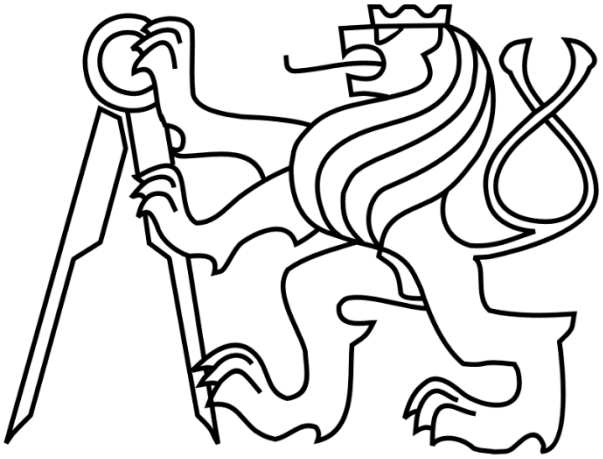
ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

FAKULTA STROJNÍ

ÚSTAV MECHANIKY, BIOMECHANIKY A MECHATRONIKY

Odbor mechaniky a mechatroniky



Diplomová práce

Vliv pasivních účinků ve vazbách na řízení robotického ramene

2024 **Bc. Šárka Bergrová**

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Bergrová** Jméno: **Šárka** Osobní číslo: **483200**

Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**

Zadávající katedra/ústav: **Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky**

Studijní program: **Robotika a výrobní technika**

Specializace: **Robotika**

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce:

Vliv pasivních účinků ve vazbách na řízení robotického ramene

Název diplomové práce anglicky:

Influence of passive effects in constraints on robotic arm control

Pokyny pro vypracování:

1) Proveďte rešerši ohledně modelování pasivních účinků v mechanických systémech.
2) Pro zvolenou kinematickou strukturu robota sestavte model přímé a inverzní kinematiky a dynamiky.
3) Vytvořte simulační model robota a aplikujte na něj řízení s ohledem na modelování pasivních účinků.

Seznam doporučené literatury:

[1] Stejskal V., Valášek M. Kinematics and dynamics of machinery. New York: Marcel Dekker, 1996. ISBN 08-247-9731-0
[2] K. Johanastrom and C. Canudas-de-Wit, "Revisiting the LuGre friction model," in IEEE Control Systems Magazine, vol. 28, no. 6, pp. 101-114, Dec. 2008, doi: 10.1109/MCS.2008.929425.

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) diplomové práce:

Ing. Jan Zavřel, Ph.D. odbor mechaniky a mechatroniky FS

Jméno a pracoviště druhé(ho) vedoucí(ho) nebo konzultanta(ky) diplomové práce:

Datum zadání diplomové práce: **26.04.2024** Termín odevzdání diplomové práce: **15.08.2024**

Platnost zadání diplomové práce: _____

Ing. Jan Zavřel, Ph.D. podpis vedoucí(ho) práce	prof. Ing. Michael Valášek, DrSc. podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry	doc. Ing. Miroslav Španiel, CSc. podpis děkana(ky)

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

Diplomantka bere na vědomí, že je povinna vypracovat diplomovou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je třeba uvést v diplomové práci.

Datum převzetí zadání _____ Podpis studentky _____

© ČVUT v Praze, Design: ČVUT v Praze, VIC

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem svou diplomovou práci vypracovala samostatně a že jsem uvedla v přiloženém seznamu veškeré použité informační zdroje v souladu s Metodickým pokynem o dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací, vydaným ČVUT v Praze 1. 7. 2009.

Nemám závažný důvod proti užití tohoto školního díla ve smyslu § 60 Zákona č.121/2000 Sb., o právu autorském, o právech souvisejících s právem autorským a o změně některých zákonů (autorský zákon).

V Praze dne ……..…….

podpis

Poděkování

Ráda bych zde poděkovala svému vedoucímu Ing. Janu Zavřelovi, Ph.D. za vstřícný a pozitivní přístup, cenné rady a trpělivost. Také bych chtěla poděkovat Ing. Pavlu Bastlovi, Ph.D. za umožnění provedení experimentu. Dále bych chtěla poděkovat své rodině a přátelům za podporu. Zejména mamce, která se o mě starala v těžkých chvílích a své spolubydlící, která se mnou sdílela všechny náročné momenty a vždy mi dovedla zvednout náladu.

Anotační list

Autor:	Šárka Bergrová
Název DP:	Vliv pasivních účinků ve vazbách na řízení robotického ramene
Title of masters's thesis:	Influence of passive effects in constraints on robotic arm control
Studijní program:	Robotika a výrobní technika
Specializace:	Robotika
Rozsah:	76 str., 68 obr., 18 tab.
Školní rok vyhotovení:	2023/2024
Škola:	ČVUT v Praze Fakulta strojní
Ústav:	Ú12105 - Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky
Vedoucí diplomové práce:	Ing. Jan Zavřel, Ph.D.
Klíčová slova:	Tření, řízení robota, pasivní účinky, identifikace
Key words:	Friction, robot control, passive effects, identification
Anotace:	V této práci je zkoumán vliv pasivních účinků ve vazbách robotu KUKA LBR iiwa 14 R820 na jeho řízení. V teoretické části je pojednáno o modelech tření a jejich použití pro identifikaci a kompenzaci pasivních účinků v robotice. Praktická část se zabývá tvorbou simulačního modelu robota včetně řízení v prostředí Matlab Simulink, přidáním modelu tření do řízení a identifikací parametrů modelu tření.
Abstract:	This thesis examines impact of passive effects in the KUKA LBR iiwa 14 R820 robot joints on its control. The theoretical part discusses friction models and their application for identification and compensation of passive effects in robotics. The practical part focuses on creating a simulation model of the robot, including control in the Matlab Simulink environment, adding a friction model to the control system, and identifying parameters of the friction model.

Obsah

Přehled použitých veličin a jednotek 6
1 Úvod 7
2 Cíle práce 8
3 Rešerše modelování pasivních účinků 9
3.1 Statické modely tření 9
3.2 Dynamické modely tření 12
3.3 Modelování a identifikace parametrů tření v robotice 14
4 Kinematika robotického ramene 18
4.1 Kinematický model a dopředná kinematika 18
4.2 Inverzní kinematika 20
5 Dynamický model 27
6 Řízení robotického ramene 32
7 Plánování trajektorie 34
8 Optimalizace řízení a Identifikace pasivních účinků 38
8.1 Optimalizace řízení bez pasivních účinků 38
8.2 Přidání pasivních účinků do DD 42
8.3 Identifikace pasivních účinků ze zvolených hodnot 46
8.4 Řízení s identifikovanými pasivními účinky v ID 51
8.5 Optimalizace řízení s pasivními účinky 54
8.6 Zhodnocení vlivu pasivních účinků na řízení 55
9 Identifikace pasivních účinků na reálném robotu 57
9.1 Provedení experimentu 57
9.2 Měření 60

9.3 Identifikace pasivních účinků z naměřených dat 61
10 Závěr 65
Seznamy 67
Citovaná literatura 67
Seznam použitého softwaru 72
Seznam obrázků 72
Seznam tabulek 73
Seznam grafů 74
Seznam elektronických příloh 76

Přehled použitých veličin a jednotek

F_n	[N]	Normálová síla
F_c	[N]	Velikost Coulombovy třecí síly
F_t	[N]	Výsledná třecí síla
μ_k	[-]	Kinetický součinitel tření
v	[m/s]	Relativní rychlost pohybu
μ_s	[-]	Statický součinitel tření
$\mu_č$	[-]	Součinitel čepového tření
F_s	[N]	Velikost statické třecí síly
v_d	[m/s]	Tolerance rychlosti pro hladký Coulombův model
v_s	[m/s]	Stribeckova rychlost
σ_v	[Ns/m]	Koeficient viskozity
σ_0	[N/m]	Tuhost štětiny
σ_1	[Ns/m]	Tlumení štětiny
$\mathbf{T}$	[-]	Transformační matice
$\boldsymbol{q}$	[rad]	Vektor kloubových souřadnic
$\dot{\boldsymbol{q}}$	[rad/s]	Vektor kloubových rychlostí
$\ddot{\boldsymbol{q}}$	[rad/s^2]	Vektor kloubových zrychlení
$\boldsymbol{r}$	[m]	Rozšířený polohový vektor bodu
$\boldsymbol{R}$	[-]	Matice směrových kosinů
$\boldsymbol{u}$	[m]	Vektor posunutí středu souřadnicového systému
C_i	[-]	Konfigurace robota
$\dot{\boldsymbol{X}}$	[-]	Vektor lineárních a kloubových rychlostí koncového efektoru
$\boldsymbol{J}$	[-]	Jacobiho matice
$\ddot{\boldsymbol{X}}$	[-]	Vektor lineárních a kloubových zrychlení koncového efektoru
$\dot{\boldsymbol{J}}$	[-]	Časová derivace Jacobiho matice
M	[kg]	Celková hmotnost robota
m_i	[kg]	Hmotnost části robota
I_{xxi}	[kgm^2]	Momenty setrvačnosti i-tého tělesa [I_{xx} I_{yy} I_{zz}]
I_{xyi}	[kgm^2]	Deviační momenty i-tého tělesa [I_{yz} I_{zx} I_{xy}]
r_i	[m]	Poloha středu hmotnosti i-tého tělesa
$x(t)$	[m]	Dráha x v čase t
$\dot{x}(t)$	[m/s]	Rychlost x v čase t
$\ddot{x}(t)$	[m/s^2]	Zrychlení x v čase t
t	[s]	čas
sample	[0.01 s]	vzorek

1 Úvod

Tření je v určité formě přítomno ve všech mechanických systémech, kde vyvolává pasivní účinky ovlivňující jejich pohyb. Výjimkou nejsou ani průmyslové roboty, pro které tření ve vazbách představuje značný zdroj chyb. Vhodný model tření v řízení robotu může výrazně zlepšit celkovou efektivitu manipulátoru z hlediska přesnosti a stability řízení. Základní statické modely tření uvažují závislost třecí síly pouze na relativní rychlosti dotýkajících se povrchů. Tření je ale komplexní nelineární jev, který je závislý na dalších faktorech jako jsou vlastnosti dotýkajících se povrchů, teplota či přítomnost maziva. Sestavení modelu, který by přesně popisoval chování pasivních účinků je náročné a pro každou aplikaci může být vhodný model jiný.

Rešeršní část této práce se věnuje popisu modelů tření od základních statických až po složitější dynamické a také jejich použití v robotice. Praktická část této práce je věnována vytvoření modelu a návrhu řízení pro robotické rameno KUKA LBR iiwa 14 R820, na kterém je následně zkoumán vliv pasivních účinků na řízení robotického ramene. Zkoumání vlivu pasivních účinků na řízení je provedeno přidáním modelu tření do modelu dopředné dynamiky robota a následným pozorováním změn v přesnosti polohování a v řídicím momentu při projíždění navržené trajektorie koncovým efektorem robota. Parametry modelu tření přidaného do dopředné dynamiky pak mohou být zpětně identifikovány a přidány do řízení v podobě modelu tření v inverzní dynamice, čímž by měly být pasivní účinky kompenzovány a jejich vliv na řízení by se měl snížit. Nakonec je provedena identifikace modelu tření na reálném robotu pro porovnání identifikace ze simulace a z reálného měření.

2 Cíle práce

Jedním z cílů práce je provést rešerši ohledně modelování pasivních účinků v mechanických systémech se zaměřením na modely tření používané v robotice. Dalším cílem je vytvořit simulační model zvoleného robotického ramene, na který bude aplikováno řízení. Za tímto účelem je nutné sestavit pro robota dopřednou a inverzní kinematiku a dynamiku.

Po aplikaci řízení na simulační model robota je cílem pozorovat vliv přidání pasivních účinků do modelu dopředné dynamiky robota na průběh řídicího momentu a přesnost polohování. Dalším cílem je kompenzovat vliv pasivních účinků v dopředné dynamice na řízení robota a porovnat výsledky řízení s kompenzací pasivních účinků s výsledky řízení bez kompenzace pasivních účinků. Pro kompenzaci by bylo ideální použít stejný model tření se stejnými parametry, jako byl použit pro modelování pasivních účinků v dopředné dynamice. V případě skutečného robotu je však přesný model tření ve vazbách neznámý a my můžeme pouze identifikovat parametry vybraného modelu tření. Proto je i v případě kompenzace pasivních účinků v simulaci cílem provést kompenzaci pomocí modelu tření identifikovaného na datech získaných při simulaci s pasivními účinky v dopředné dynamice.

Posledním cílem je provést identifikaci pasivních účinků na skutečném robotu a porovnat její výsledky s výsledky identifikace na simulovaných datech.

3 Rešerše modelování pasivních účinků

Robotické manipulátory jsou vystaveny tření ve spojích, které vzniká v ložiscích, převodech a těsněních, tedy na každém místě, kde se dva povrchy pohybují relativně vůči sobě a jsou v kontaktu. Tření je nelineární fyzikální jev, který vzniká při relativním pohybu mezi dvěma dotýkajícími se povrchy a závisí na vlastnostech kontaktních ploch, přítomnosti maziva, zatížení, lokální teplotě a rychlosti relativního pohybu. [1] [2]

Modelování tření hraje důležitou roli v řízení robotických manipulátorů. Absence kompenzace tření v řídicím schématu může vést k chybám v polohování, stick-slip pohybům, oscilacím při zastavování robota a limitním cyklům při reverzaci rychlosti v trajektorii. Pro kompenzaci tření je třeba použít vhodný model založený na fyzikálních principech. Literatura uvádí několik modelů tření s různou mírou přesnosti, které byly sestaveny na základě experimentálního pozorování chování pasivních účinků, od nejjednodušších modelů statického tření jako je Coulombův model po složitější dynamické modely tření jako je LuGre model. Získat model, který by dokázal popsat všechna empirická pozorování je velmi náročné. Pro různé aplikace jsou vhodné různé modely tření. [1] [2] [3]

3.1 Statické modely tření

Statické modely tření popisují chování třecí síly v ustáleném stavu a pracují pouze s aktuální hodnotou rychlosti. Nejjednodušším modelem suchého statického tření je **Coulombův model,** který vychází z konceptu, že třecí síla působí proti směru relativní rychlosti a její velikost je úměrná velikosti normálového zatížení. [3] [4] [5] [6]

Základní Coulombův model je popsán rovnicí 3.1, kde velikost Coulombovy třecí síly představuje F_C a v je relativní rychlost. Velikost Coulombovy třecí síly je určena vztahem 3.1, kde μ_k je kinetický součinitel tření a F_n je normálové síla. Průběh třecí síly je znázorněn na obrázku 3.1.

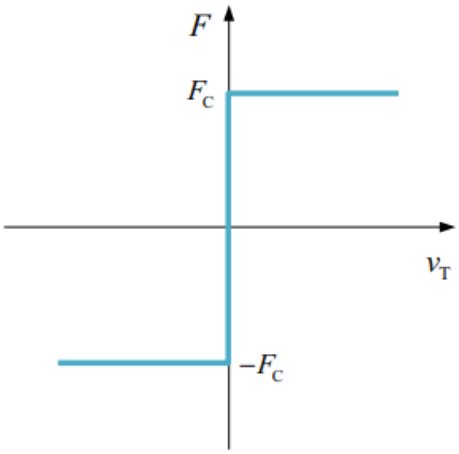
$$F_t = F_C sign(v) \tag{3.1}$$

$$F_C = \mu_k F_n \tag{3.2}$$

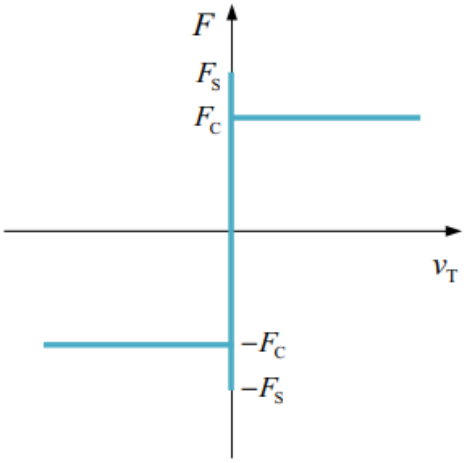
Pro zachycení počátečního ulpívání, kdy je síla potřebná k uvedení tělesa do pohybu vyšší než síla potřebná k udržení tělesa v pohybu, je ke Coulombovu modelu přidána velikost statické síly F_s dle rovnice 3.4, kde μ_s představuje statický součinitel tření. Statický součinitel tření μ_s je obecně větší než kinetický součinitel tření μ_k. Průběh Coulombovy třecí síly s přidáním statické síly je znázorněn na obrázku 3.3. [4] [7] [5] [8]

$$F_t = \begin{cases} F_c sign(v), & v \neq 0 \\ F_s sign(v), & v = 0 \end{cases} \tag{3.3}$$

$$F_s = \mu_s F_n \tag{3.4}$$



Obrázek 3.1: Coulombův model [5]



Obrázek 3.2: Coulombův model s přidáním statické síly [5]

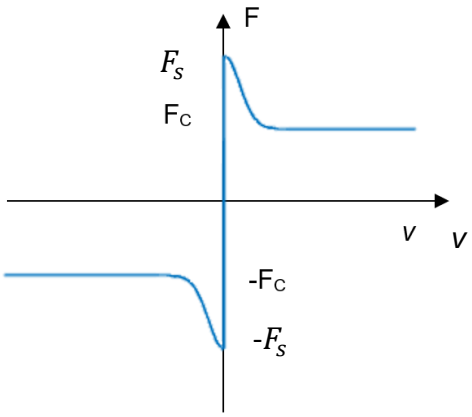
K dalším jevům přidávaným do Coulombova modelu patří Stribeckův efekt a viskózní tření. Při Stribeckovu efektu dochází při nízkých rychlostech ke snižování třecí síly z hodnoty F_s na hodnotu F_C s narůstající rychlostí, což vede na hladký přechod mezi statickým a kinetickým součinitelem tření. Tento spojitý průběh charakterizuje **Stribeckova křivka**. Jeden z často požívaných popisů Stribeckovy křivky představuje rovnice 3.5, kde v_s značí Stribeckovu rychlost,

která určuje rozsah rychlosti, při které se Stribeckův efekt vyskytuje, a α je parametr tvaru Stribeckovy křivky, obvykle volen v intervalu <0.5;2>. Průběh Stribeckovy křivky je znázorněn na obrázku 3.3. [1] [3] [5] [6] [7]

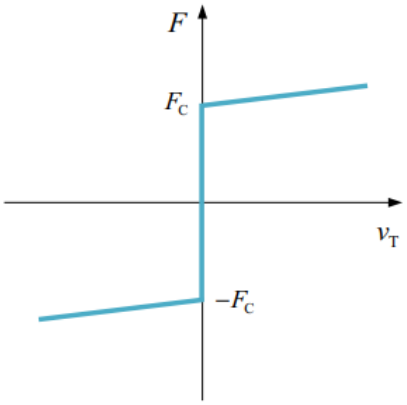
$$F_t = \left[F_C + (F_s - F_C)e^{-\left(\frac{|v|}{v_s}\right)^{\alpha}}\right] sign(v) \tag{3.5}$$

Viskózní tření vzniká, pokud se mezi třecími povrchy nachází tenká vrstva tekutiny (maziva). Obecně bývá do modelu zaváděna lineární závislost mezi viskózní třecí silou a relativní rychlostí dle vztahu 3.6, kde σ_v představuje koeficient viskózního tření. Chování Coulombova modelu s viskózním třením je zobrazeno na obrázku 3.4. [5] [6]

$$F_t = F_C sign(v) + \sigma_v v \tag{3.6}$$



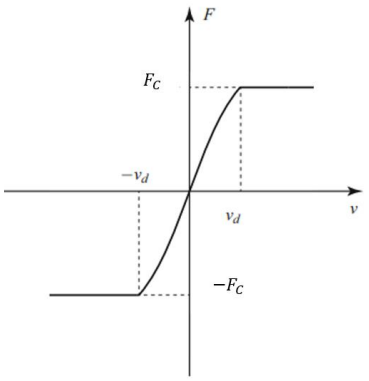
Obrázek 3.3 Stribeckova křivka



Obrázek 3.4: Coulombův model s lineárním viskózním třením [5]

Z hlediska simulací jsou výše uvedené úpravy Coulombova modelu problematické kvůli nespojitosti při nulové relativní rychlosti, protože do systému přivádí numerickou nestabilitu. Aby bylo možné numerické nestabilitě předejít, byl vytvořen **hladký Coulombův model** popsaný rovnicí 3.7, kde v_d je tolerance rychlosti. Nespojitost pro $v = 0$ zde byla nahrazena hladkou křivkou, jak je zobrazeno na obrázku 3.5. Kromě tangenty je možné nespojitou část nahradit i přímkou nebo exponenciálou. Nevýhodou hladkého Coulombova modelu je absence statického třecí síly kvůli nulové třecí síle v počátku. [5] [7]

$$F_t = F_C \tanh\left(\frac{v}{v_d}\right) \tag{3.7}$$



Obrázek 3.5: Hladký Coulombův model

3.2 Dynamické modely tření

Dynamické modely obsahují stavové proměnné, díky kterým mohou zachytit i fyzikální jevy pojící se s neustálenou rychlostí. Mezi tyto fyzikální jevy patří kolísání statické síly, malé posuny během fáze ulpívání a hystereze. [3] [5] [9]

Dahlův model je založený na analogii s deformační křivkou a reprezentuje mikroskopické vlastnosti kontaktu pomocí modelu štětiny znázorněného na obrázku 3.6. Při statickém tření elasticky deformovaná štětina vnáší do systému určitou poddajnost. Pokud je elastický odpor překonán, celý kartáč se pohne a dojde k posunu. Tento model lze vyjádřit zavedením vnitřní stavové proměnné z, která reprezentuje průměrnou deformaci štětin v kontaktních bodech pohybujících se povrchů. Třecí síla F_t je vyjádřena vztahem 3.8 analogicky k síle pružiny, kde σ_0 značí tuhost štětiny. Stavová proměnná z je vyjádřena vztahem 3.9, kde F_C je Coulombova třecí síla a v je relativní rychlost. [3] [5] [7] [10]

$$F_t = \sigma_0 z \tag{3.8}$$

$$\dot{z} = v - \frac{|v|\sigma_0}{F_C} z \tag{3.9}$$

V ustáleném stavu se vztahy 3.8 a 3.9 zjednoduší na Coulombův model tření, popsaný vztahem 3.1. Dahlův model v tomto tvaru nedokáže podchytit

Stribeckův efekt, protože zde chybí závislost statické síly F_s na relativní rychlosti. [7] [10]

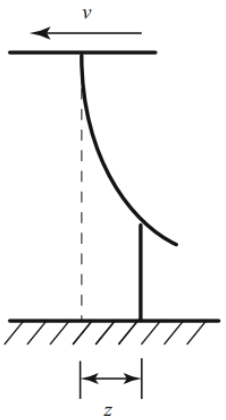
Rozšířením Dahlova modelu vznikl **LuGre model**, který místo konstanty do modelu zavádí funkci $g(v)$ závislou na relativní rychlosti. Kromě tuhosti štětiny σ_0 zavádí také tlumení štětiny σ_1 a funkci $f(v)$ představující viskózní tření. LuGre model je popsán rovnicemi 3.10 až 3.12. [10]

$$F_t = \sigma_0 z + \sigma_1 \dot{z} + f(v) \tag{3.10}$$

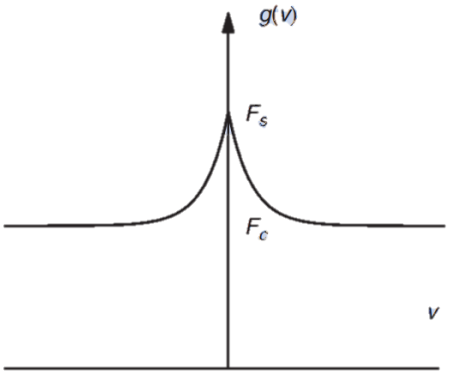
$$\dot{z} = v - \frac{|v|\sigma_0}{g(v)} z \tag{3.11}$$

$$g(v) = F_C + (F_s - F_C) e^{-\left(\frac{|v|}{v_s}\right)^{\alpha}} \tag{3.12}$$

Funkce $g(v)$ zachycuje Coulombovo tření a Stribeckův efekt obdobně jako Stribeckova křivka v rovnici 3.5 a její průběh je znázorněn na obrázku 3.7. I zde bývá koeficient α volen v rozmezí 0.5 až 2, pro většinu případů se α rovná 2. [7] [10]



Obrázek 3.6: Model štětiny [7]



Obrázek 3.7: Průběh funkce g(v)

LuGre model dokáže modelovat i další fyzikální jev v oblasti tření, tzv. stick-slip pohyb. Stick-slip pohyb lze modelovat pomocí tělesa na pružině, které je za pružinu taženo po povrchu konstantní rychlostí. Prodloužením pružiny vznikne síla potřebná k uvedení tělesa do pohybu, těleso zrychlí a sníží tak prodloužení pružiny, což opět sníží sílu uvádějící těleso do pohybu, těleso se zastaví zastaví a děj se opakuje. Tyto malé pohyby se vyskytují během fáze ulpívání a v LuGre

modelu jsou zachyceny díky stavové proměnné z reprezentující deformaci štětiny. [10]

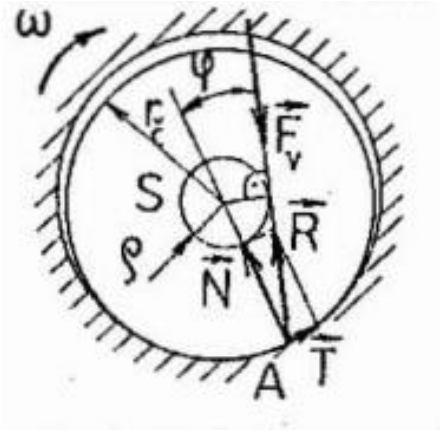
LuGre model je často využíván pro kompenzaci pasivních účinků v řízení, nicméně stále nezachycuje všechny fyzikální jevy spojené se třením, jako je hystereze při nízké rychlosti. Jeho další nevýhodou je vysoká citlivost stick-slip pohybů na hodnoty dynamických parametrů σ_0 a σ_1. Zdroje [5] [6] [7] [11] [12] uvádějí další rozšíření LuGre modelu pro přesnější modelování těchto fyzikálních jevů. [3] [11]

3.3 Modelování a identifikace parametrů tření v robotice

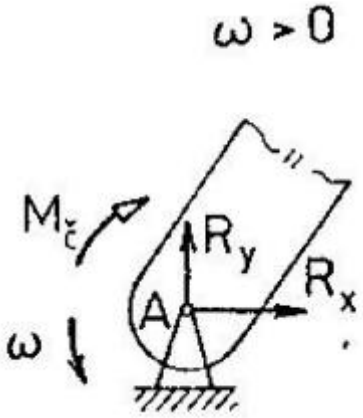
Pro samotnou kompenzaci pasivních účinků je důležité identifikovat samotné třecí parametry. Angulární robotická ramena obsahují především rotační vazby. Základním způsobem modelování pasivních účinků pro těleso s rotační vazbou v mechanice je moment čepového tření. Moment čepového tření $M_{\check{c}}$ působí vždy proti směru relativní úhlové rychlosti, jeho velikost je vyjádřena vztahem 3.13, kde $r_{\check{c}}$ je poloměr čepu, $\mu_{\check{c}}$ součinitel čepového tření R představuje reakční sílu v čepu. Odvození součinitele čepového tření $\mu_{\check{c}}$ je naznačeno v obrázku 3.8. V důsledku vzájemného pohybu drsných ploch má výsledná reakce R tečnou složku rovnou třecí síle *T* a s normálou v bodě A svírá úhel φ. Výsledná reakce R leží na tečně k frikční kružnici o poloměru $\rho = r_{\check{c}}\sin(\varphi)$. Součinitel čepového tření $\mu_{\check{c}}$ je pak definován vztahem 3.14. Zavedení momentu čepového tření do rotační vazby znázorňuje obrázek 3.9. [13]

$$M_{\check{c}} = r_{\check{c}}\mu_{\check{c}}R = r_{\check{c}}\mu_{\check{c}}\sqrt{{R_x}^2 + {R_y}^2} \tag{3.13}$$

$$\sin(\varphi) = \frac{\mathrm{tg}(\varphi)}{\sqrt{1 + tg^2(\varphi)}} = \frac{\mu}{\sqrt{1+\mu^2}} = \mu_{\check{c}} \tag{3.14}$$

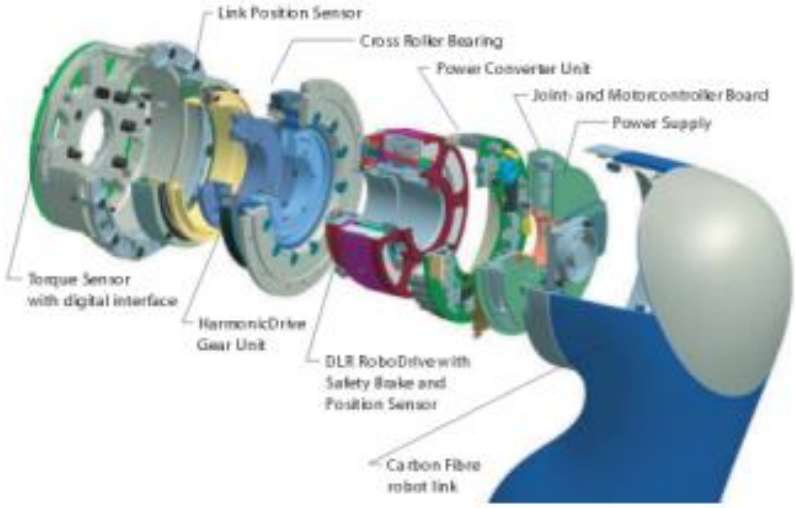


Obrázek 3.8: Síly působící na čep při jeho rotaci rovnoměrnou úhlovou rychlostí [13]



Obrázek 3.9: Zavedení momentu čepového tření do rotační vazby [13]

Reálné klouby robotů obsahují komplexní interakci komponent jako jsou ozubená kola a ložiska. Pasivní účinky v těchto složitých spojích tak nelze snadno modelovat. Příklad designu kloubu momentem řízeného robota lehké konstrukce je uveden na obrázku 3.10.



Obrázek 3.10: Design kloubu momentem řízeného robota lehké konstrukce [14]

Zdroj [1] se zabývá modelováním pasivních účinků v kloubech šestiosého průmyslového robota Staubli RX90B. Model tření je zde vytvořen kombinací dvou sub modelů pro šikmá ozubení a předepjatá ložiska, které vykazují různá chování zejména pro viskózní tření. Experimentálně byly pozorovány výrazné změny ve velikosti třecí síly v závislosti na teplotě v kloubech robota, proto jsou zde při dynamické identifikaci hmotností a momentů setrvačnosti zařazeny i parametry závislé na teplotě. [1]

Byla zde provedena identifikace Stribeckovy křivky (vztah 3.5) s viskózním třením (vztah 3.6) na první ose robota, která se hýbala s lichoběžníkovým průběhem rychlosti. Identifikovány byly parametry F_C, F_s a σ_v, parametry v_s a α byly voleny. Identifikace proběhla pomocí lineární optimalizace metodou nejmenších čtverců na dvou modelech identifikovaných pro dva rozsahy rychlosti. Bylo zde zjištěno, že model identifikovaný pro plný rozsah rychlosti nemodeluje chování třecího momentu při nízkých rychlostech správně a druhý model identifikovaný pro nízké rychlosti nemodeluje správně chování při vyšších rychlostech, kde zřejmě chování viskózního tření v modelu neodpovídá chování viskózního tření v kloubu robota. [1]

Nový model vytvořený v práci [1] modeluje chování třecího momentu přesněji v celám rozsahu rychlostí. Pro experimentální ověření nového modelu tření zde byla pro vytvoření dynamického modelu robota použita metoda konečných prvků. Na tomto modelu jsou identifikovány neznámé hmotnosti a setrvačnosti jednotlivých částí robota společně s pasivními účinky. Pohybové rovnice s parametry zde byly zapsány v lineárním tvaru, díky čemuž může být k identifikaci použita optimalizace metodou nejmenších čtverců, pomocí které je minimalizován rozdíl mezi simulovanou a měřenou odezvou robota. Základem experimentu je měření průběhu kloubových souřadnic a momentů při pohybu robota po požadované trajektorii. Bylo zjištěno, že náhodné harmonické trajektorie jsou obecně dostačující k vybuzení pasivních účinků a jejich optimalizace přináší jen malý efekt. [1]

Článek [2] provádí studii statických modelů tření na robotu ABB IRB 6620 při změnách kloubových souřadnic, zatížení a teploty. Je zde navržen experiment

pro určení hodnot třecí síly za konstantní rychlosti. Identifikovány jsou parametry pro Stribeckovu třecí křivku s viskózním třením. V rámci experimentu je pohybováno každou osou zvlášť požadovanou rychlostí kolem zvolené polohy kloubu, měřena je poloha, rychlost a moment v kloubu robota. Za předpokladu, že je robot ovládaný pomocí momentu a jedná se o pohyb jednotlivého kloubu konstantní rychlostí, je řídicí moment roven součtu momentu kompenzujícího gravitaci a momentu kompenzujícího tření. Pokud je odhad momentu kompenzujícího gravitaci k dispozici, je možné izolovat třecí moment a třecí křivka je tak určena přímo z měření. Identifikace je provedena pomocí minimalizace čtverců odchylek předpokládaných a měřených hodnot třecího momentu. Velmi podobný přístup používá také článek [25]. [2]

Při identifikaci je ve většině zdrojů reakční síla ve vazbě pokládána za konstantní a identifikovány jsou tak rovnou parametry F_C a F_S. V článku [2] je zkoumán i vliv změny zatížení kloubu robota na tvar třecí křivky, přičemž ke změně zatížení kloubu robota stačí pouze změna pozice robota. Při zvýšení zatížení kloubu robota se třecí křivka posouvá směrem vzhůru. [2]

4 Kinematika robotického ramene

V této části je vytvořen kinematický model sedmiosého kolaborativního robota KUKA LBR iiwa 14 R820, jeho dopředná a inverzní kinematika. Pro zjednodušení výpočtu inverzní kinematiky je poloha třetí osy trvale nastavena na 0, čímž se výpočet inverzní kinematiky redundantního sedmiosého robota zjednoduší na výpočet inverzní kinematiky klasického šestiosého angulárního robota. Za účelem zkoumání vlivu pasivních účinků na řízení robota není nutné třetí osu používat.

4.1 Kinematický model a dopředná kinematika

Kinematická struktura sedmiosého robota KUKA LBR iiwa 14 R820 je inspirovaná anatomickou strukturou lidské ruky tak, že implementuje strukturu sférické-rotační-sérické vazby. Stupeň volnosti navíc umožnuje robotu reorientaci v prostoru pro lepší vyhýbání se překážkám. Články [15] [16] řeší analytickou inverzní kinematiku pro tuto kinematickou strukturu. Pro zkoumání vlivu pasivních účinků na řízení robota není nutné používat redundantní osu, proto je v této práci redundantní stupeň volnosti, tedy třetí osa, nastaven trvale na polohu 0. Tím se analytická inverzní kinematika výrazně zjednoduší na případ klasického šestiosého angulárního robota.

Pro řešení kinematiky robota je nezbytné znát transformaci ze základního souřadného systému robota do souřadného systému koncového efektoru. Pro robotická ramena je k této transformaci hojně využívána metoda transformačních matic. Transformační matice $\boldsymbol{T_{12}}$ trasformuje rozšířený vektor polohy $\boldsymbol{r_{2L}}$ vyjadřující polohu bodu L souřadném systému 2 na vektor $\boldsymbol{r_{1L}}$ vyjadřující polohu bodu L v souřadném systému 1 dle vztahu 4.1. Transformační matice $\boldsymbol{T_{12}}$ se skládá z rotační matice směrových cosinů $\boldsymbol{S_{12}}$, která vyjadřuje relativní sférický pohyb tělesa a vektoru $\boldsymbol{u_{12}}$ vyjadřujícího vzájemné posunutí středu souřadného systému 1 a 2, jak je ukázáno ve vztahu 4.2. [18] [17]

$$\boldsymbol{r_{1L} = T_{12} r_{2L}} \tag{4.1}$$

$$\boldsymbol{T_{12}} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{R_{12}} & \boldsymbol{u_{12}} \\ 1 & 1 \end{bmatrix} \tag{4.2}$$

Pro mechanismy složené z více těles je výsledný pohyb složen z několika současných pohybů. Rozšířený vektor polohy na n-tém tělese lze získat ze vztahu 4.3.

$$\boldsymbol{r_{1L}} = \boldsymbol{T_{12}}\boldsymbol{T_{23}} \ldots \boldsymbol{T_{n-1\,n}}\boldsymbol{r_{nL}} \tag{4.3}$$

Umístění lokálních souřadnicových systémů jednotlivých těles je provedeno pomocí modifikované Denavi-Hartenbergovy konvence. Tato úmluva definuje přechod mezi souřadnicovými systémy pomocí 4 parametrů, kterými jsou:

α_i = úhel rotace z z_{i-1} do z_i kolem osy x_{i-1}

a_i = posun z_{i-1} do z_i podél osy x_{i-1}

d_i = posun osy x_{i-1} do x_i podél osy z_i

q_i = úhel rotace z x_{i-1} do x_i kolem osy z_i

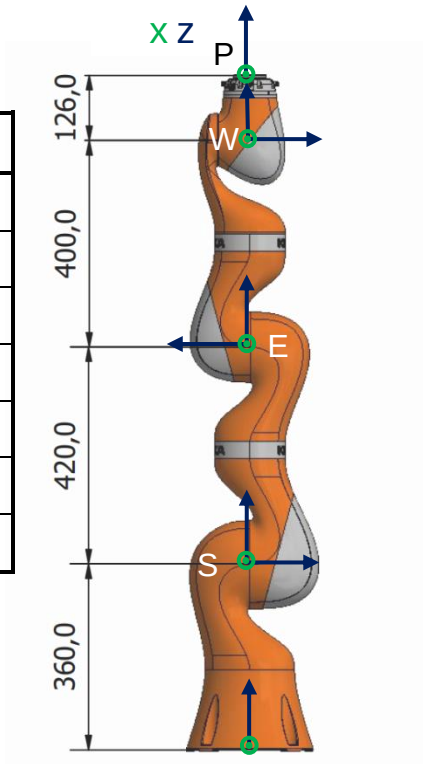
Parametr q_i představuje polohu i-té kloubové souřadnice robotu. Transformační matice mezi souřadným systémem *i-1* a souřadným systémem *i* je pak definována vztahem 4.4. [28] [17] [15] [18]

$$\boldsymbol{T_{i-1\,i}} = \begin{bmatrix} \cos(q_i) & -\sin(q_i) & 0 & a_i \\ \sin(q_i)\cdot\cos(\alpha_i) & \cos(q_i)\cdot\cos(\alpha_i) & -\sin(\alpha_i) & -\sin(\alpha_i)d_i \\ \sin(q_i)\cdot\sin(\alpha_i) & \cos(q_i)\cdot\sin(\alpha_i) & \cos(\alpha_i) & \cos(\alpha_i)d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{4.4}$$

Modifikované DH parametry pro robot KUKA LBR iiwa 14 R820 jsou uvedeny v tabulce 4.1. Rozměry byly získány z katalogového listu [30]

Tabulka 4.1: Modifikované DH parametry

i	d_i	α_i	a_i	q_i
1	360	0	0	q_1
2	0	-π/2	0	q_2
3	420	π/2	0	q_3
4	0	π/2	0	q_4
5	400	-π/2	0	q_5
6	0	-π/2	0	q_6
7	126	π/2	0	q_7



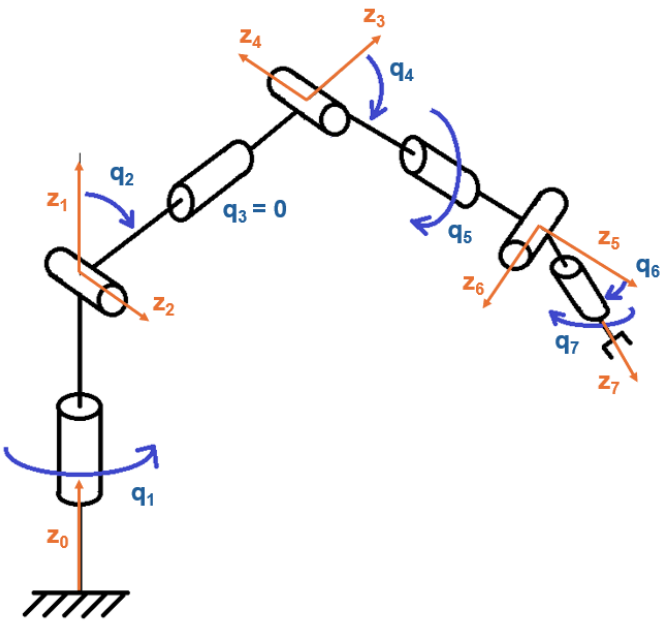
Obrázek 4.1: Kinematický model KUKA LBR iiwa 14 R820

Dosazením parametrů z tabulky 4.1 do transformační matice pro MDH 4.4 vznikne dopředná kinematika, převod mezi kloubovými souřadnicemi na souřadnice end efektoru ve tvaru 4.5. [18] [17]

$$\boldsymbol{r_{end} = T_{12} T_{23} \dots T_{56} T_{67}} \tag{4.5}$$

4.2 Inverzní kinematika

Inverzní kinematika je důležitou úlohou pro řízení robota, protože slouží k přepočtu z operačních souřadnic koncového efektoru robota $\boldsymbol{X}$ na kloubové souřadnice $\boldsymbol{q}$. Na obrázku 4.2 je zobrazen zjednodušený kinematický model robota v obecné poloze s výše zavedenými souřadnými systémy.



Obrázek 4.2: Zjednodušený kinematický model robota v obecné poloze

Pro inverzní kinematickou úlohu je dána poloha a orientace koncového efektoru v základním souřadném systému pomocí transformační matice $T_{07\,end}$. S pomocí této transformace lze získat polohu bodu W dle vztahu 4.5, jehož podrobnějším vyjádřením je vztah 4.6.

$$r_{W6} = r_{end} - R_{07\,end}\, r_{67} \tag{4.5}$$

$$\begin{bmatrix} x_{06} \\ y_{06} \\ z_{06} \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_{07\,end} \\ y_{07\,end} \\ z_{07\,end} \\ 1 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} & R_{07\,end} & & \begin{matrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{matrix} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ d_7 \\ 1 \end{bmatrix} \tag{4.6}$$

Dalším krokem je získání souřadnice q_1 z půdorysu robota, viz obrázek 4.3. Souřadnice q_1 je vyjádřena vztahem 4.7, kde $C_1 = \pm 1$ dle konfigurace.

$$q_1 = atan2(C_1 y_{06}, C_1 x_{06}) \tag{4.7}$$

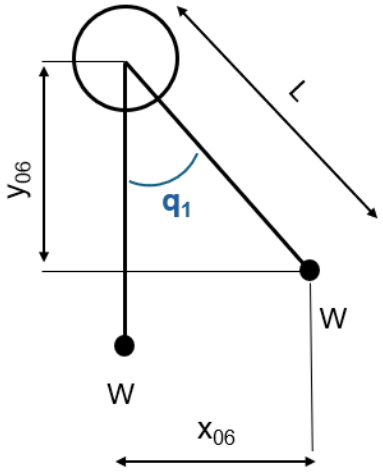
Souřadnice q_2 a q_4 lze vyjádřit z bokorysu robota dle vztahů 4.8 až 4.10, viz obrázek 4.4. Vyjádření souřadnic q_2 a q_4 bylo provedeno pomocí symbolického toolboxu v Matlabu, viz skript v příloze 2.

$$L^2 = x^2 + y^2 \tag{4.8}$$

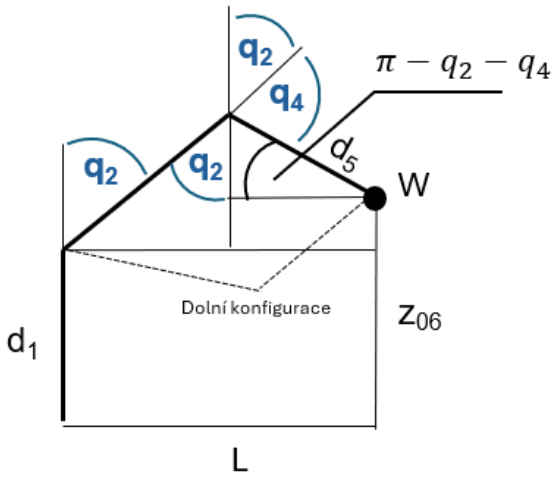
$$z_{06} - d_1 = d_3 \cos(q_2) - d_5 \cos(\pi - q_2 - q_4) \tag{4.9}$$

$$L = d_3 \sin(q_2) + d_5 \sin(\pi - q_2 - q_4) \tag{4.10}$$

Do vyjádřených souřadnic q_2 a q_4 bylo přidáno násobení $C_2 = \pm 1$ pro dolní konfiguraci, výsledné vyjádření souřadnic q_2 a q_4 je možné najít v příloze 2.



Obrázek 4.3: Půdorys robota



Obrázek 4.4: Bokorys robota

Souřadnice q_5, q_6 a q_7 představují sférické zápěstí, jehož řešení vychází z rovnice 4.11.

$$\boldsymbol{T_{47} = T_{04}^{-1} T_{07\,end}} \tag{4.11}$$

$$\boldsymbol{T_{04}^{-1} T_{07\,end}} = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} & r_x \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} & r_y \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} & r_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{4.12}$$

$$\boldsymbol{R_{47}} = \begin{bmatrix} c(q_5)c(q_6)c(q_7) - s(q_5)s(q_7) & -c(q_7)s(q_5) - c(q_5)c(q_6)s(q_7) & c(q_5)s(q_6) \\ -c(q_7)s(q_6) & -s(q_6)s(q_7) & c(q_6) \\ -c(q_5)s(q_7) - c(q_6)c(q_7)s(q_5) & c(q_6)s(q_5)s(q_7) - c(q_5)c(q_7) & -s(q_5)s(q_6) \end{bmatrix} \tag{4.13}$$

Pravá strana rovnice 4.11 je známá, prvky na této straně představují složité vztahy, proto zde nebyly rozepsány. Transformační matice $\boldsymbol{T_{47}}$ představuje

symbolický zápis transformace mezi souřadným systémem 4 a 7. Z rotační části matice $\boldsymbol{T_{47}}$, rozepsané v rovnici 4.13, lze vyjádřit q_5 porovnáním členů $R_{47}(3,3)$ a $R_{47}(1,3)$, q_6 přímo z členu $R_{47}(2,3)$ a q_7 porovnáním členů $R_{47}(2,2)$ a $R_{47}(2,1)$. Dosazením členů známé pravé strany ze vztahu 4.12, do vyjádření souřadnic q_5, q_6 a q_7 získáme vztahy 4.14 až 4.16. Konfigurace $\mathrm{C}_3 = \pm 1$ v rovnicích představuje natočení sférického zápěstí.

$$q_5 = -\mathrm{atan2}(\mathrm{C}_3 * r_{33}, \mathrm{C}_3 * r_{13}) \tag{4.14}$$

$$q_6 = \mathrm{C}_3 * \mathrm{acos}\,(r_{23}) \tag{4.15}$$

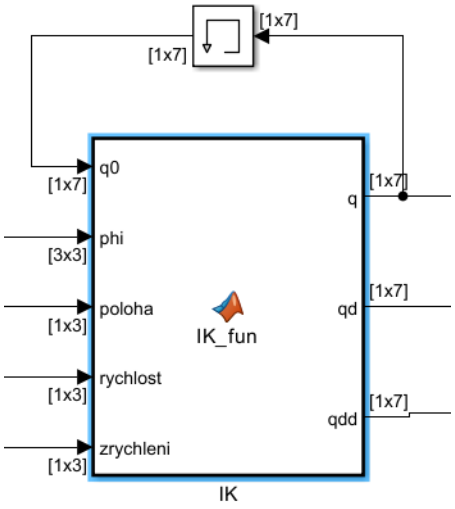
$$q_7 = -\mathrm{atan2}(\mathrm{C}_3 * r_{22}, \mathrm{C}_3 * r_{21}) \tag{4.16}$$

Výsledné vztahy byly v Matlabu vyjádřeny pomocí symbolického toolboxu a následně z nich byla vytvořena funkce q_fun počítající ze zadané konfigurace, polohy a orientace koncového efektoru kloubové souřadnice. Požadované polohy koncového efektoru robota lze dosáhnou v osmi konfiguracích pro různé kombinace hodnot C_i, viz tabulka 4.2.

Tabulka 4.2: Možné konfigurace robota

konfigurace	1	2	3	4	5	6	7	8
C_1	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1
C_2	1	1	-1	-1	1	1	-1	-1
C_3	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1

V rámci řízení robota je nutné zvolit vždy správnou konfiguraci nové polohy. V inverzní kinematice vytvořené pro řízení robota v této práci je výběr konfigurací řešen nejprve vyřazením konfigurací, které se nacházejí mimo limity os poskytnuté v [30]. Ze zbylých konfigurací nové polohy je zvolena ta, pro kterou se kloubové souřadnice musí co nejméně změnit oproti poloze předchozí, čímž je zajištěn efektivnější pohyb. Předchozí poloha vstupuje do bloku inverzní kinematiky v Simulinku pomocí Memory bloku. Blok inverzní kinematiky v Simulinku je zobrazen na obrázku 4.5.



Obrázek 4.5: Blok inverzní kinematiky v Simulinku

Další úlohou inverzní kinematiky je vyřešit rychlosti $\dot{q}_i$ a zrychlení $\ddot{q}_i$ kloubových souřadnic. Pro převod mezi rychlostmi koncového efektoru $\dot{\boldsymbol{X}}$ a rychlostmi kloubových souřadnic $\dot{\boldsymbol{q}}$ slouží Jacobiho matice $\boldsymbol{J}$, dle vztahu 4.17 a 4.18.

$$\dot{\boldsymbol{X}} = \boldsymbol{J}\,\dot{\boldsymbol{q}} \tag{4.17}$$

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \\ \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \square & & \\ & \boldsymbol{J_v} & \\ \square & & \\ \square & & \\ & \boldsymbol{J_\omega} & \\ & \square & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q}_1 \\ \dot{q}_2 \\ \dot{q}_4 \\ \dot{q}_5 \\ \dot{q}_6 \\ \dot{q}_7 \end{bmatrix} \tag{4.18}$$

Každý sloupec Jacobiho matice $\boldsymbol{J}$ je spojen s jednou kloubovou souřadnicí robota a vyjadřuje vliv rychlosti příslušného kloubové souřadnice na rychlosti koncového efektoru. Horní část Jacobiho matice $\boldsymbol{J_v}$ je spojena s lineárními rychlostmi a dolní část Jacobiho matice $\boldsymbol{J_\omega}$ je spojena s úhlovými rychlostmi. Jacobiho matici je možné získat z dopředné kinematiky vyjádřené pomocí matice $\boldsymbol{T_{07\,end}}$ ve vztahu 4.19.

$$\boldsymbol{T}_{07\,end} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{R}_{07\,end} & \boldsymbol{u}_{07\,end} \\ 1 & 1 \end{bmatrix} \tag{4.19}$$

Horní Jacobiho matice $\boldsymbol{J_v}$ je získána derivací vektoru polohy koncového efektoru $\boldsymbol{u_{07\,end}} = [\boldsymbol{x\ y\ z}]'$ podle jednotlivých kloubových souřadnic, jak je naznačeno v rovnici 4.20.

$$\boldsymbol{J_v} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial q_1} & \frac{\partial x}{\partial q_2} & \cdots & \frac{\partial x}{\partial q_7} \\ \frac{\partial y}{\partial q_1} & \frac{\partial y}{\partial q_2} & \cdots & \frac{\partial y}{\partial q_7} \\ \frac{\partial z}{\partial q_1} & \frac{\partial z}{\partial q_2} & \cdots & \frac{\partial z}{\partial q_7} \end{bmatrix} \tag{4.20}$$

Dolní Jacobiho matice $\boldsymbol{J_\omega}$ je spojena s úhlovými rychlostmi koncového efektoru $\boldsymbol{\omega}$. Vztah 4.18 obsahuje rychlosti rotace jednotlivých os ve vektoru $\dot{\boldsymbol{q}}$, proto matice $\boldsymbol{J_\omega}$ představuje pouze vyjádření osy rotace každého kloubu v základním souřadném systému. Jednotlivé složky matice $\boldsymbol{J_\omega}$ jsou získány z transformačních matic pro souřadný systém rotace každého kloubu, jak je naznačeno ve vztahu 4.21 a 4.22. Vzhledem k rotaci q_i vždy kolem osy *z* jsou z rotačních matic vybírány vždy třetí sloupce. [27] [17]

$$\boldsymbol{J_\omega} = [\widehat{\boldsymbol{\omega_{01}}}\ \widehat{\boldsymbol{\omega_{02}}} \ldots \widehat{\boldsymbol{\omega_{07}}}] \tag{4.21}$$

$$\widehat{\boldsymbol{\omega_{0i}}} \qquad \boldsymbol{i = 1 \ldots 7}$$

$$T_{0i} = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} & r_x \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} & r_y \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} & r_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{4.22}$$

Jacobiho matice byla opět vyjádřena v Matlabu pomocí symbolic toolboxu a v bloku inverzní kinematiky použita jako funkce požadovaných rychlostí koncového efektoru. Požadované rychlosti kloubových souřadnic $\dot{\boldsymbol{q}}$ jsou následně získány inverzí Jacobiho matice, dle vztahu (4.23). Pro všech 7 os robota by Jacobiho matice nebyla čtvercová a bylo by nutné místo inverze použít

pseudoinverzi či SVD rozklad. Protože byl robot zjednodušen a poloha třetí osy je trvale nastavena na 0, tak je i její rychlost nulová. Pro byla Jacobiho matice vytvořena pouze pro zbylých 6 os a je tak čtvercová.

$$\dot{\boldsymbol{q}} = \boldsymbol{J}^{-1}\dot{\boldsymbol{X}} \tag{4.23}$$

V posledním kroku je třeba nalézt zrychlení kloubových souřadnic $\ddot{\boldsymbol{q}}$. Rovnice 4.24 představuje vtah mezi zrychlením koncového efektoru a zrychlením kloubových souřadnic, získaný časovou derivací vztahu 4.17. [26] [17]

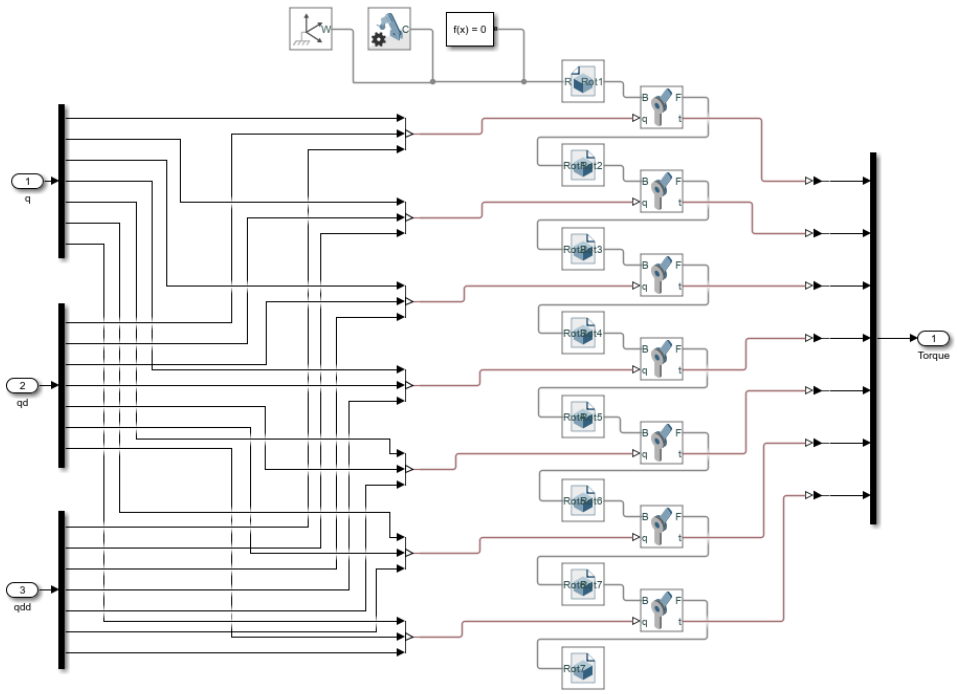
$$\ddot{\boldsymbol{X}} = \boldsymbol{J}\,\ddot{\boldsymbol{q}} + \dot{\boldsymbol{J}}\dot{\boldsymbol{q}} \tag{4.24}$$

Jacobiho matice derivovaná podle času $\dot{\boldsymbol{J}}$ byla opět vytvořena pomocí Matlab symbolic toolboxu a v bloku inverzní kinematiky byla použita jako funkce kloubových souřadnic $\boldsymbol{q}$ a jejich zrychlení $\dot{\boldsymbol{q}}$. Výsledný vztah pro zrychlení kloubových souřadnic $\ddot{\boldsymbol{q}}$ 4.25 vznikl vyjádřením $\ddot{\boldsymbol{q}}$ z rovnice 4.24.

$$\ddot{\boldsymbol{q}} = \dot{\boldsymbol{J}}^{-1}(\ddot{\boldsymbol{X}} - \dot{\boldsymbol{J}}\dot{\boldsymbol{q}}) \tag{4.25}$$

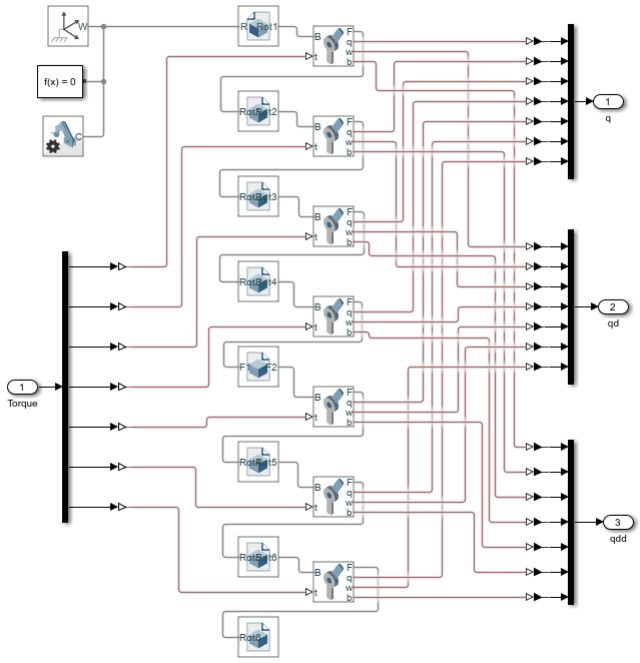
5 Dynamický model

Dynamický model byl vytvořen v Matlabu pomocí Simscape Multibody. Použitý CAD model by stažen z [19]. Jednotlivé díly robota byly vytvořeny ze staženého modelu a v Matlab Simscape modelovány pomocí bloků File Solid, které obsahují geometrii, materiálové, hmotnostní a setrvačné vlastnosti pevného tělesa. Jednotlivé klouby robota byly modelovány pomocí bloků Revolute Joint, které představují rotační vazbu s jedním stupněm volnosti. Na obrázku 5.1 je zobrazen model inverzní dynamiky robota, kde do jednotlivých kloubů vstupuje kloubová poloha, rychlost a zrychlení a výstupním signálem jsou hodnoty řídicích momentů pro pohony v jednotlivých kloubech.

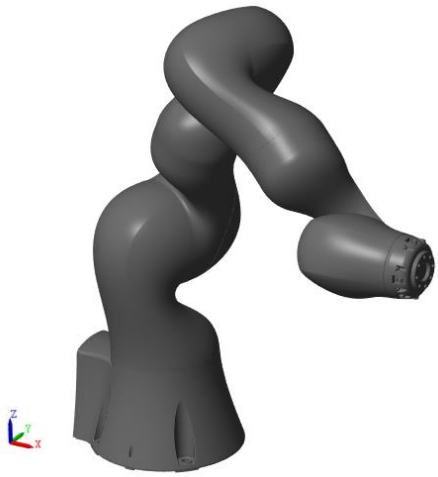


Obrázek 5.1: Model ID v Matlab Simscape

Obrázek 5.2 představuje model dopředné dynamiky robota, který v simulaci nahrazuje robota reálného. Do dopředné dynamiky vstupují vypočtené momenty a výstupem jsou měřené polohy, rychlosti a zrychlení jednotlivých kloubových souřadnic.



Obrázek 5.2: Model DD v Matlab Simscape



Obrázek 5.3 Simulace robota

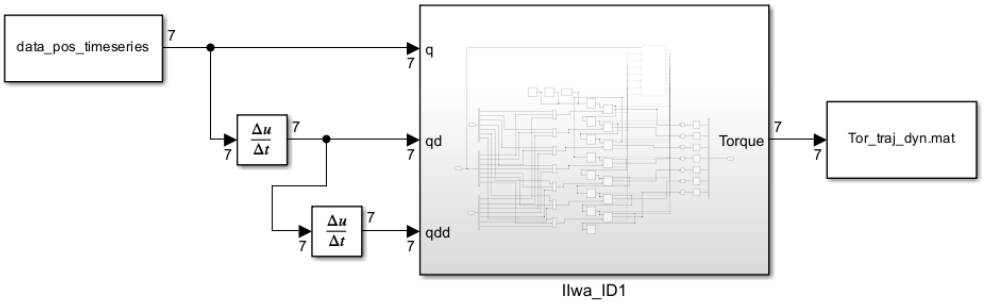
Skutečné hmotnostní a setrvačné parametry jednotlivých dílů robota KUKA LBR iiwa 14 R820 nejsou volně k dispozici. Prvním pokusem o jejich přibližné určení bylo rozdělení známé celkové hmotnosti M mezi jednotlivé části robota dle jejich objemu. Hodnoty dopočtených hmotností jednotlivých dílů m_i jsou uvedeny v tabulce 5.1. Další dynamické parametry jednotlivých dílů robota byly dopočteny programem Matlab přímo v bloku File Solid.

Tabulka 5.1: Přepočtené hmotnosti jednotlivých dílů

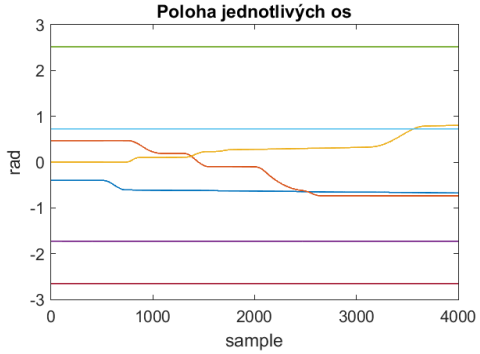
Díl robota	Objem dílu V_i [mm^3]	Přepočítaná hmotnost m_i [kg]
Base	5476529	7,0397
Link 1	4108663	5,2814
Link 2	3951751	5,0797
Link 3	3174872	4,0811
Link 4	2739477	3,5214
Link 5	1693583	2,1770
Link 6	1847929	2,3754
Link 7	267906	0,3444
Součet	23260710	29,9

Pro otestování přesnosti simulace s dopočtenými parametry byly robotem v laboratoři projety dvě trajektorie. V průběhu pohybu robota byl zaznamenáván řídicí moment a poloha jednotlivých os. Samotný experiment je blíže popsán v kapitole 10.

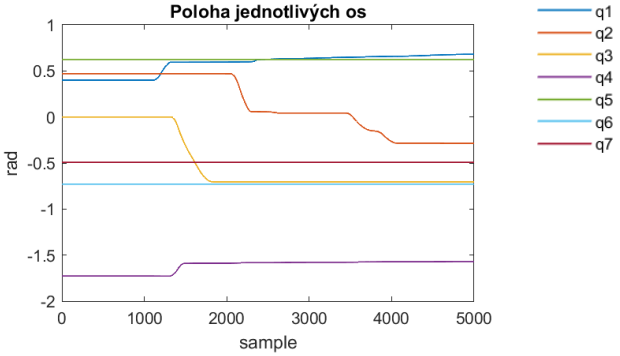
Naměřené průběhy kloubových souřadnic jsou zobrazeny v grafech 5.1 a 5.2. Tyto průběhy byly požity pro simulaci průběhu momentů pomocí inverzní dynamiky v Matlab Simscape, jak je zobrazeno na obrázku 5.4. Výsledné momenty v jednotlivých osách jsou v grafu 5.3 a 5.4 porovnány s momenty naměřenými. Je patrné, že se průběhy naměřených a simulovaných momentů značně liší, nejvýraznější rozdíly se projevují u osy 2 a 4, pro které se naměřená a simulovaná data liší průměrně o 3.4 Nm a 4.2 Nm.



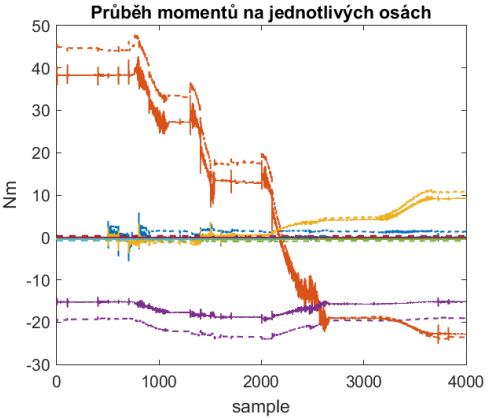
Obrázek 5.4: Model ID pro simulaci průběhu momentů



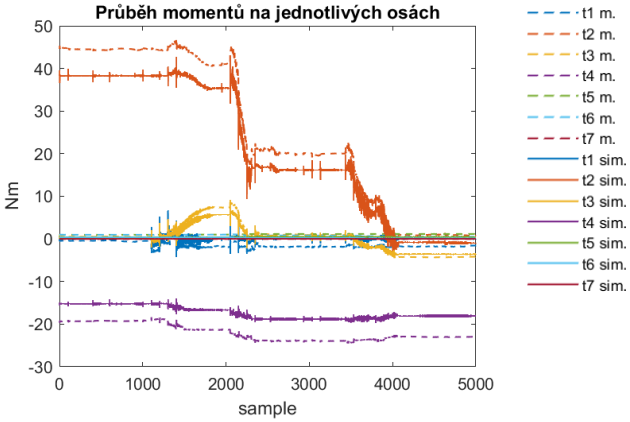
Graf 5.1: Průběh polohy os pro první trajektorii



Graf 5.2: Průběh polohy os pro druhou trajektorii



Graf 5.3: Průběh momentů odpovídající první trajektorii



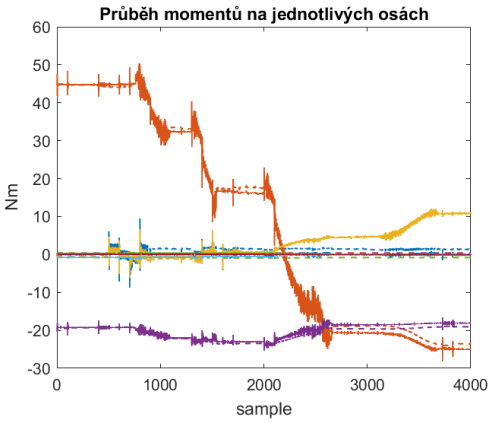
Graf 5.4: Průběh momentů odpovídající druhé trajektorii

Vzhledem k velkým odchylkám mezi naměřenými a simulovanými průběhy momentů byly hodnoty hmotnostních a setrvačných parametrů upraveny na hodnoty získané v článku [20], který se zabývá jejich identifikací na stejném robotu. Nové hodnoty dynamických parametrů jsou uvedeny v tabulce 5.2.

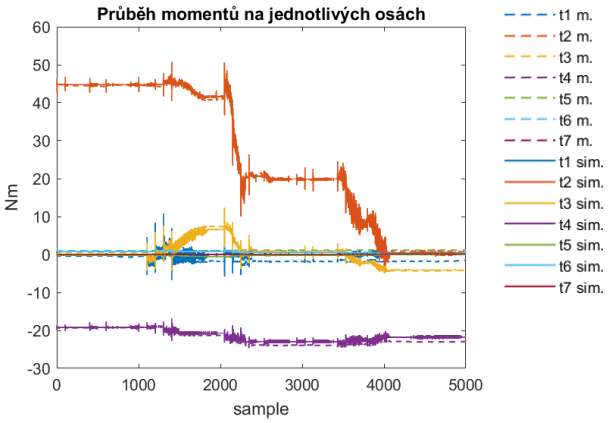
Tabulka 5.2: Dynamické parametry převzaté z [20]

	1	2	3	4	5	6	7
m_i [kg]	3.94781	4.50275	2.45520	2.61155	3.41000	3.38795	0.35432
r_i [m]	[-0.0035 0.0016 0.3286]	[-0.0077 0.0036 0.5267]	[-0.0022 -0.0349 0.7535]	[0.0002 0.0382 0.8327]	[0.0001 -0.0024 0.9687]	[0.0005 0.0275 1.2002]	[-0.0347 -0.0232 1.2514]
I_{xxi} [kgm^2]	[0.0455 0.0454 0.0029]	[0.0032 0.0010 0.0042]	[0.0223 0.0219 0.0073]	[0.3844 0.1144 0.4988]	[0.0277 0.0284 0.0012]	[0.0050 0.0281 0.0232]	[0.0795 0.1089 0.0294]
I_{xyi} [kgm^2]	[0.0001 0 0]	[0 0 0]	[0.0007 0.0007 -0.0005]	[-0.0111 0.0112 0.0088]	[0 0.0001 -0.0001]	[-0.0004 -0.0003 -0.0005]	[-0.0029 -0.0029 0.0022]

Srovnání simulovaných momentů s naměřenými po úpravě hmotnostních a setrvačných parametrů dle tabulky 5.2 zobrazují grafy 5.5 a 5.6. Rozdíl mezi naměřenými a simulovanými průběhy momentu se snížil, pro osy 2 a 4 nyní činní průměrně 1.3 Nm a 0.7 Nm. Vzhledem k dosažení lepších výsledků s parametry uvedenými v tabulce 5.2, byly nadále pro simulaci používány tyto parametry.



Graf 5.5: Průběh momentů odpovídající první trajektorii po úpravě dynamických parametrů



Graf 5.6:Průběh momentů odpovídající druhé trajektorii po úpravě dynamických parametrů

6 Řízení robotického ramene

Pro řízení robotického ramene byla použita metoda Computed Torque Control, neboli řízení vypočtenými momenty, která je speciální aplikací zpětnovazební linearizace nelineárních systémů. Jedná se o centralizovanou PID regulaci s inverzní dynamikou. [29][28]

Požadované zrychlení $\ddot{q}_{reg}$ je definováno pomocí konvenčního PID regulátoru vztahem 6.1, kde $K_p \cdot e$ představuje proporcionální složku regulátoru, kde e je chyba polohy spočítaná dle vztahu 6.2 rozdílem požadované polohy q_d a skutečné měřené polohy q_m a K_p je zisk proporcionální složky. V derivační složce regulátoru $K_d \cdot \dot{e}$ představuje $\dot{e}$ chybu zrychlení spočítanou dle vztahu 6.3 rozdílem požadované rychlosti $\dot{q}_d$ a měřené rychlosti $\dot{q}_m$, K_d je zisk derivační složky. Integrační složka $K_i \cdot \varepsilon$ integruje chybu polohy v čase dle vztahu 6.4 a sleduje tak její historickou akumulaci, K_i je zisk integrační složky. [29][28]

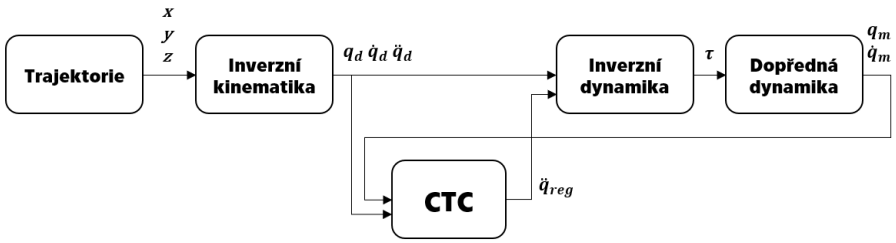
$$\ddot{q}_{reg} = \ddot{q}_d + K_p \cdot e + K_d \cdot \dot{e} + K_i \cdot \varepsilon \tag{6.1}$$

$$e = q_d - q_m \tag{6.2}$$

$$\dot{e} = \dot{q}_d - \dot{q}_m \tag{6.3}$$

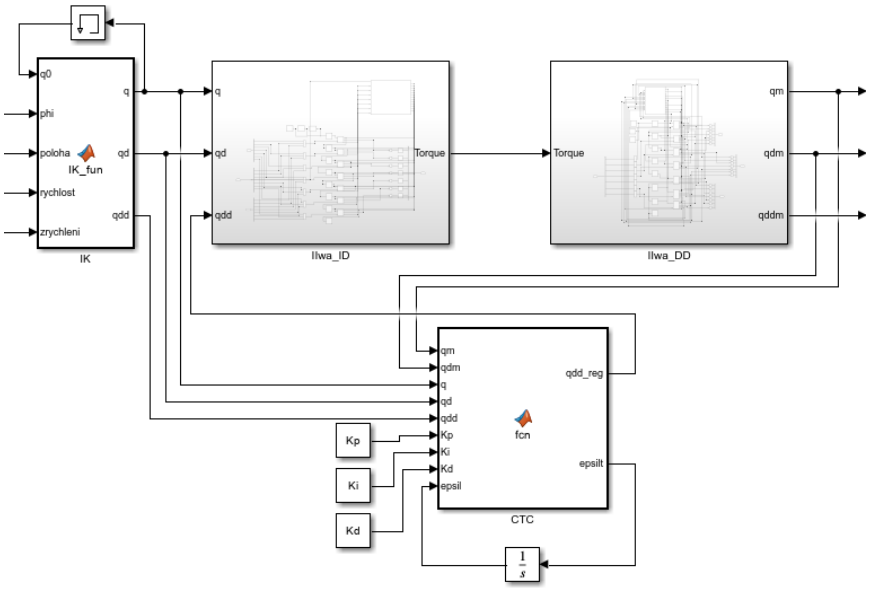
$$\varepsilon = \int e \, dt \tag{6.4}$$

Schéma řízení je zobrazeno na obrázku 6.1. Z inverzní kinematiky vystupují žádané polohy q_d, rychlosti $\dot{q}_d$ a zrychlení kloubových souřadnic $\ddot{q}_d$. Požadované polohy a rychlosti vstupují do inverzní dynamiky a požadované zrychlení vstupuje do regulátoru CTC. Z regulátoru CTC vystupuje regulované zrychlení $\ddot{q}_{reg}$, které vstupuje do inverzní dynamiky. V inverzní dynamice jsou z přivedených poloh, rychlostí a zrychlení spočteny řídicí momenty τ, které vstupují do dopředné dynamiky (simulace skutečného robota). Z dopředné dynamiky vystupují měřené polohy q_m a rychlosti $\dot{q}_m$, které vstupují jako zpětná vazba do regulátoru CTC.



Obrázek 6.1: Schéma CTC

Na obrázku 6.2 je zobrazena realizace řízení pomocí vypočtených momentů na simulaci v programu Matlab Simulink.



Obrázek 6.2: Realizace CTC v Simulinku

7 Plánování trajektorie

Pro simulaci je nutné navrhnout trajektorii v operačních souřadnicích, která bude vstupovat do inverzní kinematiky. Trajektorie je geometrická cesta $x(t)$ závislá na čase t. Cesta představuje body v pracovním prostoru, kterými musí robot projet. Za účelem identifikace pasivních účinků je třeba navrhnout trajektorii s dynamickým průběhem, proto byl pro trajektorii zvolen průjezd několika body s lichoběžníkovým průběhem rychlosti, do trajektorie bylo také přidáno opisování 2D kružnice koncovým bodem efektoru.

Průběh polohy $x(t)$, rychlosti $\dot{x}(t)$ a zrychlení souřadnice $\ddot{x}(t)$ pro lichoběžníkový průběh rychlosti je určen vztahy 7.1 až 7.5. Jedná se o pohyb z bodu x_i do bodu x_f s rychlostí $\dot{x_c}$ za čas t_f. Čas t_c představuje čas přechodu, kdy souřadnice x zrychluje či zpomaluje s konstantním zrychlením $\ddot{x_c}$. [17]

$$t_c = \frac{\dot{x_c} * t_f - \mathrm{abs}(x_i - x_f)}{\dot{x_c}} \tag{7.1}$$

$$\ddot{x_c} = \frac{\dot{x_c}^2}{x_i - x_f - sign(x_i - x_f) * \dot{x_c} * t_f} \tag{7.2}$$

$$0 \leq t \leq t_c$$

$$\begin{aligned} x(t) &= x_i + \frac{1}{2}\ddot{x_c}t^2 \\ \dot{x}(t) &= \ddot{x_c}t \\ \ddot{x}(t) &= \ddot{x_c} \end{aligned} \tag{7.3}$$

$$t_c \leq t \leq t_f - t_c$$

$$\begin{aligned} x(t) &= x_i + \ddot{x_c}t_c(t - \frac{t_c}{2}) \\ \dot{x}(t) &= -sign(x_i - x_f) * \dot{x_c} \\ \ddot{x}(t) &= 0 \end{aligned} \tag{7.4}$$

$$t_f - t_c \leq t \leq t_f \qquad \begin{aligned} x(t) &= x_f - \frac{1}{2}\ddot{x}_c(t_f - t)^2 \\ \dot{x}(t) &= \ddot{x}_c(t_f - t) \\ \ddot{x}(t) &= -\ddot{x}_c \end{aligned} \tag{7.5}$$

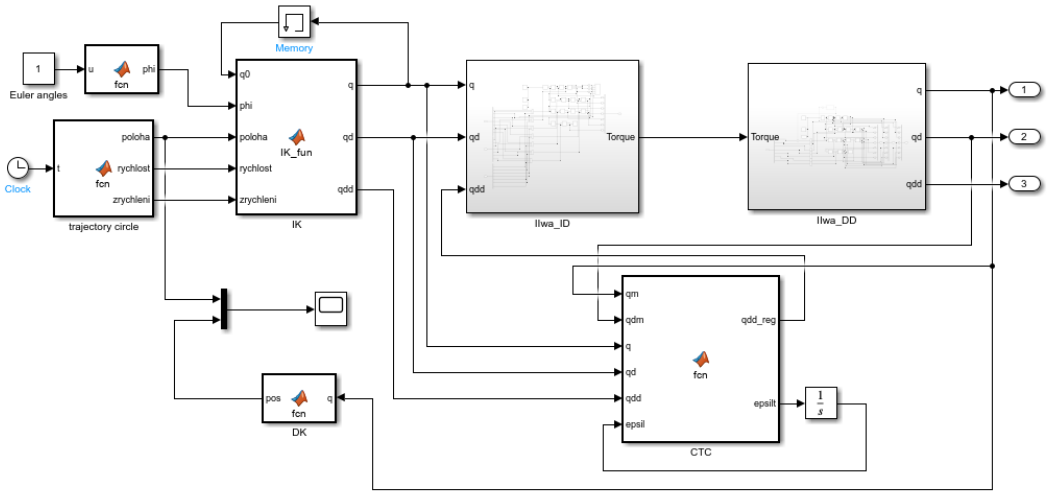
Tento průběh rychlosti byl aplikován na jednotlivé souřadnice *x, y, z* při přejezdech mezi body. Pro 2D kružnici o poloměru r a středu $x_s\ y_s\ z_s$ byla zavedena oblouková souřadnice s, jejíž průběh byl definován také s lichoběžníkovým průběhem rychlosti položením $x = s$, $x_f = 2\pi r$ a $x_i = 0$ ve vztazích 7.1 až 7.5. Průběhy souřadnic $x(t),\ y(t),\ z(t)$, jejich rychlost a zrychlení jsou pak dány vztahy 7.6 až 7.8.

$$\begin{aligned} x(t) &= x_s \\ y(t) &= r * \cos\left(\frac{s}{r}\right) + y_s \\ z(t) &= r * \sin\left(\frac{s}{r}\right) + z_s \end{aligned} \tag{7.6}$$

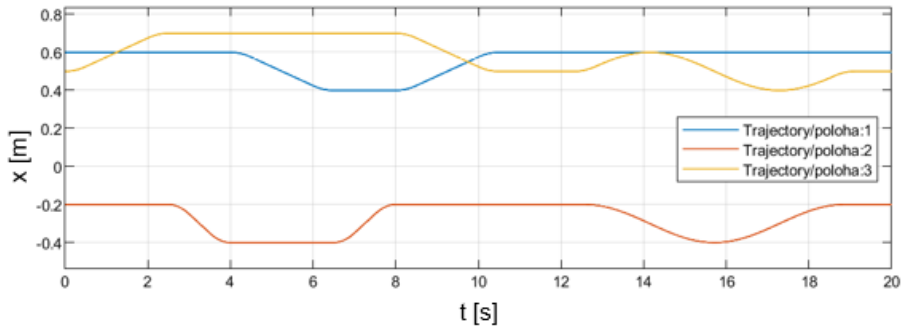
$$\begin{aligned} \dot{x}(t) &= 0 \\ \dot{y}(t) &= -\dot{s} * \sin\left(\frac{s}{r}\right) \\ \dot{z}(t) &= \dot{s} * cos(s/r); \end{aligned} \tag{7.7}$$

$$\begin{aligned} \ddot{x}(t) &= 0 \\ \ddot{y}(t) &= -\frac{\dot{s}^2}{r} * \cos\left(\frac{s}{r}\right) - \ddot{s} * \sin\left(\frac{s}{r}\right) \\ \ddot{z}(t) &= -\frac{\dot{s}^2}{r} * \sin\left(\frac{s}{r}\right) + \ddot{s} * \cos\left(\frac{s}{r}\right) \end{aligned} \tag{7.8}$$

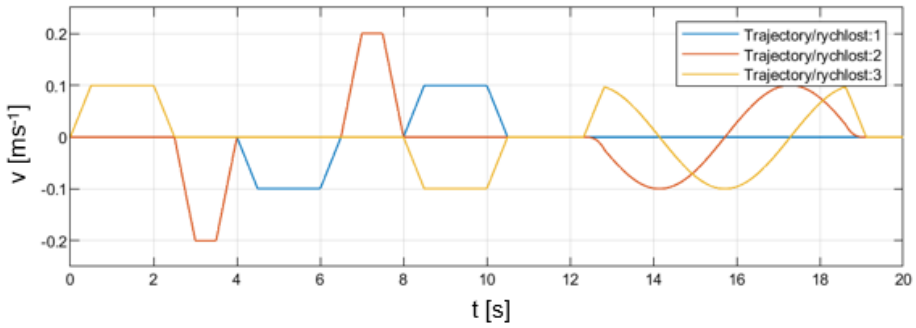
Průběh operačních souřadnic, jejich rychlost a zrychlení pro navrženou trajektorii je zobrazen v grafech 7.1 až 7.3. V grafu 7.4 jsou pak vyneseny odpovídající průběhy polohy kloubových souřadnic. V této práci není řešen průběh trajektorie pro natočení souřadného systému koncového efektoru, orientace efektoru je v průběhu pohybu robota neměnná a je určena konstantnímu hodnotami úhlů φ. Výsledný blok plánování trajektorie byl přidán do modelu řízení v Simulinku tak, jak je zobrazeno na obrázku 7.1.



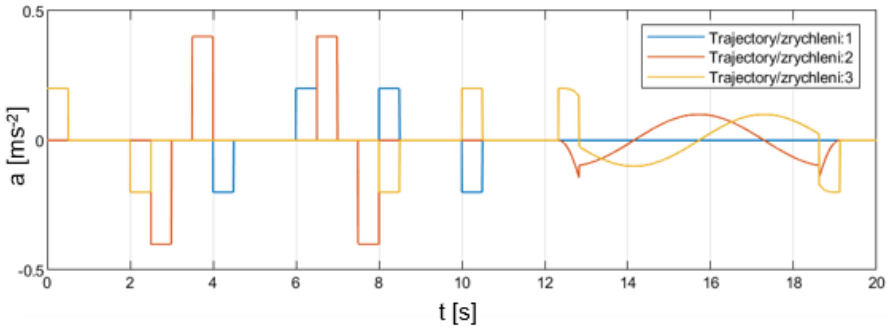
Obrázek 7.1: Výsledný model v Simulinku s plánováním trajektorie



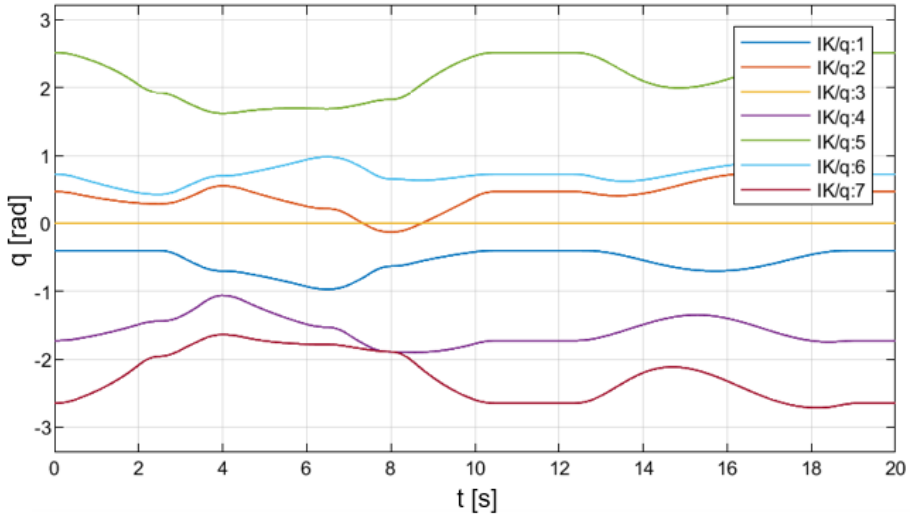
Graf 7.1: Průběh polohy pro zvolenou trajektorii v operačních souřadnicích



Graf 7.2: Průběh rychlosti pro zvolenou trajektorii v operačních souřadnicích



Graf 7.3: Průběh zrychlení pro zvolenou trajektorii v operačních souřadnicích



Graf 7.4: Průběh kloubových souřadnic pro zvolenou trajektorii

8 Optimalizace řízení a Identifikace pasivních účinků

V této části jsou nejprve optimalizovány konstanty regulátoru CTC pro model bez pasivních účinků. Následně je do dopředné dynamiky přidán LuGre model pasivních účinků se zvolenými parametry za účelem simulace reálného systému s neznámými pasivními účinky, které se snažíme identifikovat. Do dopředné dynamiky se zvolenými pasivními účinky jsou posílány průběhy momentů a měřena je poloha koncového efektoru robotu, podobně jako by tomu bylo při experimentu na reálném robotu. Pro identifikaci jsou zvoleny dva modely pasivních účinků, Coulombův a LuGre. Z těchto dat je provedena identifikace třecích parametrů pro oba modely. Model tření s identifikovanými třecími parametry je pak přidán do inverzní dynamiky v řízení robotu. Je zde zkoumán vliv pasivních účinků v dopředné dynamice na řízení a přesnost polohování s ideální inverzní dynamikou a s inverzní dynamikou s modelem tření v řízení.

8.1 Optimalizace řízení bez pasivních účinků

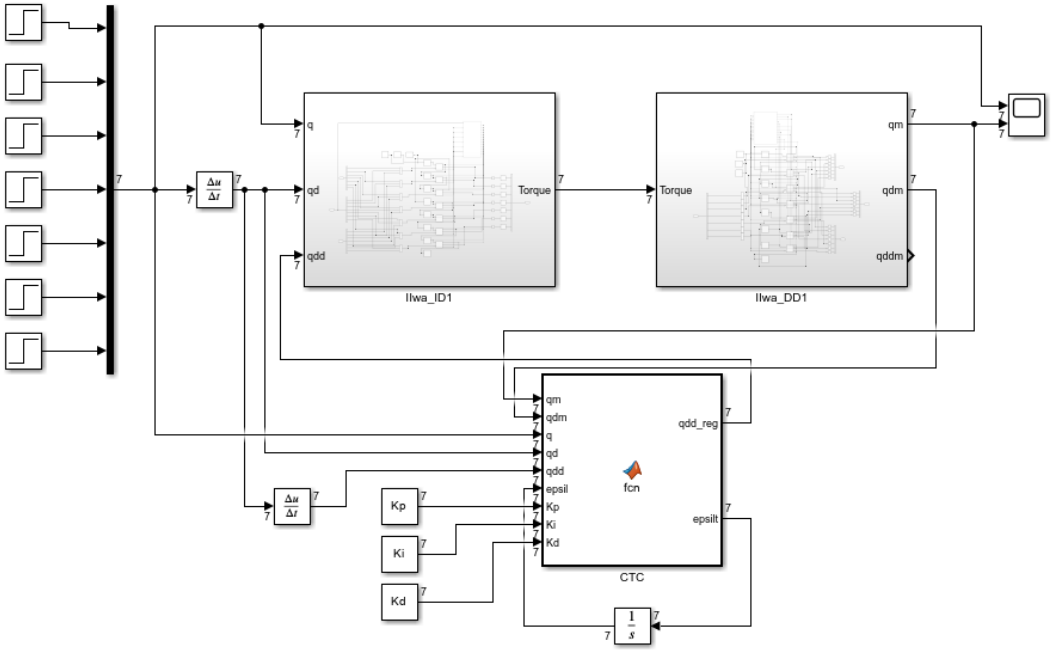
Prvním krokem v určování konstant PID regulátoru v rámci CTC je jejich počáteční odhad. Pro počáteční odhad byl uvažován pouze PD regulátor bez integrační složky a konstanty byly nataveny stejně pro všechny klouby robota.

Konstanta K_p přestavuje pro odezvu systému druhého řádu druhou mocninu vlastní frekvence a určuje rychlost odezvy systému, K_d představuje tlumení odezvy systému. U robotů je nežádoucí, aby odezva systému obsahovala překmit, proto bývá Konstanta K_d volena pro kritické tlumení, dle vztahu 8.1. [29]

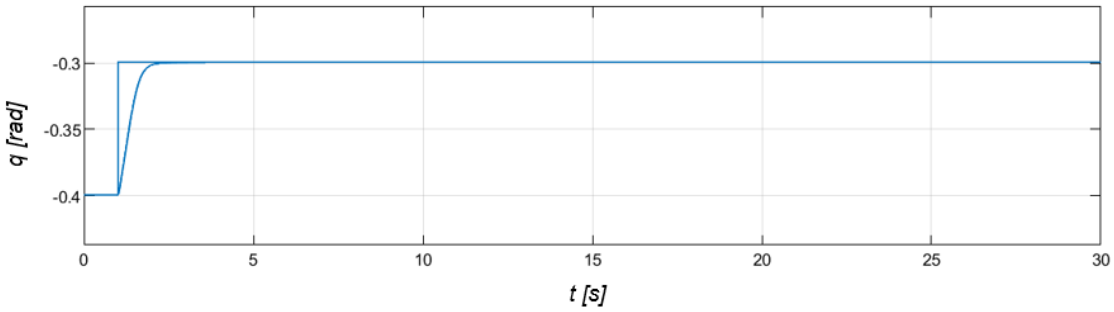
$$K_d = 2\sqrt{K_p} \tag{8.1}$$

Pro odhad regulačních konstant byl na každou osu přiveden jednotkový skok, viz obrázek 8.1. Odhadnuté hodnoty konstant jsou K_p = 50 a K_d = 14. Pro tyto

hodnoty reagovaly řízené osy odezvou bez překmitu. Ukázka odezvy systému na skokový signál jedné osy pro zvolené konstanty je zobrazena v grafu 8.1.



Obrázek 8.1: Model řízení pro odhad konstant PD regulátoru se skokovým vstupem



Graf 8.1: Odezva systému na skokový signál

Zvolené konstanty byly použity jako počáteční odhad pro optimalizaci řízení. K optimalizaci byla použita trajektorie navržená v kapitole 7. Prvním pokusem bylo provést optimalizaci konstant stejných pro všechny osy. Vzhledem ke složitosti systému docházelo při optimalizaci v rámci simulace k časté destabilizaci systému. Proto optimalizace regulačních konstant probíhala

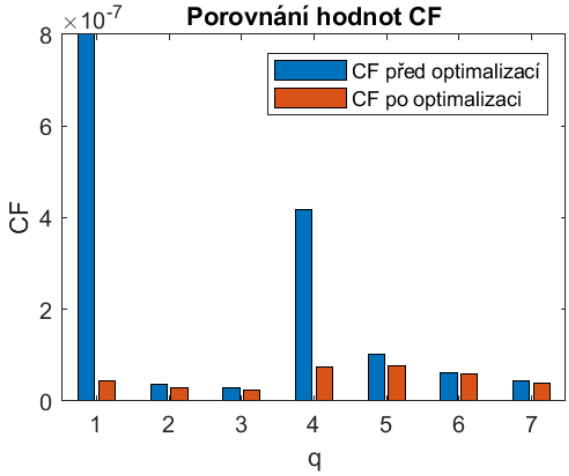
postupně pro každý jednotlivý kloub $\boldsymbol{q}_i$ pro i=1,…,7. Cílová funkce (rovnice 8.2) je tvořena sumou čtverců odchylek odpovídající kloubové souřadnice $\boldsymbol{q}_i$. Dále byla do cílové funkce přidána suma odchylek všech kloubových souřadnic, kvůli vzájemné provázanosti skrze dynamiku. Kód pro optimalizaci řízení je uveden v příloze 1.

$$CF_{(i)} = \sum_{sample} (\boldsymbol{q}_{měřené}(i) - \boldsymbol{q}_{požadované}(i))^2 + w \cdot \sum_{i=1}^{7} \sum_{sample} (\boldsymbol{q}_{měřené}(i) - \boldsymbol{q}_{požadované}(i))^2 \tag{8.2}$$

K optimalizaci byla použita funkce fminsearch v programu Matlab. Tato funkce používá simplexovou metodu, jedná se tak o lokální optimalizaci. V simulaci byl použit řešič Ode45, který pro použitý model poskytuje dobré výsledky a rychlé výpočtové časy. Optimalizované konstanty regulátoru jsou uvedeny v tabulce 8.1, porovnání hodnot cílové funkce před a po optimalizaci je vyneseno v grafu 8.2.

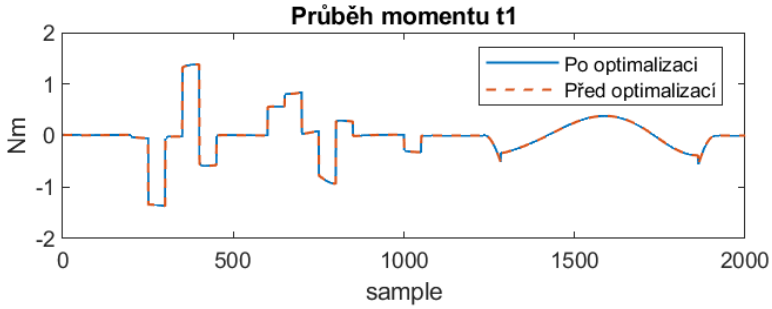
Tabulka 8.1: Konstanty regulátoru po optimalizaci

osa	1	2	3	4	5	6	7
Kp	93.6292	121.7307	52.6244	225.4729	316.1033	149.1135	308.5957
Ki	0.0022	0.0001	0.0002	0	0.0003	0.0002	0.0027
Kd	29.5883	9.6995	13.6117	22.5709	18.2305	14.0040	18.8285

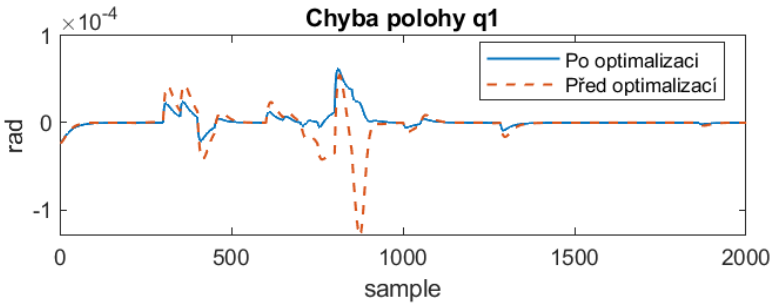


Graf 8.2: Porovnání hodnot cílové funkce před a po optimalizaci

Změny v řídicích momentech jsou po optimalizaci neznatelné, jak lze vidět v grafu 8.3. Stejně tak chyba vyjádřená rozdílem požadované a měřené polohy kloubových souřadnic se výrazně nezměnila, jak lze vidět v grafu 8.4. Průběhy řídicích momentů a chyb polohy na všech osách jsou uvedeny v grafické příloze. Průběhy jsou zaznamenávány s vzorkovací frekvencí 100 Hz (sample = 0.01 s).



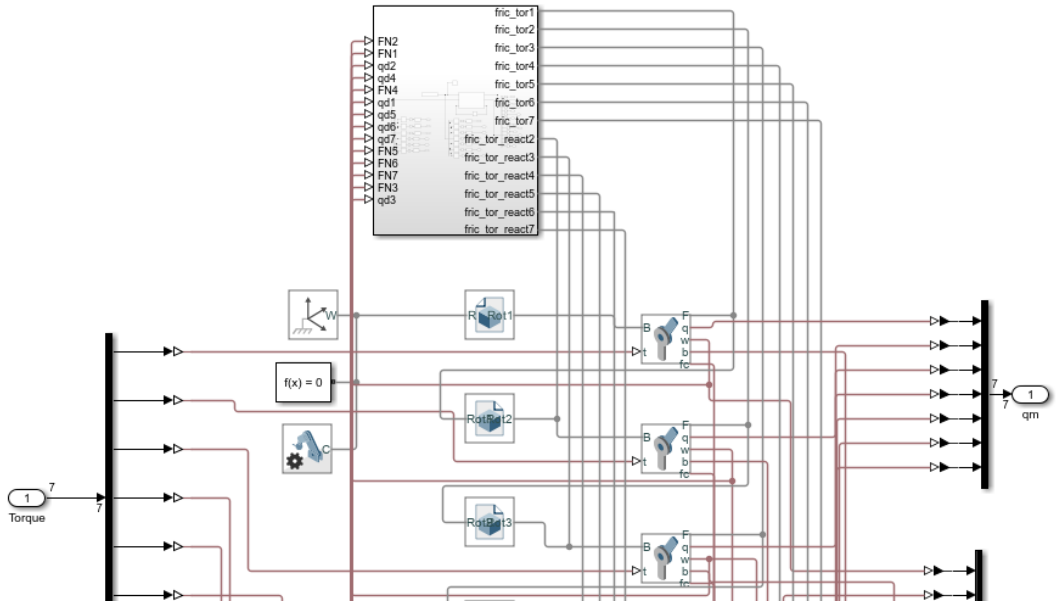
Graf 8.3: Průběh momentu t1 před a po optimalizaci



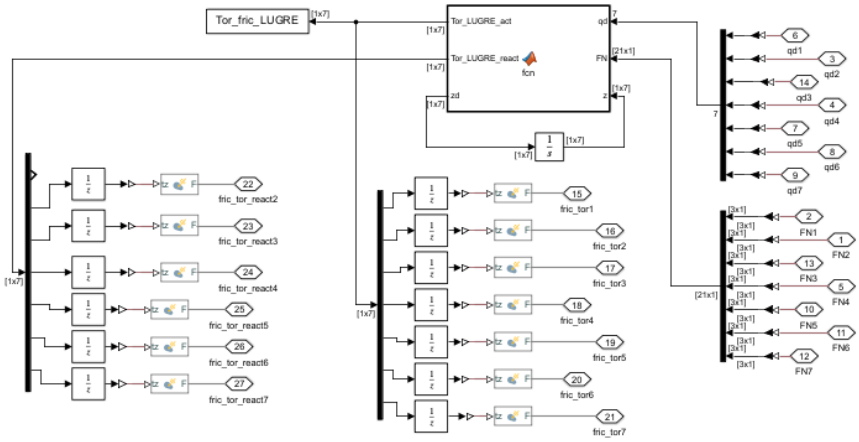
Graf 8.4: Průběh chyby q1 před a po optimalizaci

8.2 Přidání pasivních účinků do DD

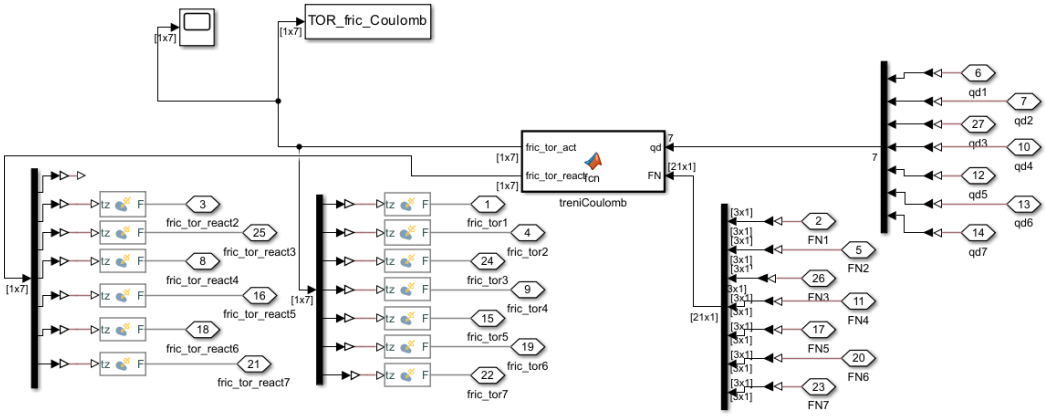
Přidáním pasivních účinků do modelu dopředné dynamiky bude dopředná dynamika reprezentovat robota s neznámými pasivními účinky. Pasivní účinky jsou do modelu přidány pomocí External Force bloků, které umožňují aplikovat na připojenou základnu externí moment. Pro klouby nespojené se základním rámem je nutné vytvořit jak akční třecí moment, který působí na těleso za kloubem, tak reakční třecí moment působící na těleso před kloubem. Obrázek 8.2, 8.3 a 8.4 znázorňuje přidání modelu tření do dopředné dynamiky.



Obrázek 8.2: Model DD v Simscape s modelem tření



Obrázek 8.3: Lugre model tření v Simscape



Obrázek 8.4: Coulombův model tření v DD

Pro modelování pasivních účinků v dopředné dynamice byl zvolen LuGre model, pro snížení počtu parametrů byl z modelu tření odstraněn vliv viskózního tření. Toto zjednodušení může mít vliv na výsledný průběh, neboť v kloubech robotů se viskózní tření v určité míře vyskytuje.

Byly odhadnuty dvě sady parametrů, jedna pro osy 1 až 4, druhá pro osy 5 až 7. Třecí parametry jsou ve skutečnosti jiné pro každou osu robota, v simulaci je tato skutečnost zjednodušeně simulována nastavením jiných parametrů pro polohovací a orientační ústrojí robota. Dále byly osám přiděleny různé poloměry

čepu $r_{\check{c}}$ úměrné velikosti jednotlivých os. Parametry byly odhadovány tak, aby systém příliš nerozkmitaly, ale zároveň měl průběh třecího momentu znatelný vliv na průběh řídicího momentu. Zvolené parametry jsou uvedeny v tabulce 8.2 a 8.3.

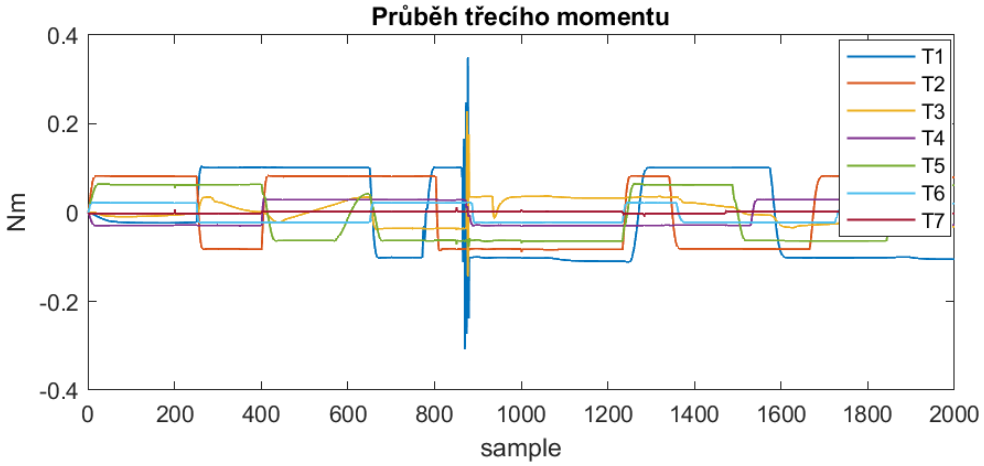
Tabulka 8.2: Zvolené parametry LuGre modelu v DD

	osa 1 až 4	osa 5 až 7
μ_k	0.01	0.03
μ_s	0.02	0.06
σ_0	1200	1700
σ_1	35	41
v_s	0.001	0.001
α	2	2

Tabulka 8.3: Zvolené poloměry čepu

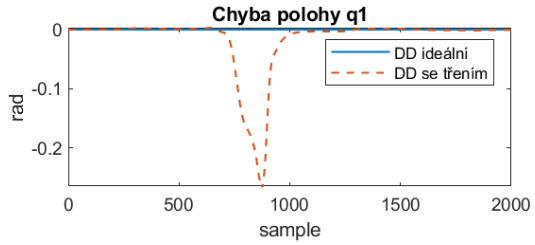
	osa 1 a 2	osa 3 až 5	osa 5 až 7
$r_{\check{c}}$	0.05	0.03	0.02

Průběhy vzniklých třecích momentů v dopředné dynamice jsou zobrazeny v grafu 8.5. V čase 9 s se objevil výrazný zákmit na ose 1 a 3.

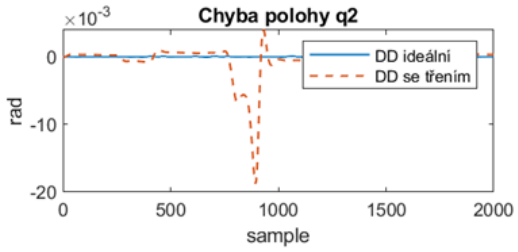


Graf 8.5: Průběh třecího momentu

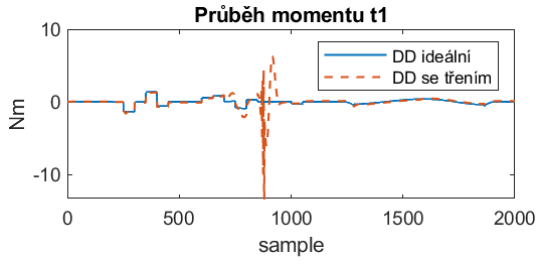
Po přidání pasivních účinků do dopředné dynamiky bylo na model aplikováno řízení z kapitoly 8.1. Výpočet v programu Matlab probíhal pomocí řešiče ode23s. Jak je patrné z grafů 8.6 a 8.8 pro osu 1, zákmit v třecím momentu způsobil výraznou chybu polohy v této ose. Přidání tření do dopředné dynamiky výrazně ovlivnilo průběh řídicího momentu na všech osách a zvýšilo chybu polohy, graf 8.7 a 8.9 znázorňuje chybu polohy a průběh řídicího momentu na ose 2, která není tak výrazně ovlivněna zákmitem. Průběhy chyby polohy a řídicího momentu pro všechny osy jsou uvedeny v grafické příloze. Průběhy jsou zaznamenávány s vzorkovací frekvencí 100 Hz (sample = 0.01 s). Tabulka 8.4 obsahuje součet čtverců odchylek pro průběh žádané polohy os a polohy os po přidání tření do dopředné dynamiky (DD) a pro průběh řídicích momentů s ideální DD a DD obsahující tření.



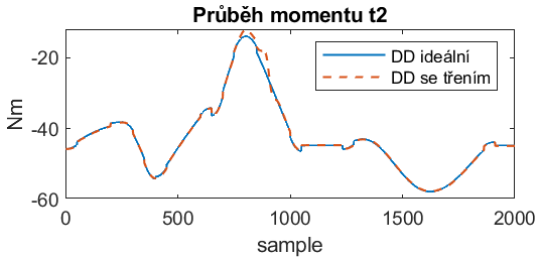
Graf 8.6: Chyba polohy pro ideální DD a DD se třením na ose1



Graf 8.7:Chyba polohy pro ideální DD a DD se třením na ose2



Graf 8.8: Průběh řídicího momentu pro ideální DD a DD se třením na ose1



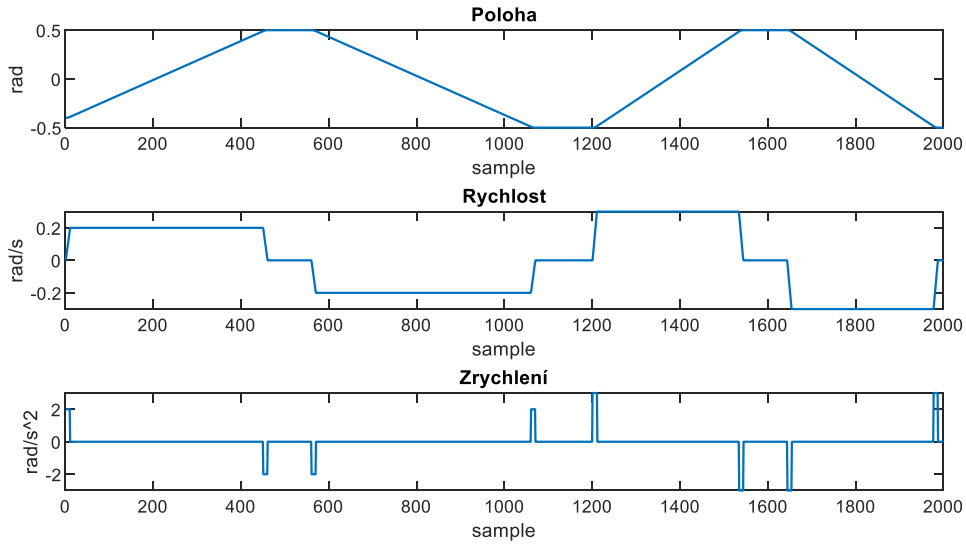
Graf 8.9: Průběh řídicího momentu pro ideální DD a DD se třením na ose2

Tabulka 8.4: Rozdíly polohy a řídicích momentů pro ideální DD a se třením v DD

osa	$\sum_{sample} (\boldsymbol{q}_{ideal} - \boldsymbol{q}_{DDtření})^2$	$\sum_{sample} (\boldsymbol{\tau}_{ideal} - \boldsymbol{\tau}_{DDtření})^2$
1	5.5391	1750
2	0.0135	1085
3	17.7194	1715
4	0.0019	8.840
5	0.0302	14.92
6	0.0115	15.28
7	0.0279	0.0274

8.3 Identifikace pasivních účinků ze zvolených hodnot

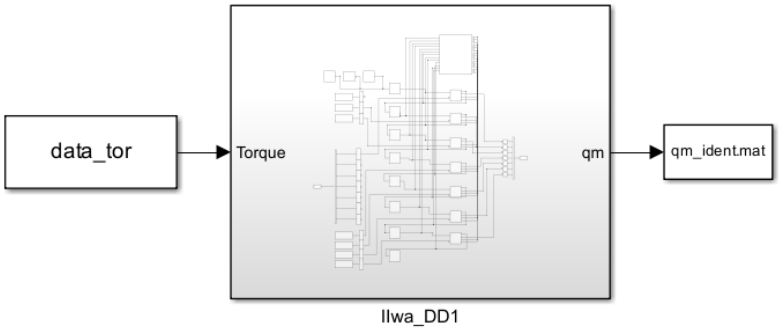
Identifikace probíhá pro zjednodušení pouze na první ose, stejným způsobem by identifikace probíhala pro zbylé osy. Je vytvořena trajektorie s lichoběžníkovým průběhem rychlosti, která touto osou pohybuje střídavě kolem počáteční polohy se dvěma rychlostmi, viz graf 8.8. Tato trajektorie je posílána do inverzní dynamiky s řízením, kde jsou vypočteny řídicí momenty, které pak vstupují do dopředné dynamiky s pasivními účinky. Zaznamenáván je řídicí moment a měřená poloha osy 1 na výstupu z DD. Průběhy jsou zaznamenávány s vzorkovací frekvencí 100 Hz (sample = 0.01 s).



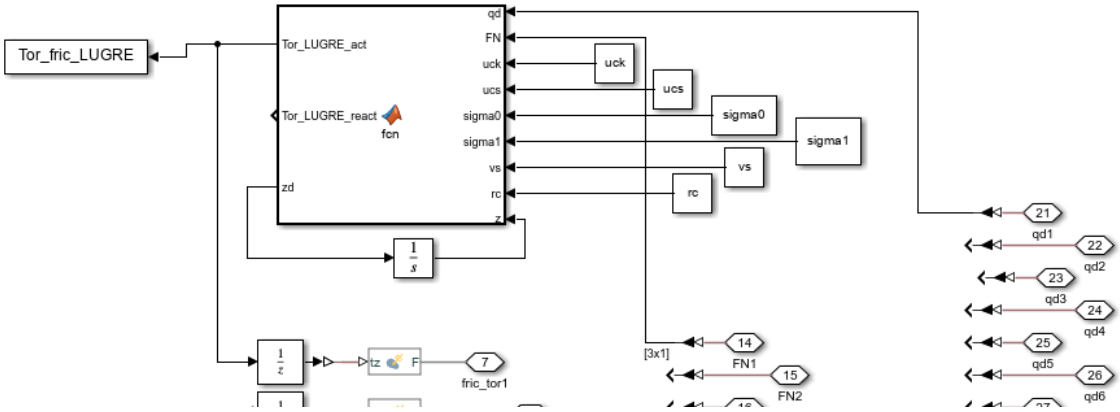
Graf 8.10: Trajektorie pro identifikaci

Naměřená data pro identifikaci jsou posílána do samostatné dopředné dynamiky s modelem tření na ose 1 o neznámých parametrech, viz obrázek 8.5 a 8.6. Pomocí optimalizace je minimalizován součet čtverců odchylek mezi měřeným a simulovaným průběhem polohy souřadnice q_1. Cílová funkce je vyjádřena vztahem 8.1. K optimalizaci byla v programu Matlab použita funkce ga, která minimalizuje cílovou funkci pomocí genetického algoritmu a také funkce fminsearch, která minimalizuje cílovou funkci simplexovou metodou. Pro identifikaci byl v Matlabu použit řešič ode15s, který dle [7] poskytuje nejlepší výsledky pro LuGre model tření.

$$CF = \sum_{sample} (\boldsymbol{q}_{měřené} - \boldsymbol{q}_{požadované})^2 \tag{8.1}$$



Obrázek 8.5: DD pro identifikaci

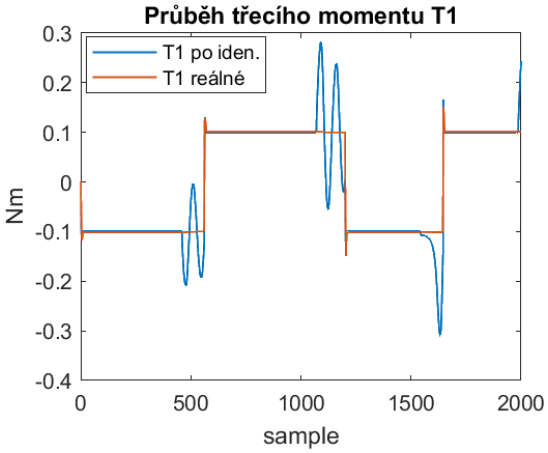


Obrázek 8.6 LuGre model působící pouze na první osu pro identifikaci

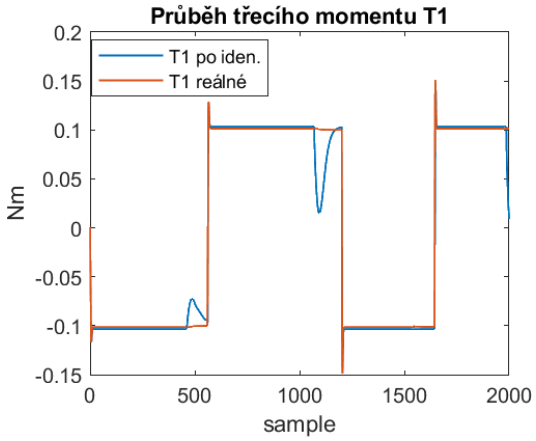
Optimalizováno bylo 5 parametrů pro LuGre model a poloměr čepu $r_{č}$. Poloměr čepu by bylo vhodné určit z dokumentace jako vnitřní poloměr ložiska, nicméně pro zvoleného robota není tato informace k dispozici, proto je tento parametr zahrnut do identifikace. V tabulce 8.5 jsou uvedeny parametry získané identifikací v porovnání se zvolenými. V grafech 8.11 a 8.12 je uvedeno porovnání průběhu skutečného třecího momentu a třecího momentu s identifikovanými parametry pro oba způsoby optimalizace. V grafu 8.13 je znázorněn průběh cílové funkce při optimalizaci pomocí genetického algoritmu. Parametry pro oba způsoby optimalizace se liší jak mezi sebou, tak od zvolených.

Tabulka 8.5: Zvolené a identifikované třecí parametry LuGre na ose 1

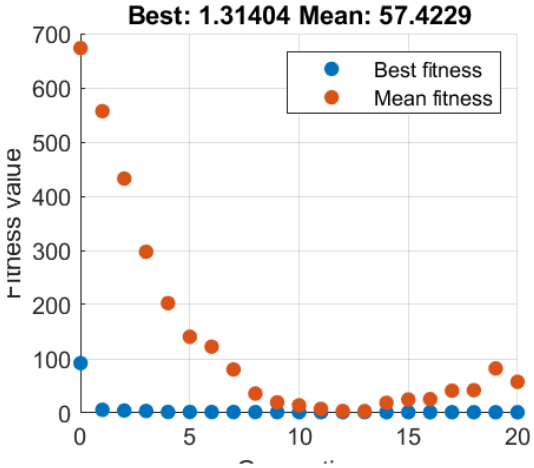
	zvolené	ga	rozsah	fminsearch	poč. odhad
μ_k	0.01	0.0064	[0.005 0.05]	0.0123	0.05
μ_s	0.02	0.0753	[0.01 0.08]	0.101	0.08
σ_0	1200	2560	[1e3 5e3]	1386	1e3
σ_1	35	37.15	[31 71]	38.22	31
v_s	0.001	0.0091	[1e-4 1e-2]	0.0011	0.001
$r_č$	0.05	0.0769	[0.01 0.8]	0.0413	0.05
CF	-	1.314	-	2.904	488



Graf 8.11: Průběh třecího momentu pro zvolené a identifikované parametry LuGre modelu pomocí ga

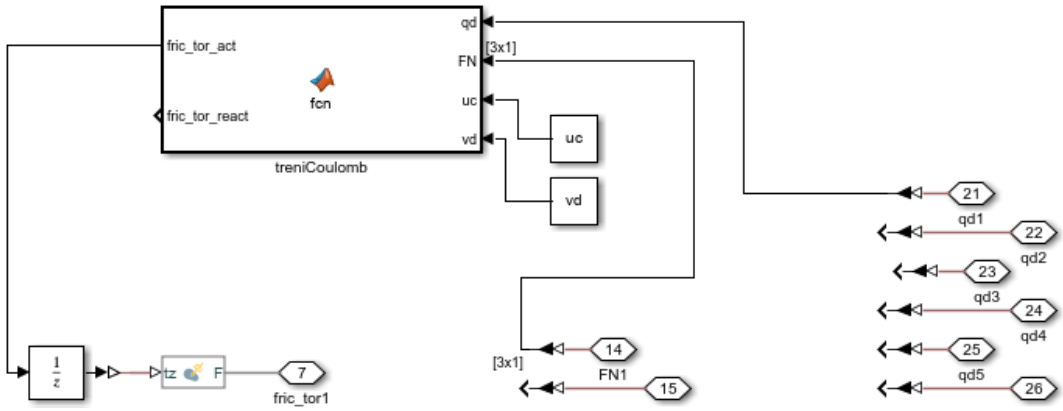


Graf 8.12: Průběh třecího momentu pro zvolené a identifikované parametry LuGre modelu pomocí fminsearch



Graf 8.13: Průběh cílové funkce pro ga

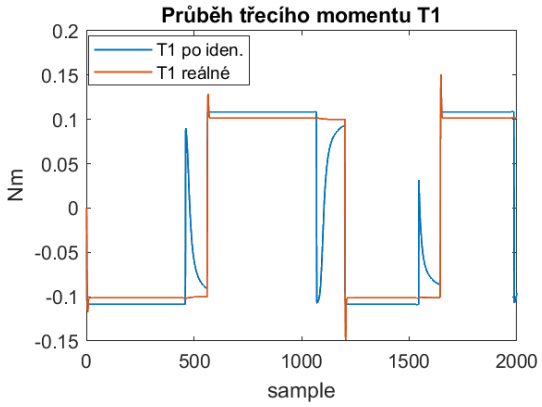
Následovala identifikace parametrů pro hladký Coulombův model tření, který byl do modelu přidán podobně jako LuGre model, viz obrázek 8.7. Optimalizace probíhala obdobně jako u LuGre modelu. Optimalizovány byly 2 parametry s tím, že pro $r_{\check{c}}$ byla zvolena pevná hodnota, která nebyla optimalizována, protože změna $r_{\check{c}}$ je obdobná změně parametru μ_k. Identifikované parametry jsou uvedeny v tabulce 8.6. Oběma metodami optimalizace vychází parametry Coulombova modelu téměř stejně. Porovnání skutečného třecího momentu s identifikovaným je uvedeno v grafu 8.14.



Obrázek 8.7: Coulombův model působící pouze na první osu pro identifikaci

Tabulka 8.6: Identifikované parametry Coulomb

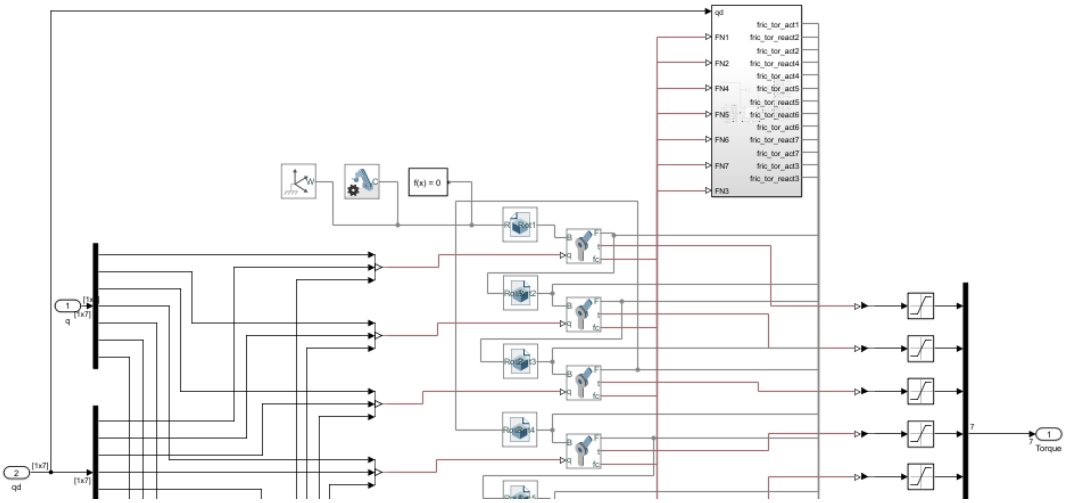
	gen	rozsah	fminsearch	poč. odhad
μ_k	0.0153	[0.005 0.05]	0.0153	0.1
v_d	0.0093	[1e-4 1e-2]	0.0098	0.001
$r_{\check{c}}$	0.035	-	0.035	-
CF po opt.	5.3628	-	5.3624	528



Graf 8.14: Průběh třecího momentu pro zvolené a identifikované parametry Coulombova modelu

8.4 Řízení s identifikovanými pasivními účinky v ID

Po identifikaci je možné přidat identifikované pasivní účinky do inverzní dynamiky v řízení, jak je zobrazeno na obrázku 8.8. Pro zjednodušení byly pro všechny osy nastaveny stejné třecí parametry získané identifikací na první ose. Do řízení byl přidán Lugre model tření, pro který byly vyzkoušeny obě sady parametrů pro dvě různé metody optimalizace. Dále byl do řízení přidán hladký Coulombův model se sadou parametrů získaných pomocí fminseach, protože jsou si parametry získané oběma metodami optimalizace velmi podobné a hodnota cílové funkce pro fminseach je mírně nižší. Pro porovnání vlivu modelů tření v ID byla v simulaci robotem projeta trajektorie navržená v kapitole 7.



Obrázek 8.8: Přidání modelu tření do ID

Po projetí trajektorie s pasivními účinky v řízení bylo v grafech uvedených v grafické příloze vykresleno porovnání chyby polohy a odchylky průběhu řídicího momentu s ideální inverzní dynamikou a inverzní dynamikou s pasivními účinky v řízení. Oproti řízení s ideální ID došlo k výraznému zlepšení, zákmit v 9 s byl výrazně potlačen. Tabulky 8.8, 8.9 a 8.10 obsahují součet čtverců odchylek pro průběh žádané polohy os a polohy os pro řízení s modelem tření v ID a pro průběh řídicího momentů s ideální DD a pro řízení s modelem tření v ID, vždy pro identifikované parametry v 8.2.

Tabulka 8.7: Rozdíly polohy a řídicích momentů pro ideální DD a se třením v DD a parametry LuGre modelu identifikovanými pomocí ga v ID

osa	$\sum_{sample} (\boldsymbol{q}_{ideal} - \boldsymbol{q}_{IDtření})^2$	$\sum_{sample} (\boldsymbol{\tau}_{ideal} - \boldsymbol{\tau}_{IDtření})^2$
1	0.001	29.8530
2	0.0001	14.1365
3	0.0030	11.8124
4	0.0001	1.9333
5	0.0068	8.0889
6	0.0037	1.2169
7	0.0057	0.0203

Tabulka 8.8: Rozdíly polohy a řídicích momentů pro ideální DD a se třením v DD a parametry LuGre modelu identifikovanými pomocí fminsearch v ID

osa	$\sum_{sample} (\boldsymbol{q}_{ideal} - \boldsymbol{q}_{IDtření})^2$	$\sum_{sample} (\boldsymbol{\tau}_{ideal} - \boldsymbol{\tau}_{IDtření})^2$
1	0.0997e-3	20.9498
2	0.0167e-3	12.5930
3	0.0246e-3	2.9886
4	0.0253e-3	1.6677
5	5.5907e-3	8.0551
6	0.2647e-3	0.9646
7	3.6774e-3	0.0100

Tabulka 8.9: Rozdíly polohy a řídicích momentů pro ideální DD a se třením v DD a parametry Coulombova modelu identifikovanými pomocí fminsearch v ID

osa	$\sum_{sample} (\boldsymbol{q}_{ideal} - \boldsymbol{q}_{IDtření})^2$	$\sum_{sample} (\boldsymbol{\tau}_{ideal} - \boldsymbol{\tau}_{IDtření})^2$
1	0.2483e-3	30.9760
2	0.0470e-3	11.4007
3	1.2824e-3	14.6549
4	0.0360e-3	1.5150
5	5.3089e-3	7.1168
6	0.2367e-3	0.9393
7	3.3887e-3	0.0079

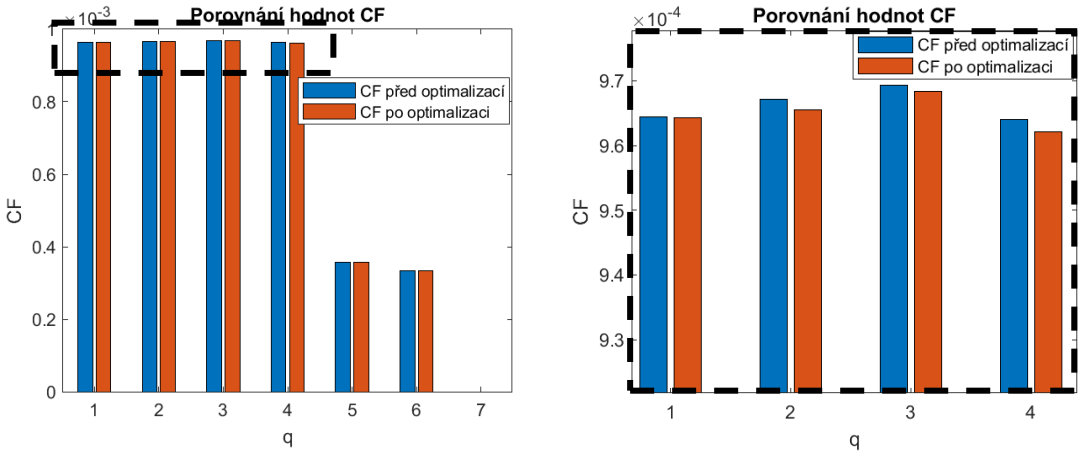
Nejnižších hodnot chyby polohy a odchylky průběhu řídicího momentu dosahuje řízení s Lugre modelem identifikovaným pomocí fminsearch v tabulce 8.8. Proto je pro finální optimalizaci řízení použit tento model řízení. LuGre model identifikovaný pomocí genetického algoritmu nedosahuje tak dobrých výsledků, dokonce je nepatrně horší než Coulombův model.

8.5 Optimalizace řízení s pasivními účinky

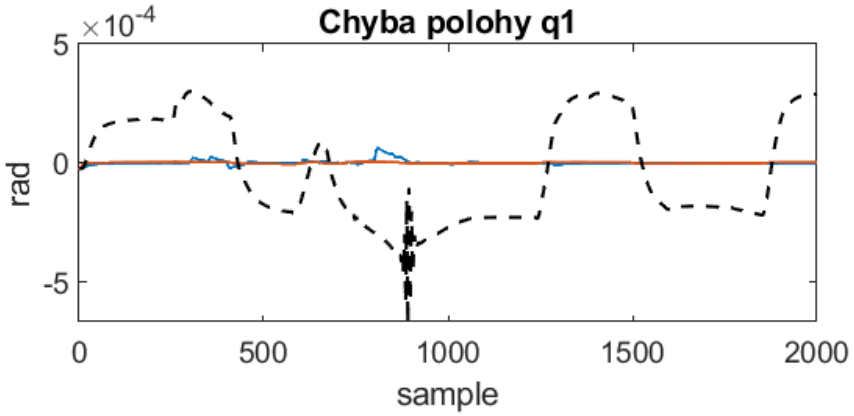
Protože se přidáním modelu tření do řízení systém změnil, je možné znovu optimalizovat konstanty regulátoru CTC a řízení tak ještě zlepšit. Optimalizace řízení proběhla stejně jako v kapitole 8.1. Jako počáteční odhady byly zvoleny konstanty regulátoru získané optimalizací v kapitole 8.1. Optimalizované konstanty regulátorů jsou uvedeny v tabulce 8.10. Porovnání hodnot cílové funkce je uvedeno v grafu 8.15, ze kterého je patné, že se cílová funkce měnila vždy jen nepatrně. Navzdory malým změnám v cílové funkci došlo k zlepšení průběhu odchylky polohy a řídicího momentu, jak lze vidět v grafu 8.16 a 8.17 pro první osu, průběhy pro všechny osy jsou uvedeny v grafické příloze. Průběhy jsou zaznamenávány s vzorkovací frekvencí 100 Hz (sample = 0.01 s).

Tabulka 8.10: Optimalizované konstanty regulátoru pro řízení s modelem tření v ID

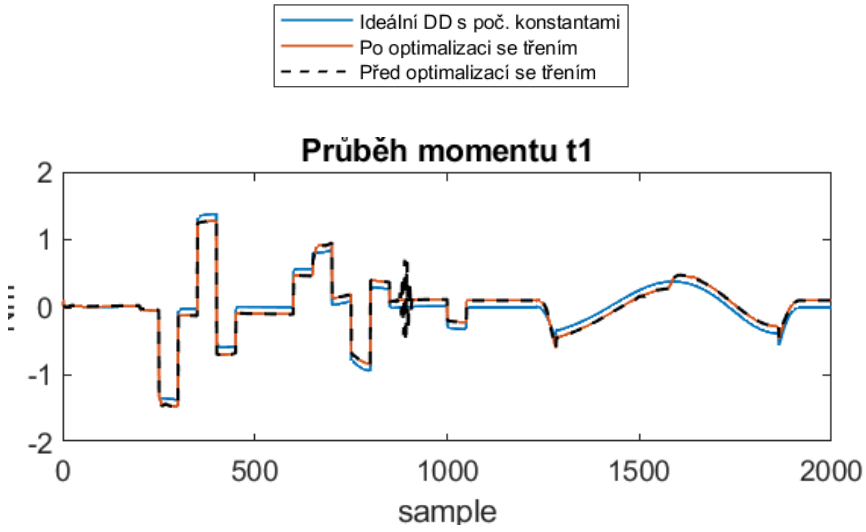
	1	2	3	4	5	6	7
Kp	101.6908	90.7179	35.3697	223.3301	373.3398	288.4597	599.9871
Ki	0.0022	0.0001	0.0002	0.0001	0.0003	0.0001	0.0019
Kd	28.0761	14.7187	13.6117	24.7297	17.9920	26.2749	21.4856



Graf 8.15: Porovnání hodnot cílové funkce



Graf 8.16: Odchylka polohy pro ideální DD s konstantami optimalizovanými v kapitole 8.1, pro model tření v ID před optimalizací a po optimalizaci



Graf 8.17: Řídicí moment pro ideální DD s konstantami optimalizovanými v kapitole 8.1, pro model tření v ID před optimalizací a po optimalizaci

8.6 Zhodnocení vlivu pasivních účinků na řízení

Pasivní účinky do značné míry ovlivňují chybu polohy kloubových souřadnic a průběh řídicího momentu. Po přidání modelu tření do dopředné dynamiky bylo pozorováno výrazné ovlivnění osy 1 a 3 kvůli vzniklému zákmitu v čase 9 s. Přidáním identifikovaného modelu tření do řízení se vliv pasivních účinků výrazně snížil a byl potlačen i zákmit na ose 1 a 3. Při identifikaci pomocí optimalizace simplexovou metodou byly získány lepší výsledky než pomocí genetického

algoritmu. V tabulce 8.11 je uvedeno porovnání odchylek polohy a řídicího momentu pro řízení s ideální inverzní dynamikou, inverzní dynamikou s LuGre modelem získaným identifikací pomocí fminsearch a inverzní dynamikou s Coulombovým modelem získaným identifikací pomocí fminsearch. Přidáním identifikováno modelu tření do inverzní dynamiky bylo dosaženo snížení součtu kvadrátů odchylek na všech osách na setiny procent a rozdílů řídicího momentu na jednotky procent. Výsledky pro LuGre model jsou jen nepatrně lepší než pro hladký Coulombův model.

Tabulka 8.11: Porovnání odchylek polohy a řídicího momentu pro řízení s ideální ID, ID s LuGre modelem a ID s Coulombovým modelem

osa	$\sum_{sample} (\boldsymbol{q}_{ideal} - \boldsymbol{q}_{IDtření})^2$			$\sum_{sample} (\boldsymbol{\tau}_{ideal} - \boldsymbol{\tau}_{IDtření})^2$		
	ID ideal.	ID Lugre	ID Coulomb	ID ideal.	ID Lugre	ID Coulomb
1	5.5391	0.0997e-3	0.2483e-3	1750	20.9498	30.9760
2	0.0135	0.0167e-3	0.0470e-3	1085	12.5930	11.4007
3	17.7194	0.0246e-3	1.2824e-3	1715	2.9886	14.6549
4	0.0019	0.0253e-3	0.0360e-3	8.840	1.6677	1.5150
5	0.0302	5.5907e-3	5.3089e-3	14.92	8.0551	7.1168
6	0.0115	0.2647e-3	0.2367e-3	15.28	0.9646	0.9393
7	0.0279	3.6774e-3	3.3887e-3	0.0274	0.0100	0.0079
sum	23.34	0.0097	0.0105	4589	47.23	66.61
%	100	0.041	0.045	100	1.03	1.45

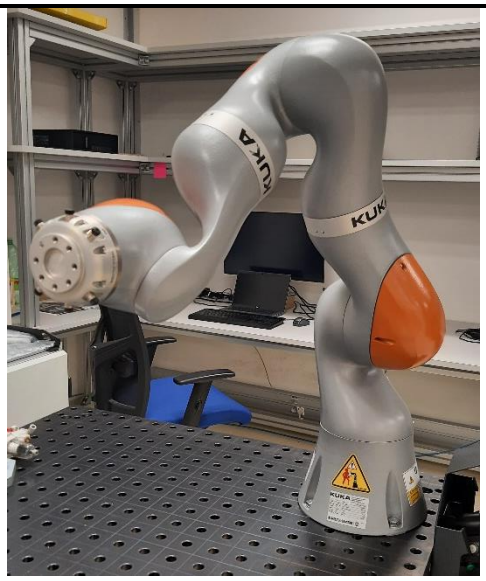
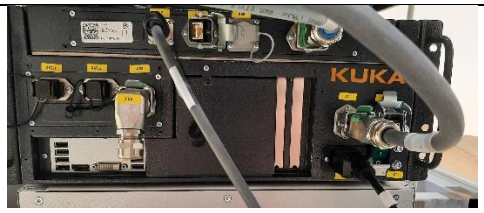
9 Identifikace pasivních účinků na reálném robotu

Pasivní účinky působící při pohybu robota jsou neznámé a v simulačním modelu jsou pouze odhadovány. Proto byla v této části provedena identifikace pasivních účinků na první ose skutečného robota KUKA LBR iiwa 14 R820 pro porovnání s odhadovanými pasivními účinky ve vazbách.

9.1 Provedení experimentu

Experiment byl proveden na robotu KUKA LBR iiwa 14 R820, který je fyzicky k dispozici v labolatoři CIIRC ČVUT. Jedná se o sedmiosé kolaborativní robotické rameno vybavené sensory momentu v každém kloubu. Robot je programován v jazyce Java pomocí software KUKA Sunrise.Workbench. V tabulce 9.1 jsou uvedena zařízení použitá k provedení experimentu.

Tabulka 9.1: Použitá zařízení

Název	Typ	Foto
Robot	KUKA LBR iiwa 14 R820	
Controller	KUKA Sunrise Cabinet Article no. 11077977 Serial no. 3055001 KUKA Sunrise.OS	

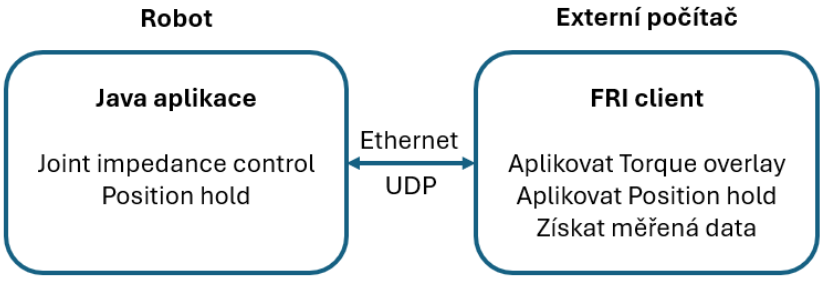
Teach pendant	KUKA smartPAD-2	
Server	Supermicro Super Server RAM: 16 GB Procesor: AMD Epyc 3251 8-core processor x 16 Grafika: NVIDIA GP107GL Paměť disku: 1 TB OS: Ubuntu 22.04.3 LTS	

Robot je řízený pomocí controlleru, ruční ovládání robota a spouštění aplikací je možné pomocí teach pendantu. Propojení serveru s controllerem je realizováno pomocí síťového kabelu. Pro připojení k notebooku s programem KUKA Sunrise.Workbench je použito rozhraní KLI, které je používáno pro přenos programů na řídicí systém. [21]

Realtime řízení robota pomocí serveru je realizováno skrze připojení přes rozhraní KONI pomocí Fast Robot Interface. FRI je SDK, které rozšiřuje robot KUKA LBR iiwa o rozhraní založené na UDP. Umožňuje vytvořit vlastní klientskou aplikaci, pomocí které lze robota ovládat za realtime podmínek. [22]

Na straně controlleru byl spuštěním Java aplikace na robotu nastaven impedance control mód, přičemž byly tuhost a tlumení nastaveny na nulu, je tedy je prováděna pouze kompenzace gravitace a Coriolisových sil. Na druhé straně

v externím počítači FRI C++ klient s frekvencí 200 Hz aplikuje řídicí moment a čte stav robotu. [23]



Obrázek 9.1: Schéma architektury FRI

FRI klient byl vytvořen na základě example souboru LBRTorqueSineOverlay poskytnutého v rámci SDK. Tento klient v example verzi posílá na čtvrtou osu moment v podobě sinusového signálu. Za účelem provedení experimentu byl kód upraven tak, aby místo sinusového signálu na čtvrtou osu aplikoval každých 0.005 ms na jednotlivé osy hodnoty momentů načtené ze souboru torques.txt. Do souboru torques.txt byly na každém řádku uloženy hodnoty momentů na jednotlivých osách, každý řádek odpovídal časovému kroku 0.005 ms. Dále bylo přidáno měření hodnot řídicího momentu, měřeného momentu a kloubových souřadnic v každém časovém okamžiku. [22]

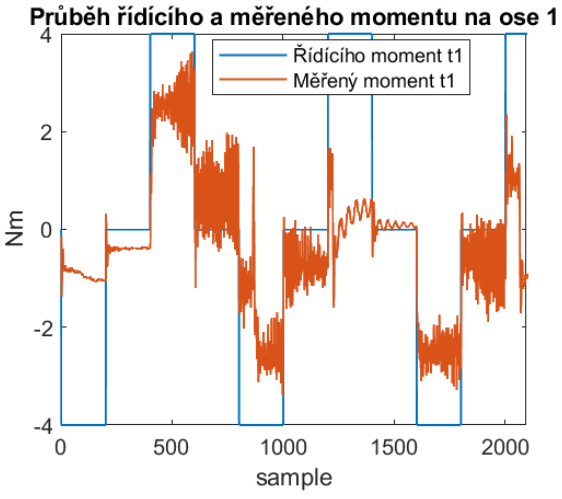
Aplikace momentů i zjišťování stavu robota probíhá v metodě command(). K aplikaci mometů je použita funkce robotCommand().setTorque(), pro získání aktuálních hodnot kloubových souřadnic funkce robotState().getMeasured JointPosition(), pro získání aktuálních hodnot měřeného momentu funkce robotState().getMeasuredTorque() a pro získání aktuálních hodnot řídicího momentu funkce robotState().getCommandedTorque(). Získaná data se ukládají do log souborů. Pro zajištění funkčnosti programu bylo nutné přidat zrcadlení aktuální pozice kloubů pomocí robotCommand().setJointPosition(), kdy je měřená kloubová poloha průběžně nastavována jako žádaná. Tím je zamezeno vyvolání chyby "illegal axis delta error", která vzniká, když se robot vychýlí o více jak deset stupňů od žádané pozice, která by bez zrcadlení zůstávala na počátečních hodnotách. Vzhledem k nastavení nulových hodnot tuhosti a tlumení

Impedance control módu v Java aplikaci se požadovaná pozice na pohybu robota nijak neprojeví. [24] [22]

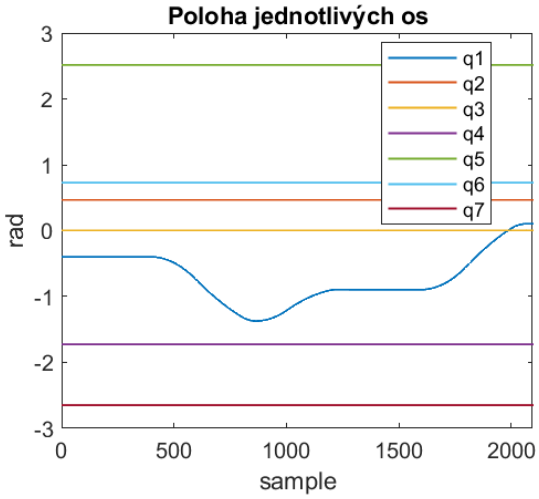
Java aplikace byla také převzata z example souboru poskytnutého v rámci SDK. Robot je nejprve přesunut do výchozí pozice, následně je vytvořena FRI relace a proveden pohyb PositionHold pomocí FRI overaly. Během tohoto pohybu mohou být kloubové souřadnice a momenty externě zadávány skrze FRI.

9.2 Měření

Měření dat pro identifikaci probíhalo na první ose. Měřená osa byla řízena pomocí signálu ve tvaru střídavých pulzů tak, aby se se osa rozjížděla a zase zastavovala. Průběh řídicího a měřeného momentu je uveden v grafu 9.1, průběh polohy jednotlivých os v grafu 9.2. Průběhy jsou vyneseny pro sample = 0.01 s.



Graf 9.1: Průběh řídicího momentu a měřeného momentu na ose 1



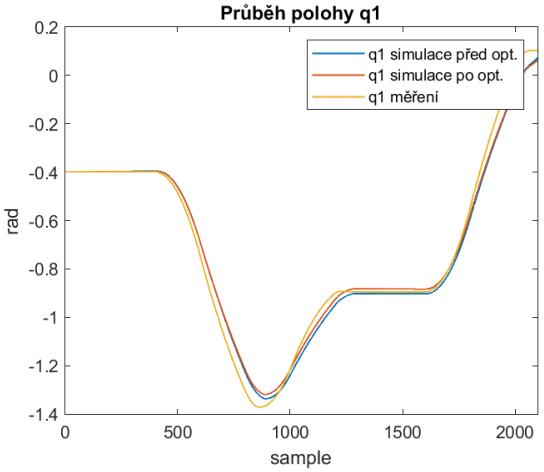
Graf 9.2: Poloha jednotlivých os

9.3 Identifikace pasivních účinků z naměřených dat

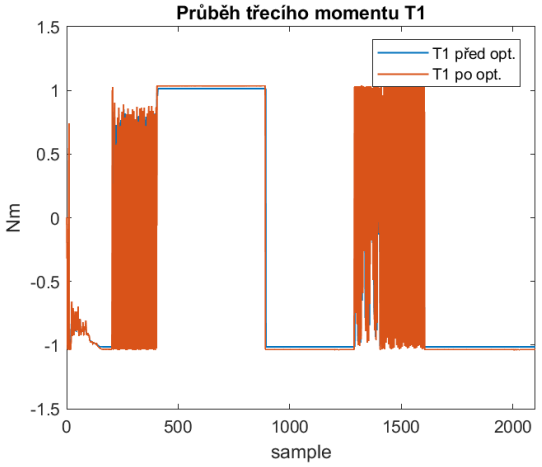
Identifikace pasivních účinků probíhala podobně jako v kapitole 8.3. Nejprve byly identifikovány parametry pro hladký Coulombův model tření pomocí optimalizace v Matlabu, opět s použitím jak genetického algoritmu, tak simplexové metody. Počáteční odhad pro simplexovou metodu musel být velmi přesný, pro naměřený průběh momentu existuje pouze úzké pásmo parametrů, kde se robot v simulaci pohybuje dle očekávání. Pro vysoké hodnoty parametru μ_k se robot vůbec nepohne, pro nízké se začne nekontrolovaně točit. Identifikované parametry jsou uvedeny v tabulce 9.2, průběh polohy q1 z měření, pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry pomocí fminsearch je uveden v grafu 9.3, průběh třecího momentu pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry pomocí fminsearch je uveden v grafu 9.4. Porovnání měřené polohy q1 a polohy q1 pro optimalizované parametry pomocí genetického algoritmu je uvedeno v grafu 9.5. Průběh třecího momentu pro optimalizované parametry pomocí genetického algoritmu v grafu 9.6.

Tabulka 9.2: Identifikované parametry Coulombova modelu

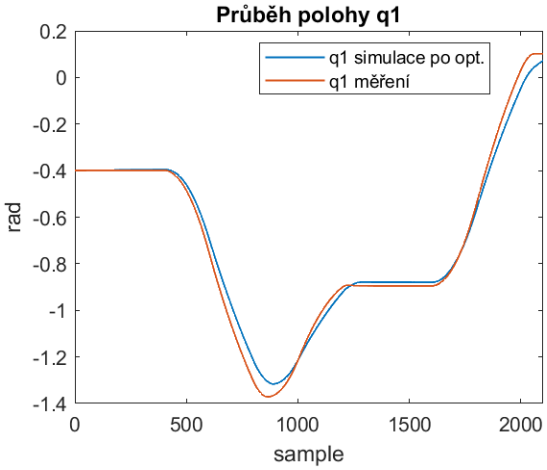
	fminsearch	poč. odhad	ga	rozsah
μ_k	0.1022	0.1	0.1018	[0.08 0.2]
v_d	0.001	0.001	0.0012	[0.0001 0.01]
Hodnota CF	3.70724	4.03229	3.52615	



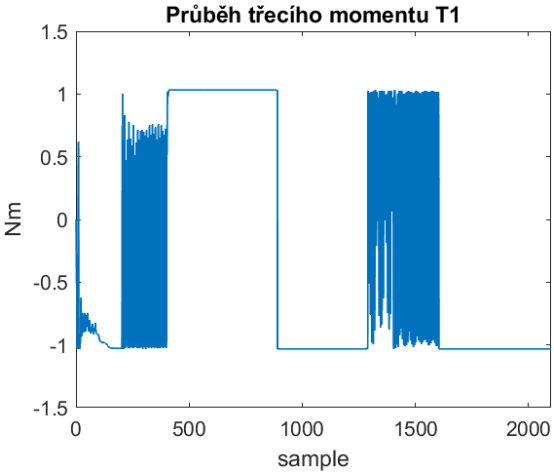
Graf 9.3: Průběh polohy q1 z měření, pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry Coulombova modelu pomocí fminsearch



Graf 9.4: Průběh třecího momentu pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry Coulombova modelu pomocí fminsearch



Graf 9.5: Průběh polohy q1 z měření, pro optimalizované parametry Coulombova modelu pomocí ga



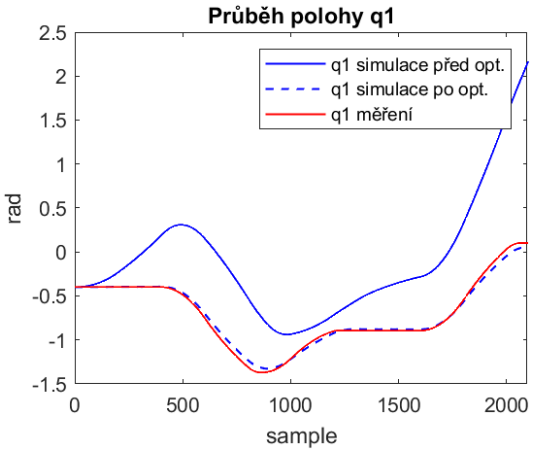
Graf 9.6: Průběh třecího momentu pro optimalizované parametry Coulombova modelu pomocí ga

Následovala identifikace parametrů LuGre modelu, opět obdobně jako v kapitole 8.3. Identifikované parametry jsou uvedeny v tabulce 9.3, průběh polohy q1 z měření, pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry pomocí fminsearch je uveden v grafu 9.7, průběh třecího momentu pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry pomocí fminsearch je uveden v grafu 9.8.

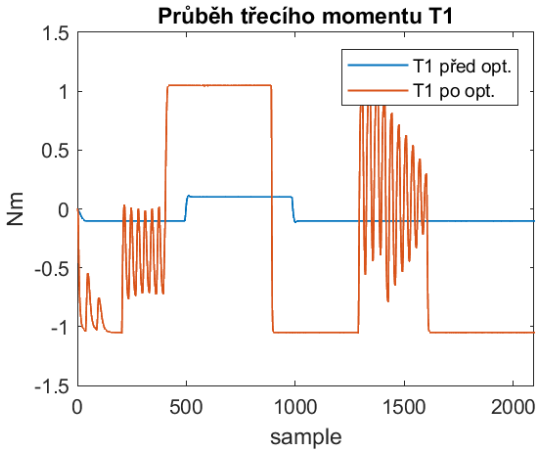
Porovnání měřené polohy q1 a polohy q1 pro optimalizované parametry pomocí genetického algoritmu je uvedeno v grafu 9.9. Průběh třecího momentu pro optimalizované parametry pomocí genetického algoritmu v grafu 9.10.

Tabulka 9.3: Identifikované parametry pro osu 1

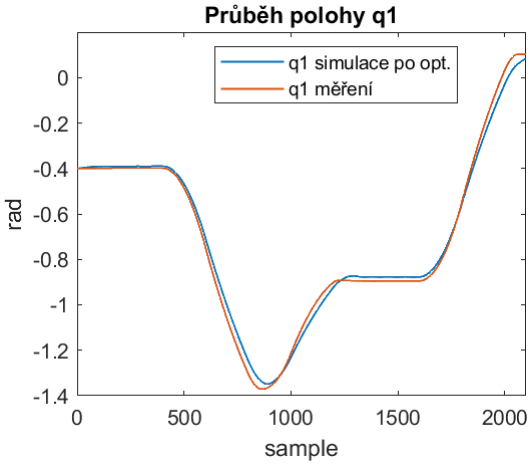
	fminsearch	poč. odhad	ga	rozsah
μ_k	0.1369	0.15	0.1685	0.08 až 0.2
μ_s	0.2123	0.2	0.2999	0.09 až 0.3
σ_0	113408	1e5	16809	1e3 až 1e6
σ_1	327	316	40.3	31.6 až 1000
v_s	0.0012	0.001	0.0099	0.0001 až 0.01
$r_č$	0.0378	0.05	0.0314	0.01 až 0.1
CF	2.922	147.27	1.5185	-



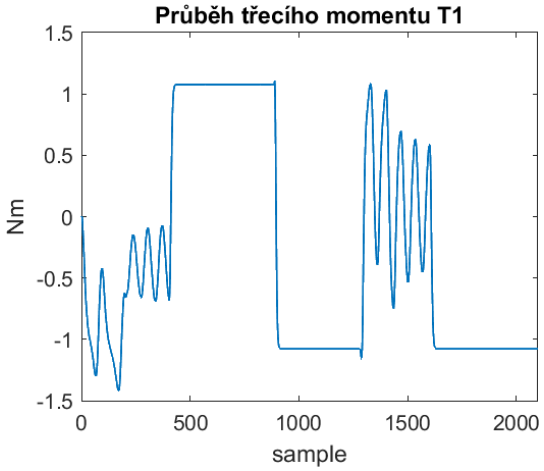
Graf 9.7: Průběh polohy q1 z měření, pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry LuGre pomocí fminsearch



Graf 9.8: Průběh třecího momentu pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry LuGre pomocí fminsearch



Graf 9.9: Průběh polohy q1 z měření, pro optimalizované parametry LuGre pomocí ga



Graf 9.10: Průběh třecího momentu pro optimalizované parametry LuGre pomocí ga

Při identifikaci parametrů obou modelů dosahuje lepších hodnot cílové funkce genetický algoritmus. LuGre model identifikovaný pomocí genetického algoritmu má nejlepší hodnotu cílové funkce. V porovnání s parametry volenými v kapitole 8 jsou identifikované parametry vyšší, jak je vidět v tabulce 9.4.

Tabulka 9.4: Porovnání parametrů použitých v simulaci a identifikovaných na reálném robotu

	skutečný robot	simulace
μ_k	0.1685	0.01
μ_s	0.2999	0.02
σ_0	16809	1200
σ_1	40.3	35
v_s	0.0099	0.001
$r_{\check{c}}$	0.0314	0.05

10 Závěr

V této práci byla provedena rešerše modelování pasivních účinků. V první části byly popsány modely tření standardně používané k modelování pasivních účinků a v druhé části byly prozkoumány způsoby modelování, identifikace a kompenzace pasivních účinků v robotice.

V praktické části diplomové práce byl pro zvolené robotické rameno KUKA LBR iiwa 14 R820 vytvořen simulační model v Simulinku skládající se z inverzní kinematiky, dopředné a inverzní dynamiky. Na tento model bylo následně aplikováno řízení pomocí CTC a byla vytvořena trajektorie koncového efektoru projíždějící několika body a opisující kružnici. Pro tuto trajektorii byly pomocí optimalizace nalezeny konstanty regulátoru CTC.

Optimalizované řízení bylo aplikováno na dopřednou dynamiku s přidaným LuGre modelem tření. LuGre modelu tření v dopředné dynamice byly nastaveny různé parametry pro klouby 1 až 4 a 5 až 6, za účelem zjednodušeného napodobení reálných hodnot třecích parametrů, které jsou na každé ose jiné. Tento model byl zpětně identifikován z měření pouze na jedné ose, pro snížení výpočetní náročnosti identifikace byly parametry tření nastaveny pro všechny klouby stejné. Identifikace proběhla pro LuGre model a Coulombův model, oba dosahovaly dobrých výsledků. Identifikované modely tření byly přidány do inverzní dynamiky v řízení robota, kde výrazně potlačily vliv pasivních účinků. Identifikace pomocí genetického algoritmu se ukázala být méně vhodnou než optimalizace pomocí simplexové metody, protože vliv pasivních účinků na řízení se více snížil pro řízení s parametry identifikovanými simplexovou metodou i když byla hodnota cílové funkce lepší pro genetický algoritmus. Cílová funkce pro identifikaci odpovídá pouze odchylkám polohy při měření pohybu jedné osy a pro odchylky polohy osy při projíždění jiné trajektorie zahrnující pohyb více os najednou se může lišit.

Na závěr byla identifikace provedena na reálném robotu, kde hodnoty třecích parametrů vyšly mnohem vyšší než parametry zvolené v simulaci dopředné dynamiky. Bohužel nejsou známy přesné hmotnostní a setrvačné parametry

robota, a tak výsledky identifikace mohou být zavádějící. Provedení identifikace hmotností a setrvačností jednotlivých částí robota nebylo cílem této práce. Hodnoty hmotností a setrvačností jednotlivých částí byly určeny ze zdroje [20], protože se ukázaly být přesnější než parametry odhadnuté z CAD modelu a hmotnosti robota.

Pro získání lepších výsledků by v budoucnu bylo vhodné provést identifikaci hmotnostních a setrvačných parametrů a zpřesnit tak dynamický model robota. Dále by bylo vhodné provést identifikaci parametrů modelu tření na všech osách a tyto parametry pak dosadit do modelu tření v řízení pro každou osu jiné. Simulační model robota vzniklý v této práci by mohl být dále zdokonalován např. přidáním poddajnosti kloubů nebo provedením kinematické kalibrace.

Seznamy

Citovaná literatura

[1] WAIBOER, Rob. *Dynamic Modelling, Identification and Simulation of Industrial Robots*. PhD thesis. Netherlands: University of Twente, 2007.

[2] BITTENCOURT, André Carvalho a GUNNARSSON, Svante. Static Friction in a Robot Joint—Modeling and Identification of Load and Temperature Effects. online. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*. 2012, roč. 134, č. 5. ISSN 0022-0434. Dostupné z: https://doi.org/10.1115/1.4006589. [cit. 2024-07-31].

[3] BONA, B. a INDRI, M. Friction Compensation in Robotics: an Overview. online. In: *Proceedings of the 44th IEEE Conference on Decision and Control*. IEEE, 2005, s. 4360-4367. ISBN 0-7803-9567-0. Dostupné z: https://doi.org/10.1109/CDC.2005.1582848. [cit. 2024-07-31].

[4] ZHENG, Xudong; ZHANG, Runsen a WANG, Qi. Comparison and analysis of two Coulomb friction models on the dynamic behavior of slider-crank mechanism with a revolute clearance joint. online. *Applied Mathematics and Mechanics*. 2018, roč. 39, č. 9, s. 1239-1258. ISSN 0253-4827. Dostupné z: https://doi.org/10.1007/s10483-018-2371-9. [cit. 2024-07-31].

[5] MARQUES, Filipe; FLORES, Paulo; PIMENTA CLARO, J. C. a LANKARANI, Hamid M. A survey and comparison of several friction force models for dynamic analysis of multibody mechanical systems. online. *Nonlinear Dynamics*. 2016, roč. 86, č. 3, s. 1407-1443. ISSN 0924-090X. Dostupné z: https://doi.org/10.1007/s11071-016-2999-3. [cit. 2024-08-01].

[6] KHAN, Zulfiqar A.; CHACKO, Vivek a NAZIR, Hammad. A review of friction models in interacting joints for durability design. online. *Friction*. 2017, roč. 5,

č. 1, s. 1-22. ISSN 2223-7690. Dostupné z: https://doi.org/10.1007/s40544-017-0143-0. [cit. 2024-08-01].

[7] PENNESTRì, Ettore; ROSSI, Valerio; SALVINI, Pietro a VALENTINI, Pier Paolo. Review and comparison of dry friction force models. online. *Nonlinear Dynamics*. 2016, roč. 83, č. 4, s. 1785-1801. ISSN 0924-090X. Dostupné z: https://doi.org/10.1007/s11071-015-2485-3. [cit. 2024-07-31].

[8] KORONDI, Péter; HALAS, János; SAMU, Krisztián; BOJTOS, Attila a TAMÁS, Péter. *Robot Applications*. online. BME MOGI, 2014. ISBN 978-963-313-136-7. Dostupné z: https://www.mogi.bme.hu/TAMOP/robot_applications/index.html. [cit. 2024-08-01].

[9] ALPETER, Friedhelm. *FRICTION MODELING, IDENTIFICATION AND COMPENSATION*. PhD thesis. Lausanne: EPFL, 1999.

[10] JOHANASTROM, Karl a CANUDAS-DE-WIT, Carlos. Revisiting the LuGre friction model. online. *IEEE Control Systems*. 2008, roč. 28, č. 6, s. 101-114. ISSN 1066-033X. Dostupné z: https://doi.org/10.1109/MCS.2008.929425. [cit. 2024-04-21].

[11] SWEVERS, J.; AL-BENDER, F.; GANSEMAN, C.G. a PROJOGO, T. An integrated friction model structure with improved presliding behavior for accurate friction compensation. online. *IEEE Transactions on Automatic Control*. 2000, roč. 45, č. 4, s. 675-686. ISSN 00189286. Dostupné z: https://doi.org/10.1109/9.847103. [cit. 2024-08-03].

[12] YANADA, Hideki a SEKIKAWA, Yuta. Modeling of dynamic behaviors of friction. online. *Mechatronics*. 2008, roč. 18, č. 7, s. 330-339. ISSN 09574158. Dostupné z: https://doi.org/10.1016/j.mechatronics.2008.02.002. [cit. 2024-08-03].

[13] M. VALÁŠEK, ; V. STEJSKAL, a J. BŘEZINA, . *Mechanika A, Skriptum FS ČVUT v Praze*. Praha: Vydavatelství ČVUT, 2002.

[14] LOUGHLIN, Clive; ALBU-SCHÄFFER, A.; HADDADIN, S.; OTT, Ch.; STEMMER, A. et al. The DLR lightweight robot: design and control concepts for robots in human environments. online. *Industrial Robot: An International Journal*. 2007, roč. 34, č. 5, s. 376-385. ISSN 0143-991X. Dostupné z: https://doi.org/10.1108/01439910710774386. [cit. 2024-07-31].

[15] TIAN, Xinyang; XU, Qinhuan a ZHAN, Qiang. An analytical inverse kinematics solution with joint limits avoidance of 7-DOF anthropomorphic manipulators without offset. online. *Journal of the Franklin Institute*. 2021, s. 1252-1272. ISSN 0016-0032. Dostupné z: https://doi.org/10.1016/j.jfranklin.2020.11.020. [cit. 2024-01-13].

[16] LIU, Weihui; CHEN, Diansheng a STEIL, Jochen. Analytical Inverse Kinematics Solver for Anthropomorphic 7-DOF Redundant Manipulators with Human-Like Configuration Constraints. online. *J Intell Robot Syst*. 2017, roč. 86, č. 1, s. 63-79. ISSN 0921-0296. Dostupné z: https://doi.org/10.1007/s10846-016-0449-6. [cit. 2023-11-22].

[17] SICILIANO, Bruno; SCIAVICCO, Lorenzo; VILLANI, Luigi a ORIOLO, Giuseppe. *Robotics: modelling, planning and control*. Advanced textbooks in control and signal processing. London: Springer, 2010. ISBN 978-1-84628-641-4.

[18] STEJSKAL, Vladimír a VALÁŠEK, Michael. *Kinematics and dynamics of machinery*. New York: Marcel Dekker, 1996. ISBN 08-247-9731-0.

[19] KUKA. *Download Center*. online. In: . 2024. Dostupné z: https://www.kuka.com/en-de/services/downloads?terms=Language:en:1;Category:CAD;&q=lbr%20iiwa. [cit. 2024-08-04].

[20] STÜRZ, Yvonne R.; AFFOLTER, Lukas M. a SMITH, Roy S. Parameter Identification of the KUKA LBR iiwa Robot Including Constraints on Physical Feasibility. online. *IFAC-PapersOnLine*. 2017, roč. 50, č. 1, s. 6863-6868. ISSN 24058963. Dostupné z: https://doi.org/10.1016/j.ifacol.2017.08.1208. [cit. 2024-08-04].

[21] *KUKA Sunrise.OS 1.16, KUKA Sunrise.Workbench 1.16: Operating and Programming Instructions for System Integrators*. KUKA Deutschland GmbH, 2019.

[22] *Code based documentation of KUKA Fast Robot Interface C++ SDK*. KUKA Deutschland GmbH, 2014-2018.

[23] MUJICA, Martin; BENOUSSAAD, Mourad a FOURQUET, Jean-Yves. Evaluation of Human-Robot Object Co-manipulation Under Robot Impedance Control. online. In: *2020 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. IEEE, 2020, s. 9143-9149. ISBN 978-1-7281-7395-5. Dostupné z: https://doi.org/10.1109/ICRA40945.2020.9197329. [cit. 2024-08-07].

[24] Torque PID Control. online. In: *Robotforum*. Dostupné z: https://www.robot-forum.com/robotforum/thread/21458-torque-pid-control/?postID=91063#post91063. [cit. 2024-08-08].

[25] HAO, Lei; PAGANI, Roberto; BESCHI, Manuel a LEGNANI, Giovanni. Dynamic and Friction Parameters of an Industrial Robot: Identification, Comparison and Repetitiveness Analysis. Online. Robotics. 2021, roč. 10, č. 1. ISSN 2218-6581. Dostupné z: https://doi.org/10.3390/robotics10010049. [cit. 2024-08-10]

[26] NASIR, Hazim. Inverse Acceleration Solution for Robot Manipulators using Harmony Search Algorithm. Online. International Journal of Computer Applications. 2016, roč. 144, č. 6, s. 1-7. ISSN 09758887. Dostupné z: https://doi.org/10.5120/ijca2016910297. [cit. 2024-08-12].

[27] ROBOTICS AND ROS LEARNING. Jacobian. Online. ROBOTICS. Dostupné z: https://www.rosroboticslearning.com/jacobian. [cit. 2024-08-13].

[28] LYNCH, Kevin M. a PARK, Frank C. Modern robotics: mechanics, planning, and control. Cambridge, United Kingdom: Cambridge University Press, 2017. ISBN 978-110-7156-302.

[29] L.LEWIS, Frank; M.DAWSON, Darren a T.ABDALLAH, Chaouki. Robot Manipulator Control Theory and Practise. Second Edition. New York: Marcel Dekker, 2004. ISBN 0-8247-4072-6.

[30] KUKA. LBR iiwa 14 R820. Online. 2022. Dostupné z: https://www.oir.caltech.edu/twiki_oir/pub/Palomar/ZTF/KUKARoboticArmMaterial/Option_Media_Flange_en.pdf. [cit. 2024-08-13].

Seznam použitého softwaru

Matlab R2022b

KUKA Sunrise Workbench - 1.16.2.16

Seznam obrázků

Obrázek 3.1: Coulombův model [5] 10
Obrázek 3.2: Coulombův model s přidáním statické síly [5] 10
Obrázek 3.3 Stribeckova křivka 11
Obrázek 3.4: Coulombův model s lineárním viskózním třením [5] 11
Obrázek 3.5: Hladký Coulombův model 12
Obrázek 3.6: Model štětiny [7] 13
Obrázek 3.7: Průběh funkce g(v) 13
Obrázek 3.8: Síly působící na čep při jeho rotaci rovnoměrnou úhlovou rychlostí [13] 15
Obrázek 3.9: Zavedení momentu čepového tření do rotační vazby [13] 15
Obrázek 3.10: Design kloubu momentem řízeného robota lehké konstrukce [14] 15
Obrázek 4.1: Kinematický model KUKA LBR iiwa 14 R820 20
Obrázek 4.2: Zjednodušený kinematický model robota v obecné poloze 21
Obrázek 4.3: Půdorys robota 22
Obrázek 4.4: Bokorys robota 22
Obrázek 4.5: Blok inverzní kinematiky v Simulinku 24
Obrázek 5.1: Model ID v Matlab Simscape 27
Obrázek 5.2: Model DD v Matlab Simscape 28
Obrázek 5.3 Simulace robota 28
Obrázek 5.4: Model ID pro simulaci průběhu momentů 29
Obrázek 6.1: Schéma CTC 33
Obrázek 6.2: Realizace CTC v Simulinku 33
Obrázek 7.1: Výsledný model v Simulinku s plánováním trajektorie 36

Obrázek 8.1: Model řízení pro odhad konstant PD regulátoru se skokovým vstupem 39
Obrázek 8.2: Model DD v Simscape s modelem tření 42
Obrázek 8.3: Lugre model tření v Simscape 43
Obrázek 8.4: Coulombův model tření v DD 43
Obrázek 8.5: DD pro identifikaci 48
Obrázek 8.6 LuGre model působící pouze na první osu pro identifikaci 48
Obrázek 8.7: Coulombův model působící pouze na první osu pro identifikaci 50
Obrázek 8.8: Přidání modelu tření do ID 52
Obrázek 9.1: Schéma architektury FRI 59

Seznam tabulek

Tabulka 4.1: Modifikované DH parametry 20
Tabulka 4.2: Možné konfigurace robota 23
Tabulka 5.1: Přepočtené hmotnosti jednotlivých dílů 29
Tabulka 5.2: Dynamické parametry převzaté z [20] 31
Tabulka 8.1: Konstanty regulátoru po optimalizaci 40
Tabulka 8.2: Zvolené parametry LuGre modelu v DD 44
Tabulka 8.3: Zvolené poloměry čepu 44
Tabulka 8.4: Rozdíly polohy a řídicích momentů pro ideální DD a se třením v DD 46
Tabulka 8.5: Zvolené a identifikované třecí parametry LuGre na ose 1 49
Tabulka 8.6: Identifikované parametry Coulomb 50
Tabulka 8.7: Rozdíly polohy a řídicích momentů pro ideální DD a se třením v DD a parametry LuGre modelu identifikovanými pomocí ga v ID 52
Tabulka 8.8: Rozdíly polohy a řídicích momentů pro ideální DD a se třením v DD a parametry LuGre modelu identifikovanými pomocí fminsearch v ID 53
Tabulka 8.9: Rozdíly polohy a řídicích momentů pro ideální DD a se třením v DD a parametry Coulombova modelu identifikovanými pomocí fminsearch v ID 53

Tabulka 8.10: Optimalizované konstanty regulátoru pro řízení s modelem tření v ID 54
Tabulka 8.11: Porovnání odchylek polohy a řídicího momentu pro řízení s ideální ID, ID s LuGre modelem a ID s Coulombovým modelem 56
Tabulka 9.1: Použitá zařízení 57
Tabulka 9.2: Identifikované parametry Coulombova modelu 61
Tabulka 9.3: Identifikované parametry pro osu 1 63
Tabulka 9.4: Porovnání parametrů použitých v simulaci a identifikovaných na reálném robotu 64

Seznam grafů

Graf 5.1: Průběh polohy os pro první trajektorii 30
Graf 5.2: Průběh polohy os pro druhou trajektorii 30
Graf 5.3: Průběh momentů odpovídající první trajektorii 30
Graf 5.4: Průběh momentů odpovídající druhé trajektorii 30
Graf 5.5: Průběh momentů odpovídající první trajektorii po úpravě dynamických parametrů 31
Graf 5.6:Průběh momentů odpovídající druhé trajektorii po úpravě dynamických parametrů 31
Graf 7.1: Průběh polohy pro zvolenou trajektorii v operačních souřadnicích 36
Graf 7.2: Průběh rychlosti pro zvolenou trajektorii v operačních souřadnicích 36
Graf 7.3: Průběh zrychlení pro zvolenou trajektorii v operačních souřadnicích 37
Graf 7.4: Průběh kloubových souřadnic pro zvolenou trajektorii 37
Graf 8.1: Odezva systému na skokový signál 39
Graf 8.2: Porovnání hodnot cílové funkce před a po optimalizaci 41
Graf 8.3: Průběh momentu t1 před a po optimalizaci 41
Graf 8.4: Průběh chyby q1 před a po optimalizaci 41
Graf 8.5: Průběh třecího momentu 44
Graf 8.6: Chyba polohy pro ideální DD a DD se třením na ose1 45

Graf 8.7:Chyba polohy pro ideální DD a DD se třením na ose2 45
Graf 8.8: Průběh řídicího momentu pro ideální DD a DD se třením na ose1 45
Graf 8.9: Průběh řídicího momentu pro ideální DD a DD se třením na ose2 45
Graf 8.10: Trajektorie pro identifikaci 47
Graf 8.11: Průběh třecího momentu pro zvolené a identifikované parametry LuGre modelu pomocí ga 49
Graf 8.12: Průběh třecího momentu pro zvolené a identifikované parametry LuGre modelu pomocí fminsearch 49
Graf 8.13: Průběh cílové funkce pro ga 49
Graf 8.14: Průběh třecího momentu pro zvolené a identifikované parametry Coulombova modelu 51
Graf 8.15: Porovnání hodnot cílové funkce 54
Graf 8.16: Odchylka polohy pro ideální DD s konstantami optimalizovanými v kapitole 8.1, pro model tření v ID před optimalizací a po optimalizaci 55
Graf 8.17: Řídicí moment pro ideální DD s konstantami optimalizovanými v kapitole 8.1, pro model tření v ID před optimalizací a po optimalizaci 55
Graf 9.1: Průběh řídicího momentu a měřeného momentu na ose 1 60
Graf 9.2: Poloha jednotlivých os 60
Graf 9.3: Průběh polohy q1 z měření, pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry Coulombova modelu pomocí fminsearch 62
Graf 9.4: Průběh třecího momentu pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry Coulombova modelu pomocí fminsearch 62
Graf 9.5: Průběh polohy q1 z měření, pro optimalizované parametry Coulombova modelu pomocí ga 62
Graf 9.6: Průběh třecího momentu pro optimalizované parametry Coulombova modelu pomocí ga 62
Graf 9.7: Průběh polohy q1 z měření, pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry LuGre pomocí fminsearch 63
Graf 9.8: Průběh třecího momentu pro počáteční odhad a pro optimalizované parametry LuGre pomocí fminsearch 63
Graf 9.9: Průběh polohy q1 z měření, pro optimalizované parametry LuGre pomocí ga 64

Graf 9.10: Průběh třecího momentu pro optimalizované parametry LuGre pomocí ga 64

Seznam elektronických příloh

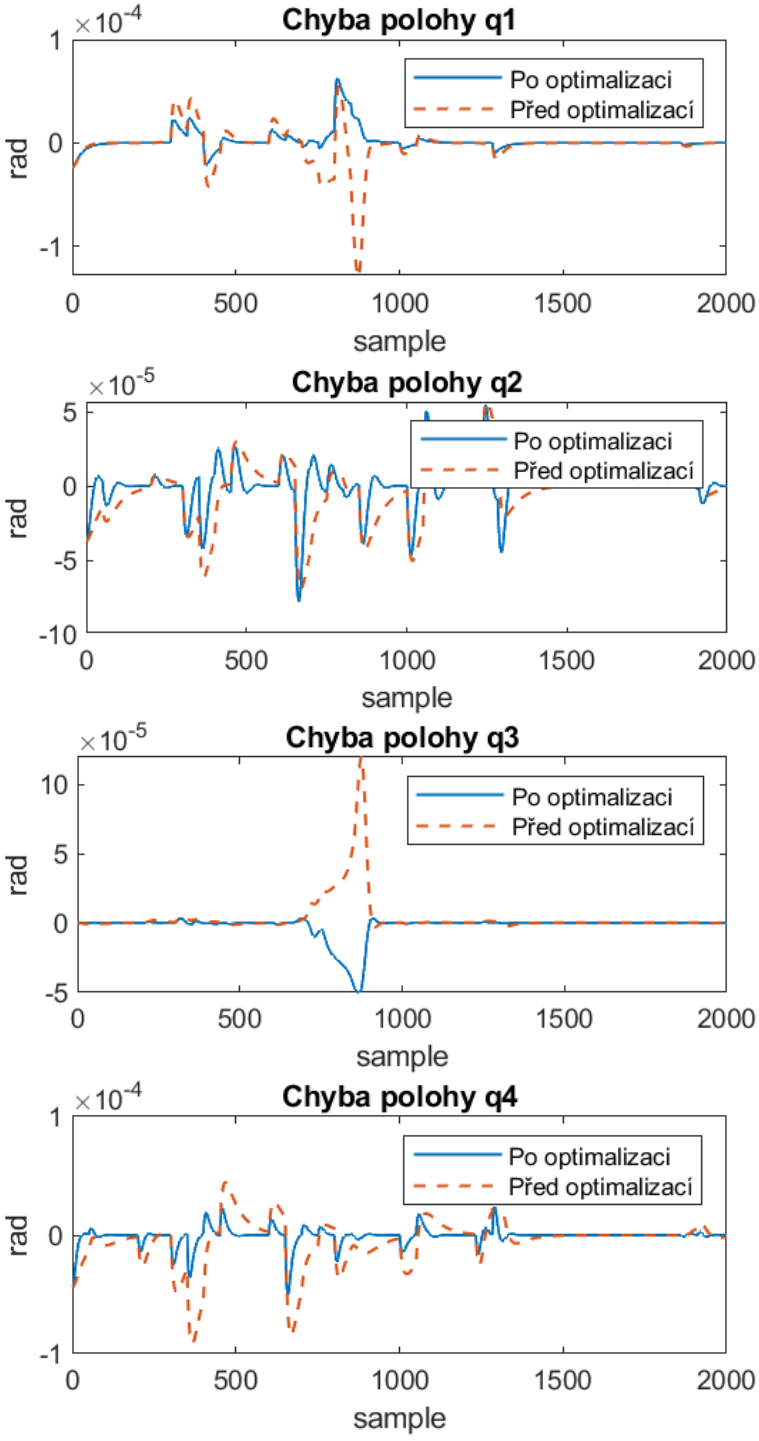
Příloha 1: Optimalizace_rizeni.m

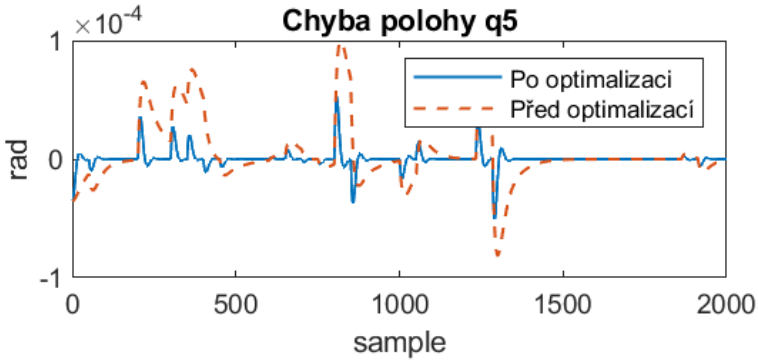
Příloha 2: IK_symbolic.m

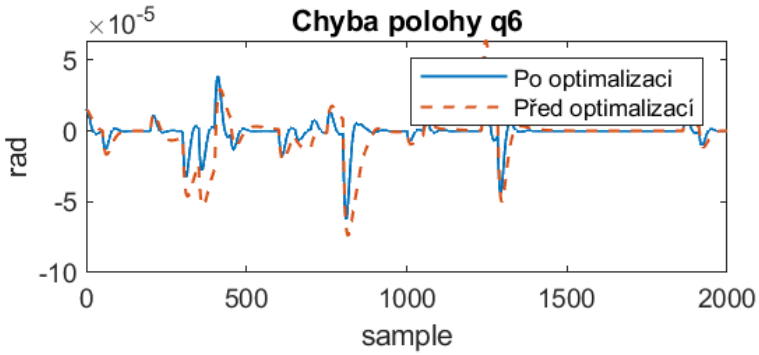
Příloha 3: Rizeni.rar

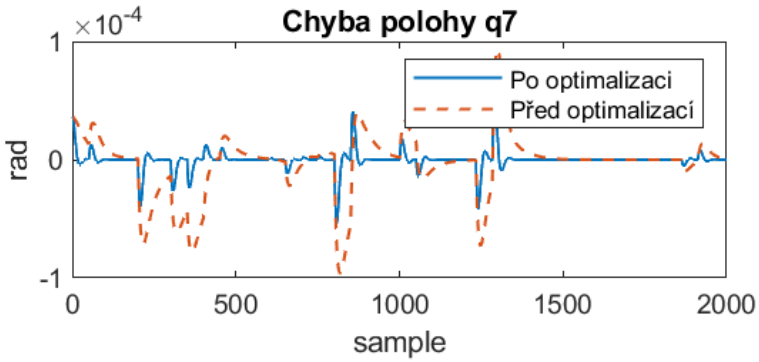
Grafická příloha

Průběh odchylky polohy před a po optimalizaci řízení bez pasivních účinků

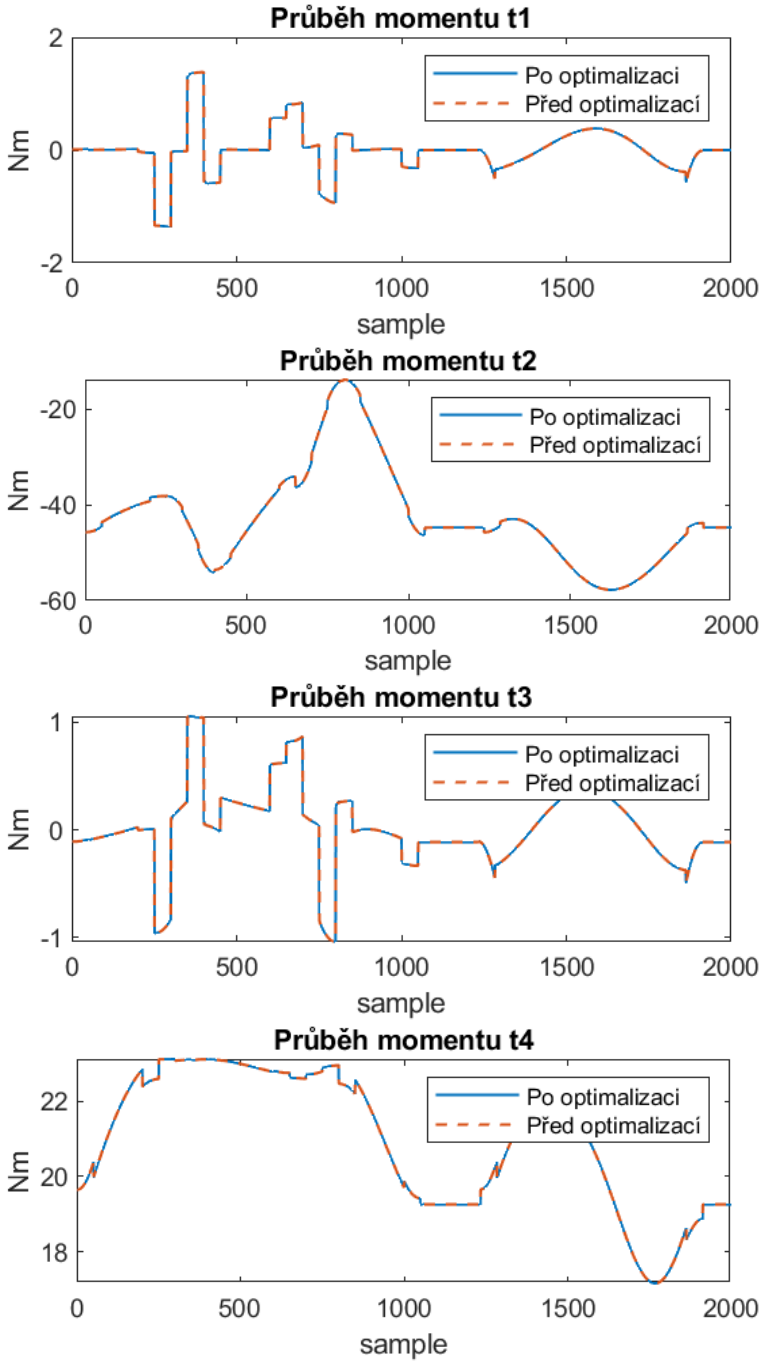


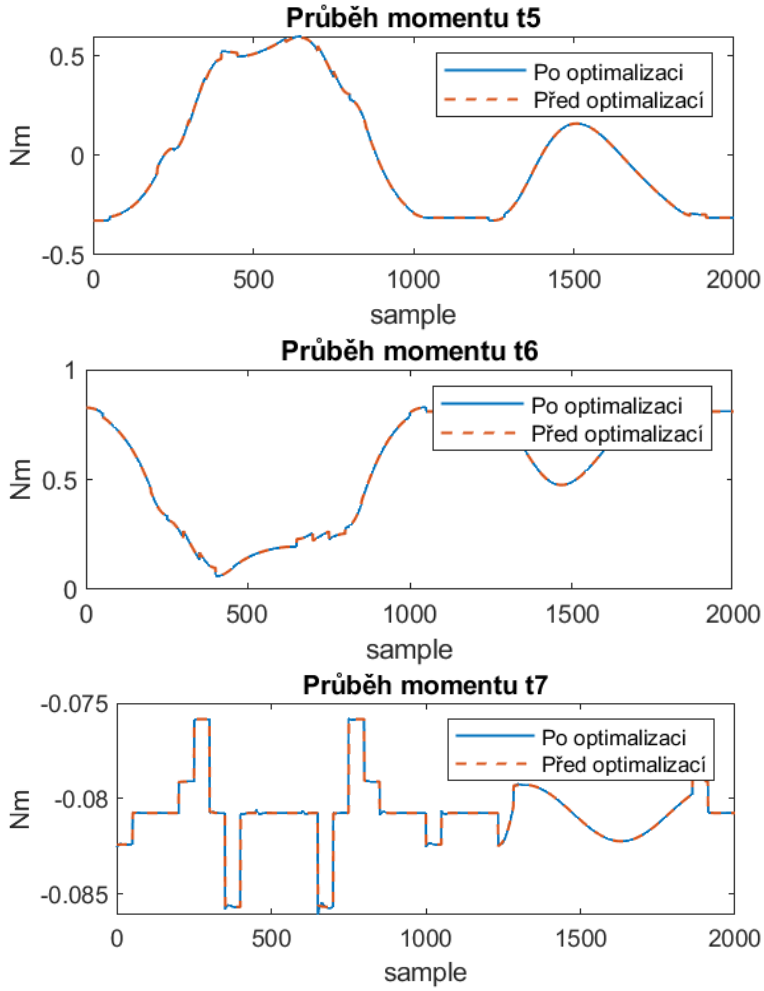

Chyba polohy q5
×10^-4
1
0
-1
rad
0
500
1000
1500
2000
sample
Po optimalizaci
Před optimalizací


Chyba polohy q6
×10^-5
5
0
-5
-10
rad
0
500
1000
1500
2000
sample
Po optimalizaci
Před optimalizací

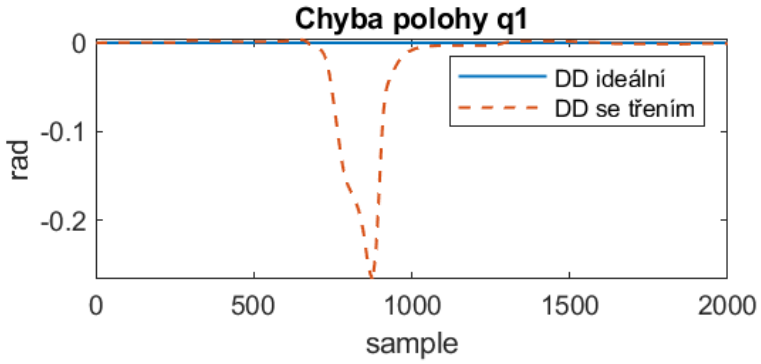

Chyba polohy q7
×10^-4
1
0
-1
rad
0
500
1000
1500
2000
sample
Po optimalizaci
Před optimalizací

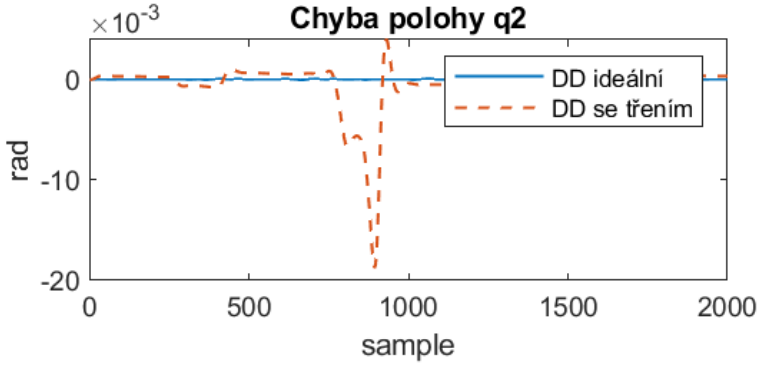
Průběh řídicího momentu před a po optimalizaci řízení bez pasivních účinků

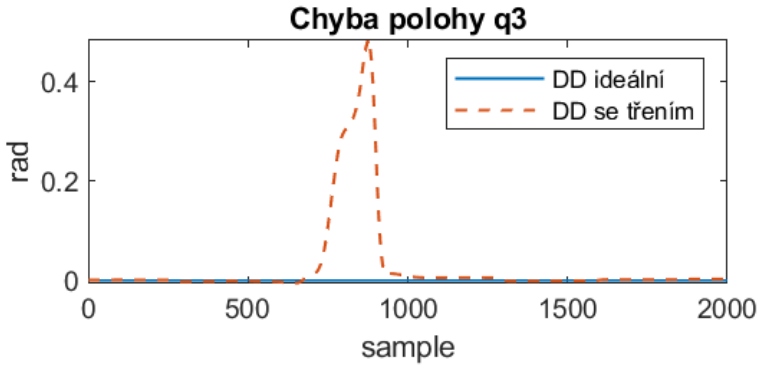


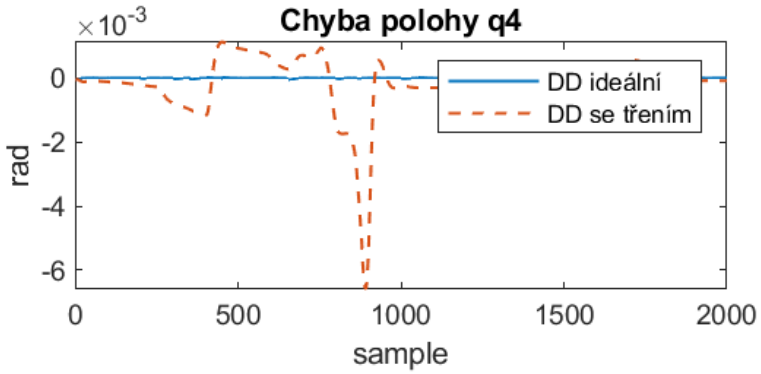

Průběh momentu t5
Po optimalizaci
Před optimalizací
Nm
sample
Průběh momentu t6
Po optimalizaci
Před optimalizací
Nm
sample
Průběh momentu t7
Po optimalizaci
Před optimalizací
Nm
sample

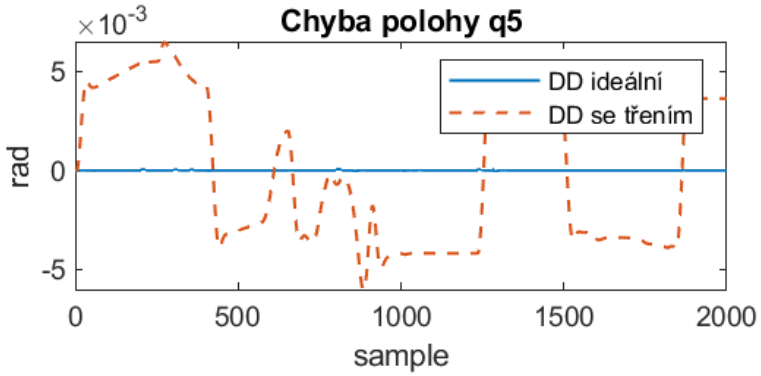
Průběh odchylky polohy po přidání pasivních účinků do DD

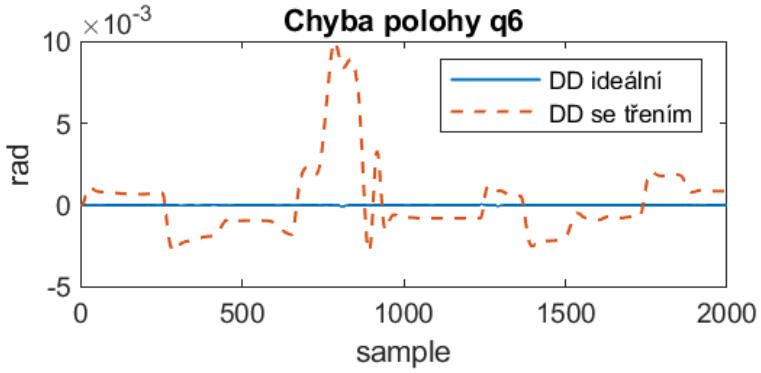


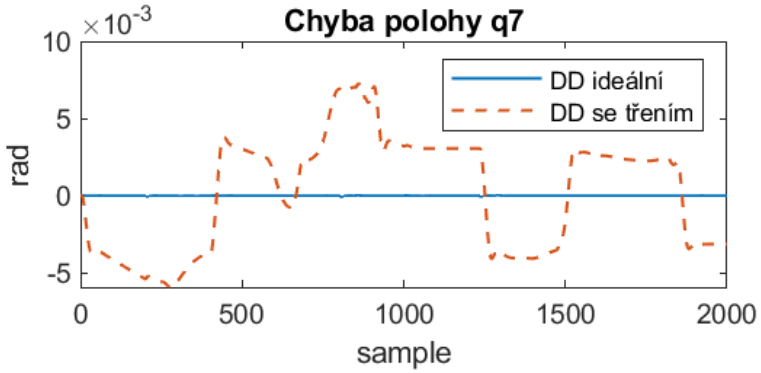




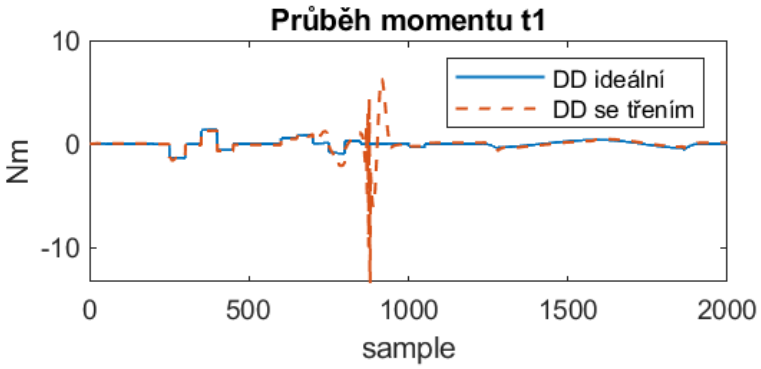


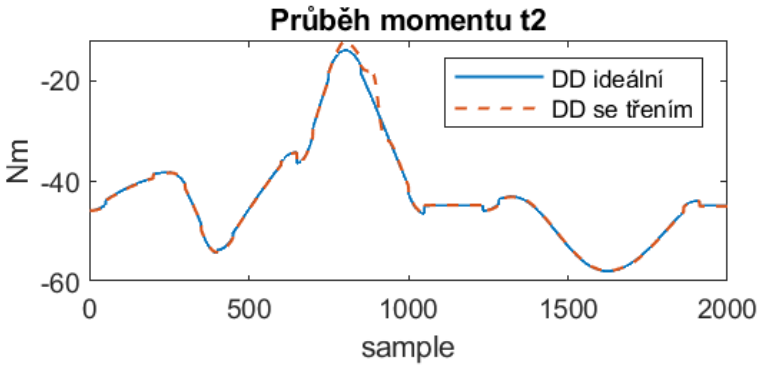

Chyba polohy q5
×10^-3
5
0
-5
rad
0
500
1000
1500
2000
sample
DD ideální
DD se třením

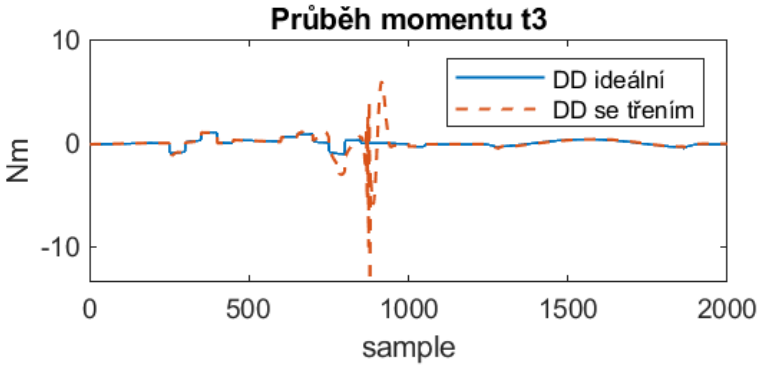

Chyba polohy q6
×10^-3
10
5
0
-5
rad
0
500
1000
1500
2000
sample
DD ideální
DD se třením

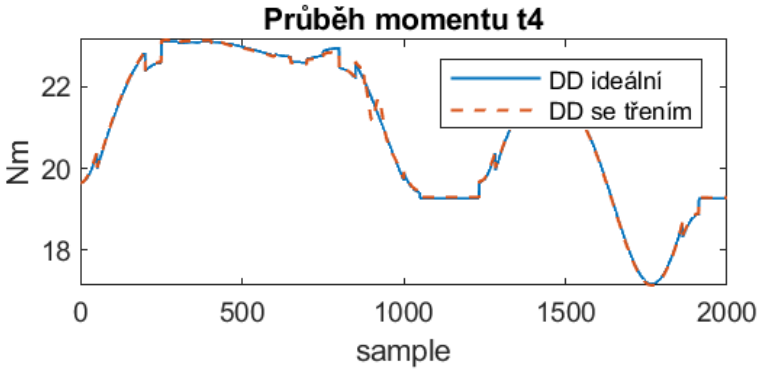

Chyba polohy q7
×10^-3
10
5
0
-5
rad
0
500
1000
1500
2000
sample
DD ideální
DD se třením

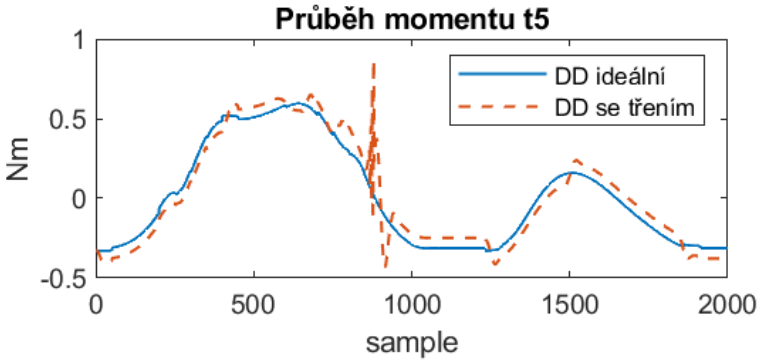
Průběh řídicího momentu po přidání pasivních účinků do DD

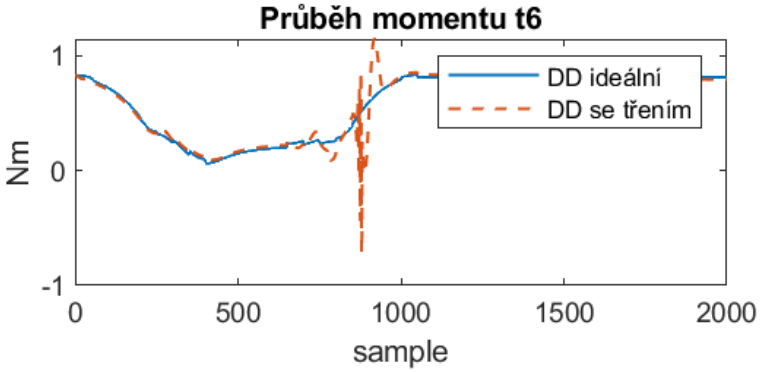


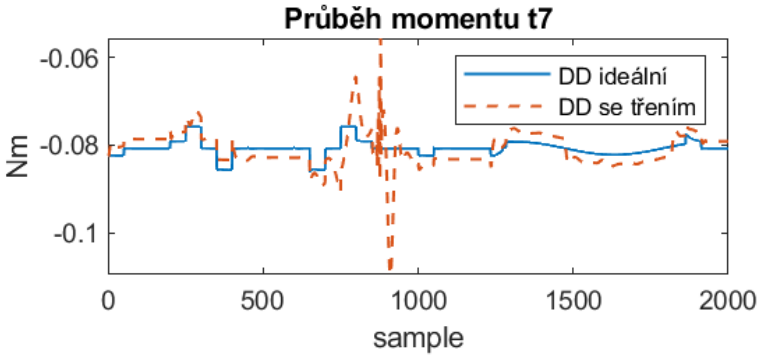




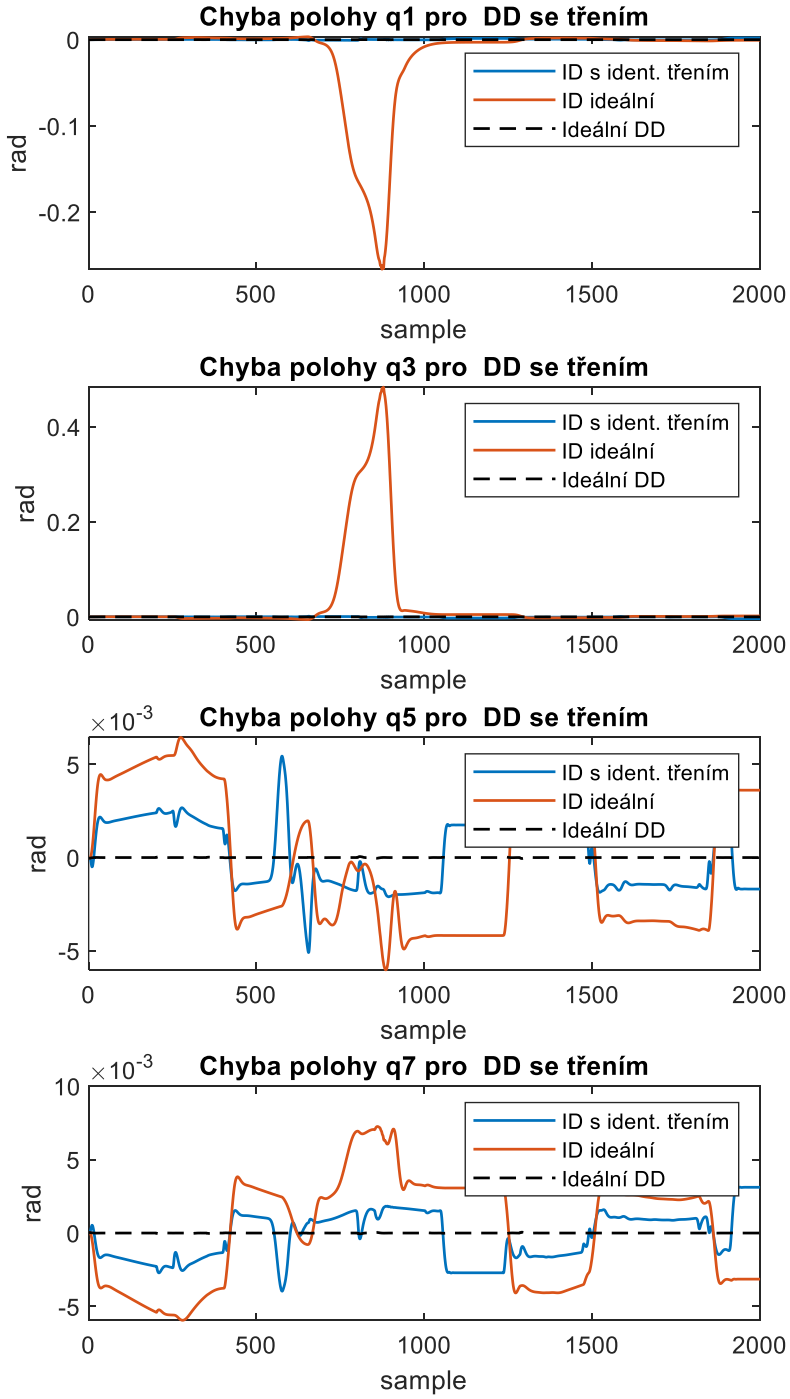


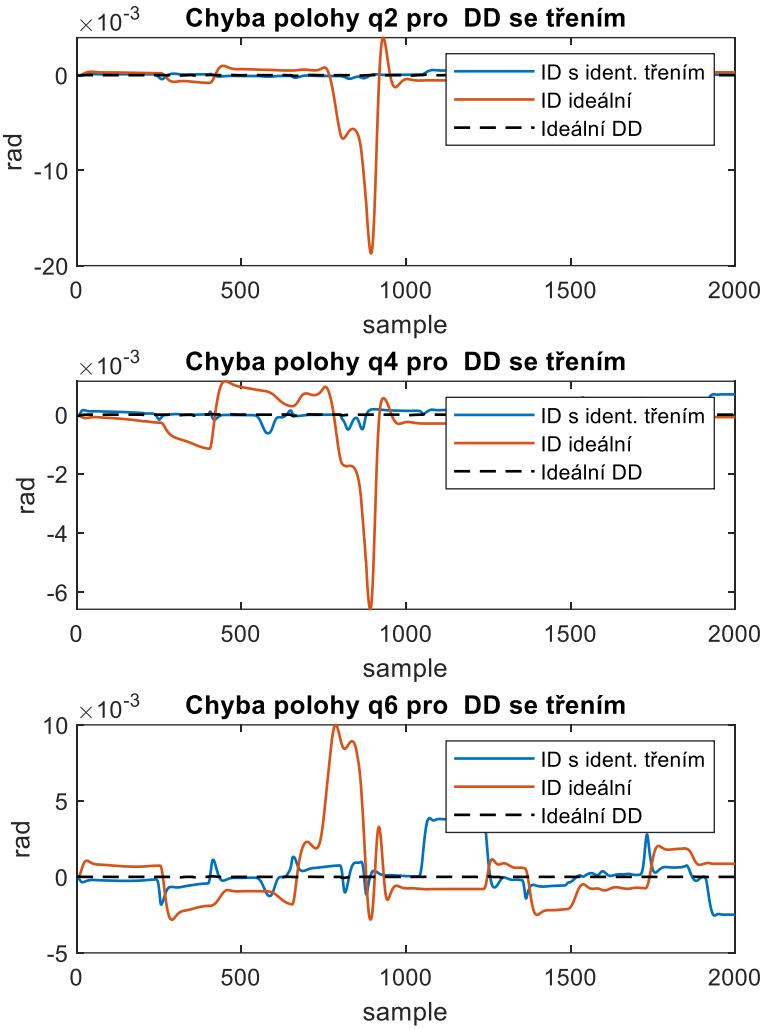

Průběh momentu t5
DD ideální
DD se třením
Nm
sample
1
0.5
0
-0.5
0
500
1000
1500
2000


Průběh momentu t6
DD ideální
DD se třením
Nm
sample
1
0
-1
0
500
1000
1500
2000

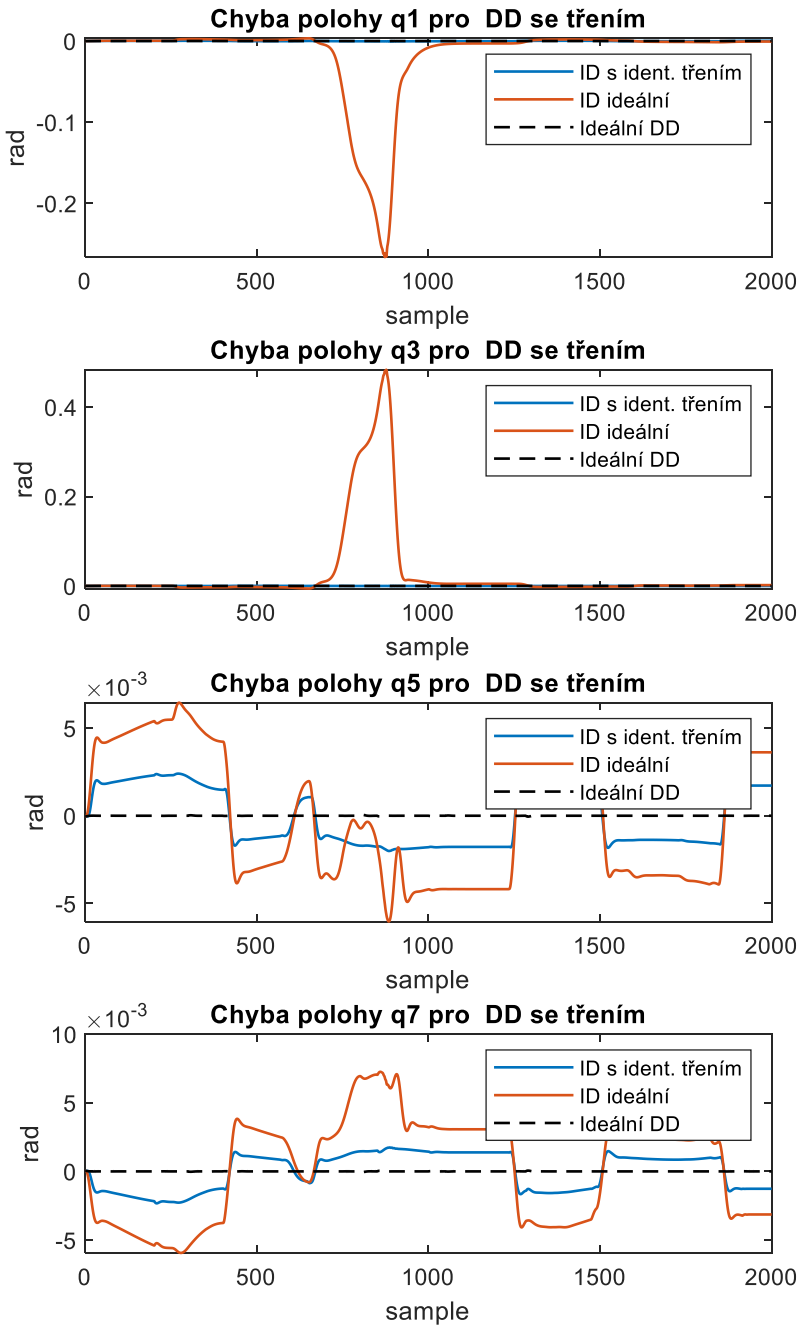

Průběh momentu t7
DD ideální
DD se třením
Nm
sample
-0.06
-0.08
-0.1
0
500
1000
1500
2000

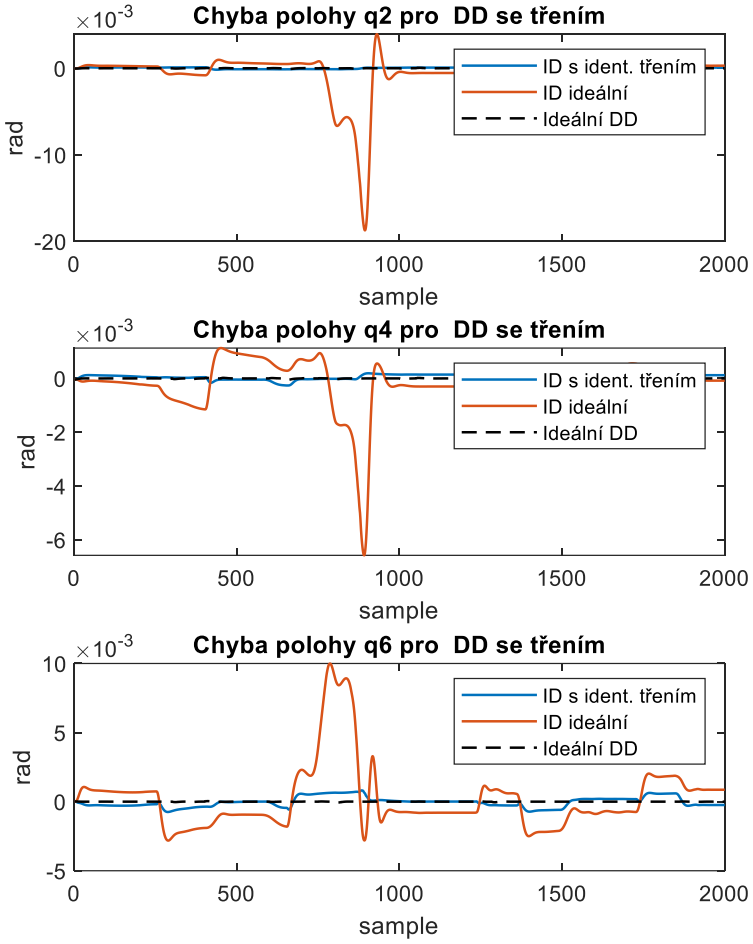
Průběh odchylky polohy po přidání identifikovaných parametrů LuGre modelu pomocí genetického algoritmu do řízení.



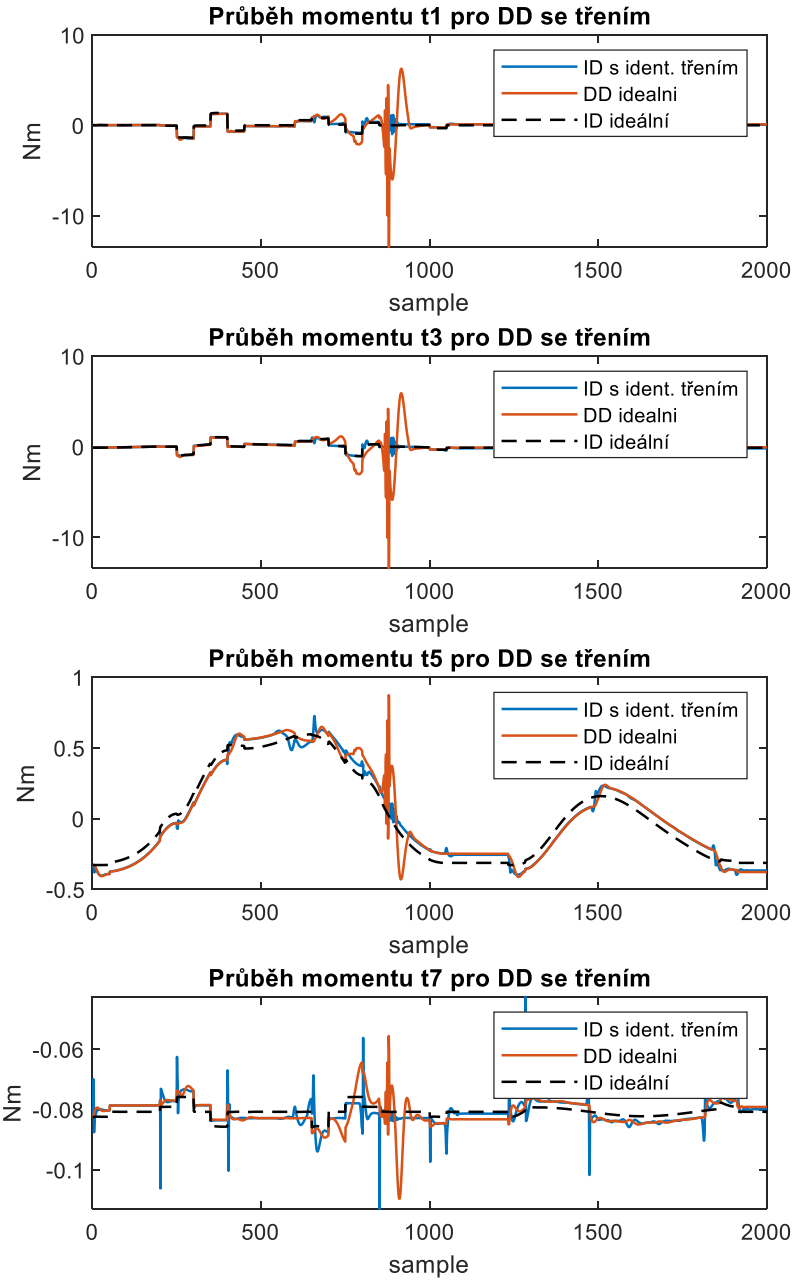

Chyba polohy q2 pro DD se třením
×10^-3
rad
sample
ID s ident. třením
ID ideální
Ideální DD
Chyba polohy q4 pro DD se třením
Chyba polohy q6 pro DD se třením

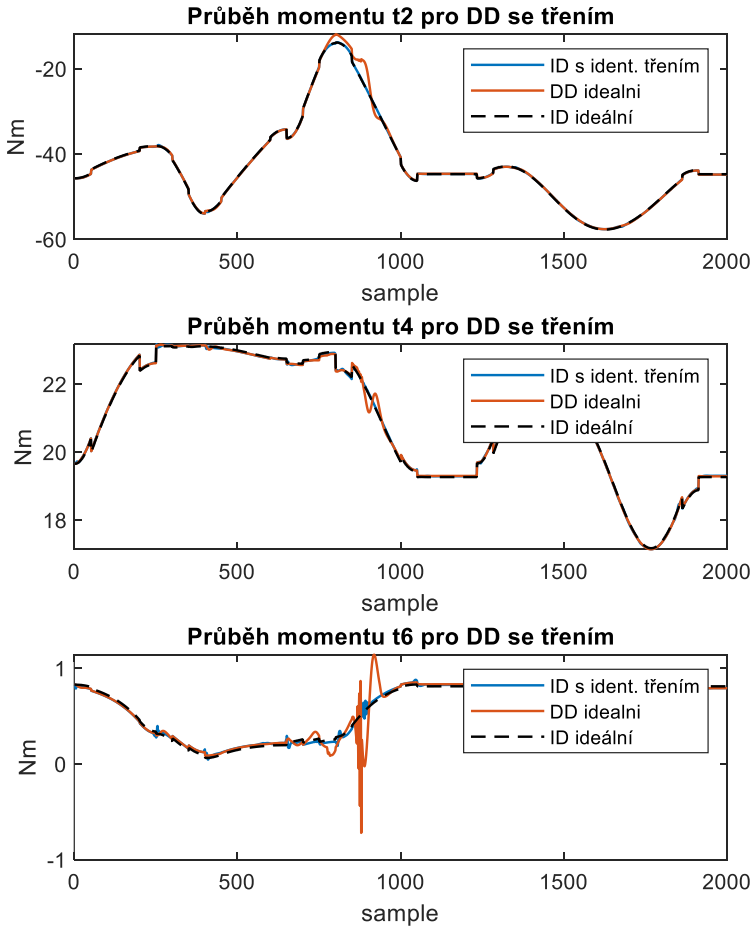
Průběh odchylky polohy po přidání identifikovaných parametrů LuGre modelu pomocí fminsearch do řízení.



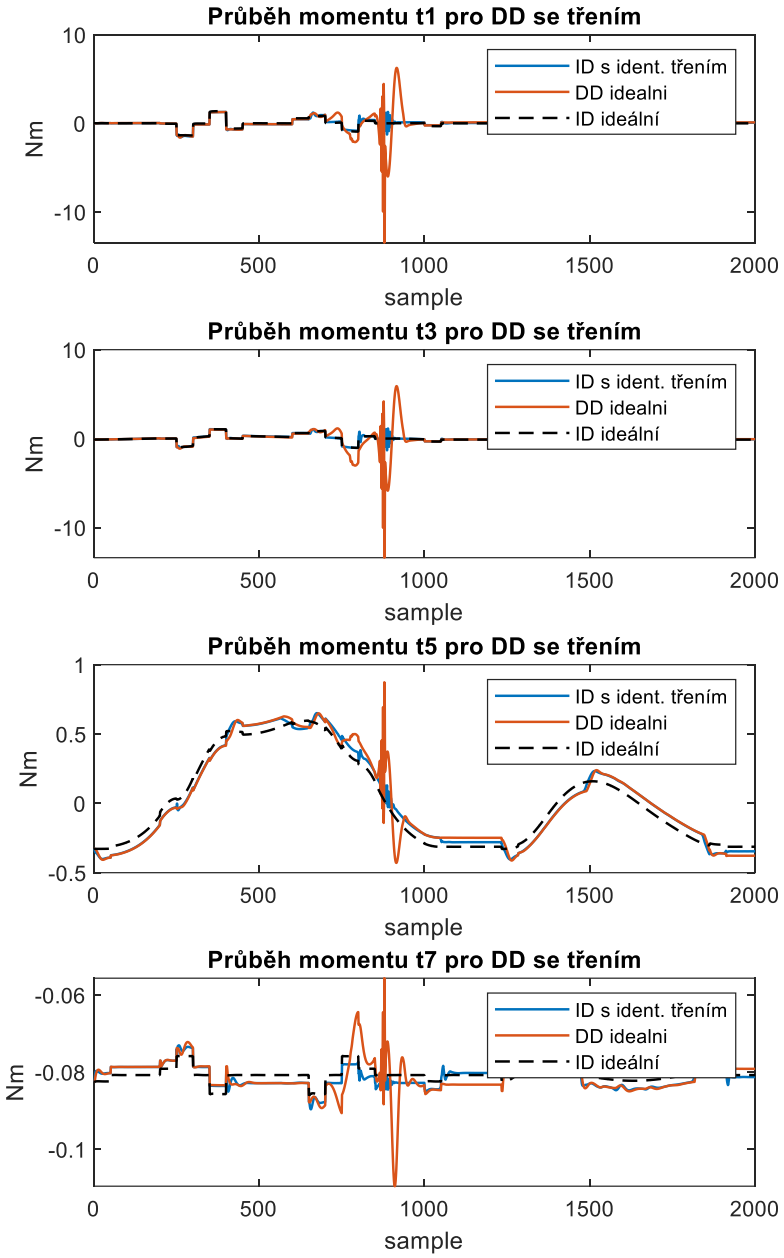

Chyba polohy q2 pro DD se třením
×10^-3
rad
sample
ID s ident. třením
ID ideální
Ideální DD
Chyba polohy q4 pro DD se třením
Chyba polohy q6 pro DD se třením

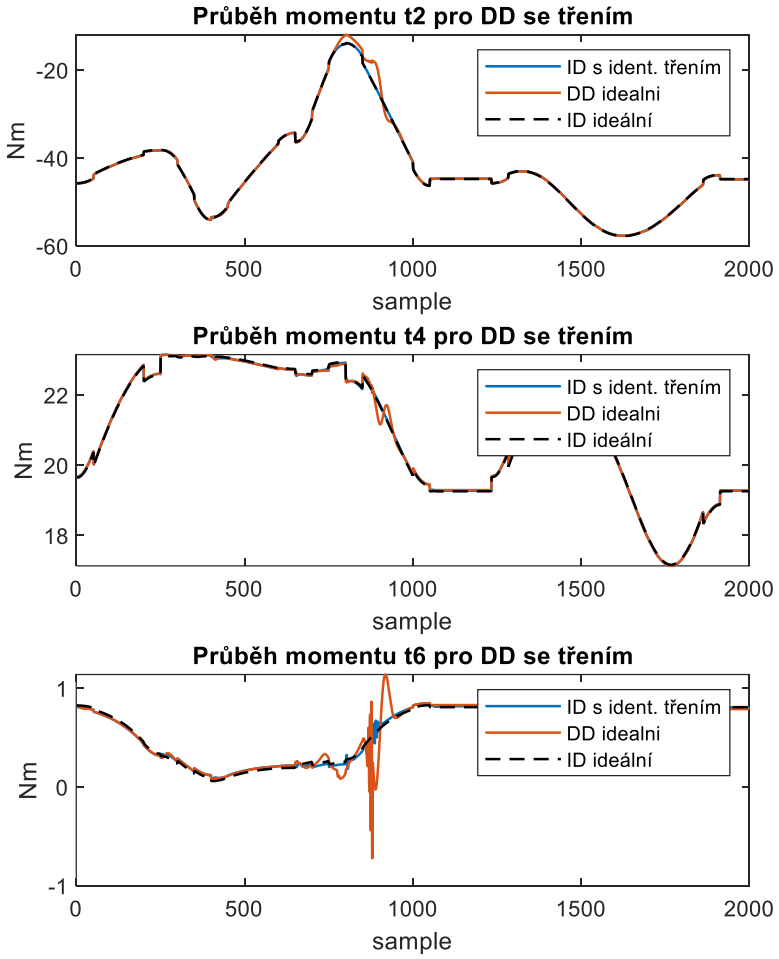
Průběh řídicího momentu po přidání identifikovaných parametrů LuGre modelu pomocí fminsearch do řízení.



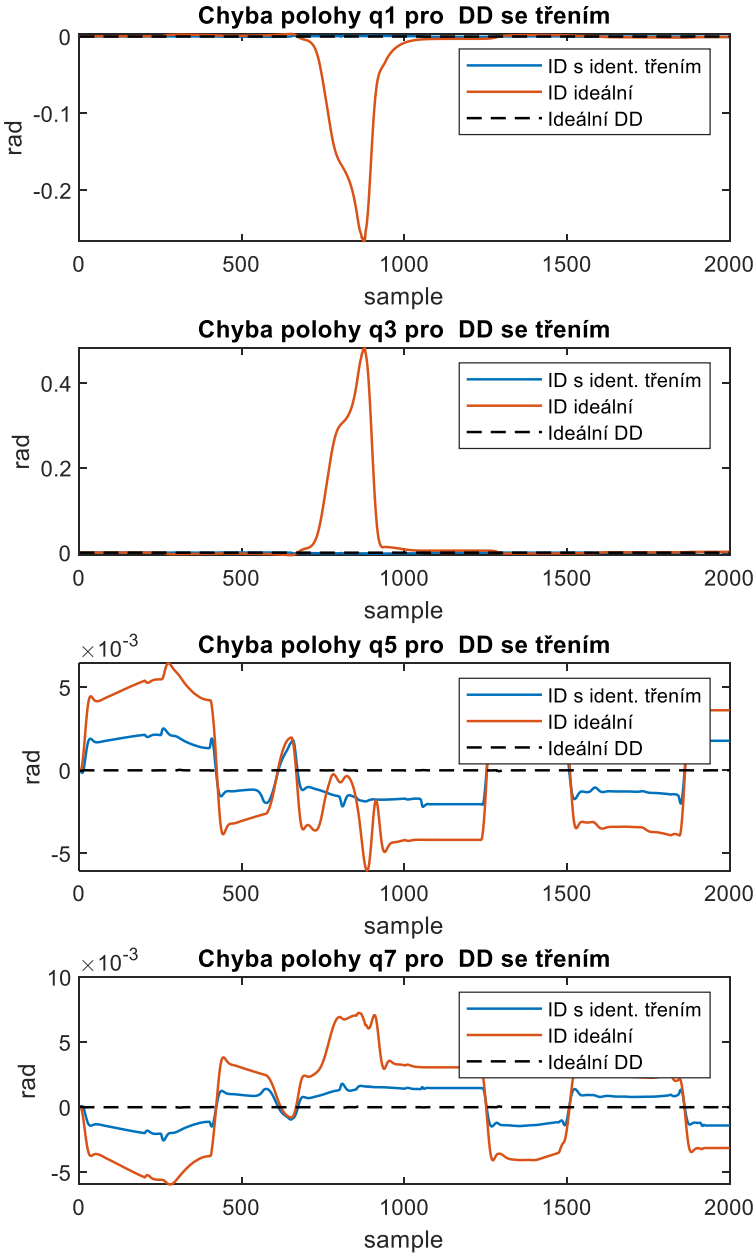

Průběh momentu t2 pro DD se třením
ID s ident. třením
DD idealni
ID ideální
Nm
sample
Průběh momentu t4 pro DD se třením
ID s ident. třením
DD idealni
ID ideální
Nm
sample
Průběh momentu t6 pro DD se třením
ID s ident. třením
DD idealni
ID ideální
Nm
sample

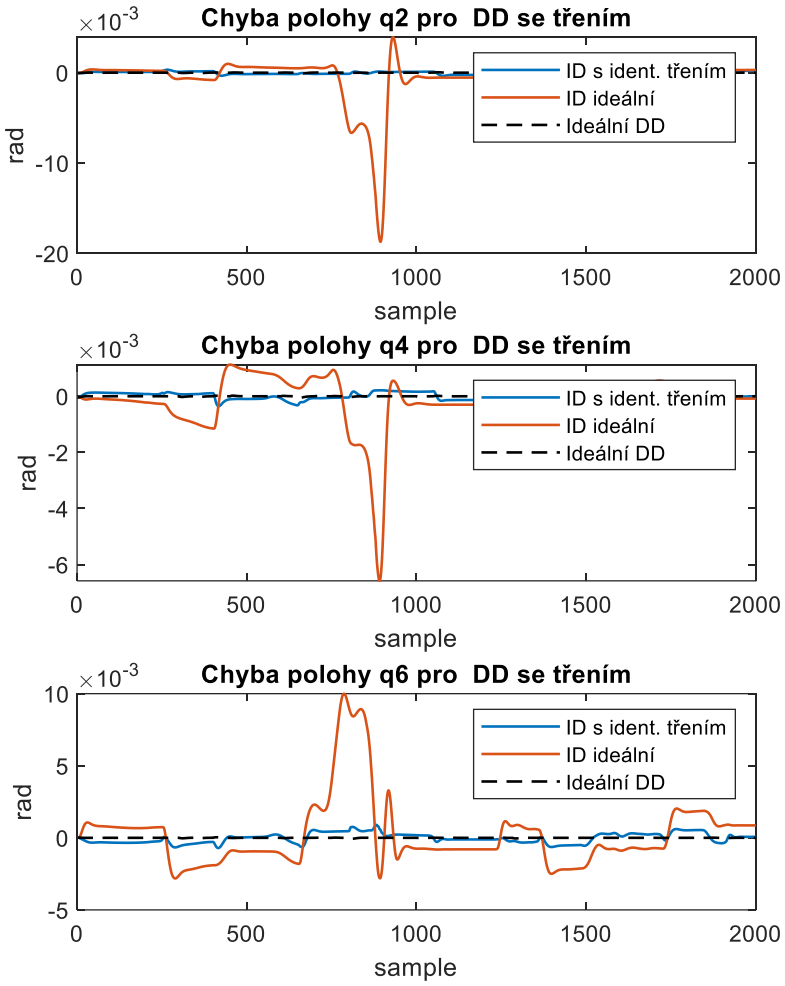
Průběh řídicího momentu po přidání identifikovaných parametrů hladkého Coulombova modelu do řízení.



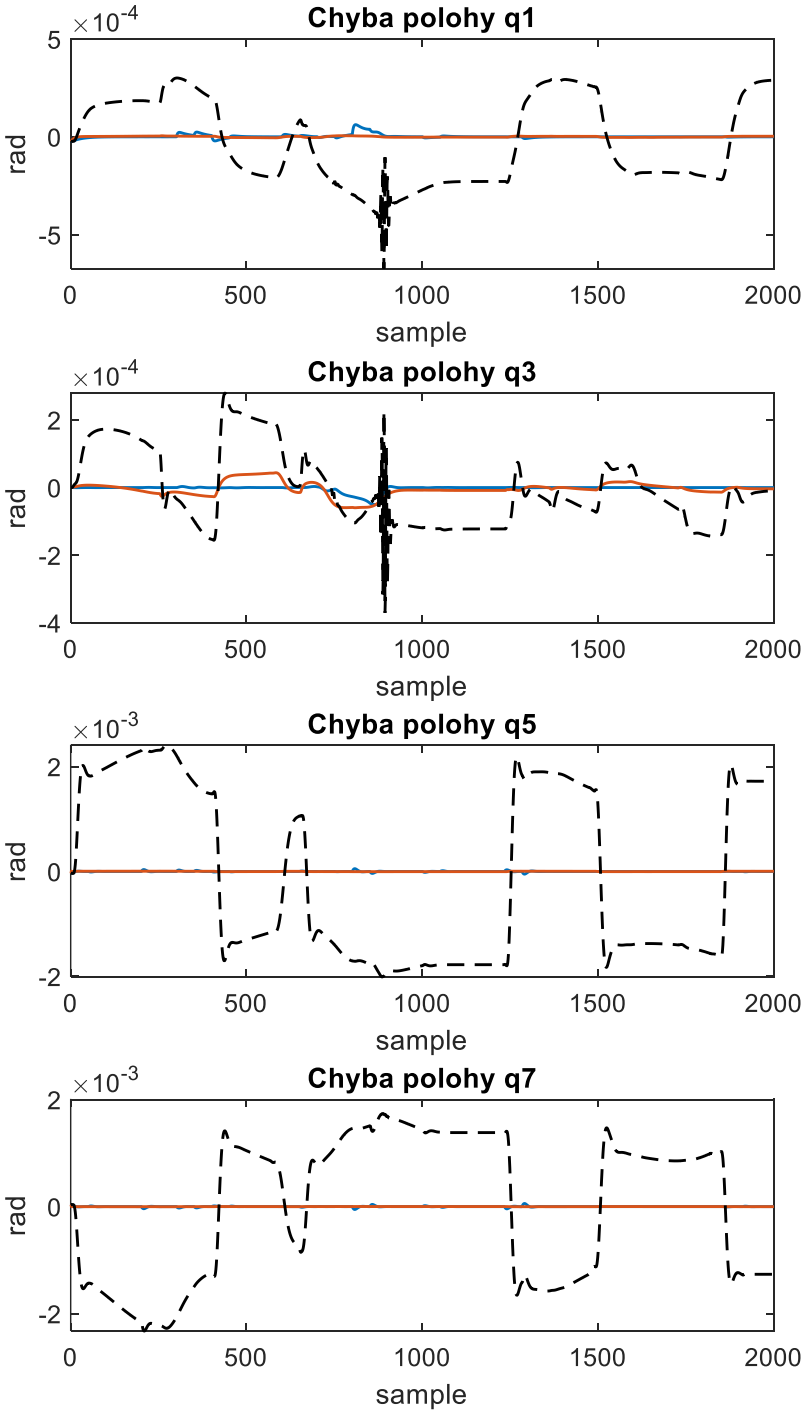

Průběh momentu t2 pro DD se třením
ID s ident. třením
DD idealni
ID ideální
Nm
-20
-40
-60
0
500
1000
1500
2000
sample
Průběh momentu t4 pro DD se třením
ID s ident. třením
DD idealni
ID ideální
Nm
22
20
18
0
500
1000
1500
2000
sample
Průběh momentu t6 pro DD se třením
ID s ident. třením
DD idealni
ID ideální
Nm
1
0
-1
0
500
1000
1500
2000
sample

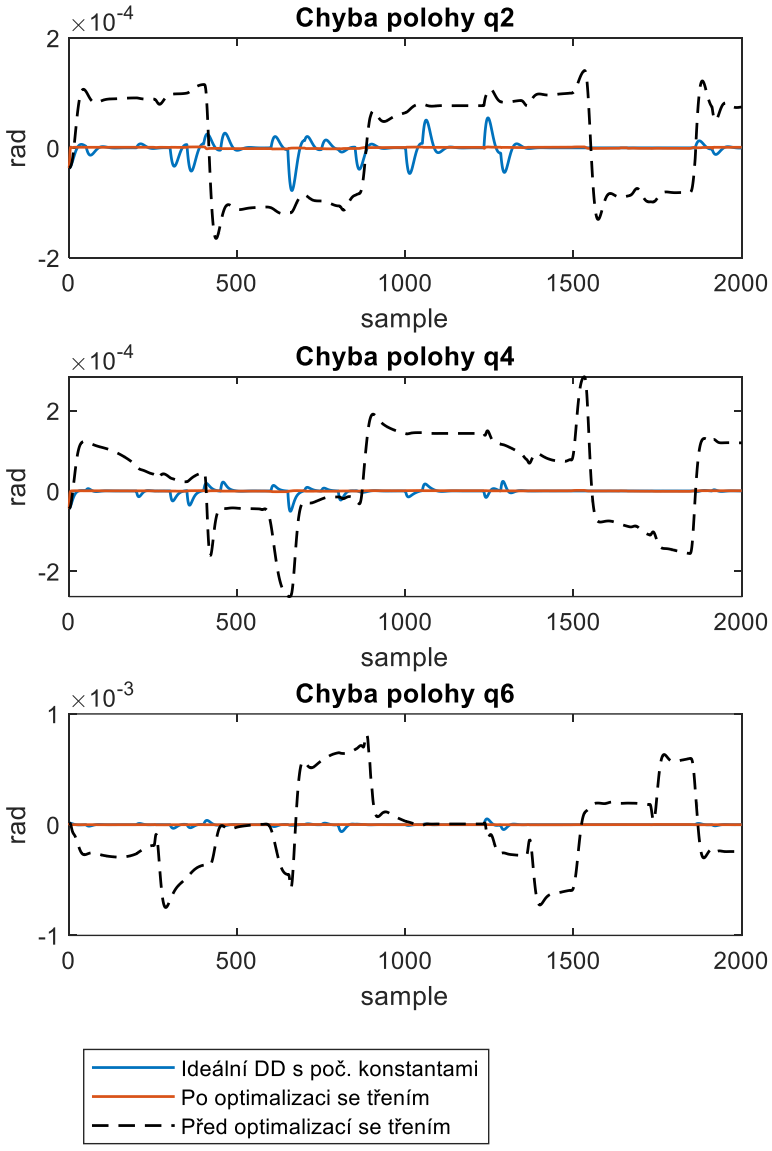
Průběh odchylky polohy po přidání identifikovaných parametrů hladkého Coulombova modelu do řízení.



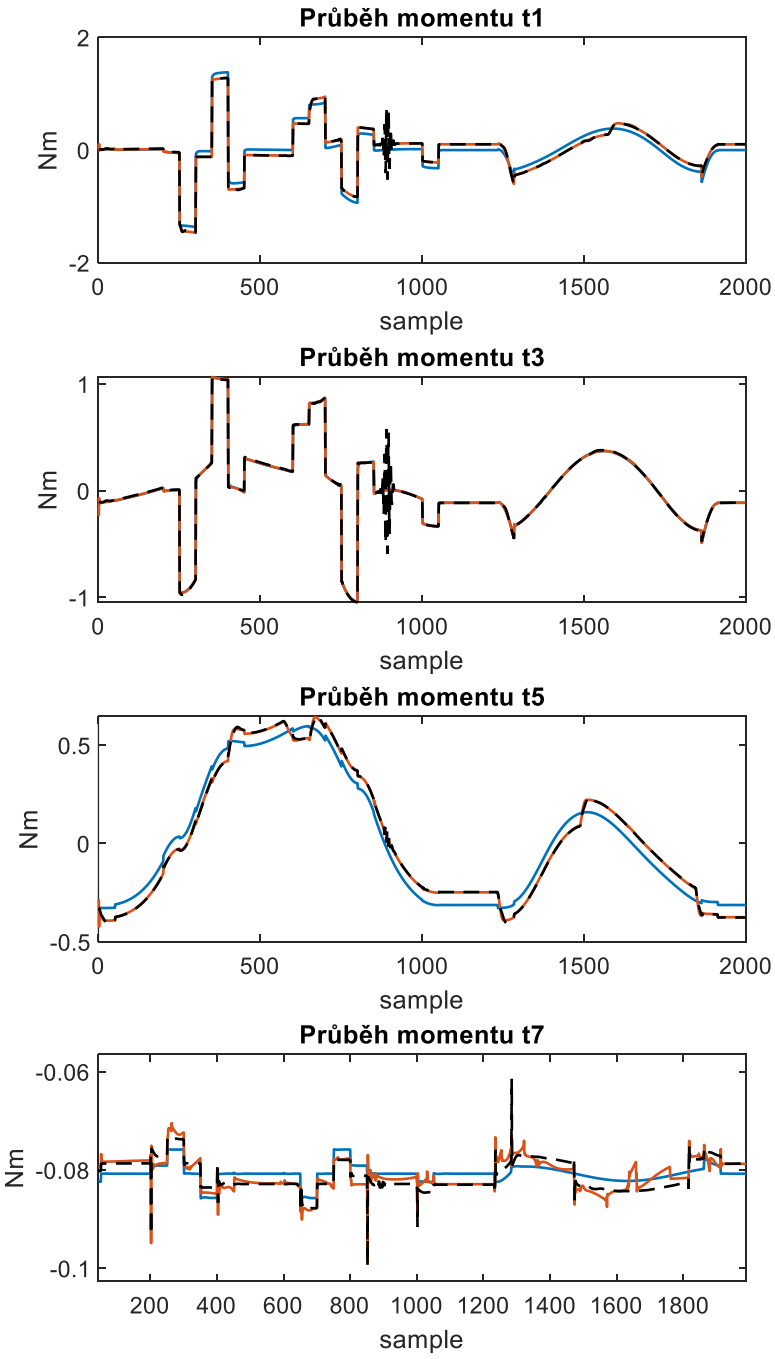

Chyba polohy q2 pro DD se třením
×10^-3
rad
sample
ID s ident. třením
ID ideální
Ideální DD
Chyba polohy q4 pro DD se třením
×10^-3
rad
sample
ID s ident. třením
ID ideální
Ideální DD
Chyba polohy q6 pro DD se třením
×10^-3
rad
sample
ID s ident. třením
ID ideální
Ideální DD

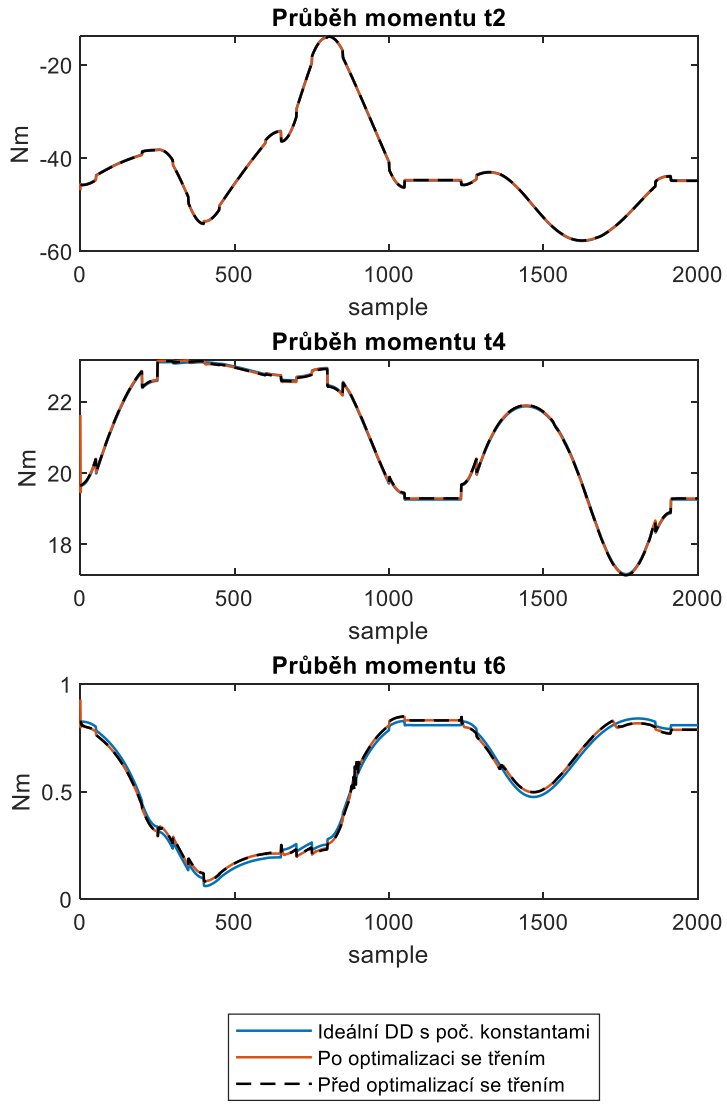
Odchylka polohy pro ideální DD s konstantami optimalizovanými v kapitole 8.1, pro model tření v ID před optimalizací a po optimalizaci




Chyba polohy q2
×10^-4
rad
sample
Chyba polohy q4
×10^-4
rad
sample
Chyba polohy q6
×10^-3
rad
sample
Ideální DD s poč. konstantami
Po optimalizaci se třením
Před optimalizací se třením

Řídicí moment pro ideální DD s konstantami optimalizovanými v kapitole 8.1, pro model tření v ID před optimalizací a po optimalizaci




Průběh momentu t2
-20
-40
-60
Nm
0
500
1000
1500
2000
sample
Průběh momentu t4
22
20
18
Nm
0
500
1000
1500
2000
sample
Průběh momentu t6
1
0.5
0
Nm
0
500
1000
1500
2000
sample
Ideální DD s poč. konstantami
Po optimalizaci se třením
Před optimalizací se třením