

Modellgestützte Bewegungsführung von quasistatischen Mikroscannern

Model-based motion tracking for quasistatic microscanners

Dipl.-Ing. Richard Schroedter¹, cand.ing. Matthias Roth¹, Dr.-Ing. Thilo Sandner², Prof. Dr. techn. Klaus Janschek¹

¹ Institut für Automatisierungstechnik, Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik, Technische Universität Dresden, 10162 Dresden, klaus.janschek@tu-dresden.de

² Fraunhofer Institut für Photonische Mikrosysteme (FhG-IPMS), AMS, Mikroscanner F&E, Maria-Reiche-Str.2, D-01109 Dresden, thilo.sandner@ipms.fraunhofer.de

Kurzfassung

Aktuelle Arbeiten am Fraunhofer Institut für Photonische Mikrosysteme (FhG-IPMS) fokussieren sich auf die Entwicklung von quasistatischen Mikroscannern, die aufgrund ihres neuartigen Antriebskonzeptes mit vertikalen Kammantrieben im Vergleich zum Stand der Technik größere statische Ablenkwinkel und eine dynamische nicht resonante Strahlführung ermöglichen. Für eine Vielzahl von Anwendungen wird eine präzise dynamische Ablenkung von Licht unter Einhaltung bestimmter Bewegungsrandbedingungen benötigt. So kann es erforderlich sein, ein Lichtbündel mit konstanter Geschwindigkeit streifend über ein Zielgebiet zu führen, die Geschwindigkeit des Scanvorgangs dynamisch anzupassen oder schnell und präzise zwischen Zielpositionen hin und her zu schalten, wie dies mit resonant betriebenen MEMS-Scannern nicht möglich ist. Der vorliegende Beitrag beschreibt aktuelle Ergebnisse einer modellbasierten Bewegungsführung für diese Art quasistatischer MEMS Kammantriebe. Aufbauend auf einem an einem realen Mikroscanner validierten dynamischen nichtlinearen Modell werden unterschiedliche Konzepte für eine robuste und optimierte Bewegungsführung untersucht. Zur dynamischen Bewegungsführung werden verschiedene Ansätze zur Trajektorienherzeugung hergeleitet (Input-Shaping, dynamisches Vorfilter, flachheitsbasierter Ansatz) und an einem realen Mikroscanner getestet. Im Beitrag werden neben Modellierungs- und Entwurfsaspekten insbesondere die erzielbaren Systemleistungen auf Basis der experimentellen Ergebnisse diskutiert.

Abstract

Current work at the Fraunhofer Institute for Photonic Microsystems (FhG-IPMS) are focusing on the development of quasistatic microscanners for large angle deflection and high dynamic non-resonant scan profiles for compact laser scanning instruments. The present paper describes new results for model-based motion tracking of such type of MEMS comb transducers. Several approaches for robust and optimized trajectory generation and open-loop motion control based on a validated dynamic nonlinear model of a real microscanner are investigated and experimentally tested: input shaping, dynamic prefilter, flatness-based trajectory generation. The paper discusses modeling and design details and evaluates system performances based on experimental results with a real microscanner assembly.

1 Einführung

Mikromechanische Scanner zur quasistatischen 1D und 2D Ablenkung von Laserstrahlen werden für Anwendungen in der Messtechnik, der optischen Telekommunikation und im Konsumgüterbereich in Betracht gezogen. Die prinzipiell aufgrund der geringen Massenträgheit der bewegten Spiegelplatte zu erzielenden hohen Scanfrequenzen, die den Einsatz in den genannten Applikationen motivieren, werden heute für elektrostatisch angetriebene mikromechanische Scanner nur unzureichend erzielt. Dies wird insbesondere durch die für die MEMS-Bauelemente typische geringe mechanische Dämpfung verursacht, die in einem starken Überschwingen des Mikrospiegels um die adressierte Sollposition resultiert. Dies kann aufgrund der vergleichsweise geringen elektrostatischen Antriebsmomente nur teilweise kompensiert werden. Um dennoch mit einem schwach gedämpften quasistatischen Mikroscannerspiegel eine schnelle und präzise Strahlpositionierung zu ermöglichen, bedarf es einer dynamischen

Bewegungsführung der Spiegelpositionierung, welche die Spezifika der Mikroaktuatoren und insbesondere deren Nichtlinearitäten berücksichtigt.

Die vorliegenden Untersuchungen zu Steuerungskonzepten für quasistatische Mikroscanner erfolgten anhand des in Bild 1 gezeigten elektrostatischen 2D-Mikroscanners mit resonant bei 1600Hz betriebener Spiegelachse, die kardanisch über Torsionsfedern in einem quasistatisch aktuierten Rahmen drehbar gelagert ist. Der quasistatische Antrieb des Rahmens wird über vertikale Kammantriebe in einer sogenannten *SVC*- (*staggered vertical comb*) Anordnung realisiert. Hierzu sind die stationären Antriebs Elektroden beidseitig symmetrisch zur Drehachse des bewegten Rahmens abgesenkt und können getrennt voneinander mit elektrischem Potential beaufschlagt werden. Dies ermöglicht eine quasistatische Stellmöglichkeit des beweglichen Rahmens aus der Ruhelage heraus. Die technologische Umsetzung der vertikalen Kammantriebe erfolgt mittels eines neuartigen, vom Fraunhofer IPMS entwickelten Bauelementkonzeptes, bei dem die stationären

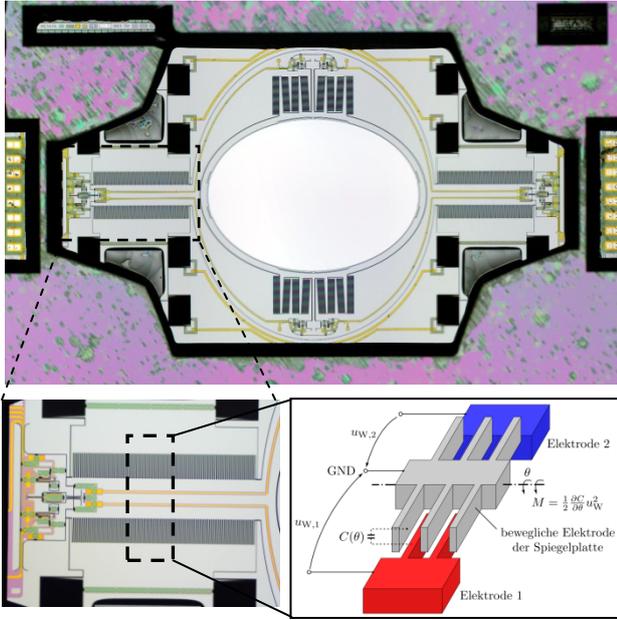


Bild 1 Kardanisch gelagerter 2D-Mikroscanner mit resonantem innerem Spiegel und quasistatischem Rahmen

Kammelektroden über elastische Festkörpergelenke in der Strukturebene gelagert sind und erst während eines abschließenden Packaging-Prozesses definiert ausgelenkt und stoffschlüssig permanent fixiert werden [1]. Dies ermöglicht neben großen statischen Ablenkwinkeln von typisch $\pm 10^\circ$ einen vereinfachten Fertigungsprozess. Der in Bild 1 gezeigte 2D-Mikroscanner besitzt eine elliptische Spiegelapertur von $2,6 \times 3,6 \text{ mm}^2$ und erlaubt für den quasistatischen Rahmen mit 125 Hz Eigenfrequenz einen mechanischen Ablenkwinkel von $\pm 10^\circ$ bzw. $\pm 20^\circ$ für die innere resonante Achse. Zur simultanen Messung der Spiegelposition sind piezoresistive Positionssensoren in die Torsionsfederaufhängungen beider Rotationsachsen integriert; diese werden für die vorliegenden Untersuchungen jedoch nicht verwendet. Der 2D Mikroscanner wurde speziell für eine neuartige 3D-TOF-Kamera entwickelt, welche durch situationsbezogene Steuerung der vertikalen Scanbewegung eine adaptive Steuerung der optischen Auflösung in relevanten Bildbereichen ermöglicht, wie sie u.a. von autonomen Robotern benötigt wird.

Aus mechatronischer Sicht stellt der Mikroscanner einen elektrostatischen (kapazitiven) Wandler mit Kammstruktur dar. Für den hier untersuchten quasistatischen Modus ist speziell das extrem schwach gedämpfte Masse-Feder-System mit nichtlinearer Ansteuercharakteristik eine große Herausforderung für die Realisierung von hochgenauen und hochdynamischen Bewegungsprofilen.

Aus technologischen Gründen sollen ausschließlich Steuerungslösungen ohne Positionsrückführung (d.h. open loop) betrachtet werden. Damit besteht die Aufgabe, geeignete Referenztrajektorien bzw. Spannungsverläufe für die elektrische Ansteuerung der Kammantriebe zu erzeugen. Konkret werden hier vier aus der Literatur bekannte Verfahren diskutiert: *Input-Shaping* [2,3], *Sollwertsteuerung* durch ein *Vorfilter* [4] und *flachheitsba-*

sierte Trajektorienerzeugung [5,6] sowie die Möglichkeit einer analogen elektromechanischen Dämpfung über *Impedanzrückkopplung* [7].

Der Beitrag ist folgendermaßen aufgebaut: als Basis für den modellbasierten Entwurf wird in Abschn. 2 ein physikalisch-mathematisches Entwurfsmodell eingeführt. Im Abschn. 3 werden die untersuchten Steuerungskonzepte diskutiert, inkl. Stand der Technik und Entwurfsbesonderheiten für den vorliegenden Mikroscanner. Abschn. 4 widmet sich der Darstellung von experimentellen Ergebnissen, einem kritischen Vergleich und einer Bewertung der Steuerungslösungen.

2 Entwurfsmodell

Die analytische Beschreibung des Kammantriebes in SVC-Anordnung folgt der für reziproke Wandler anwendbaren Modellierungsmethodik in [7]. Der quasistatisch aktuierte Mikrospiegel mit dem beweglichen Teil der Kammelektrode (Auslenkung θ) ist über eine nichtlineare Torsionsfeder der Steifigkeit $k(\theta)$ mit dem Substrat verbunden. Ein als linear angenommenes viskoses Dämpfungsmoment hat seinen Ursprung in der viskosen Dämpfung durch die umgebende Luft. Eine Festkörperdämpfung ist bei dem aus monokristallinen Silizium bestehenden Mikrospiegel praktisch nicht vorhanden. Die elastische Aufhängung ist als progressive Torsionsfeder ausgeführt, wobei die Steifigkeit im nominellen Auslenkungsbereich um mehr als 30% ansteigt. Die Kennlinie der Federaufhängung ist in Bild 2 links zu sehen. Das nichtlineare Federmoment ergibt sich zu

$$M_{Feder}(\theta) = \int_0^\theta k(\theta') d\theta' \quad (1)$$

Das elektrostatische Antriebsmoment berechnet sich aus der räumlichen Kapazitätsänderung und der Antriebsspannung an den Kammelektroden:

$$M_{el}(\theta, u_W) = \frac{1}{2} \frac{\partial C(\theta)}{\partial \theta} u_W^2 \quad (2)$$

Aus der Drehmomentbilanz an der Spiegelplatte folgt das nichtlineare dynamische Systemmodell des Mikroscanners:

$$\begin{aligned} J_M + b\dot{\theta} + M_{Feder}(\theta) &= M_{el}(\theta, u_W) \\ i_W(\theta, \dot{\theta}, u_W, \dot{u}_W) &= C(\theta)\dot{u}_W + \frac{\partial C(\theta)}{\partial \theta} \dot{\theta} u_W \end{aligned} \quad (3)$$

Die Parameter für die Rotationsträgheit und der viskose Dämpfungskoeffizient wurden wie folgt ermittelt: $J_M = 4.35 \cdot 10^{-12} \text{ kg m}^2$, $b = 3.3 \cdot 10^{-11} \text{ Nms / rad}$. Die Eingangsspannung u_W wurde im Versuchsaufbau auf $\pm 150 \text{ V}$ begrenzt.

Das nichtlineare Systemmodell in Gl. (3) kann in einem Arbeitspunkt $(\theta_0, u_{W,0})$ linearisiert werden. Dies führt zu einem Modell für das Kleinsignalverhalten in der Umgebung des Arbeitspunktes mit den neuen Systemgrößen $\Delta\theta = \theta - \theta_0$ und $\Delta u_W = u_W - u_{W,0}$.

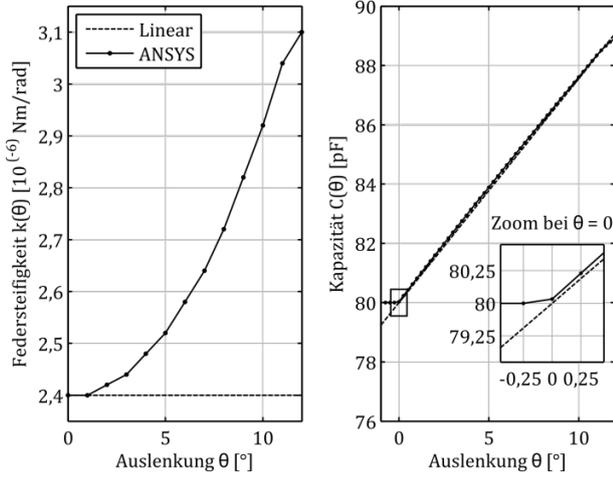


Bild 2 Torsionsfedersteifigkeit und Kammelektrodenkapazität in Abhängigkeit des mechanischen Auslenkwinkels

Dieses Kleinsignalmodell ist ausführlich in [7] beschrieben. Als Parameter des linearen Modells werden die elektrische Spannungssteifigkeit k_{el} , der elektrostatische Koppelfaktor K_{el} , sowie die am Arbeitspunkt auftretende Kapazität C_R und Federsteifigkeit k_R wie folgt definiert:

$$k_{el} := \frac{\partial C^2(\theta)}{\partial \theta^2} u_W^2 \Big|_{\substack{u_W = u_{W,0} \\ \theta = \theta_0}}, \quad K_{el} := \frac{\partial C(\theta)}{\partial \theta} u_W \Big|_{\substack{u_W = u_{W,0} \\ \theta = \theta_0}}. \quad (4)$$

$$C_R := C(\theta) \Big|_{\theta = \theta_0}, \quad k_R := k(\theta) \Big|_{\theta = \theta_0}$$

3 Modellbasierte Bewegungsführung

Um das schwach gedämpfte Mikrospiegelsystem auf die geforderte Dreieckstrajektorie zu zwingen ist eine Steuerung unter gezielter Nutzung der Systemdynamik notwendig. Im Folgenden werden vier untersuchte Konzepte vorgestellt.

3.1 Systemstruktur

Bild 3 beschreibt die Systemstruktur für die beidseitige (bipolare) Auslenkung des Mikrospiegels. Die Steuerung modifiziert die von außen bereitgestellte Solltrajektorie $\theta^r(t)$ und berechnet die Spannungstrajektorie $u^r(t)$ anhand des Mikrospiegelmodells. Ein Funktionsgenerator erzeugt den Spannungsverlauf u_Q^+, u_Q^- getrennt für die Kammelektroden beider Auslenkrichtungen (siehe Bild 1). Der optionale Reihenwiderstand R realisiert eine zusätzliche elektromechanische Dämpfung des Systems – Impedanzrückkopplung, siehe Abschn. 3.5.

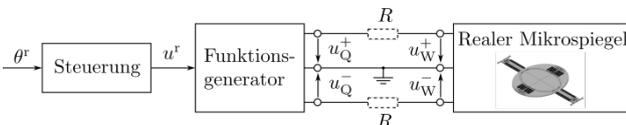


Bild 3 Systemstruktur – Blockschaltbild mit elektrischer Beschaltung

3.2 Adaptives Vorfilter

Ein gängiges Steuerungskonzept nutzt eine zumeist *lineare Sollwertfilterung* (Vorfilter), womit in geeigneter Weise die ungewünschte Dynamik des Systems kompensiert wird, siehe z.B. [4]. Hierfür wird in der Regel das inverse lineare Systemmodell herangezogen. Für das vorliegende Mikrospiegelsystem ist eine aussteuerungsabhängige Modellvariation zu berücksichtigen. Da im vorliegenden Fall die Scanfrequenz mit 10 Hz deutlich unterhalb der Eigenfrequenz des Mikrospiegels von 125 Hz liegt, ist es möglich den Arbeitspunkt nachzuführen und damit das nicht-lineare Mikrospiegelmodell im gesamten Auslenkungsbeereich geeignet abzubilden. Man erhält das in Bild 4 dargestellte *adaptive Vorfilter*.

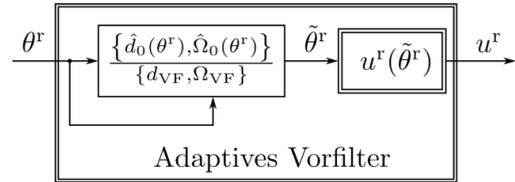


Bild 4 Blockschaltbild des adaptiven Vorfilters

Der erste Block stellt den dynamischen Teil des Filters dar, welches im Zähler die aussteuerungsabhängige Dynamik des Mikrospiegelmodells und im Nenner zwei frei wählbare Pole für dessen Realisierbarkeit enthält:

$$\{\hat{d}_0(\theta^r), \hat{\Omega}_0(\theta^r)\} := 1 + 2\hat{d}_0(\theta^r) \frac{s}{\hat{\Omega}_0(\theta^r)} + \frac{s^2}{\hat{\Omega}_0^2(\theta^r)}$$

$$\{d_{VF}, \Omega_{VF}\} := 1 + 2d_{VF} \frac{s}{\Omega_{VF}} + \frac{s^2}{\Omega_{VF}^2}.$$

Die Eigenkreisfrequenz $\hat{\Omega}_0$ und Dämpfung \hat{d}_0 werden mit Hilfe der Linearisierung Gl. (4) berechnet zu

$$\hat{\Omega}_0 = \sqrt{\frac{\hat{k}(\theta^r) - \hat{k}_{el}(\theta^r)}{\hat{J}_M}}$$

$$\hat{d}_0 = \frac{1}{2} \frac{\hat{b}}{\hat{k}(\theta^r) - \hat{k}_{el}(\theta^r)} \sqrt{\frac{\hat{k}(\theta^r) - \hat{k}_{el}(\theta^r)}{\hat{J}_M}}. \quad (5)$$

Die Solltrajektorie θ^r wird direkt für die Nachführung des Arbeitspunktes des Vorfilters verwendet. Anschließend wird das gefilterte Signal mit der inversen statischen Auslenkungskennlinie in eine Spannungstrajektorie umgerechnet.

Das *adaptive Vorfilter* kann auch mit der Impedanzrückkopplung (siehe Abschn. 3.5) kombiniert werden, wodurch die Robustheit erhöht wird [8].

3.3 Input-Shaping

Das sogenannte *Input-Shaping* nach [2] basiert auf einer gezielten Auslöschung von Eigenschwingungen durch geeignete Gestaltung der Solltrajektorie mit Impulsen und wurde mehrfach an MEMS Wandlern implementiert [9-12].

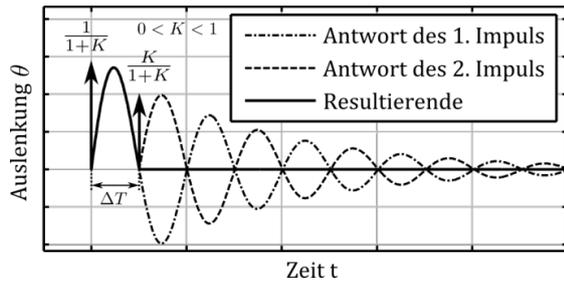


Bild 5 Input-Shaping: Auslöschung der Schwingungen durch Impulse (ZV-Shaper)

Bild 5 zeigt exemplarisch die Auswirkung des *Zero-Vibration (ZV) Shaper* mit zwei Impulsen für ein schwach gedämpftes schwingungsfähiges System. Eine größere Robustheit gegenüber Parameterungenauigkeiten erreicht man u.a. durch Verwendung mehrerer Impulse mit dem sogenannten *Zero-Vibration-and-Zero-Derivative (ZVD) Shaper* [3,12].

Die Amplituden der Impulse werden nach Tabelle 1 und den linearen Modellparametern nach Gl. (4) und (5) (z.B. für Arbeitspunkt $\theta_0 = 4^\circ$ folgt $\omega_0 = 767 \text{ rad/s}$, $d_0 = 5,614 \cdot 10^{-3}$) wie folgt berechnet:

$$K = e^{-\frac{d_0 \pi}{\sqrt{1-d_0^2}}}, \quad \Delta T = \frac{\pi}{\omega_0 \sqrt{1-d_0^2}}$$

Anschließend wird die Dreieckstrajektorie mit diesen Impulsen gefaltet. Für die exakte Kompensation wird ein *lineares* Verhalten vorausgesetzt, d.h. Eigenfrequenz und Dämpfung müssen hinreichend genau bekannt sein. Im vorliegenden Fall sind diese Modellparameter jedoch aussteuerungsabhängig und damit ist über den gesamten Aussteuerungsbereich keine exakte Kompensation zu erwarten.

Tabelle 1 Berechnungsvorschrift der Amplituden für 2, 3 und 4 Impulse

Impulsanzahl	Veranschaulichung an Dreieckstrajektorie	Zeitpunkte			
		0	ΔT	$2\Delta T$	$3\Delta T$
2		$\frac{1}{1+K}$	$\frac{K}{1+K}$	0	0
3		$\frac{1}{N_3}$	$\frac{2K}{N_3}$	$\frac{K^2}{N_3}$	0
4		$\frac{1}{N_4}$	$\frac{3K}{N_4}$	$\frac{3K^2}{N_4}$	$\frac{K^3}{N_4}$

$$N_3 = 1 + 2K + K^2, \quad N_4 = 1 + 3K + 3K^2 + K^3$$

3.4 Flachheitsbasierte Vorsteuerung

Als eine höchst attraktive Variante für die Trajektoriengenerierung für lineare und nichtlineare Systeme haben sich flachheitsbasierte Ansätze etabliert [4-6] und wurden auch für MEMS-Anwendungen genutzt, z.B. [13]. Das vorliegende nichtlineare Mikrospiegelmodell genügt der Eigen-

schaft der *Flachheit* und ermöglicht somit einen systematischen flachheitsbasierten Steuerungsentwurf.

Der Eingang $u = u_w$ und der Ausgang $y = \theta$ lassen sich durch den sogenannten *flachen Ausgang* z und dessen Ableitungen mit der Wahl $z = \theta$ und den Gl. (1-3) wie folgt berechnen:

$$u = u(z, \dot{z}, \ddot{z}) = \sqrt{\frac{2}{\frac{\partial C(z)}{\partial z}} \left(J_M \ddot{z} + b \dot{z} + \int_0^z k(\tilde{z}) d\tilde{z} \right)} \quad (6)$$

$$y = y(z) = z$$

Mit der zweiten Zeitableitung von z in Gl. (6) besitzt das System den *relativen Grad* $r = 2$ und fordert eine zweimal stetig differenzierbare Steuerfunktion $z(t)$. Die ursprüngliche Dreieckstrajektorie wurde deshalb durch Polynome 5. Ordnung an den Umkehrpunkten oberhalb der 80% Auslenkung abgerundet, wodurch der Übergang zwischen den linearen Abschnitten stetig bis zur 2. Ableitung ist (siehe Bild 6).

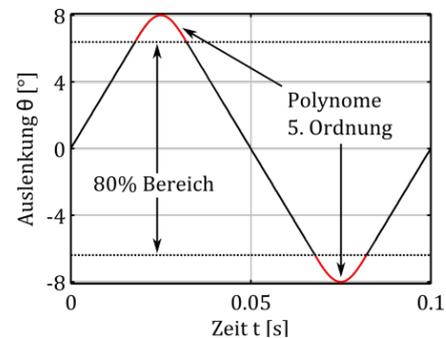


Bild 6 Flache Steuertrajektorie $z(t)$ mit 80% linearem Bereich und Abrundung durch Polynome 5. Ordnung (rot)

Diese Steuertrajektorie und deren Ableitungen werden nun zusammen mit den Modellparametern in Gl. (6) eingesetzt und in die Spannungssteuertrajektorie $u^r(t)$ umgerechnet. Damit ist eine explizite Berücksichtigung der nichtlinearen Modelleigenschaften möglich.

3.5 Impedanzrückkopplung

Die bisher vorgestellten Steuerungskonzepte nehmen keinen direkten Einfluss auf die Systemdynamik, speziell auf die extrem kleine mechanische Dämpfung des Mikrospiegelsystems. Über eine Serienimpedanz im Ansteuerkreis, z.B. Ohmscher Widerstand R , (siehe Bild 3), lässt sich jedoch unter Nutzung der inhärenten elektromechanischen Kopplung das mechanische System auf elegante Weise elektrisch bedämpfen. Mittels elektrischer Rückkopplung – *Impedanzrückkopplung*, detailliert beschrieben in [7] – ergibt sich wegen

$$u_w = u_Q - R \cdot i_w$$

und Gl. (3) eine über R analog rückgekoppelte Systemstruktur. Über die Wahl eines optimalen Serienwiderstandes, lässt sich arbeitspunktbezogen eine maximale Dämpf-

fung der entstehenden Pole des rückgekoppelten Systems einstellen (hier z.B. $R = 15 \text{ M}\Omega$ am Arbeitspunkt $\theta_0 = 4^\circ$). Diese äußerst einfache und wirkungsvolle Systemmodifikation lässt sich auch vorteilhaft für das vorliegende Mikrospiegelsystem einsetzen, für eine detaillierte Untersuchung (*unipolarer Betrieb*) sei auf [8] verwiesen. Durch die bedeutend größere Dämpfung wird inhärent die Robustheit gegenüber Parameterunsicherheiten (Eigenfrequenz) verbessert, es verbleiben generell kleinere residuale Schwingungen und im Fehlerfall werden mechanische Überbeanspruchungen verhindert. Im vorliegenden Fall zeigen sich jedoch im Bereich des mechanischen und elektrischen *Nulldurchganges* unschöne Artefakte (Anregung von Eigenschwingungen) aufgrund der langsamen Auf-/Entladung der konstanten Wandlerkapazität von 80 pF (siehe Bild 2) bei einem Widerstand $R \neq 0$. Ohne größere Modifikationen ist deshalb die Impedanzrückkopplung für den hier betrachteten *bipolaren Betrieb* des Mikrospiegels nur *unzureichend* einsetzbar und wird bei der nachfolgenden Darstellung der experimentellen Ergebnisse nicht weiter betrachtet.

4 Experimentelle Verifikation

Ziele der experimentellen Verifikation sind (i) Nachweis der Repräsentativität des Entwurfsmodells aus Abschn. 2 und (ii) Ermittlung vergleichender Systemleistungen der in Abschn. 3 dargestellten Steuerungslösungen unter operationellen Bedingungen (Rasterscan mit Dreieckstrajektorien) an einem realen Mikrospiegel gemäß Bild 1.

4.1 Experimentaufbau

Für die Bestimmung der Auslenkung $\theta(t)$ wurde die Reflexion eines Laserstrahles am Mikrospiegel auf einem optischen Positionssensor (PSD) gemessen. Die Spannungstrajektorie wurde mit einem Funktionsgenerator und einem Verstärker realisiert.

4.2 Experimentergebnisse

Die Experimentergebnisse zeigen, dass das vorliegende Entwurfsmodell das Mikrospiegelverhalten hinreichend gut abbildet. Für die Berechnung der Steuertrajektorien wurde zunächst die statische Auslenkungskennlinie gemessen und die Modellparameter $\hat{\Omega}_0(\theta)$ und $\hat{d}_0(\theta)$ aus Impulsantworten an verschiedenen Arbeitspunkten bestimmt. Als wichtige Systemparameter werden dabei die jeweils mit ANSYS (siehe Bild 2) ermittelte Federsteifigkeit $k(\theta)$ und die Kapazitätsfunktion $C(\theta)$ verifiziert. Ohne Impedanzrückkopplung ist die Dämpfung durch Kontakt- und Leitungswiderstände vernachlässigbar klein und entspricht näherungsweise dem Modellparameter. Die gute Modellübereinstimmung ist exemplarisch für eine Sprunganregung ohne weitere Korrektur in Bild 7a ersichtlich. Ebenso erkennt man aus Bild 7b-d eine gute Modellübereinstimmung (Simulation vs. Messung) für verschiedene Input-Shaping Varianten.

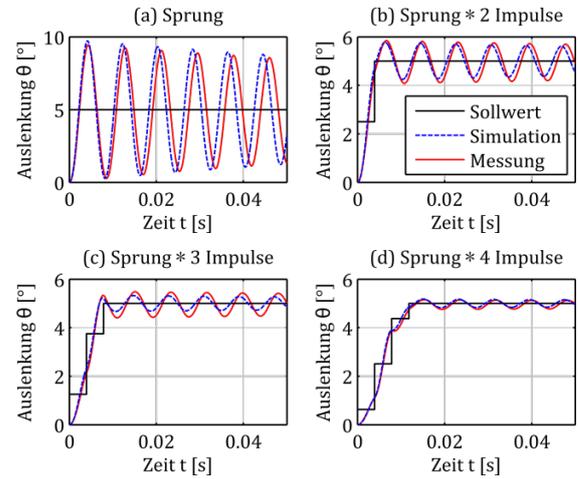


Bild 7 Experimentergebnisse für *Input-Shaping* (Entwurf für Arbeitspunkt 5°): (a) ohne Korrektur, (b) 2 Korrekturimpulse, (c) 3 Korrekturimpulse, (d) 4 Korrekturimpulse (alle ohne Impedanzrückkopplung, d.h. $R = 0$)

In Bild 8 sind exemplarische Experimentergebnisse für einen Rasterscan mit einer 10 Hz -Dreieckstrajektorie im eingeschwingenen Zustand dargestellt. In der Abweichung ist deutlich die residuale Eigenschwingung erkennbar, die bei der flachheitsbasierten Vorsteuerung betragsmäßig am kleinsten ausfällt. Der Grund darin liegt in der stetig differenzierbaren Ansteuertrajektorie, die die Eigenschwingung nur wenig anregt. Aus den in Abschn. 3.5 genannten Problemen beim Nulldurchgang von bipolaren Trajektorien werden hier nur Experimente *ohne* Impedanzrückkopplung betrachtet. Für eine detaillierte Darstellung von Experimentergebnissen *mit* Impedanzrückkopplung sei auf [8,14] verwiesen. Das Vorfilter wurde im Experiment an einem festen Arbeitspunkt verwendet.

Zum quantitativen Vergleich der untersuchten Steuerungskonzepte werden die folgenden *Metriken* eingeführt, die jeweils auf 80% des maximalen Auslenkbereiches $\theta_{\max} = 8^\circ$ bezogen sind:

- *Linearitätsfehler* $\Delta\theta_{lin}$ als maximale Abweichung von der Solltrajektorie $\theta^r(t)$:

$$\Delta\theta_{lin} = \frac{\max|\theta^r(t) - \theta(t)|}{1,6 \cdot \theta_{\max}}$$

- *Streuung* $\Delta\theta_{per}$ als maximale Abweichung von 49 Perioden vom gemeinsamen Mittelwert $\bar{\theta}(t)$:

$$\Delta\theta_{per} = \frac{\max|\bar{\theta}(t) - \theta(t)|}{1,6 \cdot \theta_{\max}}$$

Für die Realisierung des Rasterscans ist insbesondere eine große Reproduzierbarkeit mit einer möglichst kleinen Streuung notwendig, sodass eine korrekte Zuordnung der Bildpunkte des Laserscanners gewährleistet ist.

Tabelle 2 zeigt Ergebnisse zu den beiden Metriken *Linearitätsfehler* und *Streuung* für die drei dynamischen Korrekturverfahren Input-Shaping, konstantes Vorfilter und flachheitsbasierte Vorsteuerung. In der ersten Spalte sind zum Vergleich die Metriken für eine *rein statische Steuerung* (d.h. nur statische Auslenkungskennlinie ohne dynamische Korrektur) dargestellt. Die Abweichung in der Linearität sinkt mit den dynamischen Steuerungen um bis zu 4,5-fach und in der Streuung um bis zu 1,5-fach.

Tabelle 2 Linearitätsfehler $\Delta\theta_{lin}$ und Streuung $\Delta\theta_{per}$ der untersuchten Steuerungskonzepte für eine Periode einer 10 Hz-Dreiecktrajektorie bezogen auf 80% der maximalen Auslenkung (ohne Impedanzrückkopplung, d.h. $R = 0$)

	Statische Steuerung	Input-Shaping (2 Impulse)	Konst. Vorfilter	Flachheitsb. Vorsteuerung
$\Delta\theta_{lin}$ [%]	8,21	3,78	3,21	1,82
$\Delta\theta_{per}$ [%]	0,326	0,236	0,237	0,215

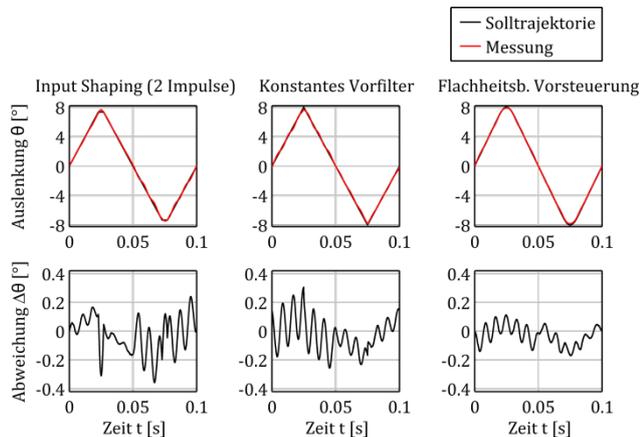


Bild 8 Experimentergebnisse der untersuchten Steuerungskonzepte; Oben: Solltrajektorie und Messung einer Periode einer 10 Hz-Dreiecktrajektorie, Unten: Abweichung der Messung von der Solltrajektorie (ohne Impedanzrückkopplung, d.h. $R = 0$)

4.3 Vergleich der Steuerungskonzepte

Die Zeitantwort in Bild 7a und die erste Spalte in Tabelle 2 zeigen deutlich die Notwendigkeit einer dynamischen Korrektur der Solltrajektorien, um die extrem schwach gedämpfte Eigenschwingung möglichst wenig anzuregen.

Die besten Ergebnisse erreicht man erwartungsgemäß mittels der flachheitsbasierten Vorsteuerung. Diese ermöglicht entsprechend Gl. (6) eine nichtlineare dynamische Korrektur über den gesamten Aussteuerungsbereich. Die am realen Mikroskanner vorhandenen residualen Anteile sind Modellfehlern geschuldet. Erstaunlicherweise zeigen jedoch auch die lediglich bezüglich eines Arbeitspunktes entworfenen Lösungsvarianten konstantes Vorfilter nach Abschn. 3.2 und Input-Shaping nach Abschn. 3.3 durchaus akzeptable Genauigkeiten, mit leichten Genauigkeitsvorteilen für das Vorfilter.

Während die Trajektorien für Input-Shaping und flachheitsbasierte Vorsteuerung a priori berechnet werden müssen, und damit nicht mehr variabel gehalten werden können (sie werden in Look-Up-Tables gespeichert), erlaubt die Vorfiltervariante auch veränderliche Sollwerttrajektorien, z.B. bei einem adaptiven Scanregime.

Kritisch für alle Verfahren ist der Nulldurchgangsbereich der Spiegelauslenkung θ bzw. die Kapazitätsfunktion $C(\theta)$, die messtechnisch schwer hinreichend genau zu erfassen ist. Ansonsten sind die wesentlichen Modellgrößen gut mit hinreichender Genauigkeit bestimmbar.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Im vorliegenden Beitrag wurde gezeigt, dass mittels modellbasierter dynamischer Vorsteuerung (open loop) ein akzeptabler dynamischer Betrieb von quasistatischen Microscannern möglich ist und die extrem schwach gedämpfte mechanische Eigenschwingung ausreichend gut kompensiert werden kann.

Interessant ist ein Vergleich dieser Ergebnisse mit zusätzlicher Impedanzrückkopplung, wie in [8] dargestellt. Abgesehen von den beschriebenen Problemen beim Nulldurchgang konnte bei unipolarer Auslenkung mittels Impedanzrückkopplung eine deutliche Genauigkeitsverbesserung und größere Robustheit erreicht werden (Faktor 2 bei Linearität, Faktor 3 bei Streuung). Derzeitige Untersuchungen versuchen deshalb, dieses Potenzial auch für den bipolaren Betrieb nutzbar zu machen.

6 Referenzen

- [1] Sandner, T., Jung, D., Kallweit, D., Grasshoff, T., Schenk, H.: *Microscanner with Vertical out of Plane Combdrive*. IEEE/LEOS Proc. Int. Conf. on Optical MEMS & Nanophotonics, 2011, pp. 33-34.
- [2] Singer, N.C.; Seering, W.P.: *Preshaping Command Inputs to Reduce System Vibration*. Trans. ASME, J. Dyn. Syst. Meas. Control, vol. 112, no. 1, 1990, pp. 76-82.
- [3] Pao, L.Y.; Singhose, W.E.: *On the equivalence of minimum time input shaping with traditional time-optimal control*. Proceedings of the 4th IEEE Conference on Control Applications, 1995, pp.1120-1125.
- [4] Zeitz, M.: *Vorsteuerungs-Entwurf im Frequenzbereich: Offline oder Online*. at-Automatisierungstechnik 60 (2012), S. 375-383.
- [5] Rothfuß, R.; Rudolph, J.; Zeitz, M.: *Flachheit - Ein neuer Zugang zur Steuerung und Regelung nichtlinearer Systeme*. at-Automatisierungstechnik 45 (1997), S. 517-524.
- [6] Hagenmeyer, V.; Zeitz, M.: *Flachheitsbasierter Entwurf von linearen und nichtlinearen Vorsteuerungen*. at-Automatisierungstechnik 52 (2004), S. 3-12.
- [7] Janschek, K.: *Systementwurf mechatronischer Systeme: Methoden, Modelle, Konzepte*. Springer-Verlag, 2010.
- [8] Janschek, K.; Sandner, T.; Schroedter, R.; Roth, M.: *Adaptive Prefilter Design for Control of Quasistatic Microscanners*. Accepted paper, 6th IFAC Symposium on Mechatronic Systems – Mechatronics '13, April 10-12, 2013, Hangzhou, China.
- [9] Borovic, B.; Hong, C.; Zhang, X.M.; Liu, A.Q.; Lewis, F.L.: *Open vs. Closed-Loop Control of the MEMS Electrostatic Comb Drive*. Proceedings of the 2005 IEEE International Mediterranean Conference on Control and Automation, pp. 982 – 988.
- [10] Chen, K.-S.; Ou, K.-S.: *Command-Shaping Techniques for Electrostatic MEMS Actuation: Analysis and Simulation*. Journal of Microelectromechanical Systems, Volume 16 (2007), Issue 3, pp.537-549.
- [11] Ou, K.-S.; Chen, K.-S.; Yang, T.-S.; Lee, S.-Y.: *Fast Positioning and Impact Minimizing of MEMS Devices by Suppression of Motion-Induced Vibration by Command-Shaping Method*. Journal of Microelectromechanical Systems, Vol. 20 (2011), No.1, pp. 128 – 139.
- [12] Schitter, G.; Thurner, Ph.J.; Hansma, P.K.: *Design and input-shaping control of a novel scanner for high-speed atomic force microscopy*. Mechatronics, Volume 18 (2008), Issues 5-6, pp. 282-288.
- [13] Zhu, G.; Levine, J.; Praly, L.; Peter, Y.-A.: *Flatness-Based Control of Electrostatically Actuated MEMS With Application to Adaptive Optics: A Simulation Study*. J. of Microelectromechanical Systems, Vol. 15 (2006), Issue 5, pp. 1165-1174.
- [14] Schroedter, R.: *Ein Beitrag zur Steuerung und Regelung für quasistatische Mikrospiegel*. Diplomarbeit, TU Dresden, Institut für Automatisierungstechnik, 2012.