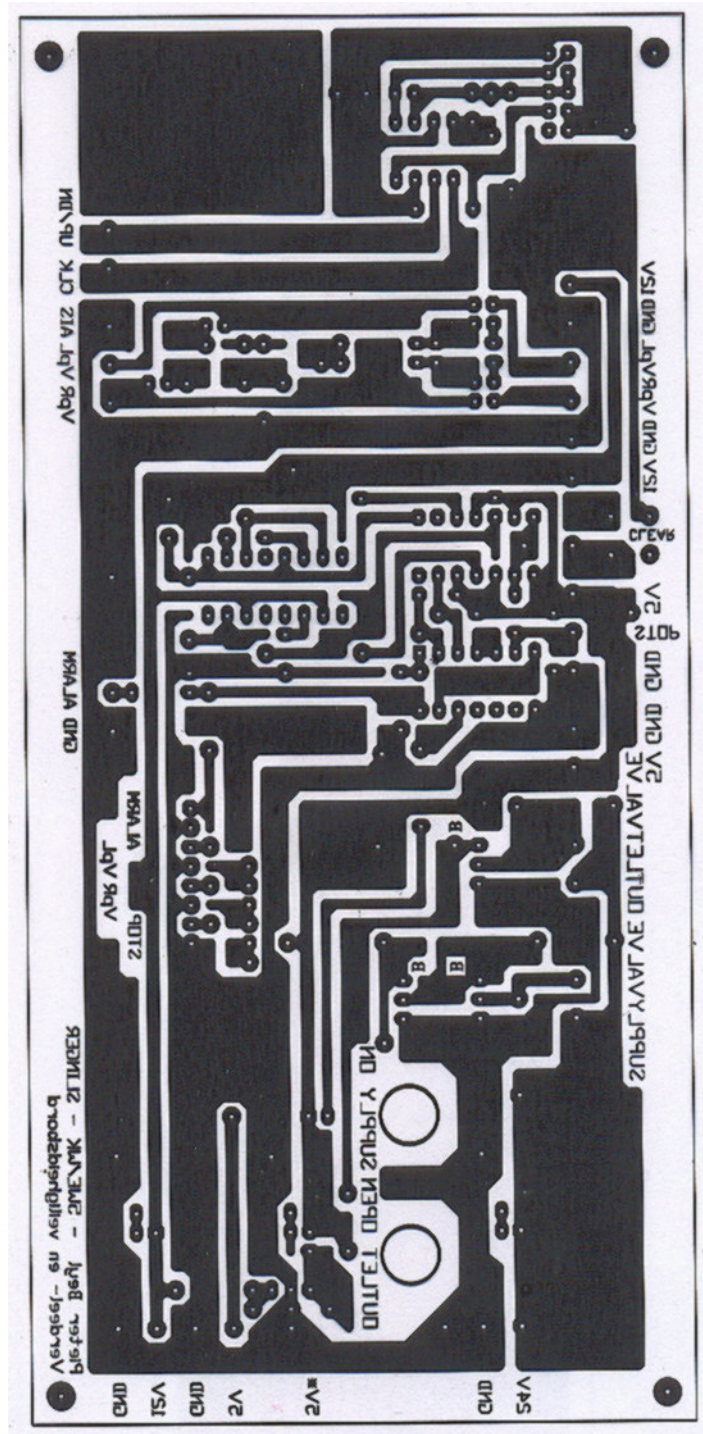
8.1 Foto van de testopstelling



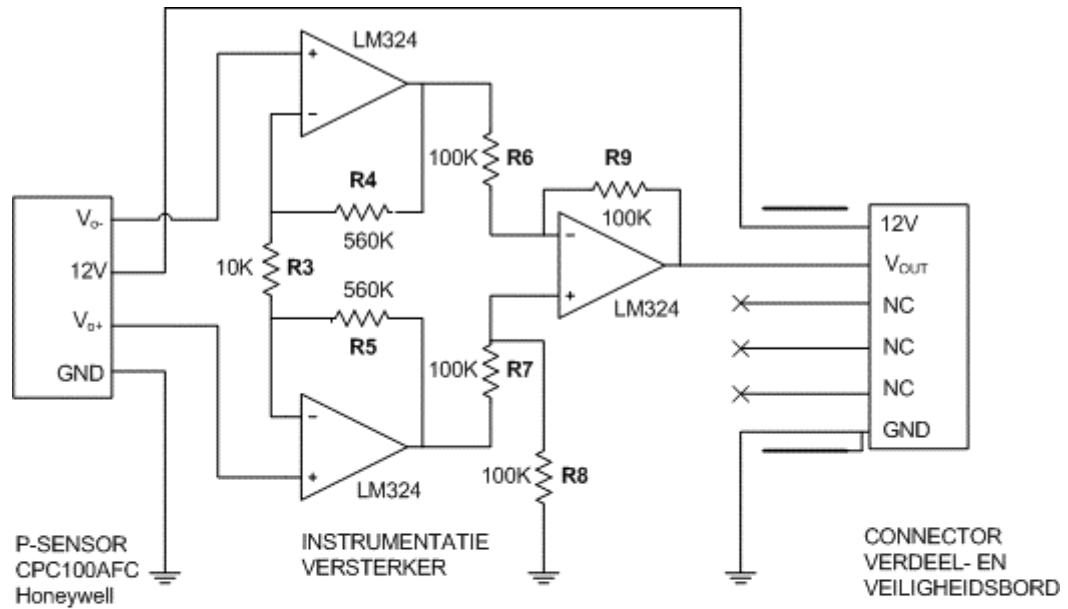
8.2 Elektrisch schema verdeel- en veiligheidsbord



8.3 Elektrisch circuit verdeel- en veiligheidsbord



8.4 Elektrisch schema druksensor met versterkerschakeling



$$V_{OUT} = (a+b) \cdot (V_{O+} - V_{O-}) + c \cdot V_{O+} - d \cdot V_{O-}$$

$$a = c \cdot R5/R3$$

$$b = d \cdot R4/R3$$

$$c = (d+1)/(R7/R8+1)$$

$$d = R9/R6$$

$$V_{OUT} = (a+b+d) \cdot (V_{O+} - V_{O-}) \quad \Leftrightarrow \quad R9/R6 = R8/R7 \quad (c = d)$$

$$V_{OUT} = d \cdot (2 \cdot R4/R3 + 1) \cdot (V_{O+} - V_{O-}) \quad \Leftrightarrow \quad R4/R3 = R5/R3 \quad (a = b)$$

$$V_{OUT} = 113 \cdot (V_{O+} - V_{O-})$$