



Národní konference s mezinárodní účastí
INŽENÝRSKÁ MECHANIKA 2002

13. – 16. 5. 2002, Svratka, Česká republika

**IDENTIFIKACE TŘENÍ VALIVÉHO VEDENÍ V POSUVECH
NC STROJŮ PŘI KRUHOVÉ INTERPOLACI**

Antonín Bubák*

***Abstrakt:** V příspěvku je prezentován model třecí funkce, který byl odvozen pro sinusový pohyb NC osy obráběcího stroje s valivým vedením při kruhové interpolaci. Je zde popsán simulační model pohonu a regulace NC osy, podrobný postup identifikace třecí funkce a výsledky měření získané na vertikálním frézovacím centru MCFV 5050LN.*

1. Úvod

Jedním z důležitých faktorů ovlivňujících přesnost polohování posuvů NC obráběcích strojů je tření. Jeho nepříznivý vliv se projevuje zejména při kruhové interpolaci např. u frézování kruhových tvarů či broušení čepů klikových hřídelí. Jeho důsledkem bývají často nepatrné odchylky polohy řádově jednotek mikronů v tzv. kvadrantových přechodech, které jsou na lesklém povrchu kovu bohužel velmi dobře vidět. Tyto vady pak bývají příčinou neúspěchu výrobce ve výběrových řízeních nebo předmětem pozdějších reklamací stroje.

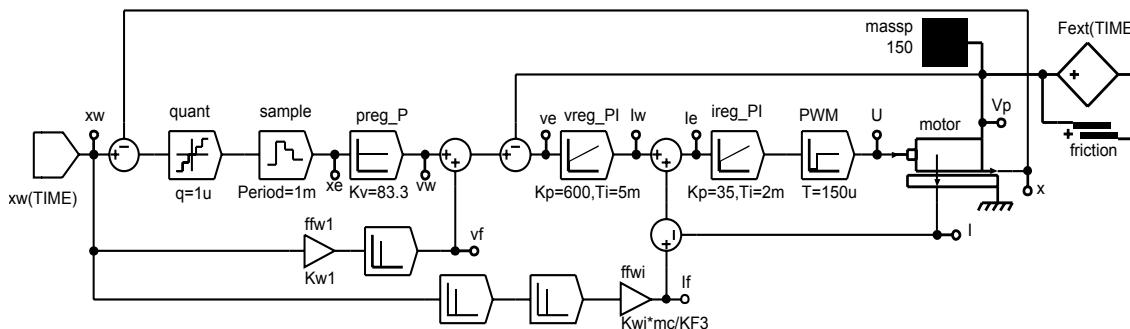
Nežádoucí kvadrantové odchylky lze více či méně odstranit použitím různých kompenzačních metod, které jsou však většinou všechny založeny na znalosti modelu třecí funkce, a na tom závisí i jejich účinnost. Z hlediska seřizovačů stroje je tedy záhodno získat představu o tvaru třecí funkce konkrétního seřizovaného stroje, což je dobrý předpoklad pro úspěšné odstranění zmíněných chyb.

V tomto článku je předkládána jedna z možných variant získání třecí funkce, která je snadno aplikovatelná u NC strojů řízených běžnými řídicími systémy. Metoda vychází z měření proudu odebíraného pohonem sledované pohybové osy při sinusovém pohybu během kruhové interpolace a byla ověřena simulací i měřeními provedenými na experimentálním vertikálním frézovacím centru MCFV 5050LN. Tento stroj sestává z křížového stolu umožňujícího pohyb ve vodorovných osách X,Y, které byly předmětem měření. Posuvy obou os jsou realizovány přímým pohonem s lineárními synchronními elektromotory a pro vedení jsou použita valivá hnízda. Stroj je určen pro technologie HSC a byl postaven ve spolupráci Ústavu výrobních strojů fakulty strojní ČVUT v Praze a společnosti Tajmac-ZPS a.s. Zlín.

* Ing. Antonín Bubák, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Výzkumné centrum pro strojírenskou výrobní techniku a technologii, Horská 3, 128 03 Praha 2; tel. +420 2 2199 0919, email: a.bubak@rcmt.cvut.cz

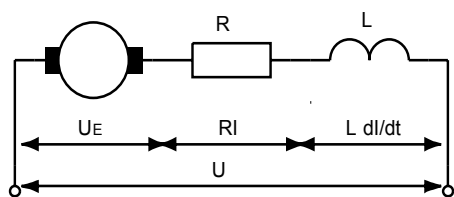
2. Model pohonu NC osy s lineárním motorem

Proces identifikace modelu třecí funkce je založen na konfrontaci a postupném ztotožňování experimentálně získaných výsledků s výsledky simulace. Použitý simulační model pohonu a regulace příslušné NC osy je výsledkem dlouhodobého procesu jeho vývoje a byl ověřen výsledky základních měření prováděných na experimentálním stroji, jako např. odezvy na skok žadané veličiny v dané regulační smyčce, měření frekvenčních charakteristik smyček, rázové i frekvenční dynamické poddajnosti atd. Simulační model (obr. 1) byl sestaven v programu *DYNAST*, který umožňuje zadání modelu jak tradiční formou blokových schémat, tak mnohápólovým modelováním, kterého bylo využito pro sestavení modelu elektromotoru a vzájemné interakce mechanických sil.

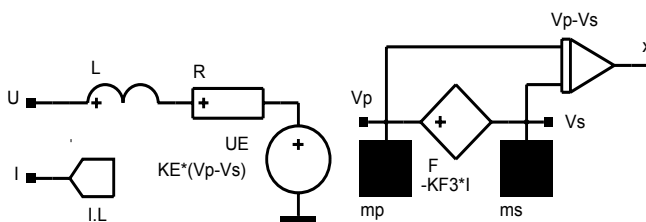


Obr. 1: Simulační model pohonu NC osy s lineárním motorem

Simulační model pohonu se skládá ze submodelu lineárního synchronního elektromotoru (*motor*) založeném na klasickém náhradním schématu stejnosměrného elektromotoru (obr. 2), jehož simulační schéma je znázorněno na obr. 3. Elektrická část modelu sestává z indukčnosti vinutí (L), odporu vinutí (R) a elektromotorického napětí (UE), které se počítá jako součin napěťové konstanty (KE) a vzájemné relativní rychlosti primárního a sekundárního dílu ($V_p - V_s$). Proud (I) vinutím umožňuje *DYNAST* získat např. předpisem $I \cdot L$, což je průtok indukčnosti (L). Mechanická část se skládá z hmot primárního (mp) i sekundárního dílu (ms) a elektromagnetické síly (F), která obě hmoty urychluje. Velikost této síly je rovna součinu proudu (I) a silové konstanty třífázového vinutí ($KF3$). Vzájemné posunutí primárního dílu vůči sekundárnímu (x) se získá integrací rozdílu jejich absolutních rychlostí (V_p, V_s).



Obr. 2: Náhradní schéma DC motoru

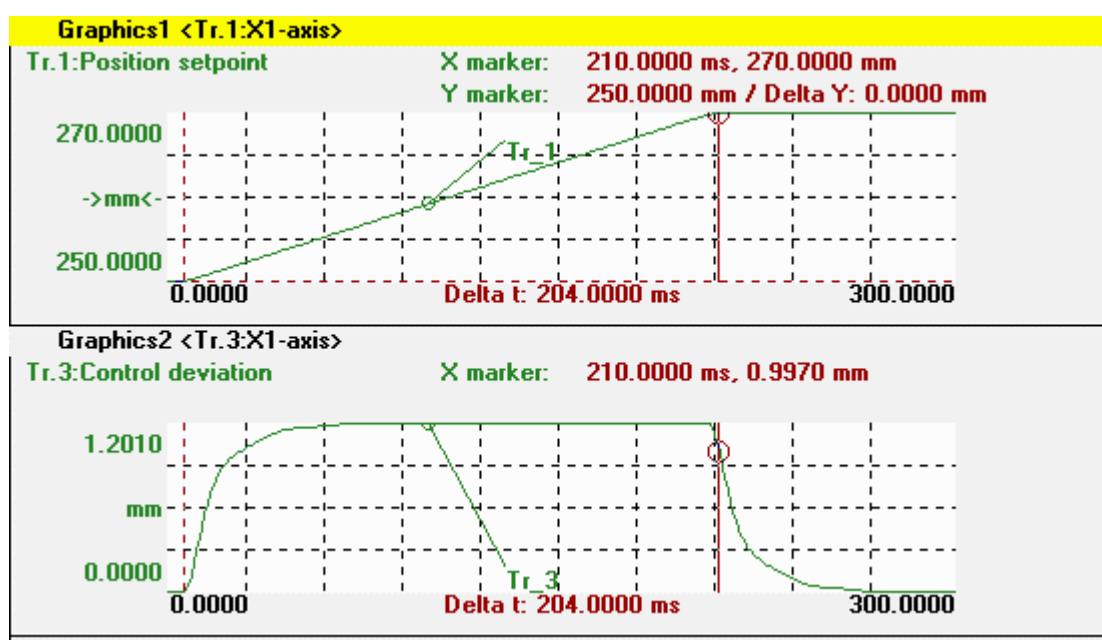


Obr. 3: Simulační model lineárního synchronního elektromotoru

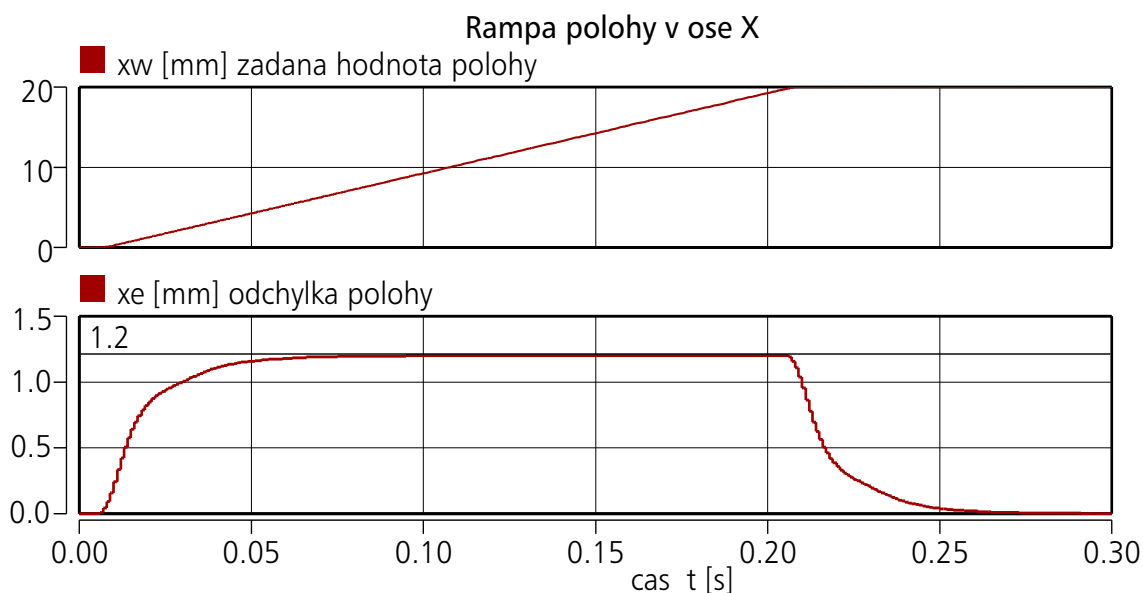
Pokud je např. konstrukční uspořádání osy takové, že sekundární díl je pevně spojen s rámem stroje, zatímco primární díl pohybuje se stolem, pak uzemněním vývodu (V_s) modelu motoru se rychlost sekundárního dílu položí rovna nule. K primární části modelu motoru je připojena pohyblivá hmota stolu (*massp*) a dále na ní působí externí např. řezná síla (F_{ext}) a tření (*friction*). Toto připojení je mnohápólové (ve schématu označeno tlustými čarami), což znamená, že v uzlu V_p zároveň platí podmínka silové rovnováhy. Ostatní propojení ve schématu mají blokový charakter (tenké čáry). Možnost vzájemné kombinace těchto způsobů modelování je výhodou *DYNASTu*.

Vstupem regulační smyčky je časově proměnná žádaná hodnota polohy (x_w (TIME)). Odečtením skutečné polohy (x) se získá polohová odchylka (x_e), která je kvantována (quant) rozlišením čidla polohy $1\ \mu\text{m}$ a vzorkována (sample) řídicím systémem s periodou $1\ \text{ms}$. Takto upravený signál je zesílen proporciálním regulátorem polohy (preg_P) s rychlostním zesílením $K_v=83,3\ \text{s}^{-1}$. K výstupu z regulátoru je přičítán předkorekční signál rychlosti (feedforward) (vf), který se získá derivací signálu žádané polohy a přenásobením váhovou konstantou (ffw1) $K_{wl}=1$ (položením $K_{wl}=0$ se předkorekce rychlosti vyřadí), a výsledek je přiveden na vstup podřízené rychlostní smyčky. Zde je odečítána skutečná hodnota rychlosti v_p a výsledná regulční odchylka v_e vstupuje do PI-regulátoru rychlosti (vreg_PI) s proporciálním zesílením $K_p=600\ \text{A.s/m}$ a integrační časovou konstantou $T_i=5\ \text{ms}$. V následující podřízené proudové smyčce je na vstup proudového regulátoru (ireg_PI) s prop. zesílením $K_p=35\ \text{V/A}$ a integrační časovou konstantou $T_i=2\ \text{ms}$ přičítána hodnota předkorekčního signálu proudu I_f . Ta je získána dvojnásobnou derivací žádané hodnoty polohy a vynásobením (ffwi) výrazem $K_{wi} \cdot m_c / K_{F3}$, kde m_c je celková hmotnost pohyblivé hmoty a K_{wi} váhová konstanta, $K_{wi}=1$. Přenos proudové regulace není do výpočtu předkorekčního signálu zahrnut. Za proudovým regulátorem je zařazen prvek dopravního zpoždění (PWM) reprezentující dynamický vliv pulzně-šířkové modulace. Hodnota dopravního zpoždění je na základě porovnání frekvenční charakteristiky proudové smyčky modelu a reálného zařízení stanovena na 60% spínací periody modulace $T = 0,6 \cdot 1/4000 = 150\ \mu\text{s}$.

Vzájemné porovnání experimentálních a simulačních výsledků je uvedeno na obr. 4 a 5 pro případ odezvy systému na skok rychlosti $6\ \text{m/min}$ v polohové smyčce. V horním grafu je uveden vždy časový průběh žádané polohy a v dolním průběh regulační odchylky polohy. Z porovnání průběhu polohových odchylek vyplývá velmi dobrá shoda simulačního modelu s měřením.



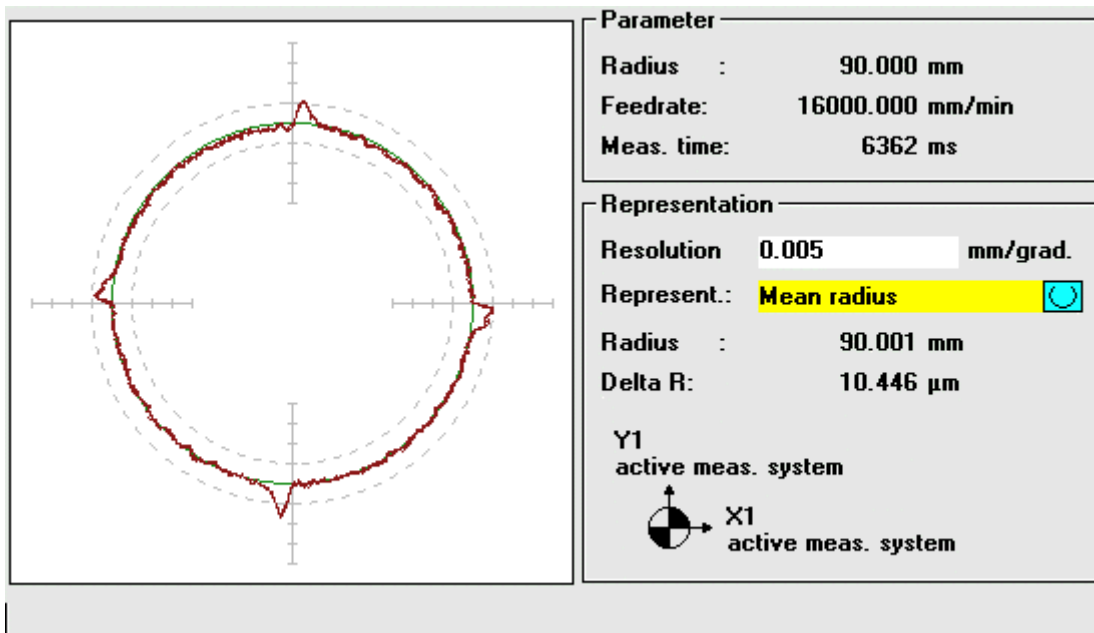
Obr. 4: Experimentálně zjištěné výsledky měření odezvy na skok rychlosti $6\ \text{m/min}$ v polohové smyčce



Obr. 5: Výsledky simulace odezvy na skok rychlosti 6 m/min v polohové smyčce

3. Identifikace tření

Vliv tření na polohovou odchylku je nejlépe patrný z testů kruhové interpolace na křížovém stole. Na obr. 6 je znázorněna polohová odchylka při objíždění kruhové dráhy o poloměru 90 mm obvodovou rychlostí 16 m/min při činnosti předkorekčních signálů v obou souřadných osách. Krátkodobé špičkové hodnoty odchylky polohy v kvadrantových přechodech, kdy v příslušné ose dochází k reverzaci pohybu, vznikají právě v důsledku působení třecích sil.

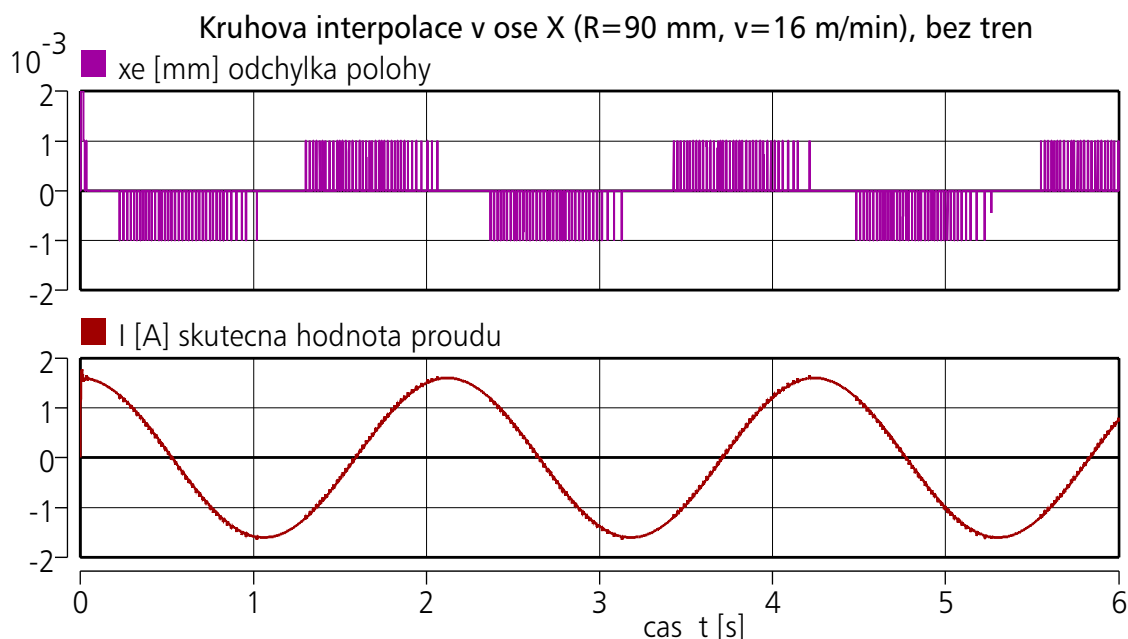


Obr. 6: Výsledek testu kruhové interpolace ($v=16 \text{ m/min}$, $r=90 \text{ mm}$)

Pro správnou identifikaci třecí funkce je třeba vyjít nejprve z výsledků simulace kruhového pohybu bez působení tření (obr. 7). Díky použití předkorekcí se polohová odchylka pohybuje v rozmezí jednoho inkrementu čidla polohy. Proud je svým průběhem téměř proporciální do-

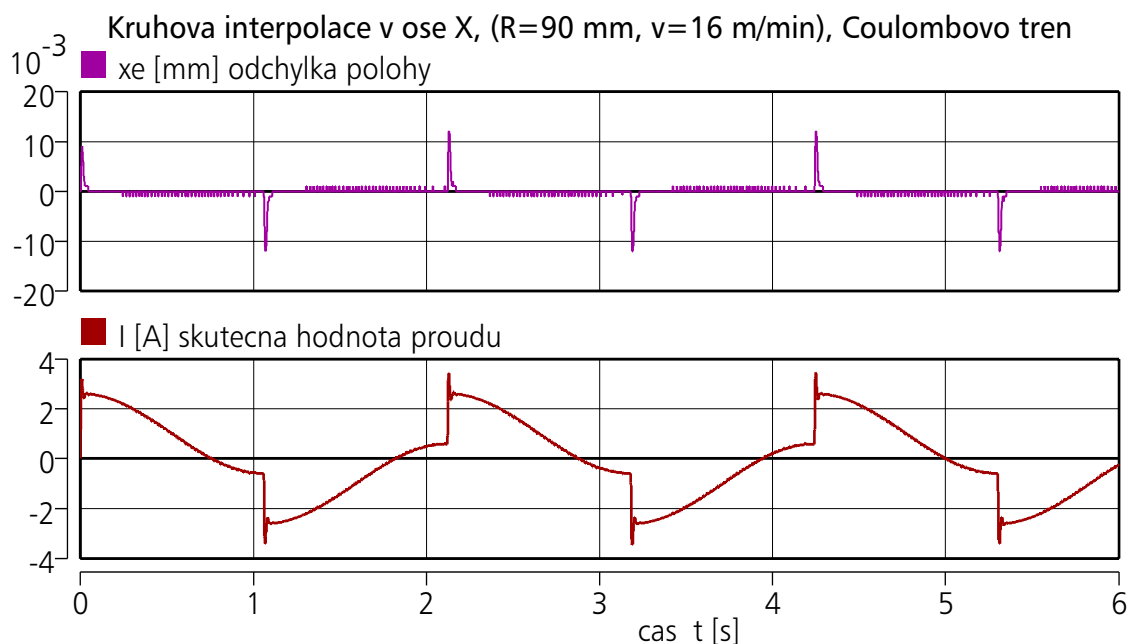
$$a_n = \omega^2 \cdot r \cdot \sin(\omega t)$$
 středivému zrychlení, jehož maximum dosahuje hodnoty $a_{n\max} = \omega^2 \cdot r = v^2/r = 0,79 \text{ m.s}^{-2}$. Vynásobením této hodnoty celkovou pohyblivou hmotou $m_c = 190 \text{ kg}$ a dělením

silovou konstantou $K_{F3}=94 \text{ N/A}$ vyjde velikost amplitudy proudu rovna $1,6 \text{ A}$, což přesně odpovídá výsledkům na obr. 7.



Obr. 7: Výsledky simulace testu kruhové interpolace bez působení třecí síly

Pokud na pohon začne působit Coulombova třecí síla (obr. 12b) velikosti např. $F_C=95 \text{ N}$, změní se sledované průběhy následovně:

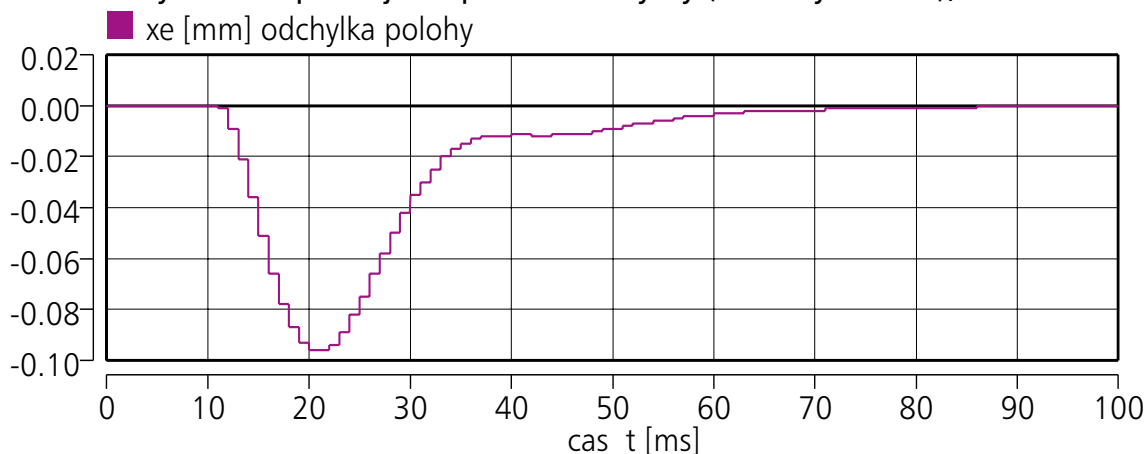


Obr. 8: Výsledky simulace testu kruh. interpolace při působení Coulombovy třecí síly

V průběhu polohové odchylky jsou patrné krátkodobé špičky v místě reverzace pohybu dosahující hodnoty $12 \mu\text{m}$. Ty jsou způsobeny skokovou změnou hodnoty třecí síly při reverzaci z $-F_C$ na $+F_C$. Protože třecí síla je z pohledu pohyblivého stolu vnější silou, je možné považovat tento případ za analogii s testem rázové dynamické poddajnosti (dále RDP) polohové smyčky. Výsledky simulace testu RDP při zatížení skokovou změnou vnější síly 1500 N bez uvažování vlivu tření jsou na obr. 9. Vzniklá maximální odchylka polohy činí $96 \mu\text{m}$. Hodnota RDP polohové smyčky tedy činí $96/1500=64 \cdot 10^{-9} \text{ m/N}$. Pokud se tato hodnota vynásobí dvojnásobkem hodnoty Coulombovy třecí síly 190 N (dvojnásobkem z toho důvodu, že se při reverzaci mění z

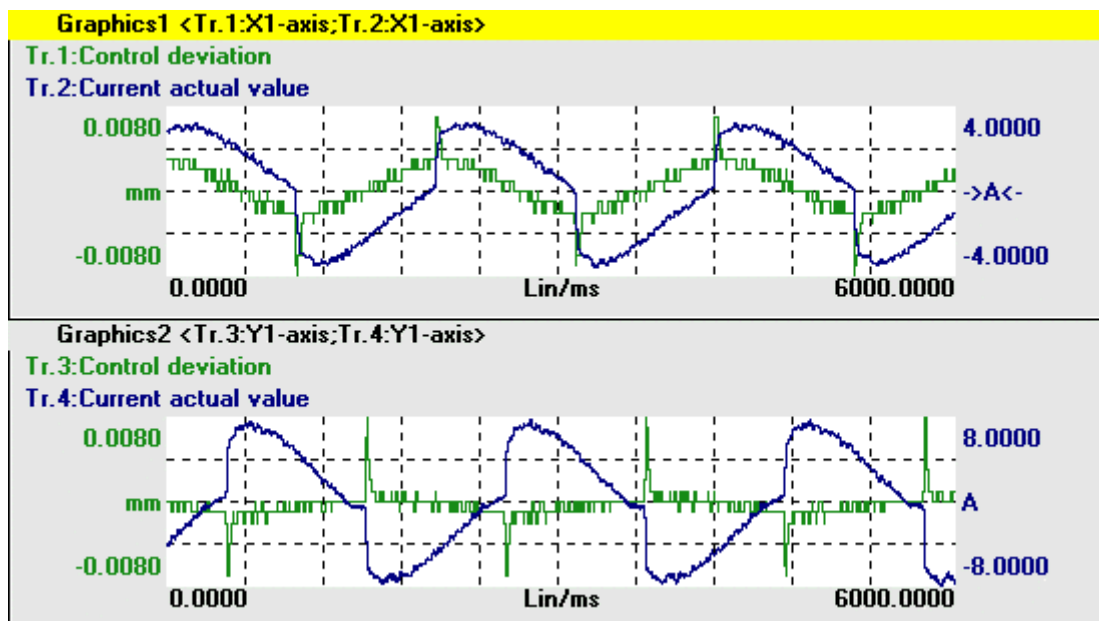
hodnoty $-F_C$ na $+F_C$), vychází výchylka $12,2 \mu\text{m}$, shodná s výsledky na obr. 8. Velikost polohové odchylky v kvadrantových přechodech má tedy úzkou souvislost s hodnotou rázové dynamické poddajnosti. Při nižší dosažené hodnotě RDP, kterou nejvíce ovlivňuje proporciální zesílení rychlostního regulátoru, je kvadrantová odchylka menší.

Rázová dynamická poddajnost polohové smyčky (skok síly 1500 N), bez trení



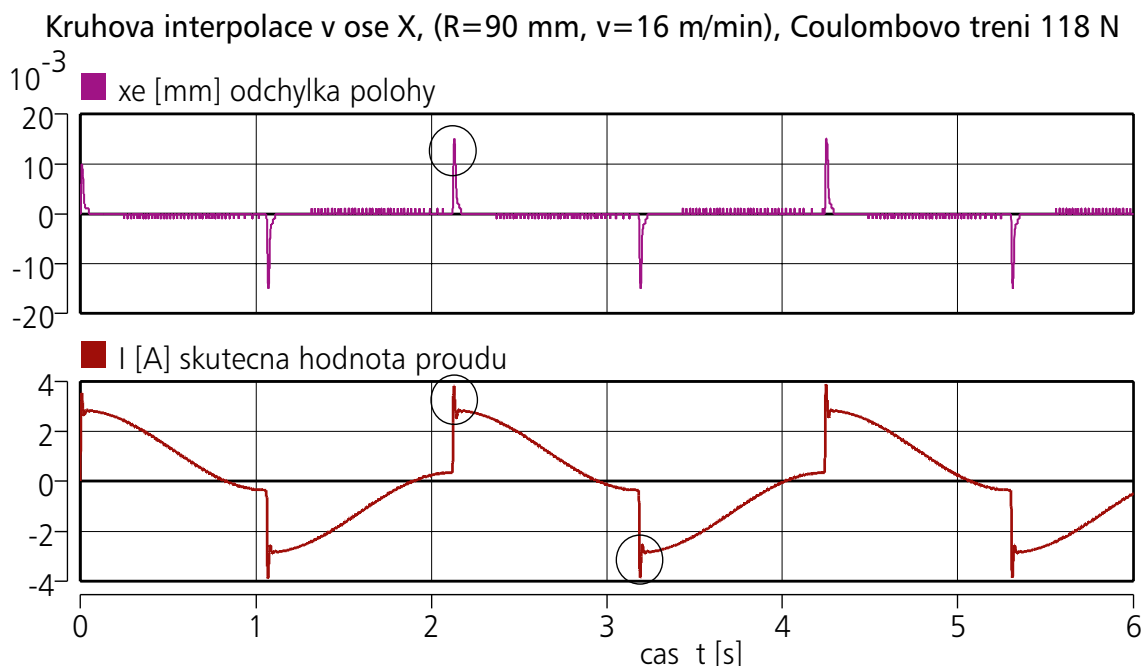
Obr. 9: Výsledky simulace testu rázové dynamické poddajnosti při zatížení skokem vnější síly 1500 N, bez uvažování tření

Na průběhu proudu v obr. 8 se vliv tření projevuje skokovým zvýšením resp. snížením proudu o hodnotu $2,02 \text{ A}$, která v přepočtu přes silovou konstantu K_{F3} odpovídá zvýšení tažné síly motoru o 190 N , což je právě velikost zadaného skoku třecí síly.



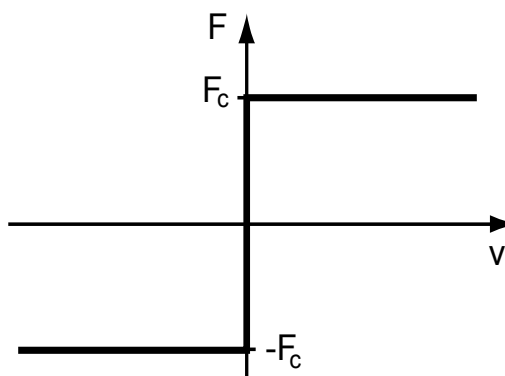
Obr. 10: Výsledky měření během kruhové interpolace v ose X (nahore) a Y (dole); zeleně - odchylka polohy, modře – proud, ($v=16 \text{ m/min}$, $r=90 \text{ mm}$)

Z reálného naměřeného průběhu proudu na pohonu osy X stroje MCFV 5050LN (obr. 10 nahore) lze vyčíst, že skoková změna proudu má hodnotu přibližně $2,5 \text{ A}$, takže přepočtem přes silovou konstantu K_{F3} vychází velikost Coulombovy třecí síly $F_C=118 \text{ N}$. Výsledky simulačního výpočtu s takto stanovenou hodnotou třecí síly jsou zobrazeny na obr. 11.

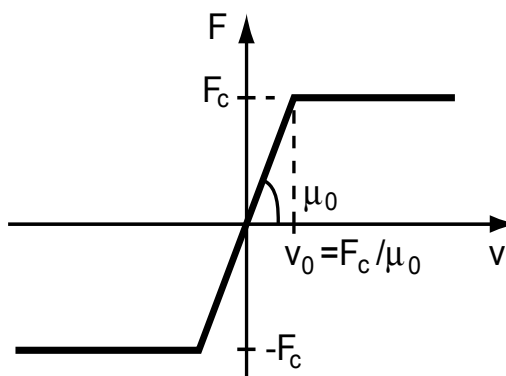


Obr. 11: Výsledky simulace testu kruh. interpolace při působení Coulombovy třecí síly o hodnotě 118 N

Vzájemným porovnáním výsledků z obr. 11 a 10 lze odhalit několik neshod (označených kroužkem) vzniklých v důsledku nepřesné volby modelu tření: špičkové hodnoty polohové odchylky vycházející ze simulace jsou asi 2,5 krát větší, než byly naměřeny, a průběh proudu získaný simulací obsahuje oproti změřenému průběhu vysoké překmity v důsledku náhlé skokové změny třecí síly. Tyto nesrovnalosti se odstraní, pokud se od Coulombova modelu tření (obr. 12a) přejde na model, jehož třecí funkce má průběh dle obr. 12b. Ten je charakteristický postupným lineárním nárůstem třecí síly v rozsahu rychlostí $\langle 0, v_0 \rangle$. Tento nárůst je dán součinitelem rychlostně závislého tření při velmi malých rychlostech μ_0 .



Obr. 12a: Coulombovo tření

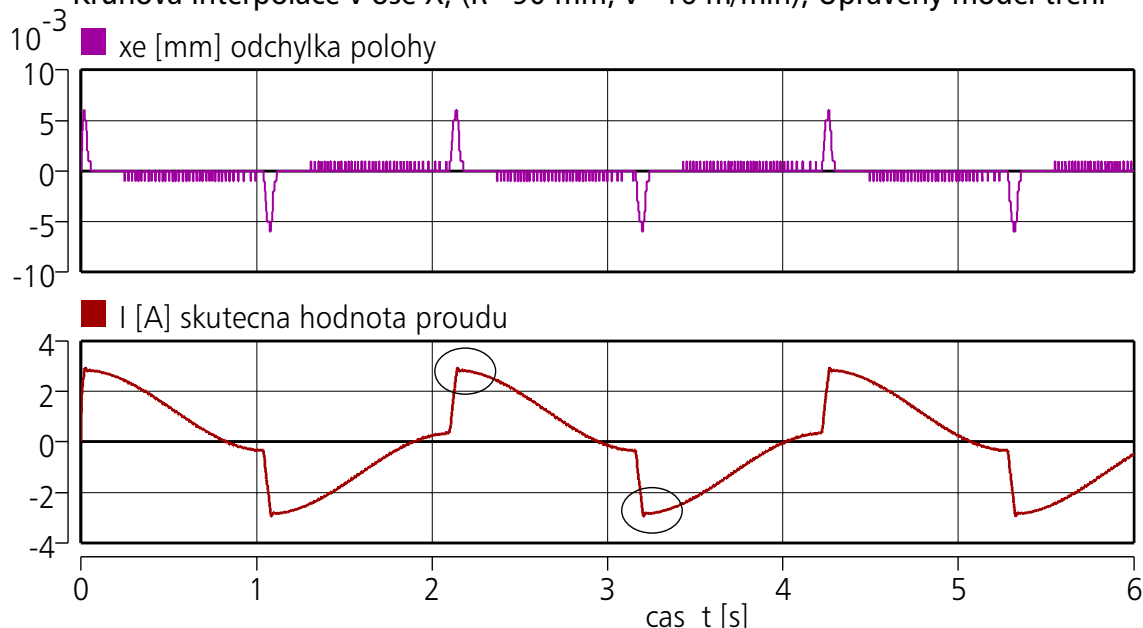


Obr. 12b: Upravený model tření

Zavedením tohoto modelu tření do simulačního výpočtu se špičková odchylka polohy začne při snižování hodnoty součinitele μ_0 snižovat (u Coulombova modelu je $\mu_0 = \infty$). Iterativním postupem se dojde k hodnotě $\mu_0 = 7000\text{ N.s/m}$ ($v_0 = 0,017\text{ m/s}$), při které je odchylka polohy vyšetřované osy rovna naměřené hodnotě $6\text{ }\mu\text{m}$ (obr. 13). Skutečnost, že model tření neobsahuje typickou statickou složku, lze vysvětlit tak, že při relativně rychlém kmitavém pohybu osy mají plochy, které se o sebe třou, velmi málo času na to, aby mohly na sobě ulpět a mechanismus statického tření aktivovat. Navíc je třeba brát zřetel na to, že posuvy zkoumaného stroje MCFV 5050LN jsou realizovány valivým vedením. Klasické modely tření byly identifikovány pro vedení kluzné, které je oproti valivému vedení podstatně jednodušší. Konstrukční složitost a sama podstata valivého vedení může být příčinou nestandardního tvaru třecí funkce. Svou roli na vyšetřeny

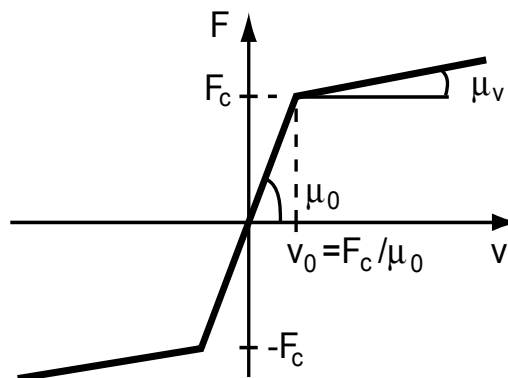
pohyb při malých rychlostech může hrát i určitá poddajnost valivých elementů či hnízd ve směru pohybu a také poddajnost jejich uchycení.

Kruhova interpolace v ose X, ($R=90$ mm, $v=16$ m/min), Upravený model tření



Obr.13: Výsledky simulace testu kruh. interpolace s použitím upraveného modelu třecí funkce ($\mu_0=7000$ N.s/m, $F_c=118$ N)

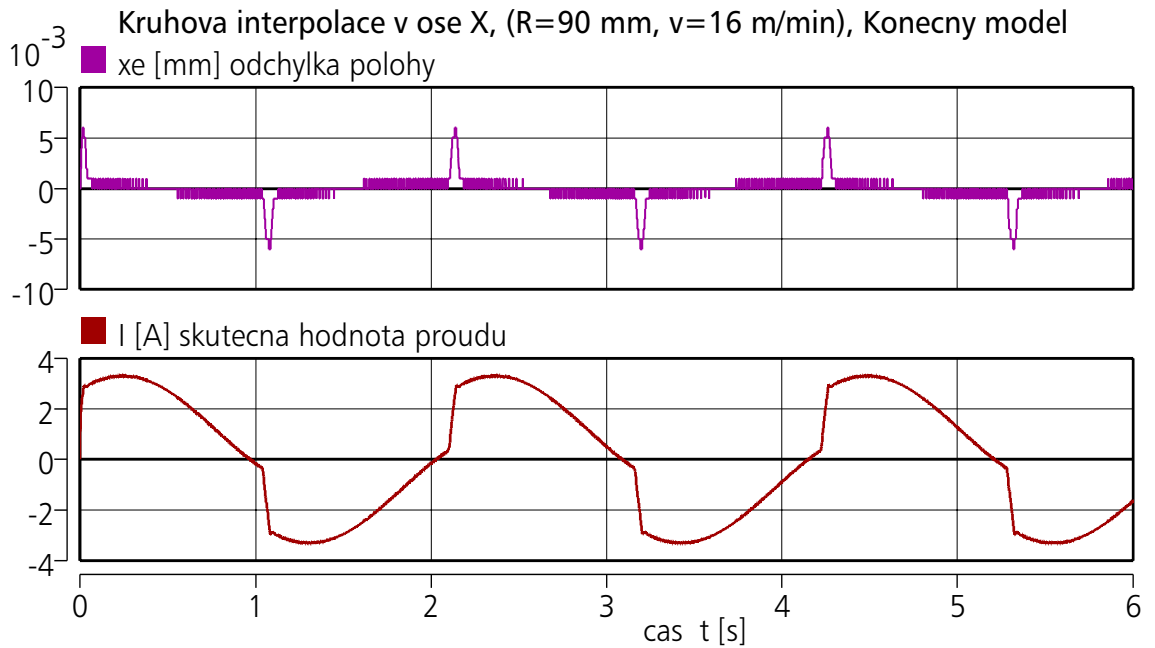
Výsledky simulace (obr.13) s použitím upraveného modelu tření se již více přiblížily naměřeným průběhům. Průběh proudu vykazuje ještě drobné rozdíly oproti změřenému průběhu ve vyznačených místech: hlavně nedochází po skokové změně proudu k jeho dalšímu pozvolnému zvyšování (myšleno v absolutní hodnotě). Tento nedostatek se odstraní zavedením rychlostně závislého (viskózního) tření definovaného součinitelem μ_v , přičemž se předpokládá, že se začne uplatňovat až při rychlosti větší než v_0 (obr. 14). Matematický zápis výsledného modelu třecí funkce pak má tvar:



Obr. 14: Identifikovaný model tření

$$F = \begin{cases} \mu_0 v & |v| \leq v_0 \\ (F_c + (|v| - v_0)\mu_v) \operatorname{sgn}(v) & |v| > v_0 \end{cases} \quad (1)$$

S použitím simulace se iterativně dospěje k hodnotě $\mu_v=500$ N.s/m, při které se již vypočtené a naměřené výsledky velmi dobře shodují viz obr. 15. Drobné odlišnosti lze najít v určité nesymetrii naměřeného průběhu proudu vyznačující se odlišnou velikostí skokové změny proudu v kladné a záporné části průběhu. Příčinou této nesymetrie může být např. vliv nosiče kabelů, krytování apod. Principiálně je možné zahrnout i tento fenomén do modelu tření zadáním různých hodnot všech tří parametrů modelu (μ_0 , F_c , μ_v) pro oba směry pohybu.



Obr. 15: Výsledky simulace testu kruh. interpolace s použitím identifikovaného modelu třecí funkce ($\mu_0=7000 \text{ N.s/m}$, $F_C=118 \text{ N}$, $\mu_v=500 \text{ N.s/m}$)

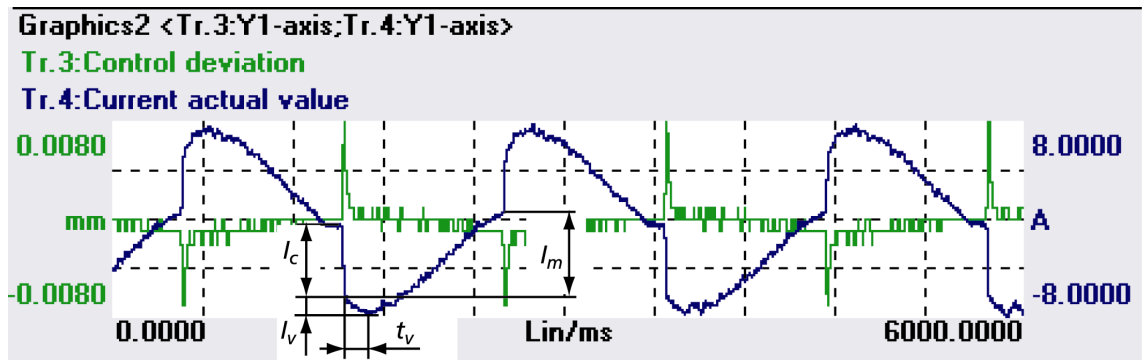
Hodnotu součinitele μ_v lze stanovit také exaktně z naměřeného průběhu proudu. Po reverzaci je průběh rychlosti dán vztahem $v(t)=v.\sin(v.t/r)$, a průběh zrychlení $a(t)=v^2/r.\cos(v.t/r)$. Pro hodnotu rychlostně závislé složky třecí síly v čase t_v , kdy průběh proudu dosahuje extrémní hodnoty, (obr. 16) platí za předpokladu $v_0=0$:

$$\mu_v v \sin\left(\frac{v}{r} t_v\right) = k_{F3} I_v + m \frac{v^2}{r} \left(1 - \cos\left(\frac{v}{r} t_v\right)\right), \quad (2)$$

takže výsledný vztah pro součinitel μ_v má tvar

$$\mu_v = \frac{k_{F3} I_v + m \frac{v^2}{r} \left(1 - \cos\left(\frac{v}{r} t_v\right)\right)}{v \sin\left(\frac{v}{r} t_v\right)} \quad (3)$$

S použitím vztahu (3) vychází pro sledovaný průběh proudu v ose X na obr. 10 hodnota $\mu_v=430 \text{ N.s/m}$, což lze vzhledem k hrubému měřítku grafu považovat za velmi dobrou shodu s výsledky simulace. Pro osu Y (obr. 10 dole) pak vychází $\mu_v=3600 \text{ N.s/m}$ ($I_v=2,2 \text{ A}$, $t_v=0,18 \text{ s}$).



Obr. 16: Identifikace parametrů třecí funkce z naměřeného průběhu proudu

Z naměřeného průběhu je možné i přibližně odhadnout pohyblivou hmotu v příslušné ose, pro kterou platí

$$m = \frac{I_m k_{F3}}{2a} = \frac{I_m k_{F3} r}{2v^2} \quad (4)$$

S použitím vztahu (4) vychází na základě měření uvedeného na obr. 10 (dole) hmotnost osy Y $m=5,4.192,4/2,0,79=657 \text{ kg}$, což se velmi blíží odhadované hmotnosti osy 600 kg .

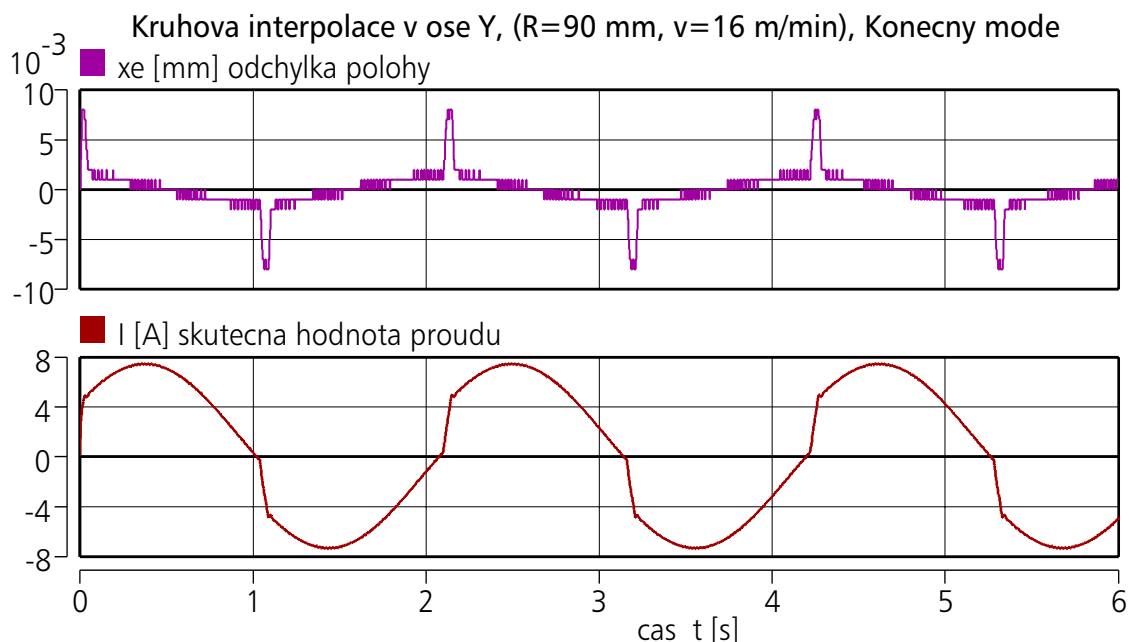
(Pozn.: Hodnota proudu I_m byla zjišťována z kladné části průběhu proudu. V záporné části vychází tato hodnota poněkud vyšší, což může mít svou příčinu v přidavné tažné síle kabelového nosiče, který je v této fázi pohybu zvedán).

Pro úplnost uveďme ještě vztah pro výpočet Coulombovy síly F_C

$$F_C = \frac{I_C}{2} k_{F3} \quad (5)$$

Pro osu Y vychází dle (5) ($I_C=4,4 \text{ A}$) $F_C=423 \text{ N}$, takže součinitel Coulombova tření má hodnotu $\mu_C=F_C/m.g=0,07$. V ose X vychází jeho hodnota přibližně $\mu_C=0,062$. Oba výsledky by se měly teoreticky shodovat, neboť v obou osách bylo použito stejného typu a počtu valivých hnízd. V ose Y je však použit typ krytování s kluzným třením, což je zřejmě příčinou toho, proč součinitel μ_C vychází pro osu Y nepatrně vyšší.

Výsledky simulace pohybu v ose Y vykazující poměrně dobrou shodu s výsledky měření (obr. 10 dole) jsou zobrazeny na obr. 17. Pro simulaci byly použity hodnoty parametrů spočítané ze vztahů (3) a (5), hodnota součinitele μ_0 byla nalezena iterativně.



Obr. 17: Výsledky simulace testu kruh. interpolace v ose Y s použitím identifikovaného modelu třecí funkce ($\mu_0=22\,000 \text{ N.s/m}$, $F_C=423 \text{ N}$, $\mu_v=3600 \text{ N.s/m}$)

4. Závěr

V příspěvku je předložen model třecí funkce, který byl identifikován z výsledků měření při kruhové interpolaci na pohybových osách NC strojů s valivým vedením. Nelze však předpokládat, že tento model je univerzální. Model nedává dobré výsledky při simulaci pohybů, kdy dochází k pohybu po delší fázi klidu. Tyto pohyby naopak velmi dobře vystihují klasické modely tření s výraznou statickou (stiction) složkou. Vzájemné porovnání výsledků měření proudu v příslušné ose při kruhové interpolaci (obr. 16) provedených s určitým časovým odstupem může být, na základě uvedených souvislostí se třením, rychlým prostředkem diagnostiky stavu valivého vedení.

Tyto výsledky byly získány za finančního přispění Ministerstva školství, mládeže a tělovýchovy v rámci podpory projektu výzkumu a vývoje LN00B128.