

Západočeská univerzita v Plzni
Fakulta aplikovaných věd
Katedra kybernetiky

DIPLOMOVÁ PRÁCE

PLZEŇ, 2017

MARTIN TOUPAL

ZDE PŘILOŽIT ZADÁNÍ

PROHLÁŠENÍ

Předkládám tímto k posouzení a obhajobě diplomovou práci zpracovanou na závěr studia na Fakultě aplikovaných věd Západočeské univerzity v Plzni.

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci vypracoval samostatně a výhradně s použitím odborné literatury a pramenů, jejichž úplný seznam je její součástí.

V Plzni dne 19. května 2017

.....
vlastnoruční podpis

PODĚKOVÁNÍ

Rád bych poděkoval zejména vedoucímu mé diplomové práce Ing. Martinu Švejdovi, Ph.D. za cenné rady, připomínky a poskytnutí testovacího standu bez něhož by celá práce byla pouhou teorií. Velký dík patří mému bratrovi za podporu během studia. Na závěr bych rád poděkoval všem lidem, kteří mě během celé doby studia naučily novým poznatkům, týkajícím se mého studijního oboru i samotného života.

ANOTACE

Diplomová práce se zabývá problémem návrhu a řízení paralelního manipulátoru. Pohon tohoto manipulátoru zajišťují speciální aktuátory tvořené nitinolovými respektive flexinolovými dráty. První část popisuje vlastnosti tohoto typu aktuátoru a vytváří jeho model. Následně na základě těchto informací vzniká návrh řídicího schématu. Pro účely regulace je využit PID regulátor se speciální dopřednou vazbou. Navržené schéma bylo otestováno na reálném manipulátoru.

KLÍČOVÁ SLOVA

Slitiny s tvarovou pamětí, nitinolové dráty, model nitinolového aktuátoru, PID regulace s dopřednou vazbou, paralelní manipulátor

ANNOTATION

This thesis deals with the problem of parallel manipulator's design and its control. The Movement of the manipulator is provided by special actuators which are made of Nitinol or Flexinol wires. The first part describes properties of this actuator and presents its model. This information leads to the design of the control scheme in the second part. The regulation is determined by the PID controller with special feedforward. Presented regulation schema was verified on the real manipulator.

KEYWORDS

Shape memory alloy, Nitinol wires, model of Nitinol actuator, PID control with feedforward, parallel manipulator

OBSAH

1	Úvod	1
2	Popis aktuátoru	3
2.1	Vlastnosti aktuátoru	3
2.1.1	Popis slitiny	3
2.1.2	Fáze transformace aktuátoru	4
2.1.3	Efekt tvarové paměti	5
2.2	Model aktuátoru	7
2.2.1	Teplotně-mechanický popis	8
2.2.2	Popis fáze přechodu	9
2.2.3	Popis ohřevu	11
2.2.4	Dynamika pohybu	13
2.3	Validace modelu	14
2.3.1	Určení hraničních teplot transformací a jejich posunů při změně napětí	15
2.3.2	Srovnání hysterezní křivky modelu a reálného systému	17
2.3.3	Porovnání odezvy modelu a reálného systému při skokové změně na vstupu	19
2.3.4	Testování životnosti aktuátorů	20
3	Regulátor aktuátoru	22
3.1	Existující regulátory	22
3.2	Návrh regulátoru	23
3.2.1	Dopředná vazba	23
3.2.2	Vliv poruch	27
3.2.3	Regulační smyčka	30
3.3	Testování regulátoru	34
4	Návrh manipulátoru	37
4.1	Návrh konstrukce	37
4.2	Kinematický popis	40
4.2.1	Určení souřadných systémů	40
4.2.2	Přímý geometrický model	41
4.2.3	Přímá okamžitá kinematická úloha	44
4.2.4	Inverzní geometrický model	45
4.2.5	Inverzní okamžitá kinematická úloha	47
4.2.6	Výpočet délky aktuátorů	48

4.3	Řídicí schéma manipulátoru	50
4.3.1	Plánovač trajektorie	50
4.3.2	Regulátory aktuátorů	51
4.3.3	Testování navrženého řízení	52
5	Závěr	54
	Literatura	56
	Seznam příloh	62
A	Seznam tabulek s použitými parametry	63
B	Kód dopředné vazby	65
C	Obsah přiloženého CD	67

SEZNAM OBRÁZKŮ

2.1	Krystalická struktura SMA	5
2.2	Schéma rovnic modelu	7
2.3	Hystereze SMA	9
2.4	Testovací schéma aktuátoru	15
2.5	Hysterezní křivky SMA při odlišném zatížení	16
2.6	Hystereze modelu a reálného systému SMA pro malé zatížení	17
2.7	Hystereze modelu a reálného systému SMA pro velké zatížení	18
2.8	Odezva modelu a reálného systému na skokovou změnu na vstupu	19
2.9	Vývoj hysterezních křivek SMA v čase (velké zatížení)	20
2.10	Vývoj hysterezních křivek SMA v čase (malé zatížení)	21
3.1	Schéma rovnic dopředné vazby	26
3.2	Řízení aktuátoru s dopřednou vazbou	29
3.3	Parametry návrhu regulátoru	33
3.4	Odezva SMA s regulátorem na po částech konstantní funkci	35
3.5	Odezva SMA s regulátorem na kosinusový signál	36
4.1	Návrh konstrukce Stewartovy platformy	38
4.2	Základní návrh paralelního manipulátoru	39
4.3	Způsoby návrhu konstrukce paralelního manipulátoru	40
4.4	D-H parametry manipulátoru	42
4.5	Transformace souřadného systému od základny	43
4.6	Vizualizace výpočtu délky aktuátorů	49
4.7	Řídicí schéma manipulátoru	50
4.8	Schéma funkčních bloků pro výpočet délky aktuátorů	51
4.9	Regulační schéma určené k ovládní jednoho aktuátoru	52
4.10	Ukázka řízení manipulátoru	53

SEZNAM TABULEK

4.1	D-H parametry prvního článku.	41
4.2	D-H parametry dvou článků	46
4.3	D-H parametry transformace od souřadného systému článku k poloze uchycení prvního páru aktuátorů.	48
4.4	D-H parametry transformace od souřadného systému článku k poloze uchycení druhého páru aktuátorů.	48
A.1	Rozměry drátu	63
A.2	Teplotně-mechanický popis	63
A.3	Popis fáze přechodu	63
A.4	Popis ohřevu	64
A.5	Koeficient výměny tepla při teplotě 20 [°C] okolního vzduchu	64
A.6	Dynamika pohybu (vlastnosti pružiny)	64
A.7	Parametry regulátoru (pro první drát)	64

1 ÚVOD

V posledních desetiletích dochází ke značnému rozvoji mechatroniky, jež spojuje elektronické, mechanické, softwarové a řídicí obory za účelem návrhu komplexních systémů. Tento trend odstartovala zejména poptávka po kvalitnější, rychlejší i levnější průmyslové výrobě. S postupem času tak vyvstává potřeba automatizovat čím dál složitější procesy. Díky tomu také rostou požadavky na jednotlivé části systému – například na obor robotiky, která se zabývá návrhem a řízením robotů.

Potřeba modernizace se tak nevyhýbá ani manipulátorům, jež tvoří spolu s roboty humanoidního typu dva základní předměty zájmu oboru robotiky. Samotný vývoj manipulátorů přináší kromě zdokonalování konstrukce či použitých materiálů také nové způsoby pohonu tj. zdokonalení stávajících aktuátorů. Postupně tak dochází k realizaci nových typů aktuátorů, jež mohou dosahovat lepších vlastností, než v praxi dosud používané typy pohonů.

Nejčastěji používaný pohon manipulátorů tvoří elektromotory, případně hydraulické aktuátory. Nové přístupy, umožňující pohon strojů, si zakládají například na piezoelektrických materiálech, reagujících na změnu působícího tlaku. Další možností mohou být tzv. magnetické aktuátory, jež vytvářejí sílu prostřednictvím generování magnetického pole, s následným přitahováním nebo odpuzováním dvou magnetických jednotek. Poslední zmíněnou alternativou jsou slitiny, založené na tvarové paměti.

Diplomová práce zkoumá jednu z alternativních možností pohonu paralelního manipulátoru prostřednictvím speciálního nitinolového aktuátoru. Samotný aktuátor tvoří drát, jež se zkracuje při splnění specifických podmínek. Cílem práce je vytvoření vhodného regulátoru, jež umožní dosažení těchto podmínek pro určitý referenční signál a následná aplikace navrženého regulačního obvodu na vytvořený paralelní manipulátor.

První kapitola *Popis aktuátoru* zkoumá možnosti návrhu modelu aktuátoru za účelem vytvoření přesného popisu jeho chování. Jedná se o poměrně komplikovaný proces, jež doprovází značné množství aproximací. Vytvořený model je poté porovnán s naměřenými daty na reálném aktuátoru.

Ze vzniklého modelu čerpá následující kapitola *Návrh regulátoru*. Nejdříve se předpokládá regulace čistě pomocí speciálně vytvořené dopředné vazby, odvozené z rovnic modelu v ustáleném stavu. Následuje úprava této funkce o zahrnutí všech dostupných měření do výpočtu dopředné vazby. Cílem této modifikace je maximální využití všech informací tak, aby došlo k potlačení přítomného šumu a poruch, působících na systém respektive na měření stavu. Regulační schéma poté rozšiřuje přidáním PID regulátoru, navrženého pomocí přenosové funkce upraveného modelu

ohřevu aktuátoru. Na závěr této kapitoly probíhá testování navrženého schématu regulace na reálném aktuátoru.

Z vlastností, uvedených v citovaných publikacích, čerpá kapitola *Návrh manipulátoru*, zkoumající možné způsoby návrhu paralelního manipulátoru při zohlednění výsledků předešlých kapitol. Pro vzniklý paralelní manipulátor je poté vypočtena kinematika - jmenovitě přímý i inverzní geometrický model včetně přímé a inverzní okamžité kinematické úlohy. Nakonec je zde uveden celkový regulační algoritmus, spojující jednotlivé prvky diplomové práce v celek za účelem řízení vytvořeného systému paralelního manipulátoru.

2 POPIS AKTUÁTORU

Tato kapitola vytváří matematický model pro popis přesného chování nitinolových aktuátorů. Nejdříve jsou analyzovány veškeré důležité vlastnosti aktuátoru a na jejich základě proběhne sestavení příslušných rovnic spolu s výčtem uvažovaných aproximací. Poslední část kapitoly se zabývá validací navrženého modelu.

2.1 Vlastnosti aktuátoru

Nitinolové aktuátory se skládají ze speciální slitiny, označované jako slitina s "tvarovou pamětí"- nadále používaná zkratka pro nitinolové i flexinolové dráty **SMA**, vychází z anglického názvu: Shape Memory Alloy. Uvedený název se odvíjí od klíčové vlastnosti této slitiny, představující schopnost "zapamatovat" si svůj specifický tvar a při splnění určitých podmínek jej obnovit z téměř libovolné deformace. Během tohoto procesu obnovení původního tvaru dochází rovněž ke zkrácení drátu. Odtud vyplývá myšlenka využití SMA jako možných aktuátorů (zejména v podobě drátu).

2.1.1 Popis slitiny

Obecně obsahují nitinolové aktuátory pouze nikl a titan v rovnoměrném poměru, přičemž jeho mírnou modifikací lze docílit změn v jejich vlastnostech např.: různé pevnosti, síly tahu, nebo posunutí pracovní teploty.

Společnost DYNALLOY Inc. vyrábí speciální nitinolový drát s obchodním názvem Flexinol® Actuator Wire [1], jenž byl navržen s určitým poměrem výše uvedených prvků za účelem možného využití jako aktuátor. Důraz na vlastnosti tohoto SMA se díky tomu částečně přesouvá z požadavku na zapamatování si specifického tvaru na požadavek maximálního smrštění při splnění určitých podmínek - konkrétně při překročení minimální hranice teploty, nutné k uskutečnění zkrácení SMA [2].

Schopnost vytvoření "tvarové paměti" není pevně spjata pouze s kombinací niklu a titanu. Mezi kovy se jedná o relativně rozšířenou vlastnost, jejímiž nositeli jsou i slitiny založené na majoritním podílu mědi nebo železa. Výše uvedené kovy však není vhodné použít jako aktuátor z důvodů nevhodné transformační teploty, maximálního prodloužení, nebo horšího poměru pevnosti ku průměru drátu. Největší výhodou uvedených slitin (včetně slitiny niklu a titanu) spočívá ve **schopnosti vést elektrický proud**, který spolu s působícím odporem v SMA zaručí řízené ohřívání. Dalšími celkem běžnými látkami mohou být elektroaktivní polymery (polytetrafluoroethylen) nebo piezoelektrické keramické materiály (oxid zirkoničitý) [8, 11, 23].

Použité flexinolové aktuátory dosahují výborného poměru vlastní hmotnosti ku generované síle. Jejich pohyb je vykonáván při nulové hlučnosti a bez interakce s elektromagnetickými předměty. Zároveň dosahují vysoké úrovně odolnosti vůči korozi, kyselinám i zásadám [1, 2].

Hlavní nevýhoda tkví v relativně pomalé odezvě spolu s obtížně říditelnou teplotou při ohřevu elektrickým proudem. Tento fakt ovlivňuje, kromě působení okolního prostředí v podobě proudícího vzduchu, hlavně velká hystereze (viz kapitola 2.2.2). Některé další nedostatky jako například malá generovaná síla jediného drátu nebo nedostatečné maximální zkrácení lze řešit vhodným paralelním zapojením více aktuátorů či propletením drátu za účelem vytvoření větší délky aktuátoru.

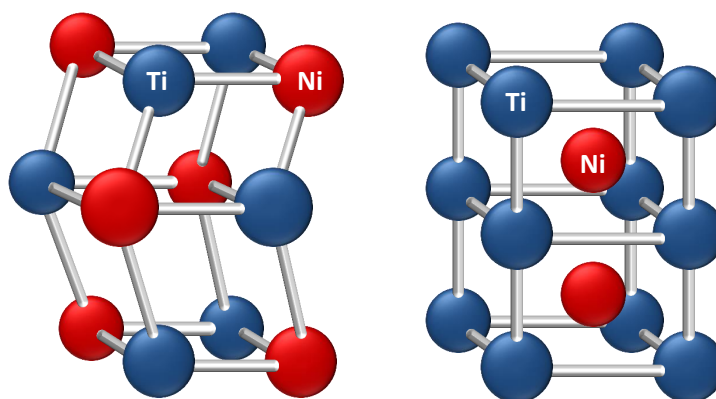
2.1.2 Fáze transformace aktuátoru

Klíčová vlastnost SMA (z pohledu možného pohonu manipulátoru) se projevuje při jejich zahřívání, kdy vlivem působícího tepla dochází k smrštění podobně jako u lidského svalu a následně zpětnému natahování při ochlazování. Tento jev způsobují odlišné fáze v přeměně krystalické mřížky, tvořené atomy niklu a titanu, jež se mění vlivem dodávané nebo odebírané energie během změny teploty.

Vlastnosti všech těchto fází jsou podrobně popsány ve značném množství publikací [3–5, 8–14, 23]. Obecně může SMA nabývat čtyř základních fází:

- **Martenzit** - fáze v níž SMA přebývá při nižších teplotách. Dráty v tomto stavu lze snadno deformovat.
- **Austenit** - vzniká při nárůstu teploty SMA z fáze Martenzitu. Při tomto přechodu dochází k obnovení krystalické mřížky v SMA (viz obr. 2.1). Tento proces má za následek navrácení SMA do původního tvaru, daného "tvarovou pamětí", spolu se zkrácením drátu v jednotkách procent ze své délky.
- **R-fáze** - vyskytuje se během přechodu z austenitu na martenzit a naopak. Dochází k ní při nižších teplotách, přičemž v některých slitinách úplně chybí. Její dynamika (zpomalení probíhající změny fáze transformace) bude vzhledem ke složitému chování a nejasnému výskytu nadále zanedbána.
- **Fáze žíhání** - nastává při velmi vysokých teplotách, jež umožňují "přeprogramovat" tvarovou paměť SMA prostřednictvím požadované deformace a následným chladnutím v zafixovaném novém tvaru [14]. Tento stav však **neplatí pro elastické dráty**, které při velkém ohřevu ztrácí svojí schopnost se zkracovat [1].

Obrázek 2.1 znázorňuje krystalickou strukturu SMA tvořenou atomy niklu a titanu pro dvě základní fáze - martenzit a austenit. Odvozený model v následujících kapitolách popisuje právě transformaci mezi těmito fázemi. Proces přechodu z jedné fáze do druhé provází kromě nelinearity také poměrně velká hystereze [3–5, 8] tj. vlastnosti (zejména působící síla SMA) se liší při přechodu z martenzitu do austenitu od vlastností přechodu v opačném směru.



Obr. 2.1: Vizualizace krystalické struktury - martenzit vlevo, austenit vpravo

2.1.3 Efekt tvarové paměti

Tvarovou paměť charakterizuje několik základních vlastností, které definují podmínky přechodu jednotlivých fází [5]:

- **Jednocestná paměť** - po zahřátí přechází SMA do fáze austenitu, čímž mění svůj tvar podle předdefinované tvarové paměti ve fázi žíhání, nebo dojde ke zkrácení v případě elastických drátů. Ochlazení specifickou změnu tvaru nepřinese. Každý (nezničený) SMA disponuje minimálně touto vlastností.
- **Dvoucestná paměť** - SMA přechází při zahřívání a chladnutí mezi dvěma určitými tvary. Podobu tvaru martenzitu je nutné natrénovat opakovanými změnami fáze při zachování totožných podmínek transformace.
- **Superelastická** - jev ke kterému dochází, pokud bude SMA plně ve fázi austenitu a začne se namáhat značnou silou. Toto namáhání může způsobit změnu fáze s následnou přeměnou zpět až na martenzit (spolu s odpovídajícím prodloužením drátu), přičemž po uvolnění působené síly SMA opět přechází do austenitu (opět společně s adekvátním zkrácením drátu).
- **Pseudoplastická** - principiálně podobný jev superelastické, avšak za nižších teplot ve fázi martenzitu, který lze rovněž napnout vlivem působící síly.

Při projevu vlastností *superelasticita* respektive *pseudoplasticita* dochází ke změně v krystalické mřížce. Proto je nutné tento jev zahrnout do modelu v podobě posunu hranice transformačních teplot viz kapitola 2.2.1.

Životnost aktuátorů

Obecně SMA nemohou vykonat nekonečný počet přechodů mezi jednotlivými fázemi. Konkrétně v případě flexinolových aktuátorů existuje omezení na maximální počet přechodů, při nichž jsou splněny výrobcem garantované údaje [1]. Primárně se týkají délky zkrácení SMA při přechodu do fáze austenitu. S narůstajícím počtem změn cyklů tak dochází k postupnému opotřebení SMA.

Životnost SMA ovlivňují kromě počtu přechodů mezi jednotlivými cykly také samotné parametry drátů (tloušťka, přesný poměr složení látek) a zatížení působící na drát v době transformace fáze. Pokud nedojde k přetížení, lze SMA používat minimálně v řádu milionů přechodů - při stejné a opakující se činnosti navíc dochází k natrénování pohybu, čímž vzniká efekt výše zmíněné *dvoucestné paměti*, která má za následek minimalizaci vzniklého opotřebení [2, 5].

Životnost tak kromě neúměrného zatížení ohrožuje pouze kritická teplota, která způsobí zničení tvarové paměti elastických drátů. Vzhledem k nemožnosti přesně (a levně) změřit teplotu drátu, jenž nabývá cca 1/3 milimetru, je tento problém vyřešen v regulaci formou saturace pro maximální dodávaný výkon.

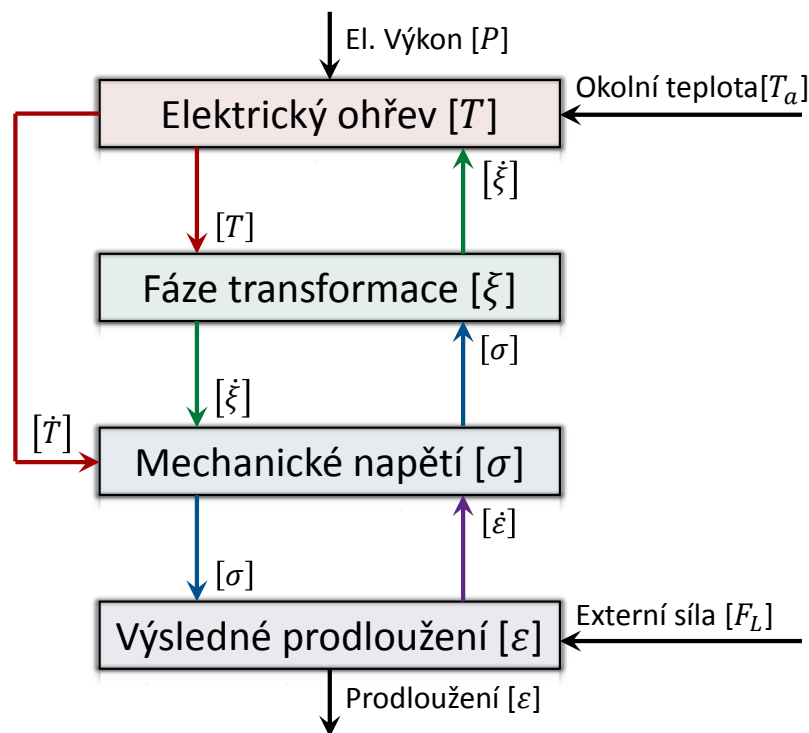
Pozn.: mikroskopickou strukturu krystalické mřížky před použitím, během natrénování tvarové paměti a po zničení v důsledku přehřátí SMA lze nalézt v [8].

2.2 Model aktuátoru

Existuje více způsobů popisu dynamického chování SMA. Jedná se zejména o jednoduché aproximace, které přirovnávají chování nitinolových drátů k aperiodickému členu prvního řádu [23], nebo podobné jednoduché přenosové funkci. Regulátory, navržené na základě takto vzniklého modelu, vyžadují aditivní úpravy regulačního schématu, přičemž neposkytují příliš kvalitní regulaci.

Následující podkapitoly vychází z několikaletého vývoje rovnic [5], jenž mají za cíl co nejpřesněji určit složité nelineární a hysterezní chování SMA. Každá použitá rovnice byla vybrána za účelem případných snadných úprav, od nichž se odvíjí aproximace většiny parametrů modelu konstantními hodnotami.

Použitý nelineární model aktuátoru se skládá ze čtyř základních diferenciálních rovnic, vyjadřujících transformaci dodávaného elektrického výkonu (respektive elektrického proudu) na výstupní proměnné prodloužení aktuátoru. Vizualizaci rovnic lze nalézt na obrázku 2.2.



Obr. 2.2: Schéma použitých rovnic, vstupních / výstupních signálů a vzájemné interakce mezi rovnicemi.

Pozn.: v obrázku 2.2 je uveden výstup systému s označením "Výsledné prodloužení" i přes fakt, že v SMA dochází při ohřevu ke zkrácení. Tento název vychází z podoby rovnice dynamiky pohybu 2.15, která při zkrácení SMA vrátí výsledek se záporným znaménkem, čímž vyjadřuje prodloužení drátu.

2.2.1 Teplotně-mechanický popis

Vztah mezi teplotou a mechanickým chováním popisuje Tanakovo rovnice [7]. Jedná se o základní vztah, spojující ostatní rovnice do smysluplného celku. Výpočet časové změny mechanického napětí σ (druhý Piola-Kirchhoffovo tensor napětí [6]) lze získat v závislosti na změně poměrného prodloužení (dále jen prodloužení) drátu ε (Green-Lagrangeův tensor [6]), teploty T a fáze transformace ξ (tyto veličiny se vyvíjí v čase):

$$\dot{\sigma} = D(\xi)\dot{\varepsilon} + \Theta\dot{T} + \Omega\dot{\xi}, \quad (2.1)$$

kde $D(\xi)$ představuje modul elasticity, Θ je koeficient teplotní roztažnosti a Ω označuje koeficient fázové transformace.

Pozn.: Všechny tři výše zmíněné parametry rovnice 2.1 závisí na teplotě, délce prodloužení SMA i fázi transformace [12]. Konstantní hodnoty parametrů v rovnici 2.1 vychází z aproximace, jejíž data poskytuje výrobce flexinolových drátů [1].

Modul elasticity se poměrně zásadně liší pro jednotlivé fáze martensitu i austenitu. V závislosti na schopnosti modelu přesně odhadnout aktuální stav transformace SMA lze využít následující rovnici [10]:

$$D(\xi) = D_A - (D_A - D_M)\xi, \quad (2.2)$$

přičemž D_A respektive D_M jsou elastické moduly austenitu respektive martensitu.

Pracovní prostor se tak bude vždy nalézat mezi hranicemi modulu elasticity martensitu D_M a austenitu D_A . Z tohoto důvodu lze rovnici 2.2 aproximovat průměrnou hodnotou elastického modulu, aniž by došlo k přílišnému odchýlení modelu od reálného systému aktuátoru [9]:

$$D = \frac{D_A - D_M}{2}. \quad (2.3)$$

Koeficient fázové transformace Ω nabývá [22]:

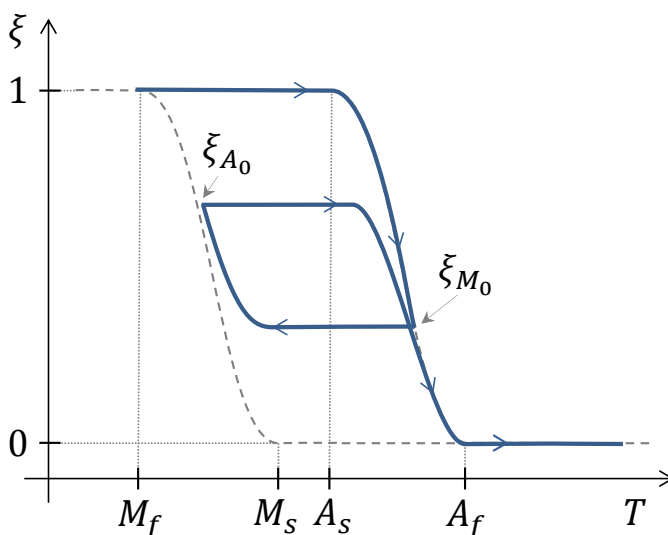
$$\Omega = \varepsilon_L D(\xi) \approx \varepsilon_L D = \varepsilon_L \frac{D_A - D_M}{2}, \quad (2.4)$$

kde konstanta ε_L vyjadřuje maximální fyzicky možné prodloužení SMA bez vlivu okolního zatížení (*pozn.: aktuátor se zkracuje a ε_L nabývá záporného znaménka*).

2.2.2 Popis fáze přechodu

Popis fáze přechodu provází komplikace - při ohřevu i chladnutí dochází k poměrně zásadní hysterze, jež prakticky neumožňuje definovat tento vztah prostřednictvím jediné rovnice bez aditivních úprav či vytvoření příliš "hrubé" aproximace.

Obrázek 2.3 znázorňuje vzniklou hysterzi v závislosti na aktuální fázi a směru přechodu (ohřev nebo chladnutí SMA). Modrá čára symbolizuje řízený ohřev SMA, jež byl v cca 2/3 změny fáze z martensitu na austenit přerušen. Hysterze nejdříve "zadrží" SMA na aktuální úrovni fáze (respektive míře zkrácení drátu) a posléze dojde k postupnému prodloužení SMA vlivem přeskupení atomů v krystalické mřížce do fáze čistého martensitu. Případné zahřátí SMA ze stadia chladnutí bude mít podobný průběh s obráceným směrem tj. přidržení fáze s následnou přeměnou do austenitu.



Obr. 2.3: Ukázka hysterze - graf vykresluje přechod fáze v závislosti na rostoucí teplotě včetně hraničních teplot fází. Šipky reprezentují směr vývoje SMA v čase.

Zároveň si lze z obrázku 2.3 povšimnout omezení na parametr fáze ξ se specifickým rozsahem $\xi = \langle 0, 1 \rangle$, jež vyjadřuje průměrné zastoupení martensitu v SMA. Podle obecného označení [9–14] tak hodnota $\xi = 1$ reprezentuje stoprocentní podíl martensitu a $\xi = 0$ plné zastoupení austenitu v SMA. S tímto rozsahem počítají veškeré zde uvedené rovnice.

Existuje několik používaných způsobů zápisu přechodu mezi fázemi transformace. Kromě výše zmíněných variant s jedinou rovnicí lze použít také dvě funkce pro každý směr transformace. Vzhledem k faktu, že podíl martensitu respektive austenitu přímo ovlivňuje vzniklé prodloužení, musí být popis fází co nejpřesnější. Z tohoto důvodu počítá navržený model s aproximací systému užitím goniometrických funkcí pro každou fázi zvlášť [10, 12].

Přechod fáze ξ_{MA} z martensitu na austenit (tj. fáze ohřevu SMA):

$$\xi_{MA} = \frac{\xi_{M_0}}{2} \left\{ \cos \left[a_A \left(T - A_s - \frac{\sigma}{c_A} \right) \right] + 1 \right\}, \quad (2.5)$$

při podmínce: $C_A(T - A_f) < \sigma < C_A(T - A_s)$.

Přechod fáze ξ_{AM} z austenitu na martensit (tj. fáze chladnutí SMA):

$$\xi_{AM} = \frac{1 - \xi_{A_0}}{2} \cos \left[a_M \left(T - M_f - \frac{\sigma}{c_M} \right) \right] + \frac{1 + \xi_{A_0}}{2}, \quad (2.6)$$

při podmínce: $C_M(T - M_s) < \sigma < C_M(T - M_f)$.

Konstanty, vyskytující se v rovnicích 2.5 a 2.6, mají společnou logickou podstatu, kterou znázorňuje obrázek 2.3. ξ_{M_0} a ξ_{A_0} jsou počáteční fáze při změně transformace tj. konečná fáze během chladnutí těsně před začátkem ohřevu apod. Hraniční teploty transformace austenitu A respektive martensitu M specifikuje příslušný index: s = začátek, f = konec. Konstanty c_A a c_M ovlivňují posun hraničních mezí transformačních teplot ve vztahu k působícímu mechanickému napětí. Pro obě fáze se tyto hodnoty rovnají tj. $c_A = c_M$ (aproximativně).

Parametry a_A , a_M vycházejí z následující substituce:

$$a_M = \frac{\pi}{M_s - M_f}, \quad a_A = \frac{\pi}{A_f - A_s}, \quad (2.7)$$

kde dvojice konstant M_s, M_f a A_f, A_s opět značí hraniční teploty přechodu mezi fázemi martensitu a austenitu.

Rozčlenění popisu fáze SMA na dvě rovnice umožní zvýšení přesnosti, ale za cenu řady problémů. Kromě zvýšení implementační složitosti (přepínání rovnic během simulace, ošetření podmínek přechodu včetně hraničních mezí) zde také vystává numerický problém při simulaci modelu. Konkrétně během pokusu získat derivaci změny fáze v okamžiku přepnutí rovnic, jež vede na její nekonečné hodnoty.

2.2.3 Popis ohřevu

Ohřev SMA, pomocí protékajícího elektrického proudu i , lze spočítat na základě vznikajícího Jouleovo tepla. Ochlazení probíhá prostřednictvím přenosu tepla do okolí prouděním (*tepelná konvekce*), jenž ve většině případů tvoří vzduch s nižší teplotou. Další ztráty, způsobené především odvodem tepla na úchytech aktuátoru (*tepelná kondukce*) a sálání (*vyzařování*) jsou zanedbány [8].

Ohřev i chladnutí navíc komplikuje změna krystalické mřížky prostřednictvím energie, která se při tomto jevu uvolňuje či spotřebovává. Podle aktuální fáze transformace pak zpomaluje přechod SMA do požadované fáze. energii zahrnutou v tomto procesu vyjadřuje koeficient skupenského tepla ΔH .

Rovnice elektrického ohřevu má následující podobu [8, 10]:

$$\underbrace{\rho V}_{\text{hmotnost SMA}} \left(C_s \frac{dT}{dt} + \Delta H \frac{d\xi}{dt} \right) = \underbrace{i^2 R(\xi)}_{\text{el. výkon}} - \underbrace{h S_a (T - T_a)}_{\text{konvekce}}, \quad (2.8)$$

kde ρ je hustota SMA, C_s značí měrnou tepelnou kapacitu SMA, h je koeficient výměny tepla, T_a udává teplotu okolního prostředí (vzduchu) a $R(\xi)$ vyjadřuje odpor v závislosti na měnící se fázi transformace.

Tvar napnutého aktuátoru (drátu) může být aproximován tvarem válce, z čehož vyplývají rovnice pro výpočet objemu V a povrchu S_a :

$$V = l_0 \pi \left(\frac{d}{2} \right)^2, \quad (2.9)$$

$$S_a = l_0 \pi d, \quad (2.10)$$

kde l_0 vyjadřuje klidovou délku aktuátoru bez zatížení ve stoprocentní fázi martensitu a d je průměr drátu.

Jelikož určení fáze transformace přímo vychází ze znalosti aktuální teploty viz kapitola 2.2.2 není možné při návrhu modelu počítat s proměnným odporem bez vytvoření algebraické smyčky. Z tohoto důvodu bude odpor uvažován jako konstantní hodnota, vypočtená na základě průměrného odporu z dat, poskytnutých výrobcem [1].

Podobný případ nastane při výpočtu vlivu latentního tepla, proto bývá tento člen zcela zanedbán [9, 14]. Vzhledem k závislosti koeficientu skupenského tepla na časové změně fáze, nebude tento člen ovlivňovat výslednou teplotu (po ustálení fáze transformace) pouze průběh její změny v závislosti na změnách v dodávaném výkonu.

Výpočet koeficientu výměny tepla

Rovnice 2.8 ukazuje jasný vztah mezi dodávaným elektrickým výkonem a tepelnými ztrátami vzniklými interakcí SMA s okolím. Tento vzorec zásadním způsobem ovlivňuje výslednou teplotu modelovaného SMA, čímž mění fáze transformace, které mají vliv na zkrácení aktuátoru viz kapitola 2.2.2.

Z tohoto důvodu je zde uveden podrobný postup fyzikálního výpočtu koeficientu výměny tepla SMA na vzduchu¹.

Koeficient výměny tepla lze vypočítat z Nusseltova čísla N_u , jenž definuje poměr výměny tepla [15]:

$$N_u = \frac{hl}{\lambda} \rightarrow h = \frac{\lambda N_u}{l}, \quad (2.11)$$

kde λ označuje tepelnou vodivost plynu (vzduchu) a l je charakteristická délka SMA. Relevantní charakteristická délka tenkých drátů může nabývat jejich průměru: $l = d$, v obecném případě je však dána podílem objemu ku povrchu tj. $l = \frac{V}{S}$ [15].

Vzorec výpočtu Nusseltova čísla volného proudění vzduchu nabývá [15, 16]:

$$N_u = \left(0.6 + \frac{0.387 (G_r P_r)^{\frac{1}{6}}}{\left[1 + \left(\frac{0.559}{P_r} \right)^{\frac{9}{16}} \right]^{\frac{8}{27}}} \right)^2, \quad (2.12)$$

kde P_r a G_r jsou konstanty Prandtlovo a Grashofovo čísla pro pevně danou okolní teplotu vzduchu - viz rovnice 2.13 a 2.14.

Prandtlovo číslo se mění v závislosti na teplotě zkoumaného média. Pro účely sestavení modelu byla uvažována teplota vzduchu 20°C]. Výpočet Prandtlovo čísla se skládá z [18]:

$$P_r = \frac{\rho_{air} c_{air} \nu_{air}}{\lambda_{air}}, \quad (2.13)$$

kde vlastnosti vzduchu jsou: ρ_{air} je hustota, c_{air} představuje měrnou tepelnou kapacitu, ν_{air} označuje kinematickou viskozitu a λ_{air} vyjadřuje tepelnou vodivost.

¹Pro dosažení maximální přesnosti je vhodné použít výrobcem poskytované technické informace. Vlastnosti speciální slitiny flexinolových aktuátorů popisuje technická příručka [1], přičemž ostatní parametry (vlastnosti okolního prostředí - vzduchu) uvedených rovnic uvádí fyzikální tabulky pro určité teploty [17].

Grashofovo číslo lze vypočítat využitím následujícího vzorce pro případ obtékání tělesa [19]:

$$G_r = \frac{g\beta(T_a - T_\infty)l^3}{\nu_{air}}, \quad (2.14)$$

kde g vyjadřuje gravitační zrychlení, β udává teplotní součinitel objemové roztažnosti a T_∞ reprezentuje průměrnou teplotu povrchu aktuátoru, která bude vypočtena jako průměr z hraničních teplot pro fázi transformace.

2.2.4 Dynamika pohybu

Dynamika pohybu se odvíjí od schématu zapojení aktuátoru. Pokud bude SMA propojen například naproti pružině, vyjde následující rovnice [10]:

$$\frac{F_L - \sigma S_0}{l_0} = m \frac{d^2\varepsilon}{dt^2} + C_v \frac{d\varepsilon}{dt} + C_{sp}\varepsilon, \quad (2.15)$$

kde F_L přidává do rovnice počáteční sílu, generovanou klidovým napnutím pružiny, S_0 je obsah průřezu drátu, l_0 udává klidovou délku drátu, m označuje hmotnost, jež táhne pružina tj. hmotnost SMA a konstanty pružiny C_v respektive C_{sp} charakterizují viskózní tření respektive tuhost.

Druhou v této práci uvažovanou možností zapojení aktuátorů je vytvořit propojení dvou SMA naproti sobě. Pak lze výsledné prodloužení charakterizovat jako [9]:

$$\dot{\varepsilon}_1 = -\dot{\varepsilon}_2. \quad (2.16)$$

Rovnice 2.16 platí pouze v případě, kdy mezi aktuátory působí mechanické napětí. Jelikož cílem regulace je ovládní polohy manipulátoru, nesmí v případě tohoto zapojení dojít k "prověšení" tj. k uvolnění napětí mezi aktuátory.

2.3 Validace modelu

Výsledný model se skládá z rovnic, uvedených v kapitole 2.2, přičemž samotná simulace proběhla v nadstavbě programu MATLAB® - Simulink®. Řádově odlišné hodnoty použitých parametrů vytvářejí různé časové konstanty, díky čemuž se musí v simulaci využít solver *ode15s* s maximálním krokem simulace cca 0.0001. V opačném případě nejsou simulační výsledky použitelné z důvodu chyb při numerických výpočtech.

Pozn.: přesné hodnoty použitých parametrů modelu uvádí tabulky, které se nalézají v příloze - konkrétně: rozměry drátu v tabulce A.1, parametry teplotně mechanického popisu v tab. A.2, fáze přechodu viz tab. A.3, popis ohřevu v tab. A.4, koeficient výměny tepla v tab. A.5 a dynamiku pohybu v tabulce A.6. Simulační soubory jsou rovněž součástí přílohy této práce.

Validace navrženého modelu proběhla na dvou odlišných nitinolových drátech - první byl testován jako možný aktuátor a druhý posloužil pro demonstraci změny chování během jeho životního cyklu.

Obrázek 2.4 ukazuje jednotlivé prvky testovacího rozhraní. Nitinolový drát byl zapojen jedním koncem naproti pevně uchycené pružině a druhým na mírně deformovatelnou tyč, k níž byl připevněn tenzometr pro měření působící síly. Přepočtení naměřené síly F na mechanické napětí na drátu se řídí následující rovnicí:

$$\sigma = \frac{F}{S_0}, \quad (2.17)$$

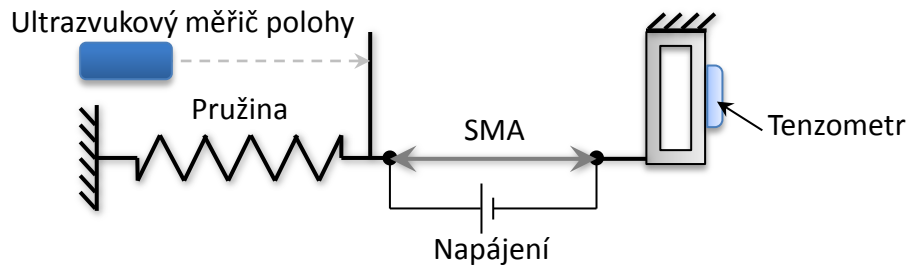
kde S_0 vyjadřuje obsah průřezu drátu.

Další měřenou veličinu představovalo prodloužení aktuátoru. Tento údaj se získával přepočtením výstupní hodnoty z ultrazvukového čidla podle lineární interpolace. Hraniční meze lineární interpolace tvořil 20 milimetrový interval. Z výsledné vzdálenosti se poté určilo prodloužení ε :

$$\varepsilon = \frac{l_M - l_{M_0}}{l_0}, \quad (2.18)$$

kde l_M reprezentuje aktuálně naměřenou vzdálenost, l_{M_0} představuje počáteční měření při fázi stoprocentního martensitu a l_0 udává klidovou délku drátu (opět při fázi stoprocentního martensitu).

Řízený ohřev vytvářel protékající elektrický proud spolu s působením elektrického odporu v SMA. Správnou úroveň dodávané energie určovala pulsně šířková modulace. Ochlazování zajišťovalo působení okolního vzduchu s průměrnou teplotou cca 23 °C.



Obr. 2.4: Testovací schéma aktuátoru.

Ovládání aktuátoru probíhalo prostřednictvím řídicího systému REX. Vzhledem k faktu, že na měřitelné veličiny působil vysokofrekvenční šum, bylo nutné před jejich zpracováním aplikovat dolní propust (blok LPF systému REX) s šířkou pásma $fb = 10$ [Hz] a součinitelem relativního tlumení $\xi = 0.7$.

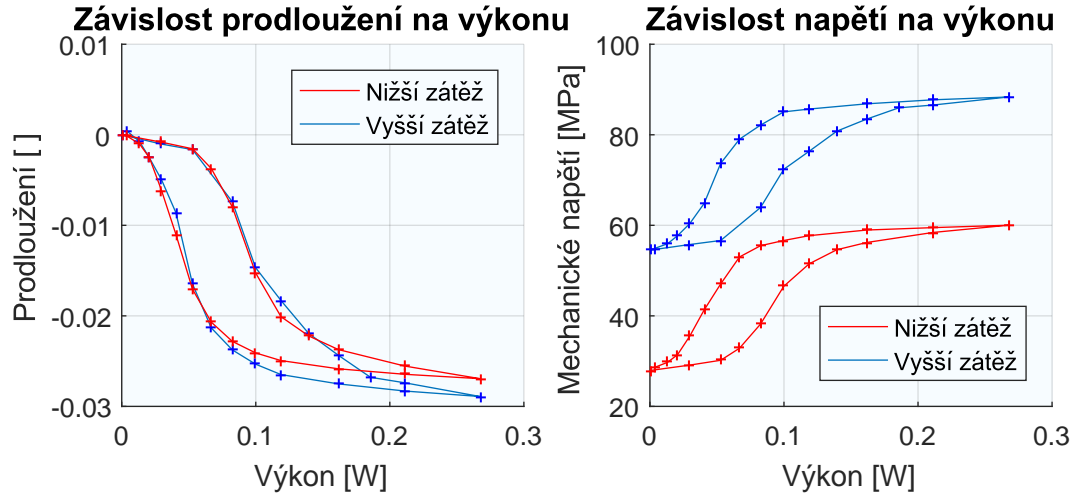
2.3.1 Určení hraničních teplot transformací a jejich posunů při změně napětí

Podle informací, umístěných na webu dodavatele testovaných SMA, není možné určit přesně hraniční teplotu klasických nitinolových drátů. Pro jeden typ drátů se může lišit i o ± 5 °C [20]. Proto byly hodnoty parametrů: M_s , M_f , A_f a A_s určeny až na základě naměřených dat. To samé platí i pro koeficienty posunu těchto teplot v závislosti na zvyšujícím se mechanickém napětí c_A respektive c_M .

Grafy v obr. 2.5 ukazují vývoj prodloužení i mechanického napětí v závislosti na změně výkonu prvního testovaného drátu. Pravá strana křivek představuje body ohřevu aktuátoru, kdy se pro konstantní hodnotu výkonu ustálilo prodloužení a napětí na drátu. Naopak levá strana byla určena následným snižováním výkonu z jeho maximální hodnoty (tj. stoprocentní fáze austenitu SMA). Vzniklá hysterezní křivka tak vytváří krajní hodnoty, kterých může aktuátor pro určitý výkon a zátěž nabývat.

Při změně působící síly, kterou v modelu generuje pružina, dochází v obr. 2.5 k posunu ve fázi transformace. Nejzřetelnější je tento jev v **horní polovině grafu Závislost výkonu na prodloužení**, kde pro stejné hodnoty výkonu dosahuje SMA při nižší zátěži mírně většího prodloužení.

Naopak, velikost maximálního prodloužení dosaženého s větším zatížením v **dolní polovině grafu**, způsobuje fakt, že počáteční napnutí pružiny zároveň také mírně zvětšuje počáteční prodloužení SMA. Přítomnost vyššího výkonu poté poskytně dostatečnou energii k tomu, aby SMA překonalo i tuto sílu. Tím vzniká "iluze" možnosti zvýšit maximální prodloužení, avšak aktuátor pouze kompenzuje



Obr. 2.5: Hysterezní křivky závislosti výkonu na prodloužení a mechanickém napětí prvního drátu v ustáleném stavu pro dvě odlišné hodnoty počátečního napnutí pružiny.

své počáteční napnutí. Navíc se při pokusech dosáhnout maximálního prodloužení SMA snižuje životnost [2, 5] a zároveň je potřeba razantně navýšit dodávaný výkon (podle měření z obr. 2.5 téměř dvojnásobně, což může také způsobit nežádoucí úroveň teploty).

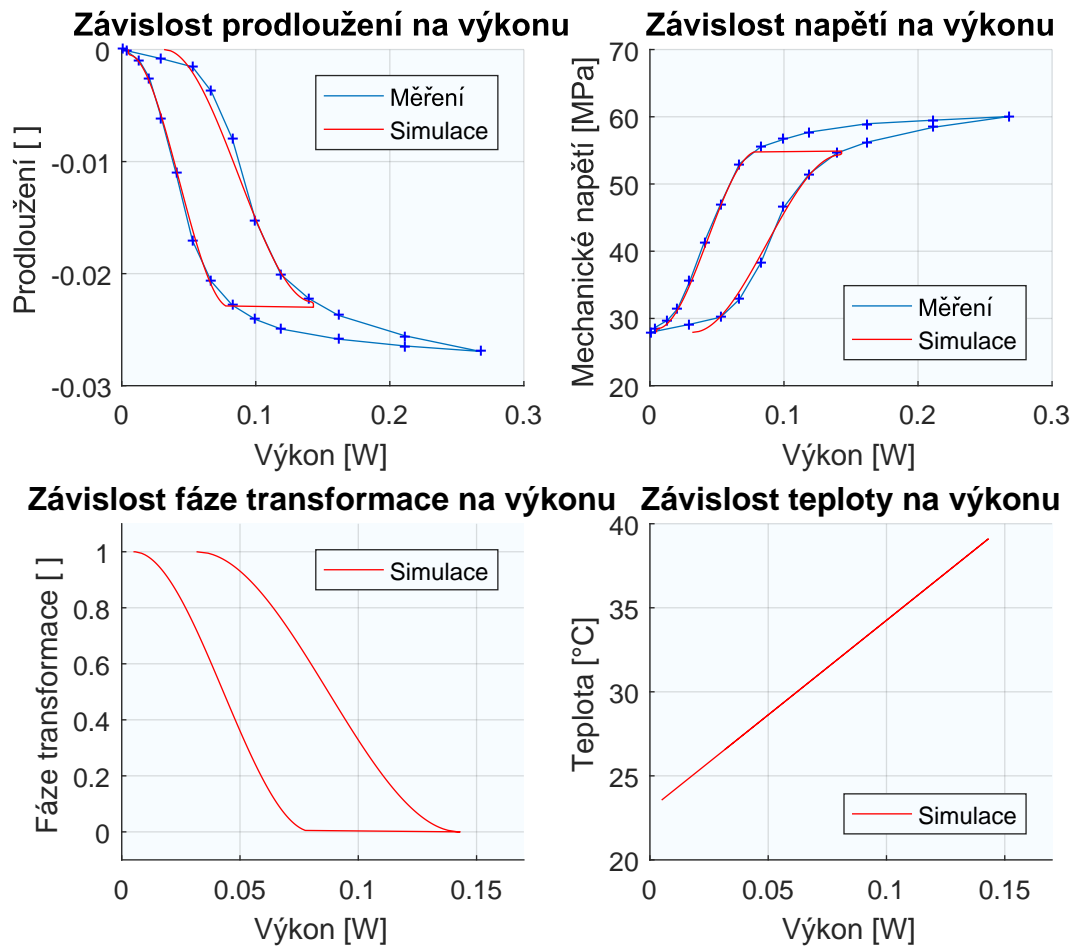
Vztah mezi posunem hraničních teplot a působícím napětím není lineární. Za předpokladu, že aktuátor nebude s ohledem na jeho omezenou životnost přepínán, lze model SMA uvažovat pouze s konstantními parametry $c_A = c_M$ ².

²Výsledné hodnoty parametrů včetně hraničních hodnot teplot jsou uvedeny v tabulce A.3, která se nalézá v příloze této práce.

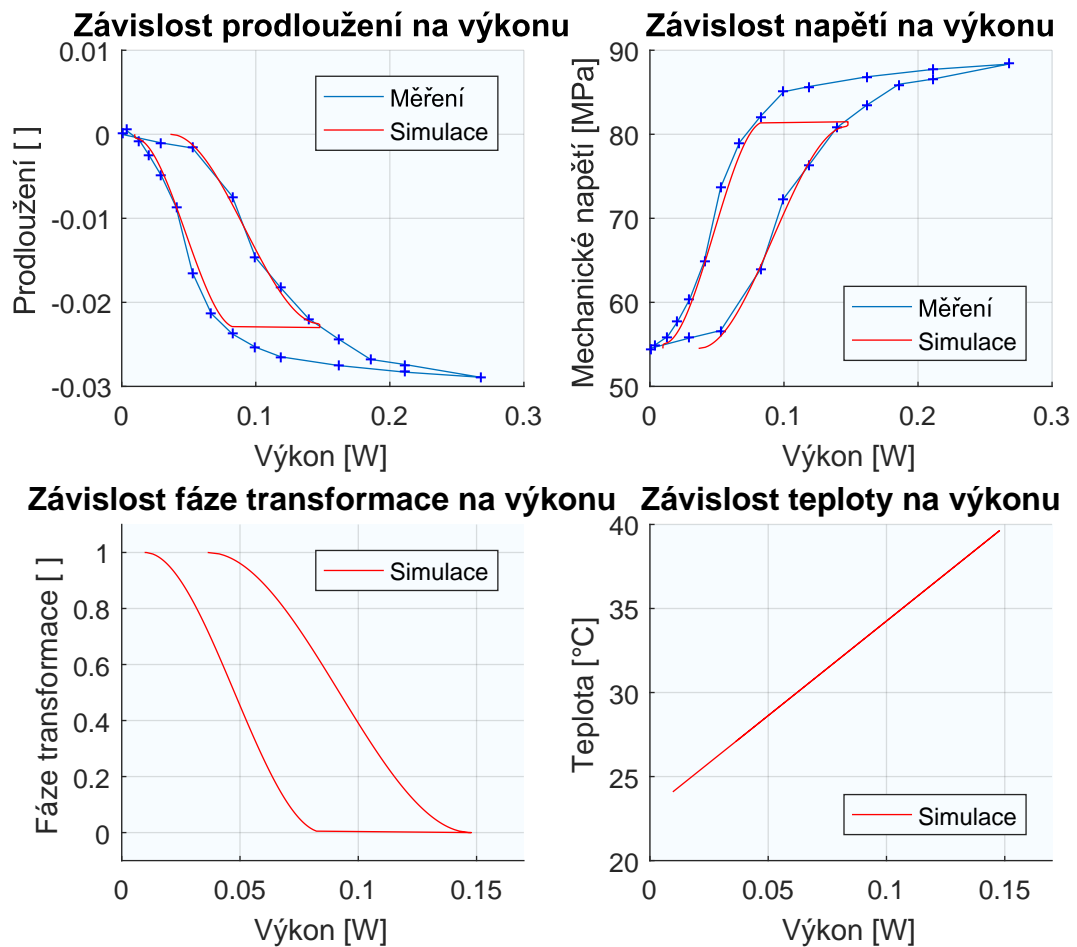
2.3.2 Srovnání hysterezní křivky modelu a reálného systému

Hysterezní křivky modelu byly získány stejným postupem, jako v případě reálného testovacího systému - simulace proběhla opakovaně pro konstantní hodnoty vstupního výkonu, přičemž výsledná data představují simulační hodnoty v ustáleném stavu.

Naměřená data pro odlišné úrovně počátečního napnutí pružiny jsou srovnána v obr. 2.6 pro nižší zátěž a v obr. 2.7 pro zátěž vyšší. V grafech se nalézá kromě srovnání měřitelného prodloužení i mechanického napětí také vypočtená fáze transformace a předpokládaná teplota aktuátoru.



Obr. 2.6: Porovnání naměřených dat s výsledky simulace modelu v ustáleném stavu pro **nižší** počáteční zatížení včetně simulačních údajů, týkajících se fáze transformace i předpokládané teploty.



Obr. 2.7: Srovnání naměřených dat a simulačních výsledků po ustálení pro vyšší počáteční zatížení včetně údajů, týkajících se fáze transformace i předpokládané teploty.

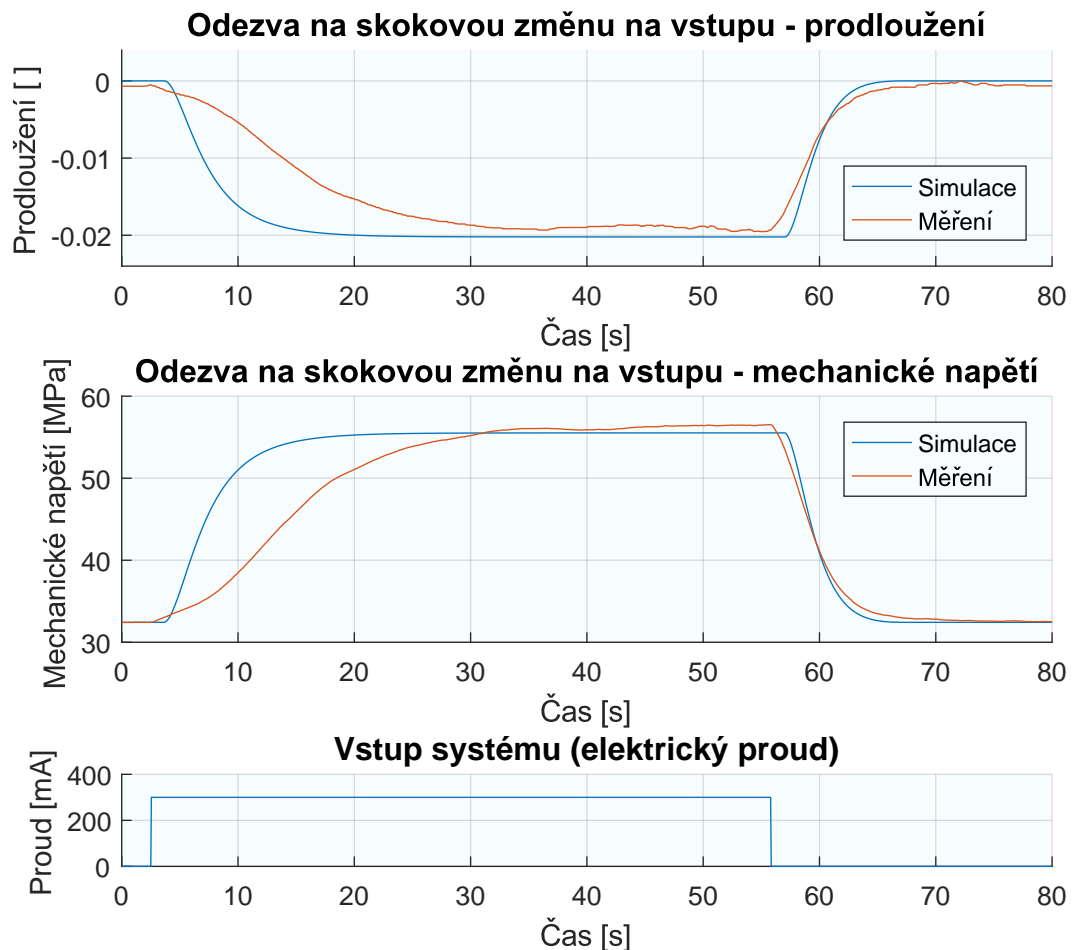
Z grafů si lze povšimnout, že model SMA nabývá maximální hodnoty prodloužení $\varepsilon_{max} = -0.023$ tj. prodloužení drátu cca 2.3 % ze své délky. Naměřená data však dosahují až 2.85 %. Tato hodnota byla zvolena vzhledem k výrazně odlišnému chování aktuátoru na mezích svého napětí.

Pokud bude navržený regulátor vycházet z tohoto maximálního prodloužení, pak může být s výhodou využit při jeho návrhu uvedený model. Zároveň se tím zabrání přepínání aktuátoru v krajních mezích fáze transformace, což prodlouží životnost SMA.

2.3.3 Porovnání odezvy modelu a reálného systému při skokové změně na vstupu

Odezvu systému na skokovou změnu dodávaného výkonu (respektive řízeného proudu) ukazuje obrázek 2.8. Vstupní signál tvoří elektrický proud o velikosti $i = 300[mA]$ v podobě obdélníkového pulsu. Lze tak pozorovat jak náběh systému při navýšení dodávané energie tak i jeho pokles.

Grafy v obr. 2.8 ukazují, že největších odchylek od reálného systému nabývá model v oblasti zahřívání drátu. Vzniklá nepřesnost může být způsobena vlivem odlišné teploty okolního vzduchu, nebo nepřesnou hodnotou koeficientu tepelné kapacity - tj. nepřesným určením objemu drátu v trojčlenu ρVC_s viz rovnice 2.8. Vzhledem k poměrně přesnému výstupu modelu v oblasti chladnutí drátu lze však předpokládat, že odchylky modelu v oblasti ohřevu způsobuje zanedbání vlivu latentního tepla.



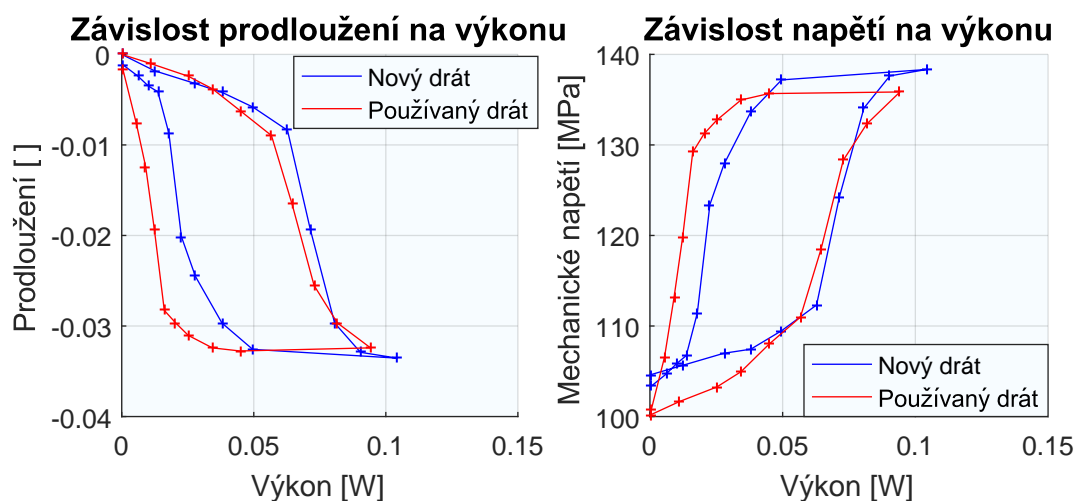
Obr. 2.8: Odezva modelu a reálného systému na skokovou změnu na vstupu.

2.3.4 Testování životnosti aktuátorů

Vzhledem k faktu, že životnost nitalolových drátů dosahuje milionů cyklů (při dodržení podmínek na maximální zátěž a teplotu drátu) [2,5], nebylo z časových důvodů možné otestovat změny chování v celé životní etapě aktuátoru. Nicméně lze předpokládat, že k největším změnám dochází v počáteční fázi, než dojde k natrénování SMA a poté až v etapě konce životnosti aktuátoru.

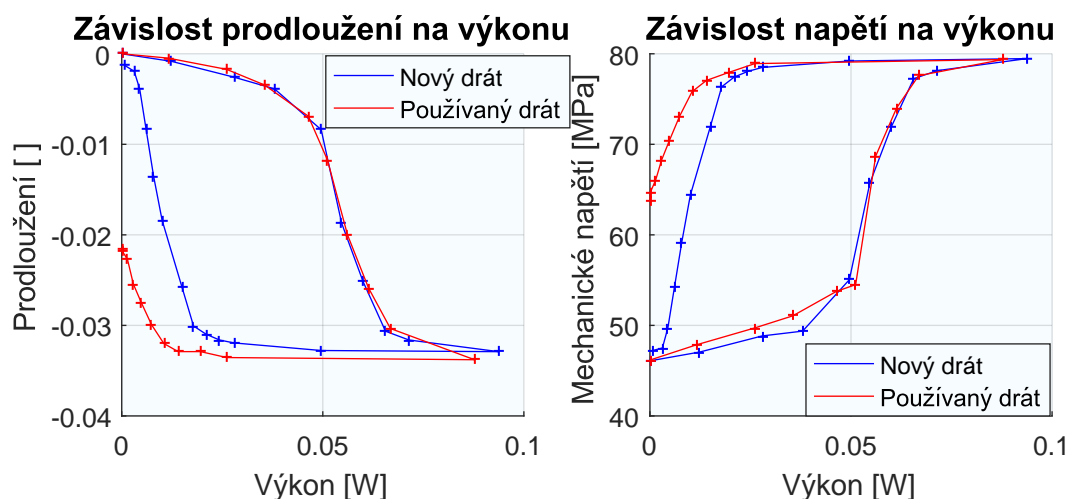
Testování výdrže proběhlo pro zcela nový drát, jenž byl následně podroben zátěžovému testu. Cílem bylo sledovat případný vývoj hysteretzních křivek SMA. Test tvořilo pouštění obdélníkových pulsů na vstup systému, které tak dodávaly výkon ke zkrácení aktuátoru o cca 2% ze délky. Po odeznění pulsu se nechal aktuátor navrátit do své původní délky a celý cyklus začal od začátku. Doba zátěžového testu trvala cca 2-3 hodiny, přičemž během 1 minuty proběhly nejméně 2 cykly. Výsledný počet transformací se tak pohybuje v řádu stovek.

Obrázek 2.9 ukazuje vývoj hysteretzní křivky testovaného aktuátoru pro velké zatížení. Přestože počáteční hodnota napětí nebyla určena zcela přesně jako v případě měření nového drátu, lze si povšimnout, že nedochází ke změně v maximálním prodloužení. Naopak průběh transformace fáze SMA se liší. Používání aktuátoru vedlo k posunu hraničních transformačních teplot martensitu (M_s , M_f) směrem k nižším hodnotám.



Obr. 2.9: Vývoj hysteretzních křivek SMA po zátěžovém testu pro velké zatížení.

Grafy v obrázku 2.10 zobrazují chování SMA při snížení počátečního mechanického napětí. Podobě jako v případě většího zatížení v obr. 2.9 i zde došlo k posunu transformačních teplot při přechodu na fázi martensitu. Posun je nyní navíc tak zásadní, že již neumožňuje navrácení aktuátoru do svého původní fáze. Tento fakt je opět způsoben vlastností SMA, při které zvyšování napětí posouvá hranice transformačních teplot.



Obr. 2.10: Vývoj hysterezních křivek SMA po zátěžovém testu pro malé zatížení.

Nepřesnosti v grafech na obr. 2.9 a 2.10 mohla částečně ovlivnit i teplota okolního vzduchu, ta se ale nelišila o více než 0.5 °C. Navíc v případě obr. 2.9 nedošlo k požadovanému navrácení do původní délky ani při pokusech ochladit drát prouděním větru, jenž tak působil ještě nižší teplotou.

Pro využití nitinolových drátů jako možných aktuátorů tak vyvstává potřeba používat dráty s podstatně větší aktivační hraniční teplotou (oproti teplotě okolního média), jelikož se může během životní etapy aktuátoru měnit. Nejvhodnější však bude použít speciální konfigurace SMA, například Flexinolové dráty, u kterých jsou určité vlastnosti garantované výrobcem.

3 REGULÁTOR AKTUÁTORU

Kapitola se zabývá návrhem samotného regulátoru aktuátoru. Nejdříve jsou uvedeny již existující řešení, na jejichž základě poté staví i probíraný návrh regulace. Jednotlivé kapitoly rozšiřují regulační schéma podle přítomnosti komplikací, které právě řeší. Závěr kapitoly je věnován laboratornímu testu navrženého regulátoru.

3.1 Existující regulátory

K problému přesné regulace SMA přistupují různé publikace velmi odlišnými způsoby. Přítomná hystereze prakticky neumožňuje regulaci použitím klasické PI či PID zpětnovazební regulační smyčky, jelikož při ní dochází k razantní inkrementaci integračního členu během projevu hystereze. Tento fakt poté v závislosti na nastavení regulátoru prodlužuje dobu regulace, nebo způsobí nežádoucí překmit při přechodu z martensitu do austenitu respektive podkmit v opačném případě.

Jeden z nejčastěji používaných typů regulátorů pro SMA je založen na principu fuzzy logiky [21]. Modifikaci takového přístupu představuje PID regulátor s proměnlivými parametry (tj. adaptivní regulátor s metodou *Gain scheduling*), které nastavuje fuzzy ovladač na základě předdefinovaných pravidel [25,27]. Nesporná výhoda těchto řešení tkví v jednoduchosti, částečné univerzálnosti a podle uvedených výsledků zmíněných publikací i v rychlosti regulace.

Dalším poměrně rozšířeným a mírně obtížnějším způsobem bývá aplikace regulátoru s vlastní neuronovou sítí [22, 26], jež však vyžaduje speciální natrénování, které nemusí být vždy univerzální i pro jednu skupinu konkrétních SMA s totožnými vlastnostmi.

Zmíněná fuzzy regulace i regulátory s natrénovanou neuronovou sítí nezohledňují působení okolního prostředí, které zanášá do procesu regulace chyby. Praktické využití těchto metod tudíž vyžaduje laboratorní podmínky, nebo netrvá na požadavku přesné regulace.

SMA lze řídit také prostřednictvím klasických adaptivních regulátorů. Příkladem může být PI regulátor s adaptivním zesílením [10], nebo také adaptivní neuronová síť [24]. Podmínkou těchto řešení bývá schopnost dostatečně vybudit systém při reálném využití za účelem co nejpřesnější identifikace odhadovaných parametrů.

Poslední zde uvedenou metodou, používanou k regulaci SMA, reprezentuje sada robustních PID regulátorů. K návrhu parametrů regulátoru bývá nejčastěji využita metoda H_∞ Loop Shaping [28].

3.2 Návrh regulátoru

Proces návrhu regulátoru komplikují tři hlavní problémy. První problém se týká nelinearity, jenž nastává při změně fáze. Další komplikaci tvoří hysterezní chování SMA. Poslední uvažovanou překážkou ve kvalitní polohové regulaci je šum, tvořený vlivem okolí, případně šum při měření aktuálních veličin.

3.2.1 Dopředná vazba

Vzhledem k formulaci požadavků na aktuátor manipulátoru lze předpokládat, že hlavním cílem bude co nejmenší chyba regulace v ustáleném stavu tj. co nejpřesnější cílová poloha manipulátoru. Další možná kritéria, kladená na manipulátory (například pohyb po trajektorii s konstantní rychlostí, nebo rychlá odezva), nejsou vzhledem k povaze SMA snadno realizovatelná a bude od nich v následujícím návrhu regulátoru upuštěno.

Model, odvozený v kapitole 2, poskytuje celkem věrohodný popis skutečného chování aktuátoru zejména v ustáleném stavu. Navíc obsahuje aproximované nelineární vlastnosti samotného SMA, které mohou výrazně zlepšit či urychlit regulaci.

Díky znalosti modelu tak lze vytvořit dopřednou vazbu s požadavkem na přesnou ustálenou polohu aktuátoru. Ta převede referenční signál v podobě zkrácení SMA na dodávaný elektrický výkon (nebo elektrický proud) aktuátoru. Princip vytvoření dopředné vazby tak spočívá v opačném toku dat z obrázku 2.2 (str. 7) a odpovídajících rovnic **v ustáleném stavu**.

Následující text odvozuje rovnice pro výpočet výstupu dopředné vazby, jenž představuje požadavek na výkon či elektrický proud při potřebě dosáhnout určitého prodloužení. Propojení rovnic zobrazuje obrázek 3.1 (str. 26).

Mechanické napětí

Prodloužení aktuátoru ε vyjadřuje rovnice 2.15 a je závislé na mechanickém napětí σ , jenž lze z této rovnice získat snadnou úpravou:

$$\begin{aligned} \frac{F_L - \sigma S_0}{l_0} &= m \cdot 0 + C_v \cdot 0 + C_{sp}\varepsilon, \\ \sigma &= \frac{F_L - l_0 C_{sp}\varepsilon}{S_0}. \end{aligned} \quad (3.1)$$

Fáze transformace

Mechanické napětí σ ze vztahu 3.1 spolu s referenčním prodloužením ε nyní poslouží k výpočtu fáze transformace ξ :

$$\begin{aligned}\dot{\sigma} &= D\dot{\varepsilon} + \Theta\dot{T} + \Omega\dot{\xi}, \\ \sigma - \sigma_0 &= D(\varepsilon - \varepsilon_0) + \Theta(T - T_0) + \Omega(\xi - \xi_0), \\ \Omega(\xi - \xi_0) &= -D(\varepsilon - \varepsilon_0) - \underbrace{\Theta(T - T_0)}_{\text{zanedbáno}} + (\sigma - \sigma_0), \\ \xi &= \frac{-D(\varepsilon - \varepsilon_0) + (\sigma - \sigma_0)}{\Omega} + \xi_0,\end{aligned}\tag{3.2}$$

kde $\sigma_0, \varepsilon_0, T_0, \xi_0$ jsou počáteční podmínky příslušných proměnných.

Při výpočtu rovnice 3.2 je potřeba zanedbat vliv teploty na roztažnost drátu z důvodu algebraické smyčky (zkrácení vlivem transformace fáze SMA se počítá ve fázi). Tato aproximace příliš neovlivní výslednou hodnotu, jelikož koeficient teplotní roztažnosti Θ nabývá oproti konstantám vypočteným na základě modulu elasticity D a Ω řádově nižších hodnot.

Teplota aktuátoru

Cílovou teplotu aktuátoru nelze určit bez znalosti původní fáze SMA ξ_{M_0} respektive ξ_{A_0} (fáze před změnou referenčního signálu). Ta stanoví, zda je nutné energii dodávat či odebrat. Podle této informace se poté zvolí správná rovnice pro výpočet požadované teploty.

Výpočet teploty z fáze ξ_{MA} při přechodu z martensitu na austenit viz rovnice 2.5:

$$T = \frac{a \cos \left\{ \frac{\xi_{MA} \frac{2}{\xi_{M_0}} - 1}{a_A} \right\}}{a_A} + A_s + \frac{\sigma}{c_A}.\tag{3.3}$$

Výpočet teploty z fáze ξ_{AM} při přechodu z austenitu na martensit viz rovnice 2.6:

$$T = \frac{a \cos \left\{ \frac{1}{1 - \xi_{A_0}} (2\xi_{AM} - 1 - \xi_{A_0}) \right\}}{a_M} + M_f + \frac{\sigma}{c_M}.\tag{3.4}$$

Určení počátečních stavů transformace ξ_{M_0} a ξ_{A_0} je komplikované, jelikož maximální prodloužení odvozeného modelu neodpovídalo 100% fázi austenitu viz kapitola 2.3. Proto budou ve výpočtu dopředné vazby uvažovány pouze konstanty $\xi_{M_0} = 1$ spolu s rovnicí 3.3 pro ohřev respektive $\xi_{A_0} = 0$ s rovnicí 3.4 při ochlazování.

Rovnice 3.3 a 3.4 specifikují chování dopředné vazby v případě nenulové regulační odchylky. Pokud se však aktuátor bude nalézat v těsné blízkosti referenčního požadavku, je vhodné stanovit pravidla pro použití specifické rovnice viz kapitola 3.2.2.

Požadovaný výkon

Výpočet požadavku na dodávaný výkon P pro zajištění konstantní teploty SMA v ustáleném stavu je jednoznačný, daný rovnicí 2.8:

$$\underbrace{i^2 R(\xi)}_P = hS_a(T - T_a). \quad (3.5)$$

Podle potřeby lze vypočítat i protékající elektrický proud při uvažování konstantního odporu, přičemž vzhledem ke kvadrátu elektrického proudu ve výpočtu výkonu se uvažuje pouze kladné řešení:

$$i = +\sqrt{\frac{hS_a(T - T_a)}{R(\xi)}}. \quad (3.6)$$

V rovnicích 3.5 a 3.6 je možné uvažovat konstantní odpor tj. $R(\xi) = R$, nebo použít nyní již známou informaci o aktuální fázi ξ k výpočtu aproximativní velikosti odporu:

$$R(\xi) = R_M \cdot \xi + R_A \cdot (1 - \xi), \quad (3.7)$$

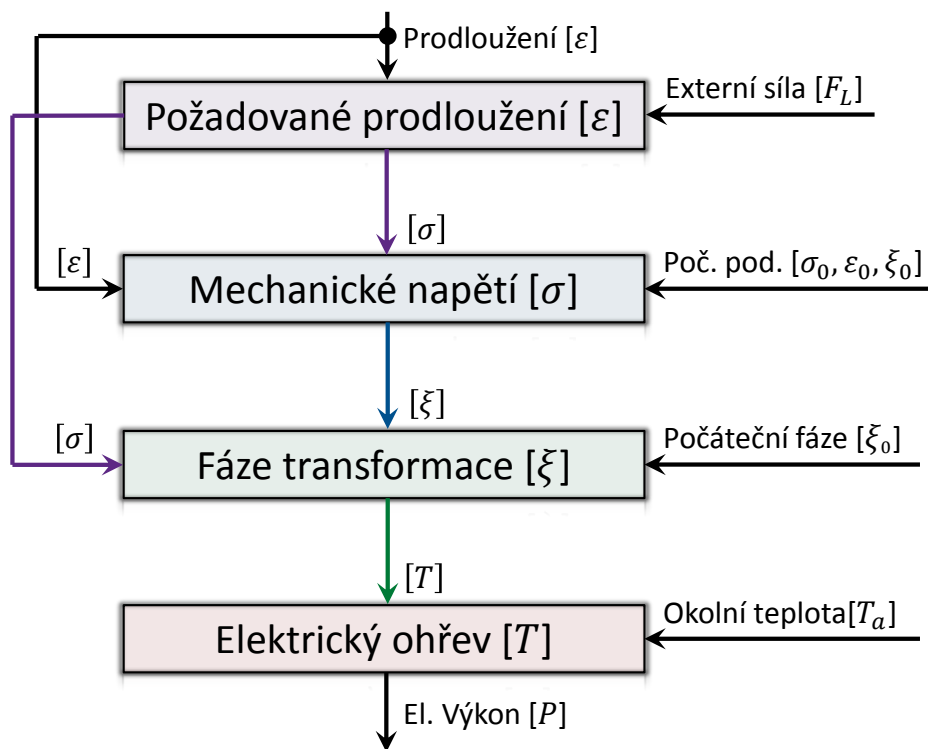
kde R_M respektive R_A jsou hodnoty odporu ve fázi martensitu respektive austenitu.

Schéma dopředné vazby

Výsledná dopředná vazba má podobu funkce, skládající se ze čtyř výše odvozených rovnic. K výpočtu této funkce jsou nezbytné určité počáteční podmínky, vstup v podobě požadovaného prodloužení spolu s vlastnostmi okolního prostředí a konstantní parametry dané modelem SMA.

Hlavní výhoda regulace pomocí tohoto řešení spočívá ve faktu, že dopředná vazba obsahuje nelinearitu chování SMA (vlastnost vyplývá z odvození dopředné vazby pomocí známých rovnic modelu). Lze jí tak využít jako aproximativní popis nelineárních vztahů v řídicím schématu. Strukturu, vytvořenou z těchto rovnic, zobrazuje obrázek 3.1.

Navržená funkce dopředné vazby má několik nevýhod. Kromě návrhu, zohledňujícího pouze ustálený případ, vzniká také požadavek na znalost počátečních podmínek aktuálního stavu. Většinou však není možné tyto informace měřit. Jedna z možností, jak vyřešit tento problém, tkví v zavedení rekonstrukce stavu. Jedná se ale o komplikovanou úlohu, která při simulacích v nadstavbě *Simulink* programu *Matlab* vedla na numerické chyby. Z důvodu maximálního zjednodušení, při dosažení kvalitní regulace, jsou tak počáteční podmínky určeny jinou cestou.



Obr. 3.1: Schéma rovnic v dopředné vazbě včetně signálů na vstupu a počátečních podmínek.

Algoritmus dopředné vazby pro neměnnou externí sílu

Při požadavku minimalizovat množství dat, potřebných k výpočtu dopředné vazby, se lze omezit pouze na informaci o cílovém zkrácení aktuátoru ε (tj. referenční signál) a aktuálním prodloužení ε_{actual} (měřitelná zpětná vazba). Údaje okolního prostředí (externí síla, teplota vzduchu) mohou být také konstantní.

Neznámé počáteční podmínky vypočítá funkce dopředné vazby pomocí dvou cyklů:

1. První cyklus proběhne pro počáteční podmínky ze stoprocentního martensitu tj. $\varepsilon_0 = 0$, $\sigma_0 = \sigma_{init}$ a $\xi_0 = 1$, kde σ_{init} je počáteční klidové mechanické napětí. Klidové napětí představuje známou konstantu, vypočtenou předem jako $\sigma_{init} = \frac{F_L}{S_0}$, přičemž F_L vyjadřuje působící externí sílu (např. síla pružiny v počátečním napnutí) a S_0 je obsah průřezu drátu.
2. Druhé spuštění využije následující informace z prvního běhu: finálního prodloužení, mechanické napětí a fázi transformace. Tyto data reprezentují současný stav, čímž poslouží jako počáteční podmínky pro nyní již plně řešitelnou úlohu výpočtu výkonu v ustáleném stavu.

Za předpokladu, že bude model SMA z kapitoly 2 bezchybný, lze řídit odpovídající aktuátor pomocí této dopředné vazby.

3.2.2 Vliv poruch

Navržená dopředná vazba nezohledňuje působení okolního prostředí. Následující list ukazuje hlavní poruchy, ovlivňující jednotlivé rovnice, které byly použité při sestavení modelu SMA:

1. **Elektrický ohřev** - působením okolního prostředí dochází k úniku energie: zejména vlivem větru respektive měnících se vlastností vzduchu (tlak, teplota, vlhkost, atd.).
2. **Fáze transformace** - působení zanedbané R-fáze zpomaluje přechod mezi fázemi, stejně jako vliv latentního tepla ovlivňuje rychlost transformace.
3. **Mechanické napětí** - zvýšení mechanického napětí posouvá hraniční teploty pro přechod mezi fázemi, čímž dochází k superelasticitě nebo pseudoplasticitě.
4. **Výsledné prodloužení** - například různá změna v síle nelineárního chování pružiny.

Testování na reálném aktuátoru ukázalo, že největší poruchu způsobuje vítr, jenž zapříčiní nerovnoměrné a neočekávané chladnutí. Z důvodu kompenzace této poruchy tak vyvstává potřeba měřit teplotu aktuátoru, která se však v různých místech drátu liší - zejména kvůli odlišným tepelným ztrátám v oblasti úchyťů drátů k základně manipulátoru. Navíc vzhledem k faktu, že nitinolové aktuátory nepřesahují průměr 0.5 [mm] [1], je měření teploty velmi obtížné nebo příliš drahé. Z tohoto důvodu se problém udržení určité teploty řeší aplikací pláště kolem aktuátoru, jenž tlumí účinky okolního prostředí [13].

V době testování nebyl aktuátor účinně chráněn proti vlivu okolního prostředí. Za předpokladu nižší teploty okolního vzduchu se tak nabízí opatření, jenž při dosažení cílového stavu navyšuje dodávaný výkon pomocí rovnice pro ohřev směrem do fáze austenitu 3.3. Přítomnost větru poté nezpůsobí příliš razantní změnu prodloužení, jelikož nejdříve musí dojít k ochlazení na aktivační teplotu martensitu. Následující výsledky simulací však ukázaly, že toto opatření není dostačující.

Další problém představuje šum měření, zejména vysokofrekvenční frekvence. Pro účely výpočtu dat dopřednou vazbou byl měřený signál filtrován nízko-pásmovou propustí.

Algoritmus dopředné vazby s měřením externí síly

V kapitole 2.3 *Validace modelu* je kromě proměnlivé délky drátu měřena také síla F_L , jež vyvíjí napínající se pružina na aktuátor. Tato síla může být přepočtena na mechanické napětí. Vzniká tak možnost snadno měřit i tuto veličinu. Výsledný algoritmus dopředné vazby lze díky tomu upravit o zahrnutí tohoto měření do výpočtu mechanického napětí.

První běh algoritmu dopředné vazby přepočítá měřenou sílu F_L na počáteční (nulové prodloužení aktuátoru) a aktuální (současné prodloužení aktuátoru) mechanické napětí, tzn. dopředná vazba nebude počítat s předdefinovanou konstantou σ_{init} ani s odvozenou rovnicí 3.1. Namísto toho využije rovnice:

$$\sigma_0 = \frac{F_L + l_0 C_{sp} \varepsilon}{S_0}, \quad (3.8)$$

$$\sigma = \frac{F_L}{S_0}. \quad (3.9)$$

Druhý běh dopředné vazby určí očekávanou hodnotu napětí v cílovém stavu aktuátoru a to opět pomocí tohoto měření prostřednictvím rovnice pro mechanické napětí:

$$\sigma = \frac{F_L + l_0 C_{sp} (\varepsilon_0 - \varepsilon)}{S_0}, \quad (3.10)$$

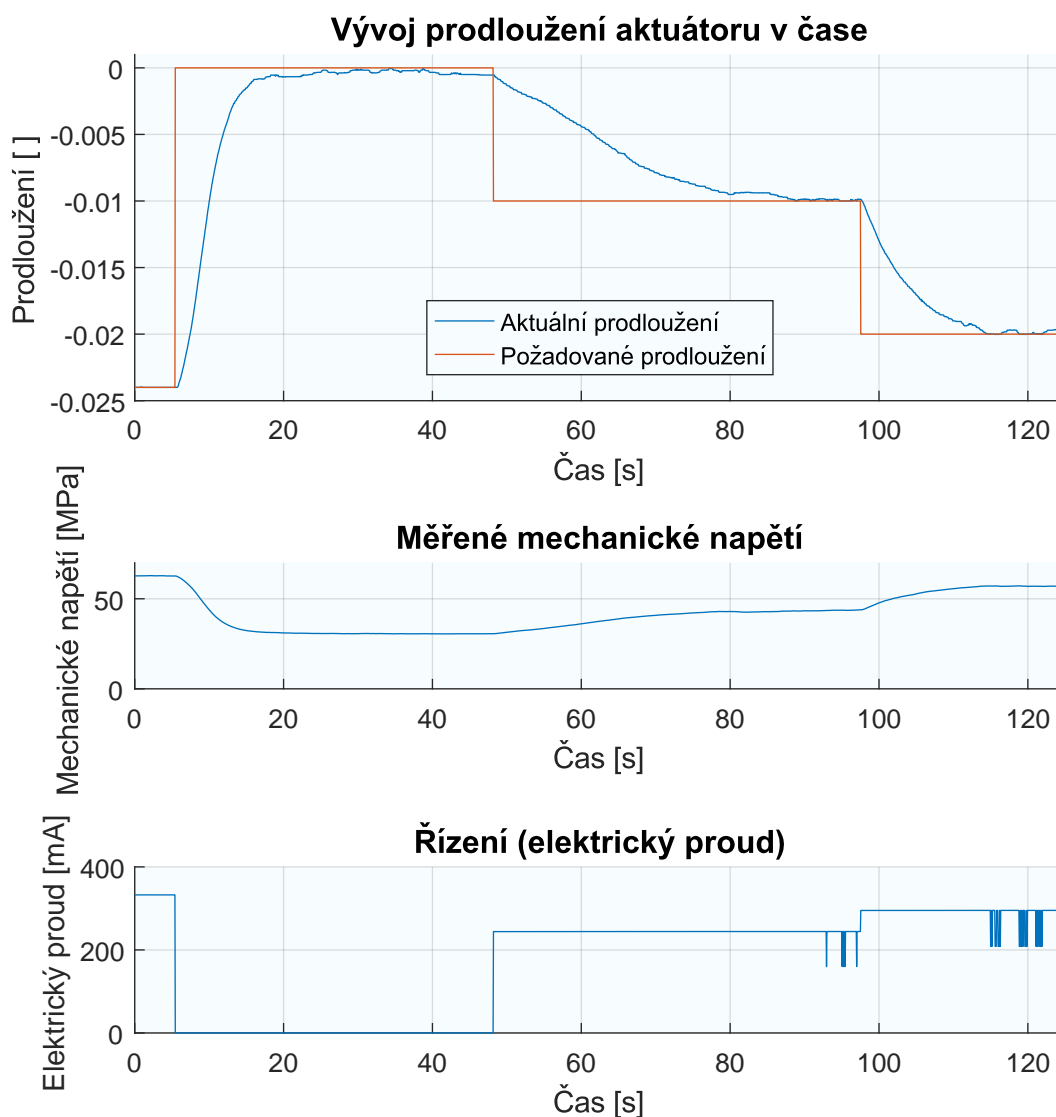
přičemž počáteční podmínky druhého cyklu jsou opět rovny výslednému stavu cyklu prvního.

Rovnice 3.8, 3.9 a 3.10 tak promítají dostupné měření síly napnutí drátu do výsledků dopředné vazby. Celkem tak nahrazují rovnici 3.1, která počítá pouze s konstantními hodnotami. Díky tomuto postupu **není potřeba znát počáteční podmínky napnutí aktuátoru**. Dopředná vazba je počítá v každém kroku, přičemž zahrne toto měření do výstupu v podobě navýšení či snížení požadovaného výkonu jako odezvu na změnu hranic transformačních teplot při zvýšení či snížení napětí. Kód tohoto algoritmu je uveden v příloze B.

Celkem tak dopředná vazba nejen generuje očekávaný výkon pro ustálený stav, ale také kompenzuje změny v měřitelné působící síle spolu s alespoň částečnou kompenzací vlivů okolního prostředí ve formě navýšování dodávaného výkonu v ustáleném stavu.

Nevýhoda tohoto návrhu spočívá v neschopnosti ovlivnit rychlost přechodu mezi požadovanými fázemi. Další nevýhoda tkví v závislosti algoritmu dopředné vazby na přesných hodnotách parametrů modelu, stejně jako na přesnosti modelu oproti řízenému systému.

Obrázek 3.2 ukazuje naměřená data regulace s touto dopřednou vazbou. Kromě již zmíněné doby regulace lze zde vidět také chování aktuátoru na mezi hraničních hodnot - při dosažení nulového prodloužení způsobí šum v měření nenulový signál i přes fakt, že dodávaný proud nabývá nulové hodnoty. Výsledky však ukazují, že se správně nastavenými parametry lze používat dopřednou vazbu samostatně.



Obr. 3.2: Ukázka řízení aktuátoru s navrženou dopřednou vazbou.

3.2.3 Regulační smyčka

Jelikož navržený model SMA reprezentuje pouhou aproximaci reálného systému, není možné očekávat bezchybné chování řízeného aktuátoru. Vystává tak potřeba kontrolovat aktuální stav SMA tj. vytvořit zpětnou vazbu a porovnávat ji s referenčními požadavky. Výsledná chyba regulace poté poslouží ke generování adekvátního řízení, které vykompenzuje vzniklé nepřesnosti.

Nabízí se tak možnost vytvořit zpětnou vazbu, jenž obsahuje měřitelnou informaci o zkrácení drátu. Tato myšlenka vyplývá z hlavního požadavku na ovládání manipulátoru - určení přesné polohy. Při validaci modelu v kapitole 2.3 však bylo k dispozici i měření síly, jenž lze přepočítat na mechanické napětí aktuátoru. Toto měření nabývalo menších chyb, jelikož nepodléhalo takové úrovni vysokofrekvenčního šumu. Vystává tak otázka, zda nelze využít i toto měření v regulaci. Příkladem takového řízení může být schéma kaskádní regulace, která využívá měření stavu systému těsně za působící poruchou. V případě regulace SMA by ale bylo nutné měřit teplotu drátu (pro potřeby kaskádní regulace).

Informaci z měření napětí je možné využít jiným způsobem. Při výpočtu dopředné vazby s měřením externí síly dochází k určení aktuálního i požadovaného prodloužení, mechanického napětí, fáze transformace a teploty aktuátoru. Pokud je model přesný, odpovídají tyto veličiny skutečným stavům a lze s výhodou použít ideálně odhad teploty aktuátoru - referenční signál se tak transformuje na požadovanou teplotu a zpětná vazba na teplotu aktuální. Cílem regulace tak bude udržet referenční teplotu aktuátoru.

Při regulaci teploty vystává problém v podobě hystereze, jenž je aproximována rovnicemi 3.3 a 3.4, čímž dochází ke skokové změně nejen referenčního signálu, ale také vypočtené zpětné vazby. To není žádoucí pro případnou derivační složku regulátoru, nehledě na fakt, že tato teplota nikdy nebude vypočtena přesně (dopředná vazba počítá teplotu pro ustálený stav v intervalech hraničních teplot pro austenit i martensit, jiných hodnot tak nemůže nabývat).

Mnohem vhodnější se proto jeví použít jako regulační veličinu fázi transformace ξ , jejíž výpočet také zahrnuje obě měřitelné veličiny a navíc: vždy nabývá jediného omezeného rozsahu $\langle 0,1 \rangle$ (teplota dvou intervalů pro austenit a martensit zvlášť), pro konkrétní naměřené hodnoty reprezentuje jednoznačnou hodnotu (nezávisí na počátečních podmínkách směru přechodu jako v případě teploty) a pokud vývoj měřitelných veličin vytváří spojitou křivku, pak také vývoj fáze transformace bude spojitý.

Z výše uvedeného vyplývá, že vstup regulátoru tvoří aktuální a požadovaná fáze transformace, vypočtená ze zpětné vazby. Výstup poté nabývá požadovaného výkonu. Samotný regulátor byl zvolen ve formě PID.

Řízený model pro návrh regulátoru

Parametry regulátoru lze nastavit odhadem, nicméně při požadavku na návrh regulátoru, jenž bude schopen regulovat i mírně odlišné parametry modelu, je vhodnější vytvořit model řízeného systému a na jeho základě navrhnout robustní regulátor.

Při předpokladu, že dopředná vazba vykompenzuje působení externí síly, se soustřeďuje hlavní účel regulátoru na udržení požadované teploty. Platí tedy rovnice 2.8, u níž bude zanedbán vliv latentního tepla:

$$\underbrace{\rho V C_s}_{C_t} \frac{dT(t)}{dt} = P(t) - hS_a(T(t) - T_a). \quad (3.11)$$

Další úprava vyplývá z vlastnosti dopředné vazby, která bude vždy generovat výkon, jenž povede v ustáleném stavu na požadovanou teplotu. Regulátor tudíž neřídí energii, potřebnou k dosažení cílového stavu, ale kompenzuje chyby - pracuje tedy automaticky v přírůstkových souřadnicích, bez vlivu okolní teploty prostředí T_a :

$$C_t \frac{dT_e(t)}{dt} = P(t) - hS_a T_e(t), \quad (3.12)$$

kde T_e vyjadřuje přírůstek či úbytek teploty vzhledem k ustálenému stavu, jenž řídí dopředná vazba.

Laplaceova transformace rovnice 3.12 vede na:

$$\begin{aligned} \mathcal{L} \left\{ C_t \frac{dT_e(t)}{dt} \right\} + \mathcal{L} \{ hS_a T_e(t) \} &= \mathcal{L} \{ P(t) \}, \\ (C_t s + hS_a) T_L(s) &= P_L(s), \end{aligned} \quad (3.13)$$

kde $T_L(s)$ respektive $P_L(s)$ je Laplaceův obraz teploty respektive výkonu.

Vzniká tak přenosová funkce vstupního výkonu a výstupní teploty:

$$F_T(s) = \frac{T_L(s)}{P_L(s)} = \frac{1}{C_t s + hS_a}. \quad (3.14)$$

Přenosová funkce 3.14 vrací přírůstek teploty. Podle výše popsané analýzy je však výhodnější počítat s fází transformace. Přenos se tak musí upravit o rovnice fáze transformace 2.5 a 2.6.

Alternativně lze zohlednit fakt, že regulátor pracuje ve svém pracovním prostoru s omezeným rozsahem maximální teploty, daný hraničními teplotami pro fáze transformace. Nejhorší případ nastane, když dojde k regulaci ze stoprocentního martenitu na stoprocentní austenit a opačně - rozdíl teplot ΔT poté nabývá:

$$\Delta T = A_f - M_f, \quad (3.15)$$

přičemž tato hodnota symbolizuje přechod z hodnoty fáze $\xi = 1$ na $\xi = 0$. Ostatní přechody budou vyjadřovat nižší teploty, korespondujícími s nižšími rozdíly fáze transformace.

Aproximativně lze tedy nahradit rovnice 2.5 respektive 2.6 zesílením K_s :

$$K_s(s) = \frac{1}{\Delta T} = \frac{1}{A_f - M_f}, \quad (3.16)$$

kteří lineárně transformuje změnu v teplotě na změnu ve fázi na intervalu $\langle 0,1 \rangle$. Aproximace se principiálně neliší od linearizovaných rovnic pro transformaci fáze. Navíc není nutné mezi nimi přepínat či jednu z nich zanedbat.

Výsledná přenosová funkce $F_s(s)$ má podobu součinu rovnic 3.14 a 3.16:

$$F(s) = F_T(s) \cdot K_s(s) = \frac{1}{A_f - M_f} \cdot \frac{1}{C_t s + h S_a}. \quad (3.17)$$

Na rozdíl od zavedené úmluvy pro označení fáze z kapitoly 2.2.2 však bude pro narůstající teplotu vracet narůstající fázi. Tento fakt může být ošetřen například ve funkci dopředné vazby, kde se od hodnoty 1 odečítá vzniklá fáze transformace, čímž dojde k otočení jejího významu (z austenitu na martensit a naopak).

Regulátor

Jak již bylo uvedeno, regulátor nabývá proporcionální, integrační i derivační složky. K určení hodnot jeho parametrů byla využita metoda robustních regionů, jejíž odvození lze nalézt například v [29]. Pro účely samotného návrhu existuje i webová laboratoř PIDLab [30].

Po dosazení parametrů prvního drátu z tabulek A.3 a A.4 do přenosu 3.17 vychází stabilní přenosová funkce aperiodického členu prvního řádu:

$$F_{W_1}(s) = \frac{\frac{1}{A_f - M_f}}{C_t s + h S_a} = \frac{0.06667}{0.03789s + 0.008886} = \frac{1.7593}{s + 0.2345}. \quad (3.18)$$

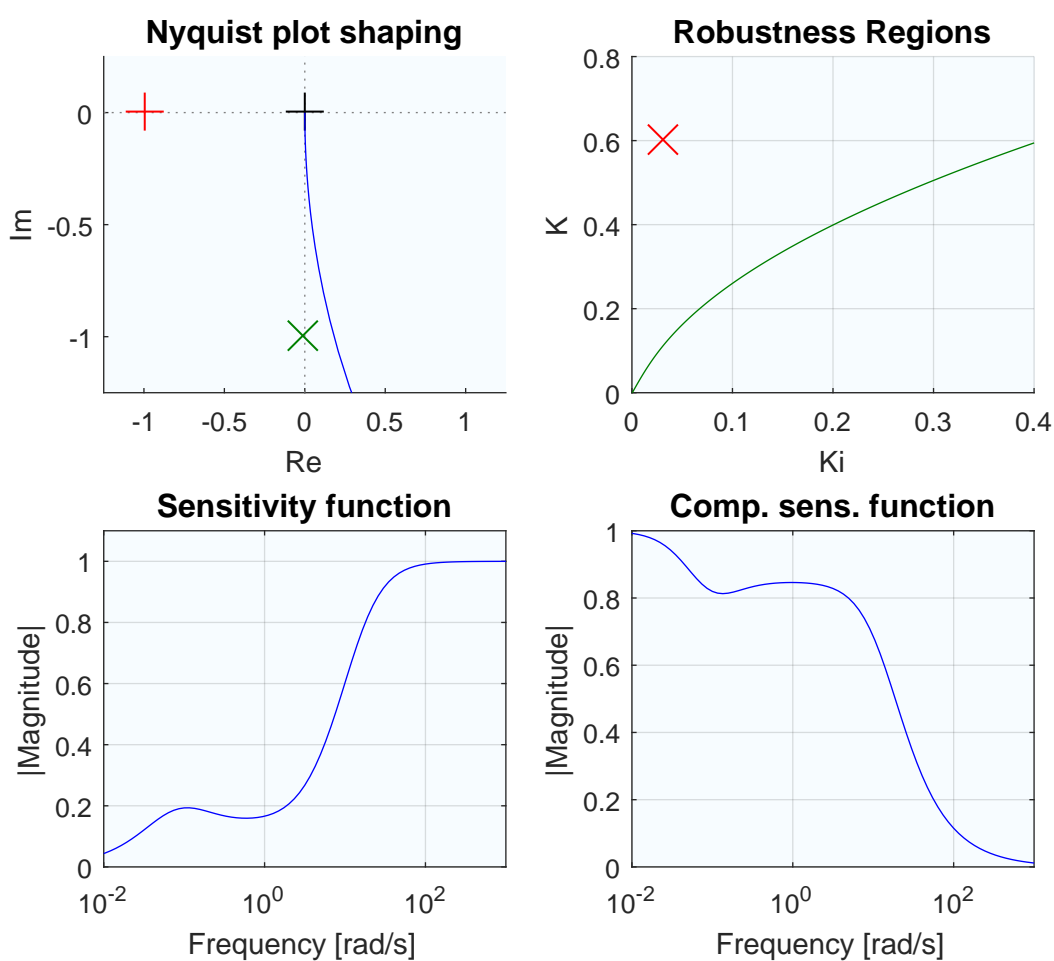
Přenos regulátoru $F_r(s)$ nabývá:

$$F_r(s) = K \left\{ W(s) - Y(s) + \frac{1}{T_i(s)} [W(s) - Y(s)] + \frac{T_d s}{\frac{T_d}{N} s + 1} Y(s) \right\} + Z(s), \quad (3.19)$$

kde následující veličiny označují Laplaceovy transformace: $W(s)$ = referenční signál (aktuální fáze transformace), $Y(s)$ = výstup systému (požadovaná fáze transformace), $Z(s)$ = signál z dopředné vazby. Dále se v přenosu vyskytují konstanty pro proporcionální člen K , integrační člen T_i a derivační člen T_d spolu s filtrem derivační složky N .

Obrázek 3.3 zobrazuje návrh regulátoru. Nejdříve byla stanovena hranice pro robustní regiony, jejímž cílem bylo omezit množinu parametrů tak, aby výsledná Nyquistova křivka nezasahovala do levé komplexní poloroviny. Mezní bod je vyznačen zeleným křížem v grafu Nyquistovy křivky.

Následovalo určení parametrů regulátoru, jenž se prolínalo s testováním přechodových charakteristik na reálném modelu. Výslednou konfiguraci poměru mezi zesílením K a parametrem integrátoru K_i (červený kříž) uvádí spolu s hraniční oblastí (zelená čára) graf robustních regionů. Poměr mezi integrační a derivační časovou konstantou nabývá: $\frac{T_d}{T_i} = 0.25$. Hodnoty všech parametrů zobrazuje tabulka A.7.



Obr. 3.3: Charakteristika regulátoru: Nyquistovo graf, znázornění hranice robustních regionů, citlivostní a komplementární citlivostní funkce.

3.3 Testování regulátoru

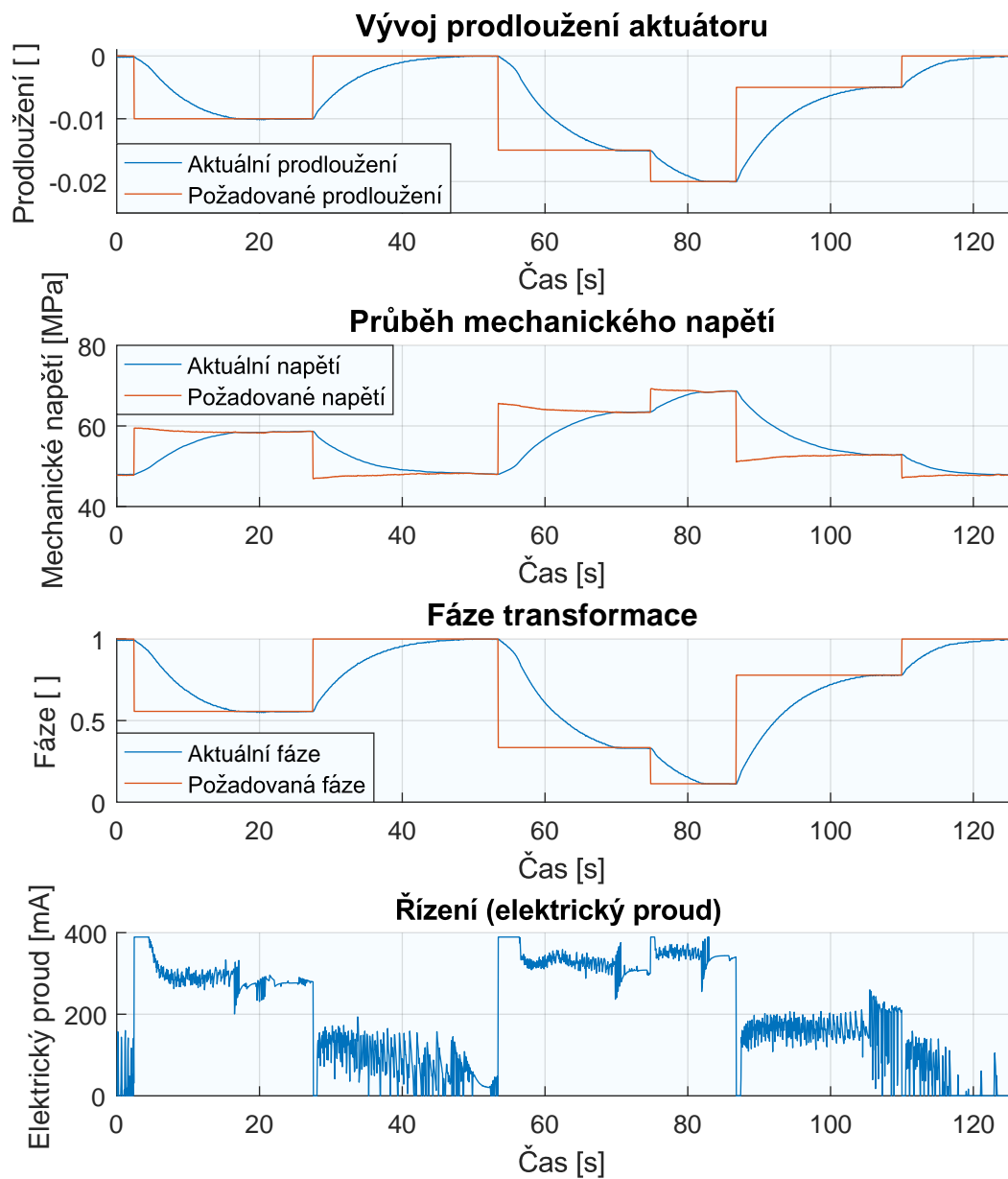
Testování regulátoru proběhlo pro stejnou konfiguraci testovacího rozhraní jako v případě validace modelu. Pouze schéma funkčních bloků systému REX se rozšířilo o dopřednou vazbu, jejíž funkce byly realizovány použitím programovatelného bloku REXLANG. Výstup tohoto funkčního bloku poté posloužil jako vstup bloku PIDU, jenž představuje PID regulátor. Z důvodu zabránění přehřátí drátu byla saturace regulátoru nastavena na hodnotu maximálního proudu cca 395 mA (vliv saturace je probírán níže).

Při požadavku na zkrácení aktuátoru je nejdříve nutné dosáhnout aktivační teploty pro přechod do fáze martensitu. V závislosti na použitém drátu a aktuální teplotě tak může dojít k "zatuhnutí" aktuátoru během doby ochlazování. Tento jev musí být ošetřen. V regulátoru tak dochází k pozastavení integrační složky, která se aktivuje pouze pokud regulační odchylka nepřesáhne určitou mez.

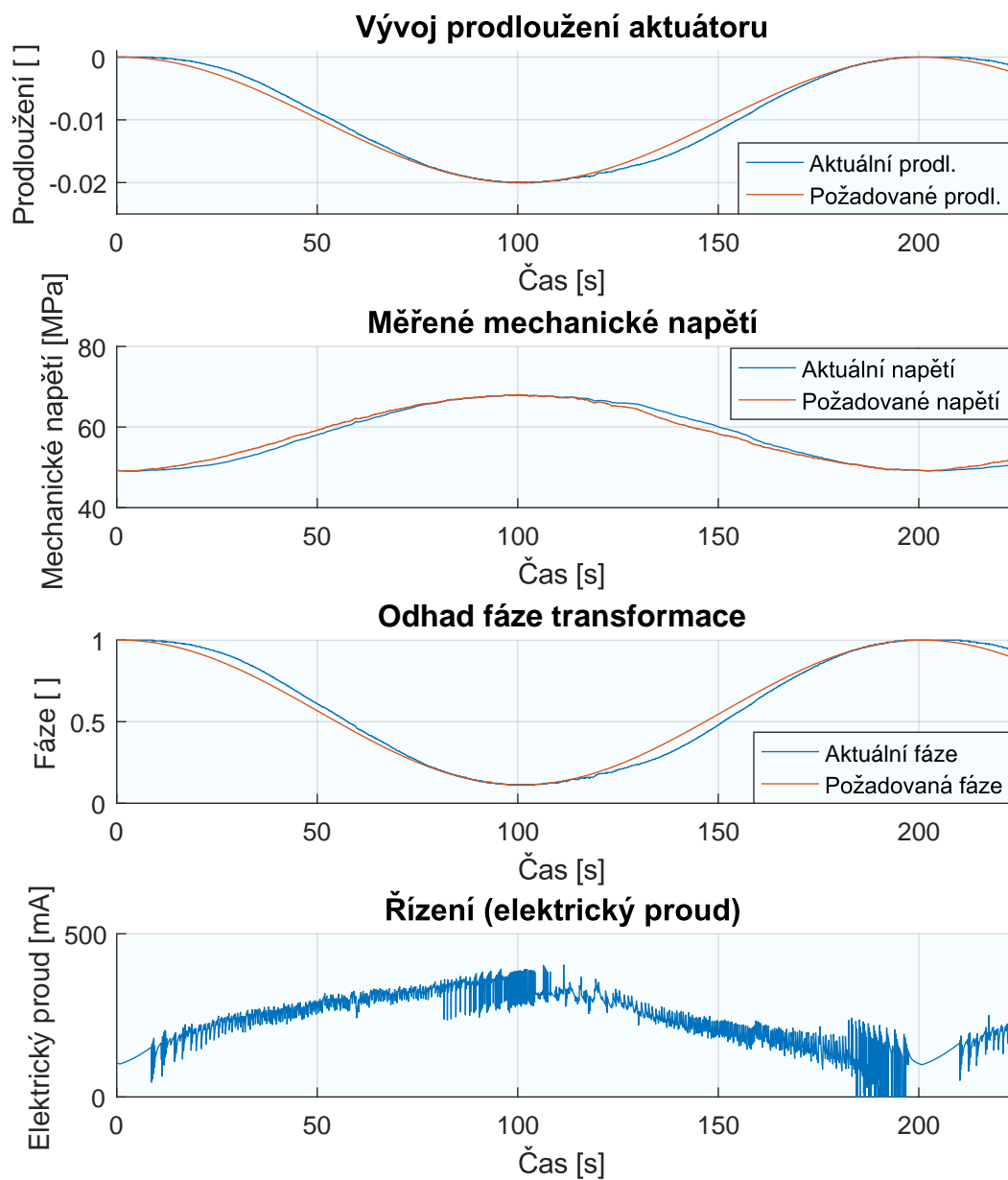
Grafy v obr. 3.4 ukazují vývoj drátu, ovládaného pomocí navrženého regulátoru. Oproti řízení systému s čistě dopřednou vazbou bylo dosaženo téměř ztrojnásobení rychlosti regulace na skokovou odezvu požadovaného prodloužení na -0.01 ze stoprocentní fáze martensitu. Regulace také probíhá s minimálními odchylkami v ustáleném stavu, jelikož integrační složka zajistí postupnou konvergenci ke správné hodnotě výkonu a není nutné přepínat rovnice pro ohřev či chladnutí v dopředné vazbě. Řízení chladnutí je mírně pomalejší oproti ohřevu. Kromě faktu, že tento proces ovlivňuje nejvíce teplota okolního prostředí, zde hrál roli i šum měření, jenž ovlivňoval derivační složku regulátoru.

Přestože sledování trajektorie respektive kosinového signálu nebylo předmětem návrhu regulátoru, odezva systému na tento signál se nalézá na obr. 3.5. Vzhledem k poměrně pomalému chladnutí aktuátoru nelze přesně sledovat ani kosinový signál s periodou 200 [s]. Nicméně je možné pozorovat vliv dopředné vazby na vývoj regulace. V grafu *Řízení* lze vidět kopírování kosinového signálu dopřednou vazbou, přičemž prudké změny generuje PID regulátor (zejména derivační složka). K různému přepínání dopředné vazby dochází až na úrovni maximálního prodloužení či zkrácení aktuátoru, kde se regulační odchylka blíží nule a požadované prodloužení kopíruje referenční signál.

Oba uvedené testy narážejí při určitých podmínkách na přítomnost saturace, jenž zpomaluje odezvu. Vzhledem k výsledkům, dosaženým v kapitole 2.3: *Validace modelu*, nabývá maximální hodnota proudu 395 mA výkonu 0,2 [W]. Tato energie již vede v dlouhodobém působení k přepínání aktuátoru a další zvýšení může způsobit zničení tvarové paměti SMA.



Obr. 3.4: Odezva systému s navrženým regulátorem na po částech konstantní referenční signál.



Obr. 3.5: Odezva systému s navrženým regulátorem na kosinusový signál.

4 NÁVRH MANIPULÁTORU

Kapitola *Návrh manipulátoru* řeší problém vytvoření univerzální konstrukce tak, aby co nejlépe vyhovovala aplikaci SMA aktuátorů - tj. návrh manipulátoru se zohledněním maximálního prodloužení a maximální možné síly aktuátoru.

Od kapitoly *Návrh konstrukce* je odvozen přímý a inverzní geometrický model spolu s příslušnou kinematickou úlohou. Závěr kapitoly obsahuje výpočet požadované délky aktuátorů.

4.1 Návrh konstrukce

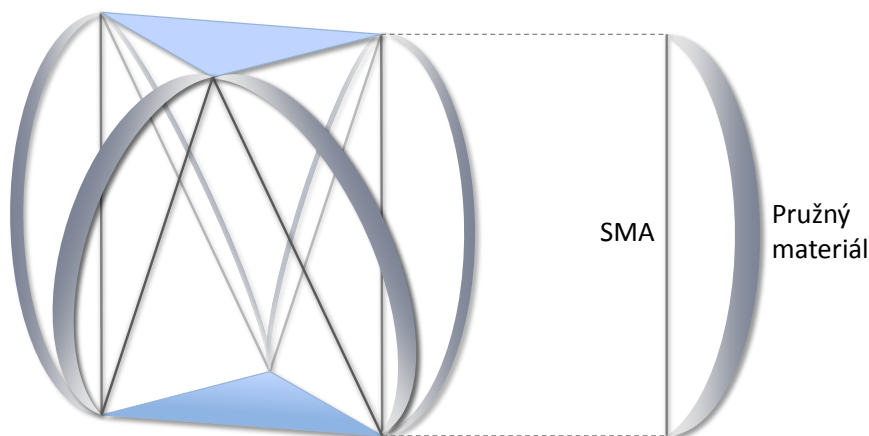
I přes značné komplikace při regulaci délky aktuátoru jsou již SMA využívány v řadě robotů. Jedná se zejména o jednoduché roboty, jejichž úkol spočívá čistě ve svém přesunu "z místa na místo" [3, 33, 34]. Praktické spojení robotiky spolu s těmito aktuátory se uplatňuje v lékařství - SMA pohání například endoskopy [3].

Z pohledu této práce jsou však důležitější manipulátory. Sériový manipulátor s těmito aktuátory může být navržen například pomocí SMA pružin [35], jenž umožní vytvoření malého lehkého robotu s manipulátorem pro průzkum a případné přemisťování lehkých předmětů. Řízení aktuátorů v podobě nitinolových pružin způsobuje další komplikace ¹, proto nebude dále uvažováno.

Speciální návrh sériového manipulátoru s jedním aktuátorem uvádí publikace [32]. V tomto návrhu tvoří manipulátor dvě ramena s rotačním kloubem. Od aktuátoru, instalovaného na prvním rameni, poté vede drát, jenž je namotán na rotační kloub. Při zkracování SMA poté dojde k rotaci v kloubu manipulátoru. Nepřítomnost protisíly aktuátoru poté řeší podmínka, která definuje minimální potřebnou hmotnost na druhém rameni tak, aby nedošlo k jeho překlopení.

Z paralelních manipulátorů již existuje například SMA aktuátory poháněná Stewartova platforma [4], u které je zajímavě vyřešený problém neschopnosti drátů (aktuátorů) nést působící váhu v libovolném směru (drát se pod silou v určitém směru prohne). Řešení spočívá ve využití pružného materiálu, jenž po instalaci do manipulátoru vytvoří tvar luku viz obr. 4.1, čímž udržuje SMA neustále napnuté.

¹ Jedná se zejména o změnu v koeficientech tuhosti, tlumení i samotné délce pružiny během změny fáze transformace, nerovnoměrné chladnutí při různých úrovních napnutí pružiny, možnost kmitání během prudké regulace a silnějšího vlivu případného působení okolního prostředí.



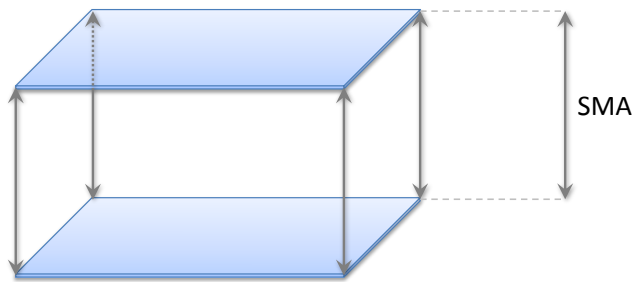
Obr. 4.1: Návrh konstrukce Stewartovy platformy a SMA aktuátorů spolu s pružným materiálem, udržujícím SMA napnuté [4].

Podobný návrh paralelního manipulátoru se čtyřmi prizmatickými klouby v podobě SMA aktuátoru lze nalézt v [31]. Na rozdíl od pružného materiálu, jako v případě Stewartovy platformy [4], však protisílu aktuátoru zajišťují tlačné pružiny (pružina v klidovém stavu disponuje obousměrnou volností a je určena k dalšímu stlačení). Samotný aktuátor poté vede uprostřed každé pružiny. Výsledný manipulátor tak tvoří naklánějící se platforma.

Takové řešení však vlivem působícího mechanického napětí snižuje maximální možnou generovanou sílu aktuátoru. Jako vhodnější způsob návrhu paralelního manipulátoru se tak jeví použít pevnou konstrukci s rotačním kloubem, která negeneruje žádnou sílu a zároveň nedovolí vychýlit manipulátor jinak, než podle instalovaného kloubu [36].

Vzhledem k výše uvedeným informacím byl navržen paralelní manipulátor, vytvářející uzavřený kinematický řetězec, v němž jsou aktuátory zapojeny naproti sobě. Myšlenka protichůdného zapojení dvou SMA vyplývá ze schopnosti vyvíjet sílu pouze jedním směrem - cílem regulátoru tak bude nejen vytvořit v SMA referenční prodloužení, ale také kompenzovat protichůdnou sílu druhého drátu.

Při předpokladu pohybu v prostoru tak vzniká potřeba nejméně dvou párů aktuátorů, kde každý pár symbolizuje obousměrný pohyb. SMA aktuátory mají povahu translačních kloubů, díky čemuž lze vizualizovat vzniklý manipulátor obrázkem 4.2.



Obr. 4.2: Základní návrh paralelního manipulátoru - šipky představují SMA aktuátory.

V takovém návrhu manipulátoru opět vyvstává problém neschopnosti aktuátorů nést váhu. Analýza výše citovaných řešení ukázala, že nejvýhodnější bude zavést do manipulátoru pevnou konstrukci s příslušnými klouby. Výsledný návrh paralelního manipulátoru poté může vypadat podle obrázku 4.3

Každý článek obsahuje základnu (obecně deska, která umožňuje pevný úchyt aktuátorů) a tyč, která ho spojuje se základnou navazujícího článku, přičemž před samotným spojením se nachází rotační kloub, poskytující dva stupně volnosti - například univerzální (kardanový) kloub, který je vykreslen v obrázcích.

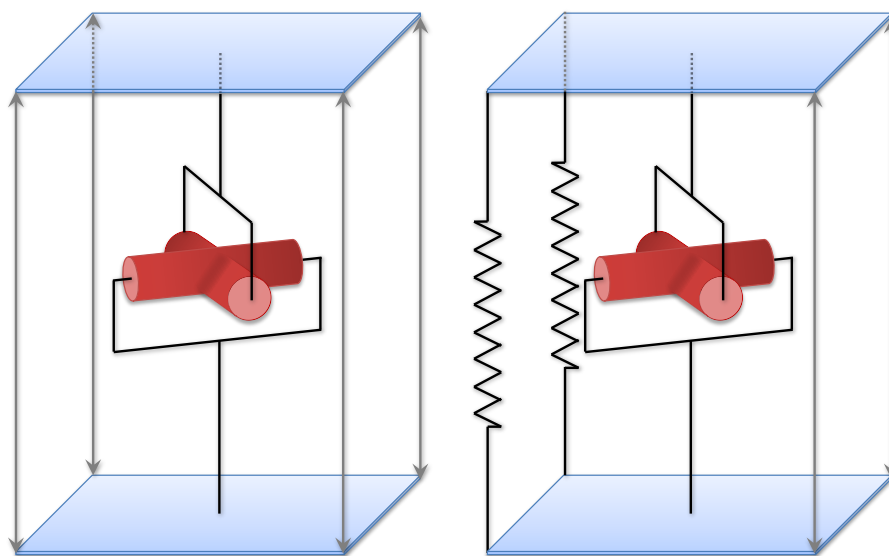
Vzniklou rotační volnost univerzálního kloubu v každém článku ovládají podle základního návrhu dva páry SMA, zapojené naproti sobě tj. každý stupeň volnosti je ovládán dvěma protichůdnými dráty, které jsou uchyceny k základnám aktuálního a navazujícího článku.

Alternativně lze využít pouze jediný aktuátor pro každý stupeň volnosti spolu s pružinou. Řešení s použitím pružiny zanášá do regulace minimální působící sílu, kterou musí aktuátor překonat, čímž se snižuje možná hmotnost následujících částí aktuátoru. Navíc rychlost odezvy závisí pouze na teplotě okolního vzduchu.

Zapojené SMA musí být zároveň umístěny v rovině k příslušnému stupni volnosti kloubu tak, aby působením své síly neovlivňovaly druhý stupeň volnosti, pokud je úhel jeho natočení nulový ².

Hlavní výhodou všech manipulátorů s nitinolovými aktuátory je nízká hmotnost. Díky tomu lze při návrhu počítat i s větším množstvím samostatných článků. S využitím schopnosti regulátoru, přizpůsobit své řízení aktuálnímu zatížení (viz kapitola 3.2.2), se omezí i nepřesnosti, které přidání dalších článků přinese. To samé platí i pro kompenzaci sil koncového efektoru. Vzniklý manipulátor poté může poskytovat více stupňů volnosti, než je při pohybu v prostoru vyžadováno. Vzniká tak redundantní manipulátor.

²Při vychýlení obou stupňů volnosti bude výsledný pohyb ovlivněn silou všech SMA vždy a to bez ohledu na pozici zapojení SMA.



Obr. 4.3: Grafická ukázka možných způsobů návrhu 1 článku manipulátoru - šedé čáry představují nitinolové aktuátory, červené válce stupně volnosti kardanového kloubu a černé čáry pevnou konstrukci respektive pružiny.

4.2 Kinematický popis

Výpočet poloh, rychlostí a zrychlení manipulátoru lze dekomponovat na úroveň jednotlivých článků, přičemž odvozené rovnice budou platit pro každý článek, jelikož se předpokládá použití stejné struktury v celém manipulátoru - parametry (např.: délky ramen) se však mohou lišit. Celkový popis pak představuje rekurzivní složení pohybů těchto článků s dosazením specifických proměnných.

Použité algoritmy pro výpočet geometrického modelu, kinematické a dynamické úlohy lze nalézt v [38–42]. Výpočet těchto úloh každého manipulátoru se však liší, proto následující kapitoly popisují jeho odvození.

4.2.1 Určení souřadných systémů

Vytvoření souřadných systémů zjednodušuje navržená podoba manipulátoru. Díky pevné konstrukci, spojující články pomocí univerzálního kloubu, lze popsat paralelní manipulátor totožně, jako v případě sériové verze. Popis polohy manipulátoru se tak přesouvá z požadavku na vyjádření délky aktuátorů na požadavek natočení rotačních kloubů.

Při regulaci poté dochází k zpětnému přepočtu z vypočteného natočení kloubu na požadovanou délku aktuátoru viz kapitola 4.2.6. Tento proces probíhá samostatně pro každý článek, což umožňuje nezávislou regulaci.

Popis polohy manipulátoru v prostoru je určen prostřednictvím Denavit-Hartenbergovy úmluvy při uvažování pravotočivého souřadného systému. Počátek souřadného systému každého článku se nalézá v základně, odkud přechází do kloubu a poté k navazujícímu článku (grafické znázornění na obr. 4.4):

i	d_i	θ_i	a_i	α_i
1.	0	0	L_1	0
2.	0	θ_1	0	$+\frac{\pi}{2}$
3.	0	θ_2	L_2	$-\frac{\pi}{2}$

Tab. 4.1: D-H parametry prvního článku.

kde parametry d_i respektive a_i představují posun v ose z respektive x a θ_i případně α_i vyjadřuje míru rotace okolo osy z nebo x . Parametry L_1 a L_2 určují vzdálenost od základny do univerzálního kloubu a vzdálenost od kloubu k základně následujícího článku.

Kromě uvedených transformací (totožných pro všechny články) je vhodné definovat i transformaci mezi základnou a prvním článkem (označení T_0^b), případně přechod od posledního (n -tého) souřadného systému na souřadnice koncového efektoru (T_e^n).

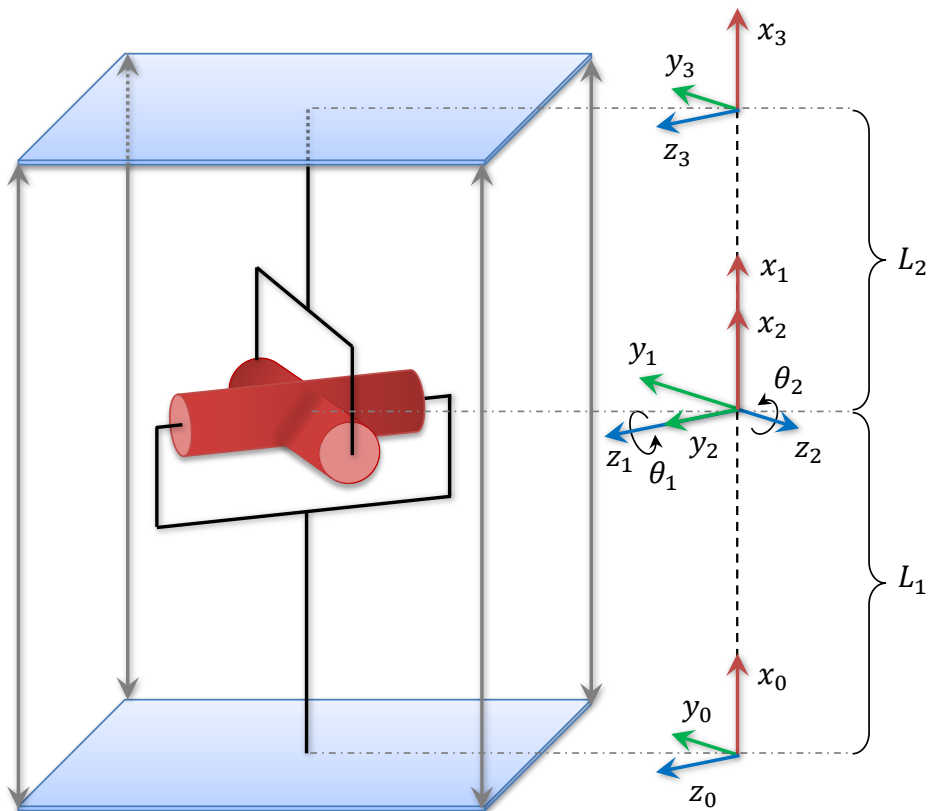
4.2.2 Přímý geometrický model

Přímý geometrický model sestavený podle Denavit-Hartenbergovy úmluvy vyjadřuje vztah mezi úhly natočených kloubů manipulátoru a polohou koncového efektoru.

S využitím D-H parametrů lze odvodit transformační matici přechodu z i -tého souřadného systému do $i+1$. Transformační matice uchovává informaci o rotační (R_{i+1}^i) i translační (r_{i+1}^i) složce v posunu mezi dvěma souřadnými systémy:

$$\begin{aligned}
 T_i^{i-1} &= \text{Trans}(\mathbf{z}, d_i) \cdot \text{Rot}(\mathbf{z}, \theta_i) \cdot \text{Trans}(\mathbf{x}, a_i) \cdot \text{Rot}(\mathbf{x}, \alpha_i) \\
 &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} c_{\theta_i} & -s_{\theta_i} & 0 & 0 \\ s_{\theta_i} & c_{\theta_i} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & a_i \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c_{\alpha_i} & -s_{\alpha_i} & 0 \\ 0 & s_{\alpha_i} & c_{\alpha_i} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
 &= \begin{bmatrix} c_{\theta_i} & -s_{\theta_i}c_{\alpha_i} & +s_{\theta_i}s_{\alpha_i} & a_i c_{\theta_i} \\ s_{\theta_i} & +c_{\theta_i}c_{\alpha_i} & -c_{\theta_i}s_{\alpha_i} & a_i s_{\theta_i} \\ 0 & s_{\alpha_i} & c_{\alpha_i} & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_i^{i-1} & r_i^{i-1} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \tag{4.1}
 \end{aligned}$$

kde c_{θ_i} představuje zkratku výrazu $\cos(\theta_i)$, $s_{\theta_i} = \sin(\theta_i)$ apod.



Obr. 4.4: Grafické znázornění vzniklých souřadných systémů podle D-H úmluvy.

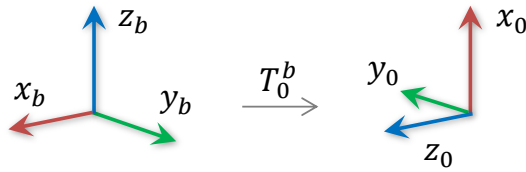
Po vypočtení 4.1 pro konkrétní článek se obdrží řešení přímého geometrického modelu jako součin tří transformačních matic vztahených ke třem sadám nadefinovaných D-H parametrů:

$$\begin{aligned}
 T_3^0 &= T_1^0 \cdot T_2^1 \cdot T_3^2 \\
 &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & L_1 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} c_1 & 0 & s_1 & 0 \\ s_1 & 0 & -c_1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} c_2 & 0 & -s_2 & L_2 c_2 \\ s_2 & 0 & c_2 & L_2 s_2 \\ 0 & -1 & 0 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
 &= \begin{bmatrix} c_1 c_2 & -s_1 & -c_1 s_2 & L_1 + L_2 c_1 c_2 \\ s_1 c_2 & c_1 & -s_1 s_2 & L_2 s_1 c_2 \\ s_2 & 0 & c_2 & L_2 s_2 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \tag{4.2}
 \end{aligned}$$

kde ještě úspornější zápis c_1 označuje funkci jediné proměnné tj. cosinus úhlu natočení kloubu $c_1 = \cos(\theta_1)$. Další zkratky mají totožnou logiku: $s_1 = \sin(\theta_1)$, $c_2 = \cos(\theta_2)$ apod.

Pro intuitivnější zobrazení byla základna manipulátoru zvolena s nulovým translačním posunem, avšak se změnou osy souřadného systému za účelem vytvoření lepší intuice vzhledem k běžně používanému souřadnému systému podle obr 4.5:

$$T_0^b = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.3)$$



Obr. 4.5: Natočení souřadného systému základny oproti nultému souřadnému systému článku (viz obr. 4.4).

Přechod od souřadného systému základny na konec prvního článku nyní vznikne součinem transformačních matice 4.2 a 4.3:

$$T_3^b = T_0^b \cdot T_3^0 = \begin{bmatrix} s_2 & 0 & c_2 & L_2 s_2 \\ -s_1 c_2 & -c_1 & +s_1 s_2 & -L_2 s_1 c_2 \\ +c_1 c_2 & -s_1 & -c_1 s_2 & L_1 + L_2 c_1 c_2 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_3^b & r_3^b \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.4)$$

Přesun mezi články manipulátoru je realizován pomocí vztahů v transformační matici 4.2 s parametry příslušného článku. Transformace od posledního *n-tého* článku na polohu koncového efektoru zde není uvedena, jelikož jeho účel není specifikován. Výpočet transformace však bude totožný k předchozím transformacím se změnou v podobě odlišné transformační matice koncového efektoru T_e^n .

4.2.3 Přímá okamžitá kinematická úloha

Přímá okamžitá kinematická úloha řeší závislosti mezi rychlostmi a zrychleními při známých parametrech kloubů manipulátoru za účelem zjištění pohybu koncového efektoru. Skládá se z vektoru časových derivací polohy (\dot{r}_{i+1}^i) a zrychlení (\ddot{r}_{i+1}^i). Kvůli větší přehlednosti bude opět vypočtena pouze pro první článek a rozepsána pomocí analytického jakobiánu $J_A(Q)$ v závislosti na kloubových souřadnicích Q .

Závislost translačních rychlostí vyjadřuje časová derivace vektoru translační složky transformační matice r_3^b :

$$\dot{r}_3^b = \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_2 c_2 \dot{\theta}_2 \\ L_2 (+s_1 s_2 \dot{\theta}_2 - c_1 c_2 \dot{\theta}_1) \\ L_2 (-c_1 s_2 \dot{\theta}_2 - s_1 c_2 \dot{\theta}_1) \end{bmatrix} = L_2 \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & c_2 \\ -c_1 c_2 & +s_1 s_2 \\ -s_1 c_2 & -c_1 s_2 \end{bmatrix}}_{J_A(Q)} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix}}_{\dot{Q}}. \quad (4.5)$$

Zrychlení ve směru jednotlivých os základního souřadného systému se nyní skládá z matice Jakobiánu $J_A(Q)$ a vektoru zrychlení jednotlivých kloubů manipulátoru \ddot{Q} .

S využitím zjednodušeného zápisu v rovnici 4.5 lze výpočet translačního zrychlení určit následujícím způsobem:

$$\ddot{r}_3^b = \begin{bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \\ \ddot{z} \end{bmatrix} = \dot{J}_A(Q, \dot{Q}) \cdot \dot{Q} + J_A(Q) \cdot \ddot{Q}, \quad (4.6)$$

kde derivace analytického jakobiánu $\dot{J}_A(Q, \dot{Q})$ má následující tvar:

$$\dot{J}_A(Q, \dot{Q}) = L_2 \begin{bmatrix} 0 & -s_2 \dot{\theta}_2 \\ +s_1 c_2 \dot{\theta}_1 + c_1 s_2 \dot{\theta}_2 & c_1 s_2 \dot{\theta}_1 + s_1 c_2 \dot{\theta}_2 \\ -c_1 c_2 \dot{\theta}_1 + s_1 s_2 \dot{\theta}_2 & s_1 s_2 \dot{\theta}_1 - c_1 c_2 \dot{\theta}_2 \end{bmatrix}. \quad (4.7)$$

Pro výpočet přímé okamžité kinematické úlohy je nutné znát úhel natočení jednotlivých kloubů včetně jejich první a druhé časové derivace tj. úhlové rychlosti i zrychlení. Pokud není možné měřit všechny tyto údaje, lze příslušná data získat například měřením zrychlení a následnou integrací. K tomuto postupu existuje i opačná cesta s měřením úhlu natočení a výpočtem aproximativní derivace. Alternativně s předpokladem přesného sledování může být jako zrychlení uvažován referenční signál.

4.2.4 Inverzní geometrický model

Inverzní geometrický model vyjadřuje přepočítání mezi známou polohou koncového efektoru a odpovídající rotací jednotlivých kloubů. Kloubové souřadnice (opět konkrétně pro první článek $Q = [\theta_1, \theta_2]^T$) lze získat pomocí rovnic přímého geometrického modelu 4.3:

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_2 s_2 \\ -L_2 c_2 s_1 \\ L_1 + L_2 c_2 c_1 \end{bmatrix}. \quad (4.8)$$

Vyjádření druhé a třetí řádky vektoru 4.8, následným umocněním a sečtením obou výrazů pak vede na vztahy pro výpočet druhého úhlu:

$$\begin{array}{rcl} y & = & -L_2 c_2 s_1 \quad /()^2 \\ z & = & L_1 + L_2 c_2 c_1 \quad /()^2 \\ \hline y^2 & = & L_2^2 c_2^2 s_1^2 \\ + (z - L_1)^2 & = & L_2^2 c_2^2 c_1^2 \\ \hline y^2 + (z - L_1)^2 & = & L_2^2 c_2^2 \underbrace{(s_1^2 + c_1^2)}_1 \end{array} \quad (4.9)$$

Vznikají tak dvě řešení - první (c_2 s kladným znaménkem) představuje hledaný výsledek, kdy se výsledné souřadnice promítnou na hořejší polovinu kružnice, kterou vytváří univerzální kloub svým pohybem. Druhé řešení poté odkazuje na spodní polovinu, kterou však manipulátor nemůže dosáhnout, jelikož SMA aktuátory nejsou schopny takového napnutí. Zároveň by se v této pozici prohodil směr táhnutí (tím i generovaný točivý moment), což není žádoucí.

Řešení výpočtu druhého úhlu s využitím 4.9:

$$\begin{aligned} c_2 &= \pm \sqrt{\frac{y^2 + (z - L_1)^2}{L_2^2}}, \\ s_2 &= \frac{x}{L_2}, \\ \theta_2 &= \text{atan2}(s_2, c_2), \end{aligned} \quad (4.10)$$

kde atan2 je funkce Arkus tangens dvou parametrů, zohledňující jejich znaménko při přepočítání na výstupní úhel.

Podobně pro první úhel dosazením z 4.8:

$$\begin{aligned} s_1 &= -\frac{y}{L_2 c_2}, \\ c_1 &= \frac{z - L_1}{L_2 c_2}, \\ \theta_1 &= \text{atan2}(s_1, c_1). \end{aligned} \quad (4.11)$$

Inverzní geometrický model dvou článků

Pokud se manipulátor skládá z více článků, je nutné vypočítat rovnice inverzního geometrického modelu znovu. S narůstajícím počtem kloubů však dochází nárůstu složitosti úlohy nalezení kloubových souřadnic při znalosti polohy koncového efektoru.

Pro pohyb koncového efektoru v prostoru, bez požadavku na jeho úhel natočení, postačují dva články. Takto vzniklou kinematickou úlohu lze zobecnit i pro redundantní manipulátor s přístupem, založeným na rozčlenění článků manipulátoru do skupin, jež počítají inverzní geometrický model nezávisle na sobě podle předdefinovaných transformačních systémů. Algoritmus plánování trajektorie redundantních manipulátorů je uveden v [43].

Popis dvou článků vyjadřují D-H parametry v tabulce 4.2.

i	d_i	θ_i	a_i	α_i
1.	0	0	L_1	0
2.	0	θ_1	0	$+\frac{\pi}{2}$
3.	0	θ_2	$L_2 + L_3$	$-\frac{\pi}{2}$
4.	0	θ_3	0	$+\frac{\pi}{2}$
5.	0	θ_4	L_4	$-\frac{\pi}{2}$

Tab. 4.2: D-H parametry sady dvou navazujících článků.

Výpočet inverzního geometrického modelu ze zadané (požadované) matice transformace T_5^0 je komplikovaný. Zjednodušení výpočtu vychází z informační hodnoty matice T_5^0 , jež udává polohu i úhly natočení posledního souřadného systému druhého článku. Při znalosti délky jednotlivých ramen manipulátoru tak lze automaticky přepočítat polohu kardanového kloubu druhého článku r_4^0 :

$$r_4^0 = r_5^0 - R_5^0 [1 : 3, 1] \cdot L_4, \quad (4.12)$$

kde $R_5^0 [1 : 3, 1]$ vyjadřuje první sloupec matice rotace R_5^0 tj. rotační složku osy x , která udává směr pevné konstrukce v reálném manipulátoru (viz obrázek 4.4).

Vzhledem k faktu, že při přechodu mezi souřadnými systémy kardanového kloubu není transformační složka, platí rovnost polohy dvou souřadných systémů:

$$r_3^0 = r_4^0. \quad (4.13)$$

Sloučením rovnic 4.12 a 4.13 se úloha rozpadá na výpočet každého článku samostatně. První článek lze tudíž snadno dopočítat pouze pomocí spočítaného vektoru r_3^0 podle rovnic 4.11 a 4.10.

Znalost úhlů prvního článku nyní poslouží k výpočtu transformační matice T_3^0 , jenž má využití ve výpočtu transformace T_5^3 :

$$T_5^3 = (T_3^0)^{-1} \cdot T_5^0 = \begin{bmatrix} (R_3^0)^T & - (R_3^0)^T r_3^0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot T_5^0,$$

$$T_5^3 = \begin{bmatrix} c_3 c_4 & -s_3 & -c_3 s_4 & L_4 c_3 c_4 \\ c_4 s_3 & c_3 & -s_3 s_4 & L_4 c_4 s_3 \\ s_4 & 0 & c_4 & L_4 s_4 \\ \hline 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.14)$$

Z rotační matice R_5^3 rovnice 4.14 vyplývá velikost třetího úhlu:

$$\begin{aligned} s_3 &= -R_5^3[1, 2], \\ c_3 &= R_5^3[2, 2], \\ \theta_3 &= \text{atan2}(s_3, c_3). \end{aligned} \quad (4.15)$$

Podobně pro čtvrtý úhel:

$$\begin{aligned} s_4 &= R_5^3[3, 1], \\ c_4 &= R_5^3[3, 3], \\ \theta_4 &= \text{atan2}(s_4, c_4). \end{aligned} \quad (4.16)$$

4.2.5 Inverzní okamžitá kinematická úloha

Inverzní okamžitá kinematická úloha řeší závislosti mezi rychlostmi a zrychleními při známých parametrech koncového efektoru pro určení parametrů kloubů manipulátoru. K výpočtu se s výhodou využívají rovnice analytického jakobiánu 4.5 a jeho derivace 4.7 spolu s derivacemi plánované polohy článku X .

Výpočet úhlových rychlostí:

$$\dot{Q} = J_A^{-1} \dot{X}. \quad (4.17)$$

Výpočet úhlových zrychlení:

$$\ddot{Q} = J_A^{-1}(Q) \left(\ddot{X} - \dot{J}_A(Q, \dot{Q}) \cdot \dot{Q} \right). \quad (4.18)$$

4.2.6 Výpočet délky aktuátorů

K výpočtu požadované délky aktuátorů lze s výhodou použít již existující souřadné systémy, nadefinované v kapitole 4.2.1. Konkrétně počáteční a konečný souřadný systém každého článku - pro první článek polohu vyjádřenou transformacemi T_0^b a T_3^b . Poloha, udávaná v těchto transformačních maticích, slouží jako výchozí bod pro konstantní transformaci souřadného systému do bodu pevného uchycení aktuátoru.

Z důvodů přehlednosti probíhá popis transformací opět pomocí D-H parametrů. Vizualizaci této transformace zobrazuje obrázek 4.6. Pro určení polohy úchyťů prvního páru aktuátorů (W_1, W_2), postačuje posun v ose z_0 respektive z_3 souřadného systému T_0^b respektive T_3^b :

Transformace	d_i	θ_i	a_i	α_i
$T_{TW_1}^3$	L_{T_1}	0	0	0
$T_{DW_1}^0$	L_{D_1}	0	0	0
$T_{TW_2}^3$	$-L_{T_2}$	0	0	0
$T_{DW_2}^0$	$-L_{D_2}$	0	0	0

Tab. 4.3: D-H parametry transformace od souřadného systému článku k poloze uchycení prvního páru aktuátorů.

V případě druhého páru aktuátorů (W_3, W_4) je nutné použít dvě transformace pro zachování posunu čistě v ose z . První transformace představuje rotaci souřadných systémů T_0^b respektive T_3^b kolem osy x o úhel 90° a druhá poté posun nově vzniklých os podobně jako v prvním případě:

Transformace	d_i	θ_i	a_i	α_i
$T_{TW_3}^3$	0	0	0	$\frac{\pi}{2}$
	L_{T_3}	0	0	0
$T_{DW_3}^0$	0	0	0	$\frac{\pi}{2}$
	L_{D_3}	0	0	0
$T_{TW_4}^3$	0	0	0	$\frac{\pi}{2}$
	$-L_{T_4}$	0	0	0
$T_{DW_4}^0$	0	0	0	$\frac{\pi}{2}$
	$-L_{D_4}$	0	0	0

Tab. 4.4: D-H parametry transformace od souřadného systému článku k poloze uchycení druhého páru aktuátorů.

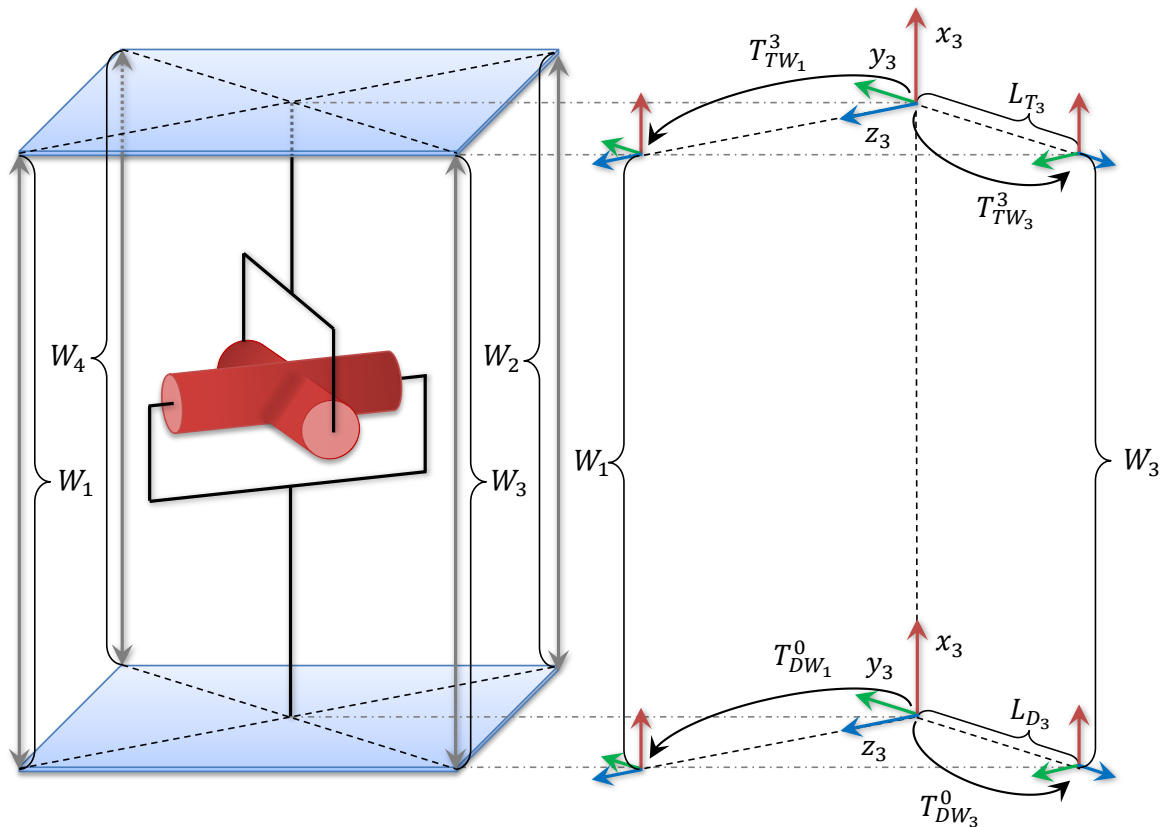
Uvedené D-H parametry poskytují dva transformační systémy pro každý aktuátor. Z těchto souřadnic je nejdůležitější polohový vektor \mathbf{r} , který udává souřadnice uchycení aktuátoru vzhledem k základě manipulátoru při určitém natočení kloubů manipulátoru.

Tato znalost nyní poslouží k výpočtu délky aktuátoru pomocí Euklidovo normy polohového vektoru. Například pro první aktuátor prvního článku manipulátoru se vypočítá jako:

$$W_1 = \|\mathbf{r}_{TW_1}^b - \mathbf{r}_{DW_1}^b\|, \quad (4.19)$$

kde W_1 představuje délku aktuátoru a vektory $\mathbf{r}_{TW_1}^b$ respektive $\mathbf{r}_{DW_1}^b$ vyjadřují vzdálenosti úchytů aktuátoru k článku od základny manipulátoru.

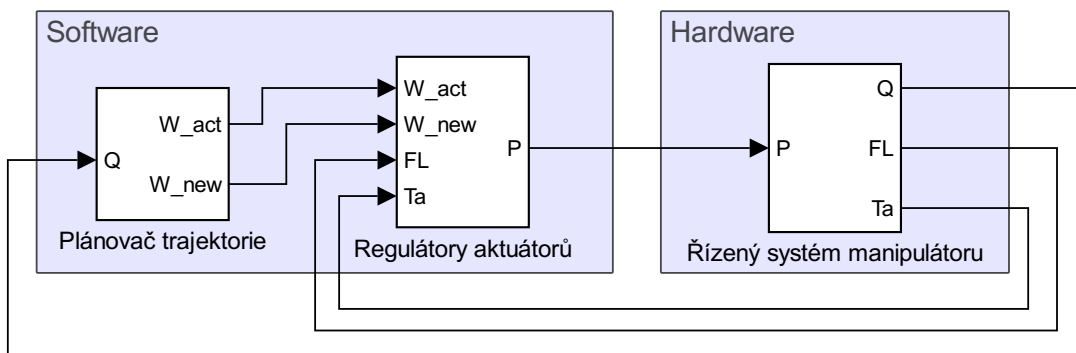
Pozn.: Souřadný systém vztahený k základně manipulátoru byl vybrán za účelem šetření výpočetního času. Tuto transformaci přímo poskytuje přímý geometrický model.



Obr. 4.6: Nadefinované souřadné systémy pro výpočet délky aktuátorů.

4.3 Řídicí schéma manipulátoru

Řídicí schéma manipulátoru shrnuje veškeré uvedené prvky do celku. Vizualizace je uvedena na obr. 4.7. Jednotlivé kapitoly diplomové práce počítaly s rovnicemi, jenž jsou součástí softwaru. Cíl regulace představuje ovládání hardwaru pomocí řídicí veličiny (hodnota el. výkonu respektive el. proudu aproximovaná pulsně šířkovou modulací) za použití dostupného měření úhlů natočení kloubů manipulátoru, působící síly u každého aktuátoru a teploty okolního média (vzduchu). Podobu manipulátoru uvádí kapitola 4.1. Měřící rozhraní je totožné jako v případě validace modelu v kapitole 2.3. Software popisují následující kapitoly.



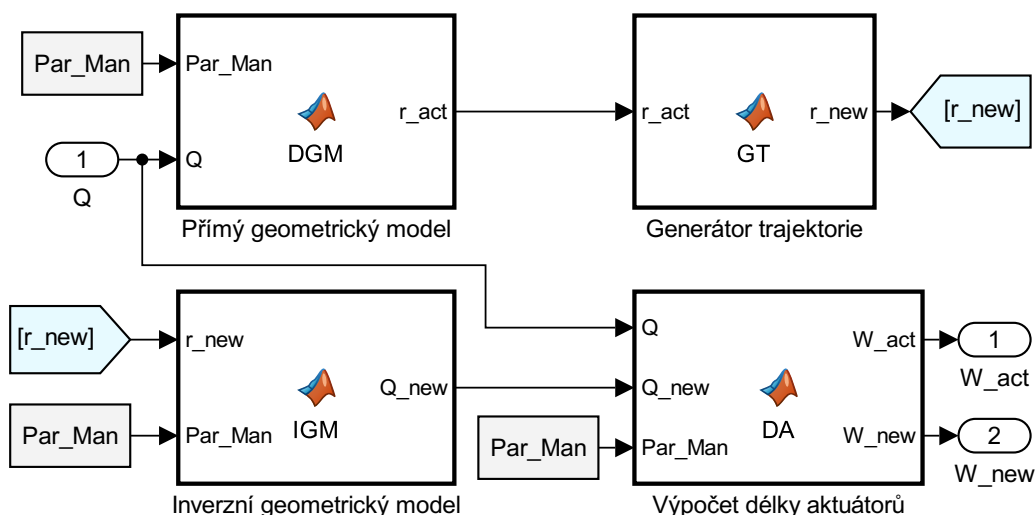
Obr. 4.7: Řídicí schéma manipulátoru. Použité označení: Q = vektor úhlů natočení manipulátoru, W_{act} = vektor aktuálních prodloužení aktuátorů, W_{new} = vektor požadovaných prodloužení aktuátorů, P = vektor řídicích signálů k aktuátorům, FL = vektor působících sil vzhledem ke každému aktuátoru, Ta = okolní teplota.

4.3.1 Plánovač trajektorie

Pro účely ovládání manipulátoru vyvstává potřeba měřit aktuální polohu všech kloubů respektive veličiny, které umožňují vypočítat úhel natočení každého kloubu. Z těchto údajů je možné sestavit za pomoci rovnic *přímého geometrického modelu* polohu manipulátoru v prostoru. Výsledné souřadnice mohou posloužit *generátoru trajektorie*, který na základě dostupné informace o poloze bude schopen upravit aktuální požadavky na cílovou polohu manipulátoru. Samotný generátor trajektorie představuje velmi obsáhlý problém, jehož řešení není součástí této práce.

Požadavky na polohu koncového efektoru převádí *inverzní geometrický model* na požadované úhly natočení kloubů. Aktuální i požadované úhly poté směřují do bloku pro výpočet délky aktuátorů, jenž se řídí podle kapitoly 4.2.6.

Vizualizace tohoto procesu je zobrazena na obr. 4.8. Podle potřeby lze schéma doplnit i o okamžitou kinematickou úlohu, která však není pro požadavek na pohyb aktuátorů vyžadována.

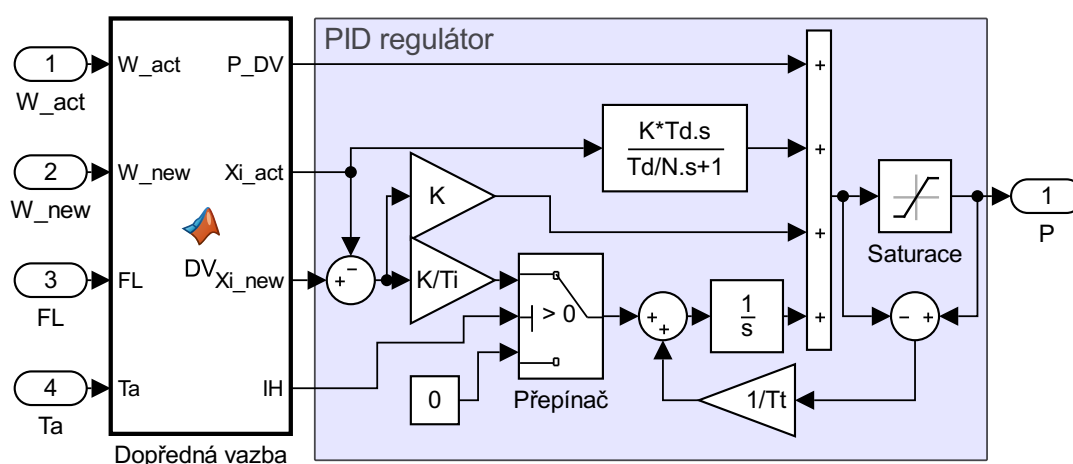


Obr. 4.8: Zapojení funkčních bloků pro výpočet aktuálního a požadovaného prodloužení aktuátorů (W_act a W_new) z vektoru natočení kloubů manipulátoru Q .

4.3.2 Regulátory aktuátorů

Regulační schéma, navržené v kapitole 3, pracuje s jedním aktuátorem, příslušícím k svému kloubu a pružině, která tvoří protisílu aktuátoru. V případě, že dojde ke změně zapojení na dva protichůdné aktuátory, bude nutné do regulace zahrnout člen, který zabrání případnému prověšení tj. bude udržovat neustálé mechanické napětí. Díky měření působící síly lze tento problém snadno vyřešit kaskádní regulací, jenž přidá například PI regulátor, který bude adekvátně ovlivňovat dodávaný výkon, pakliže by hrozilo prověšení. Další úprava se týká dopředné vazby, kde dojde k eliminaci vlivu pružiny v rovnici 3.9 a 3.10. Výsledná podoba regulačního schématu se tudíž pouze rozšíří o další regulátor.

Regulační schéma pro jeden aktuátor v zapojení s pružinou ukazuje obr. 4.9. Podle algoritmu v kapitole 3 se přepočítává vstupní prodloužení (aktuální i požadované) a měřená síla spolu s teplotou na výstupní výkon v ustáleném stavu. Při výpočtu dopředné vazby se určuje také fáze aktuální a požadované transformace, jež slouží jako vstup PID regulátoru. Z preventivních důvodů bývá integrační složka pozastavena (parametr IH výstupu dopředné vazby), dokud rozdíl není ve fázi transformace menší než uživatelem volená hodnota. V testovacím standu se dále přepočítává obdržený výkon na proud, jež poté směřuje do bloků pro převod spojitého signálu na pulsně šířkovou modulaci. Kód dopředné vazby je uveden v příloze B. Parametry regulátoru znázorňuje tabulka A.7.

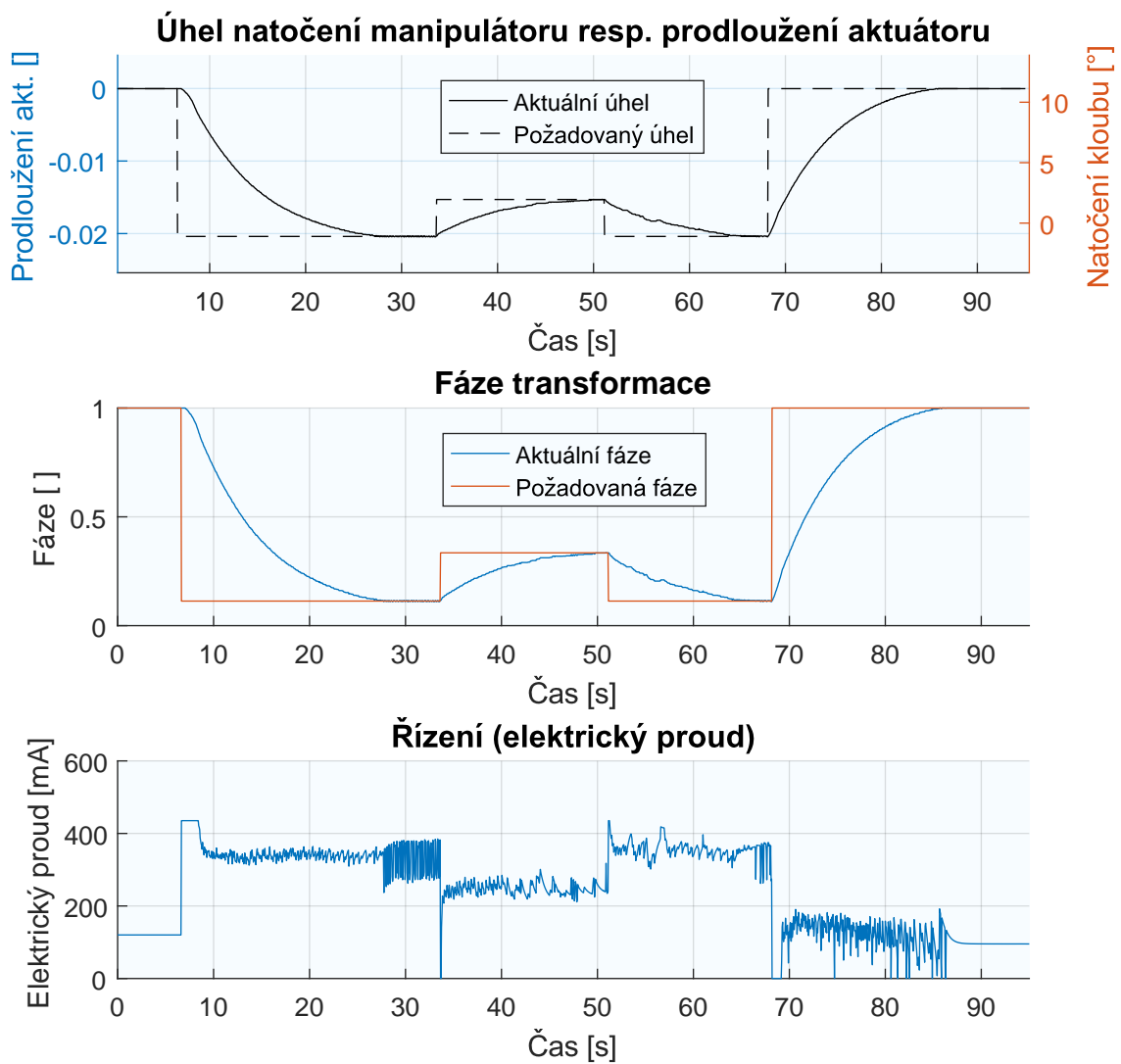


Obr. 4.9: Regulační schéma určené k ovládání jednoho aktuátoru.

4.3.3 Testování navrženého řízení

Pro účely testování výsledného regulačního schématu byl k dispozici navržený článek manipulátoru, avšak pouze s jedním stupněm volnosti (tj. jediným rotačním kloubem). Přesto lze s výhodou použít uvedené kinematické rovnice s drobnou úpravou v podobě konstantní hodnoty druhého kloubu tj. $\theta_2 = 0$.

V grafech obrázku 4.10 jsou zobrazeny dosažené výsledky kompletní regulace. První graf ukazuje úhel natočení manipulátoru, který zároveň odpovídá uvedenému prodloužení. Následuje vývoj fáze transformace a řídicího signálu.



Obr. 4.10: Ukázka řízení manipulátoru.

5 ZÁVĚR

Diplomová práce poskytuje návrh řízení pro jeden z alternativních způsobů pohonu manipulátorů a to pro pohyb prostřednictvím nitinolových aktuátorů. Cílem práce bylo analyzovat tento typ aktuátoru, vytvořit odpovídající regulační schéma, navrhnout podobu paralelního manipulátoru a otestovat vzniklý systém.

První část se zabývala popisem vlastností nitinolových drátů. Z uvedených charakteristik byl nejdůležitější efekt tvarové paměti a elasticita. Tyto vlastnosti poté vystihoval model aktuátoru, skládající se ze čtyř základních diferenciálních rovnic. Rovnice transformovaly dodávaný elektrický výkon na ohřev drátu, který od určité aktivační teploty způsobil změnu ve fázi transformace, což přineslo navýšení mechanického napětí, jež následně vyvolalo zkrácení aktuátoru.

Validace modelu proběhla pro klasické nitinolové dráty, přičemž ukázala, že vzniklý model celkem věrohodně kopíruje stav skutečného aktuátoru v ustáleném stavu. Naproti tomu přechodová charakteristika nepřinesla příliš věrohodné výsledky v oblasti ohřevu drátu. Tato chyba byla způsobena zanedbáním vlivu latentního tepla, které by jinak přineslo do výpočtu modelu algebraickou smyčku. Zátěžový test ukázal, že chování aktuátoru se může během jeho životní etapy měnit. Přestože pro první stovky přechodů nenastala změna v maximálním zkrácení drátu, došlo k posunu hraničních teplot fáze transformace.

Prvotní návrh regulátoru aktuátoru počítal pouze s dopřednou vazbou, vypočtenou pomocí rovnic modelu v ustáleném stavu při zanedbání klasické teplotní roztažnosti (zkrácení vlivem změny fáze, určené moduly elasticity, zůstalo). Vznikl však problém v podobě nutné znalosti určitých počátečních podmínek. Vzhledem ke komplikovanému úkolu rekonstrukce stavu tak byla dopředná vazba počítána v každém kroku regulace dvakrát. První běh začal pro počáteční podmínky ve stoprocentním martensitu s požadavkem na dosažení aktuálního stavu a druhý při počátečních podmínkách aktuálního stavu pro prodloužení cílové. Následující úprava pak zahrnuje do výpočtu i měřitelnou sílu, čímž výstup dopředné vazby zároveň kompenzoval posun hraničních transformačních teplot vlivem odlišného mechanického napětí. Testování na reálném systému ukázalo, že při přesných parametrech modelu je možné řídit aktuátor pouze s touto vazbou. Přidání PID regulátoru do regulačního schématu poté vylepšilo zejména rychlost regulace a přesnost v ustáleném stavu.

Návrh manipulátoru vedl k vytvoření sériově propojených článků s rotačními klouby, poskytujícími dva stupně volnosti. Nitinolové aktuátory poté ovládaly úhel natočení těchto kloubů pomocí vhodného zapojení. Návrh obsahoval dvě možnosti konfigurace aktuátoru - první představovala zapojení dvou protichůdných aktuátorů a druhá využití pružiny, jako neustále působící protisíly k jedinému aktuátoru. Uve-

dené kinematické rovnice platí pro oba návrhy zapojení aktuátorů. Totéž platí i o výpočtu délky aktuátoru.

Výsledky této práce ukázaly, že nitinolové dráty mohou být využity jako levné, lehké, odolné a poměrně přesné aktuátory manipulátoru. Nevýhodou může být maximální generovaná síla jediným drátem, rychlost regulace, poměr spotřebované energie ku generované síle, nebo náchylnost na teplotní vlivy okolního prostředí.

Navržený regulátor není schopen bez měření teploty drátu kompenzovat neznámé vlivy okolního prostředí - zejména působení větru. Z tohoto důvodu by se měl další vývoj zaměřit na vytvoření stínění, které chrání aktuátor proti těmto vlivům (příklad uveden v [13]). Rychlost regulace lze výrazně vylepšit pomocí speciálních modulů, v nichž proudí médium s vyšší měrnou tepelnou kapacitou (za cenu většího dodávaného výkonu) viz [37].

LITERATURA

- [1] *Dynalloy, Inc.:*
Technical characteristics of FLEXINOL® Actuator Wires.
Version: F1140 Rev. I.2 [cit. 2017]. URL: <http://www.dynalloy.com/>
- [2] *Dynalloy, Inc.:*
Introduction To FLEXINOL® Actuator Wire [online],
Last update: [2016], [cit. 2017]. URL: <http://www.dynalloy.com/flexinol.php>
- [3] Kheirikhah M. M., Rabiee S., Edalat M. E.:
A Review of Shape Memory Alloy Actuators in Robotics,
In *J. Ruiz-del-Solar, E. Chown, and P.G. Ploeger (Eds.): RoboCup 2010*, LNAI 6556, pp. 206–217, 2011, ISSN: 0302-9743. URL: https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-642-20217-9_18
- [4] Dunlop R., Garcia A. C.:
A Nitinol Wire Actuated Stewart Platform,
Australasian Conference on Robotics and Automation, Auckland, 2002. URL: https://www.researchgate.net/publication/228749406_A_Nitinol_Wire_Actuated_Stewart_Platform
- [5] Grimble M. J., Johnson M. A.:
An Architecture for Fast and Accurate Control of Shape Memory Alloy Actuators,
International Journal of Robotics Research, vol. 27, no. 5, 2008, ISSN: 0278-3649. URL: <http://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/0278364908090951?journalCode=ijra>
- [6] *Sönnnerlind H.:*
Why All These Stresses and Strains? [online],
Last update: [2013], [cit. 2017]. URL: <https://www.comsol.com/blogs/why-all-these-stresses-and-strains/>
- [7] Tanaka K.:
On Stress-Strain-Temperature Relation in TiNi Alloys,
Phenomenological Study on Behavior of SMA. J.Soc.Mater.Sci., vol.37, no. 414: pp. 267-274, 1998.
- [8] Velázquez R., Pissaloux E. E.:
MODELLING AND TEMPERATURE CONTROL OF SHAPE

- MEMORY ALLOYS WITH FAST ELECTRICAL HEATING**,
International Journal of Mechanics and Control, vol. 13, no. 02, 2012,
ISSN 1590-8844. URL: https://www.researchgate.net/profile/Ramiro_Velazquez2/publication/288620746_Modelling_and_temperature_control_of_shape_memory_alloys_with_fast_electrical_heating/links/57a0b12a08ae5f8b25893f39.pdf
- [9] Tabrizi V.A., Moallem M.:
Nonlinear Position Control of Antagonistic Shape Memory Alloy Actuators,
American Control Conference, 2007, ISSN: 2378-5861. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/4282721/>
- [10] Drahoš P.:
Nonlinear Model of Ni-Ti Wire Actuator,
28th International Conference of Cybernetics & Informatics (K&I), 2016,
ISBN: 978-1-5090-1834-5. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/7438629/>
- [11] Drahoš P.:
SHAPE MEMORY ALLOY VS SMART MATERIAL ACTUATORS,
Institute of Automotive Mechatronics, Slovak University of Technology in Bratislava, 2016. URL: http://kf.elf.stuba.sk/~apcom/apcom16/proceedings/pdf/168_drahos.pdf
- [12] Brinson L. C.:
One-Dimensional Constitutive Behavior of Shape Memory Alloys: Thermomechanical Derivation with Non-Constant Material Functions and Redefined Martensite Internal Variable,
Journal of Intelligent Material Systems and Structures, vol. 4, 1993,
ISSN: 1530-8138. URL: <http://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/1045389X9300400213>
- [13] Drahoš P., Kutiš V.:
Modelling and simulation of thermal field of SMA actuator,
Carpathian Control Conference (ICCC), 2012, ISBN: 978-1-4577-1868-7. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/6228629/>
- [14] Wahied G. Abdelaal A., Nagib G.:
Modelling and Simulation of SMA Actuator Wire,

- Computer Engineering & Systems (ICCES), 2014, ISBN: 978-1-4799-6594-6.
URL: <http://ieeexplore.ieee.org/document/7030993/>
- [15] Roncati D.:
Iterative calculation of the heat transfer coefficient [online],
Last update: [2017] [cit. 2017]. Progettazione Ottica Roncati, Ferrara. URL:
http://lisafea.com/pdf/Convection_heat_transfer_coefficient.pdf
- [16] Dubbel H., Beitz W., Kuttner K.:
DUBBEL handbook of mechanical engineering,
Section II: Physical system modeling, 1994, ISBN: 978-1-4471-3566-1. URL:
<http://www.springer.com/br/book/9781447135661>
- [17] Shpilrain E.E.:
AIR (PROPERTIES OF) [online],
Last update: [2011], [cit. 2017]. URL: <http://www.thermopedia.com/content/553/>
- [18] Shires G.L.:
PRANDTL NUMBER [online],
Last update: [2011], [cit. 2017]. URL: <http://www.thermopedia.com/content/1053/>
- [19] Shires G.L.:
GRASHOF NUMBER [online],
Last update: [2011], [cit. 2017]. URL: <http://www.thermopedia.com/content/824/>
- [20] *Aura Design, s.r.o.:*
SMART WIRES [online],
Last update: [2017], [cit. 2017]. URL: <http://smartwires.eu/>
- [21] Sreekumar M., Nagarajan T., Singaperumal M., Zoppi M., Molfino R.:
DESIGN OF SMA ACTUATED LIGHT WEIGHT PARALLEL MANIPULATOR WITH INTELLIGENT CONTROLLER,
In IFAC Proceedings Volumes vol. 39, Issue 15, pp. 310-315, 2006, ISSN: 0094-114X. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1474667016385329>
- [22] Yongping Pan, Zhao Guo, Xiang Li, Haoyong Yu:
Output-Feedback Adaptive Neural Control of a Compliant Differential SMA Actuator,

- IEEE Transactions on Control Systems Technology, vol. PP, Issue: 99, 2017, ISSN: 1558-0865. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/document/7815259/>
- [23] Yee Harn Teh:
Fast, Accurate Force and Position Control of Shape Memory Alloy Actuators,
A thesis submitted for the degree of Doctor of Philosophy of The Australian National University, 2008. URL: <http://users.cecs.anu.edu.au/~roy/SMA/YHTthesis.pdf>
- [24] Nguyen Trong Tai, Kyoung Kwan Ahn:
Output Feedback Direct Adaptive Controller for a SMA Actuator With a Kalman Filter,
IEEE Transactions on Control Systems Technology, vol. 20, no. 4, 2012, ISSN: 1063-6536. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/5936652/>
- [25] Khodayari A., Zarefar B., Kheirikhah M. M., Mirsadeghi E.:
Force Control of a SMA Actuated Gripper by Using Self Tuning Fuzzy PID Controller,
IEEE International Conference on Control System, Computing and Engineering, 2011, ISBN: 978-1-4577-1642-3. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/document/6190543/>
- [26] George R., Amsaveni Ms. V.:
A Novel Control Scheme for a Shape Memory Alloy Actuator,
International Conference on Control, Instrumentation, Communication and Computational Technologies (ICCICCT), 2014, ISBN: 978-1-4799-4190-2. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/6992963/>
- [27] Khodayari A., Rabiee S., Kheirikhah M. M.:
Fuzzy PID Controller Design for Snake Robot based SMA Actuators,
IEEE International Conference on Control System, Computing and Engineering, 2011, ISBN: 978-1-4577-1642-3. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/6190536/>
- [28] Jayender J., Patel R. V., Nikumb S., Ostojic M.:
 H_∞ Loop Shaping Controller for Shape Memory Alloy Actuators,
IEEE Conference on Decision and Control, the European Control Conference, 2005, ISSN: 0191-2216. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/document/1582230/>

- [29] Škarda R.:
Nové metody pro monitorování a ohodnocování kvality regulace,
 Dissertation thesis, University of West Bohemia, Faculty of Applied Sciences,
 Department of Cybernetics, pp. 72-79, 2016, URL: <http://home.zcu.cz/~skardar/Disertace/thesis.pdf>
- [30] *REX web farm*:
PID Control Laboratory [online],
 Version: 3.1, [cit. 2017]. URL: <http://www.pidlab.com/cs/pid-control-lab-3-1>
- [31] Alaa AbuZaiter, Ee Leen Ng, Mohamed Sultan Mohamed Ali, Suhail Kazi:
Miniature parallel manipulator using TiNiCu shape-memory-alloy microactuators,
 Control Conference (ASCC), 2015 10th Asian, ISBN: 978-1-4799-7862-5. URL:
<http://ieeexplore.ieee.org/document/7244699/>
- [32] Mahfuzur Rahman S. M., Kyoung Kwan Ahn, Jong Il Yoon:
Experimental Study of the Tracking Control of a SMA Actuated Manipulator,
 International Conference on Smart Manufacturing Application, 2008,
 ISBN: 978-89-950038-8-6. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/4505631/>
- [33] Gilbertson R. G.:
Muscle Wires Project Book,
 Mondo-Tronics; 3rd Rev edition, 1993, ISBN: 1879896133.
- [34] Swensen J. P., Nawroj A. I., Pounds P. E. I., Dollar A. M.:
Simple, scalable active cells for articulated robot structures,
 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2014,
 ISSN: 1050-4729. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/6907012/>
- [35] Mândru D., Lungu I., Noveanu S., Tătar O.:
Shape Memory Alloy Wires as Actuators for a Minirobot,
 IEEE International Conference on Automation, Quality and Testing, Robotics (AQTR), 2010, ISBN: 978-1-4244-6725-9. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/document/5520861/>
- [36] Sreekumar M., Nagarajan T., Singaperumal M., Zoppi M., Molfino R.:
DESIGN OF SMA ACTUATED LIGHT WEIGHT PARALLEL

- MANIPULATOR WITH INTELLIGENT CONTROLLER**,
IFAC Proceedings Volumes, vol. 39, Issue 15, pp. 310-315, 2006. URL: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1474667016385329>
- [37] Jian-Jun Zhang, Yue-Hong Yin, Jian-Ying Zhu:
Electrical Resistivity-Based Study of Self-Sensing Properties for Shape Memory Alloy-Actuated Artificial Muscle,
Sensors 2013, ISSN 1424-8220. URL: <http://www.mdpi.com/1424-8220/13/10/12958/htm>
- [38] Grimbale M. J., Johnson M. A.:
Modelling and Control of Robot Manipulators - Second Edition,
Springer Science+Business Media, 1999, ISSN: 1439-2232, ISBN 978-1-85233-221-1.
- [39] Švejda M.:
Kinematika robotických architektur,
University of West Bohemia, Faculty of Applied Sciences, Department of Cybernetics, 2011. URL: <http://home.zcu.cz/~msvejda/URM/materialy/KinematikaRobotArchitektur.pdf>
- [40] Švejda M.:
OPTIMALIZACE ROBOTICKÝCH ARCHITEKTUR,
Dissertation thesis, University of West Bohemia, Faculty of Applied Sciences, Department of Cybernetics, pp. 199-241, 2016. URL: http://home.zcu.cz/~msvejda/PhD_disertace/SvejdaMartin_thesis_2016_06_14.pdf
- [41] Khalil W., Dombre E.:
Modeling, Identification and Control of Robots,
Kogan Page Science, 2004, ISBN 190399666X.
- [42] Murray R. M., Zexiang Li, Sastry S. S.:
A Mathematical Introduction to Robotic Manipulation,
CRC Press, 1994, ISBN 0-8493-7981-4.
- [43] Chirikjian G. S.:
Theory and Applications of Hyper-Redundant Robotic Manipulators,
Dissertation thesis, California Institute of Technology, Engineering and Applied Science, pp. 1-100, 1992. URL: <http://thesis.library.caltech.edu/4458/>

SEZNAM PŘÍLOH

A Seznam tabulek s použitými parametry	63
B Kód dopředné vazby	65
C Obsah přiloženého CD	67

A SEZNAM TABULEK S POUŽITÝMI PARAMETRY

Tab. A.1: Rozměry drátu

Označení	Popis	Hodnota		Jednotka
		W_1	W_2	
l_0	Klidová délka	0.165	0.14	m
d	Průměr	$3.75 \cdot 10^{-4}$	$3.75 \cdot 10^{-4}$	m
S_0	Obsah průřezu	$1.10 \cdot 10^{-7}$	$1.10 \cdot 10^{-7}$	m^2
S_a	Povrch	$1.94 \cdot 10^{-4}$	$1.65 \cdot 10^{-4}$	m^2
V	Objem	$1.82 \cdot 10^{-8}$	$1.55 \cdot 10^{-8}$	m^3
m	Hmotnost	$1.18 \cdot 10^{-4}$	$9.97 \cdot 10^{-5}$	kg

Tab. A.2: Teplotně-mechanický popis

Označení	Popis	Hodnota		Jednotka
		W_1	W_2	
D_A	Modul elasticity - austenit	$75 \cdot 10^3$		MPa
D_M	Modul elasticity - martensit	$41 \cdot 10^3$		MPa
ε_L	Maximální napnutí SMA bez zátěže	-0.023	-0.03	-
Θ	Koeficient teplotní roztažnosti	$6.6 \cdot 10^{-6}$		1/K

Tab. A.3: Popis fáze přechodu

Označení	Popis	Hodnota		Jednotka
		W_1	W_2	
A_s	Hraniční teplota - austenit start	26	26	°C
A_f	Hraniční teplota - austenit konec	38	30	°C
M_s	Hraniční teplota - martensit start	31	23	°C
M_f	Hraniční teplota - martensit konec	23	21	°C
c_A	Koeficient austenitu	50	50	-
c_M	Koeficient martensitu	50	50	-

Tab. A.4: Popis ohřevu

Označení	Popis	Hodnota	Jednotka
ρ	Hustota SMA	$6.45 \cdot 10^3$	kg/m^3
R	Odpor SMA	8.3	Ω
C_s	Tepelná kapacita	322.3836	J/kgK
ΔH	Koeficient latentního tepla	$24.2 \cdot 10^3$	J/kg
T_a	Teplota okolí (vzduchu)	23	$^{\circ}C$

Tab. A.5: Koeficient výměny tepla při teplotě 20 [$^{\circ}C$] okolního vzduchu

Označení	Popis	Hodnota	Jednotka
ρ_{air}	Hustota	1.205	kg/m^3
c_{air}	Tepelná kapacita	$1.005 \cdot 10^3$	J/kgK
ν_{air}	Kinematická viskozita	$15.11 \cdot 10^{-6}$	m^2/s
λ_{air}	Tepelná vodivost	0.0257	W/mK
P_r	Prandtlovo číslo	0.712	-
g	Gravitační zrychlení	9.81	m/s^2
β	Koeficient teplotní roztažnosti	$3.43 \cdot 10^{-3}$	$1/K$
T_{∞}	Teplota na povrchu SMA (průměr)	40	$^{\circ}C$
G_r	Grashofovo číslo	0.1321	-
l	Charakteristická délka	d	m
l	Nusseltovo číslo	0.6670	-
h	Koeficient tepelné konvekce	45.7131	W/m^2K

Tab. A.6: Dynamika pohybu (vlastnosti pružiny)

Označení	Popis	Hodnota	Jednotka
C_v	Viskózní tření pružiny	100	kg/s
C_{sp}	Tuhost pružiny	785	N/m

Tab. A.7: Parametry regulátoru (pro první drát)

Označení	Popis	Hodnota
K	Zesílení regulátoru	0.6
T_i	Integrační časová konstanta	20
T_d	Derivační časová konstanta	5
N	Parametr filtru derivační složky	10

B KÓD DOPŘEDNÉ VAZBY

```
1 % Steady state of SMA (feedforward)
2 % Input:
3     % Epsilon = final strain
4     % Eps0 = actual strain
5     % ForceLoad = actual force
6 % Output:
7     % Sigma = final stress
8     % Xi = final phase
9     % T = final temperature
10    % P = required power
11    % Epsilon = final strain
12
13 function [Sigma, Xi, T, P, Epsilon] = Feedforward(Epsilon, Eps0, ForceLoad)
14
15     disp(['Input: Actual Strain = ', num2str(Eps0), ', '; Final Strain =
16         ', num2str(Epsilon), ', '; Actual Force = ', num2str(ForceLoad)
17         ]);
18
19     NiTiWireModel_WORKSPACE
20
21     if Epsilon > 0; Epsilon = 0;
22     elseif Epsilon < EpsilonMax; Epsilon = EpsilonMax;
23     end
24     if Eps0 > 0; Eps0 = 0;
25     elseif Eps0 < EpsilonMax; Eps0 = EpsilonMax;
26     end
27     if ForceLoad < 0; ForceLoad = 0;
28     end
29     [Sigma0, Xi0, T0, P0] = SteadyState(Eps0, 0, 0, 1, ForceLoad);
30     [Sigma, Xi, T, P] = SteadyState(Epsilon, Eps0, Sigma0, Xi0,
31         ForceLoad);
32
33     % {
34     disp(' Actual state:')
35     disp([' Stress = ', num2str(Sigma0), ', '; Phase = ', num2str(Xi0)
36         ', '; Temp = ', num2str(T0), ', '; Power = ', num2str(P0)]);
37     disp(' Final state:')
38     disp([' Stress = ', num2str(Sigma), ', '; Phase = ', num2str(Xi), '
39         ; Temp = ', num2str(T), ', '; Power = ', num2str(P)]);
40     %}
41 end
```

```

40 function [Sigma, Xi, T, P] = SteadyState(Epsilon, IC_Epsilon, IC_Sigma,
    IC_Xi, ForceLoad)
41
42 % Workspace
43     NiTiWireModel_WORKSPACE
44
45 % Dynamics of actuator motion: Strain -> Stress
46     if IC_Sigma <= 0
47         IC_Sigma = ( ForceLoad + Csp*10*Epsilon ) / (S0*10^6);
48         Sigma = ForceLoad / (S0*10^6);
49     else
50         Sigma = ( ForceLoad + Csp*10*(IC_Epsilon-Epsilon) ) / (
            S0*10^6);
51     end
52
53 % Thermo mechanical behavior: Strain, Stress -> Phase
54     Xi = (Sigma - IC_Sigma - DX*(Epsilon - IC_Epsilon)) / Omega +
        IC_Xi;
55     if Xi < 0
56         Xi = 0;
57     elseif Xi > 1
58         Xi = 1;
59     end
60
61 % Phase transformation model: Phase, Stress -> Temperature
62     T = Ta;
63     if Xi <= IC_Xi && IC_Xi ~= 0
64         Aa = pi/(Af-As);
65         %T = acos( 2*Xi/IC_Xi - 1 )/Aa + As + Sigma/Ca;
66         T = acos( 2*Xi - 1 )/Aa + As + Sigma/Ca;
67     elseif Xi > IC_Xi
68         aM = pi/(Ms-Mf);
69         %T = acos( (2*Xi-(1+IC_Xi))/(1-IC_Xi) )/aM + Mf + Sigma
            /Cm;
70         T = acos( 2*Xi-1 )/aM + Mf + Sigma/Cm;
71     else % IC_Xi = 0 = Xi
72         Aa = pi/(Af-As);
73         T = pi/Aa + As + Sigma/Ca;
74     end
75
76 % Heat transfer model: Temperature -> Power
77     P = Sa*h*(T-Ta);
78 end

```

C OBSAH PŘILOŽENÉHO CD

Uvedené soubory přísluší adresářům, jejichž název je uveden v závorce za jménem.

1. Regulační schéma v řídicím systému REX (REX).
2. Kinematika manipulátoru (Kinematika)
 - (a) Přímý geometrický model (DGM)
 - (b) Inverzní geometrický model (IGM)
 - (c) Výpočet délky aktuátorů (DA)
3. Skript dopředné vazby (DV).
4. WORKSPACE s výpočtem použitých parametrů modelu (WORKSPACE)
5. Model aktuátoru, zapojeného naproti pružině (Aktuator)