

**Silizium-basierte Mikropumpen mit dem lateralen
nanoskopischen elektrostatischen Antrieb**

Von der Fakultät - MINT - Mathematik, Informatik, Physik,
Elektro- und Informationstechnik
der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg

genehmigte Dissertation

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor der Ingenieurwissenschaften
(Dr.-Ing.)

vorgelegt von

Master of Science

Sebastian Uhlig

geboren am 17.01.1988 in Cottbus

Vorsitzender: Prof. Dr. rer. nat. habil. Götz Seibold

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Dr. rer. nat. habil. Harald Schenk

Gutachter: Prof. Dr. mont. Mario Kupnik

Tag der mündlichen Prüfung: 29.04.2022

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen & Symbole	V
Abstract	XI
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	4
2.1 Oszillierende Verdrängermikropumpen	4
2.1.1 Allgemeiner Aufbau, Funktionsprinzip und ausgewählte Designs	4
2.1.2 Vergleich des Leistungsstandes	10
2.2 Der Nanoskopische Elektrostatische Antrieb (NED)	13
2.2.1 Das Funktionsprinzip	13
2.2.2 Vorarbeiten zu lateralen NED-Aktoren	14
3 Aufgabenstellung und Zielsetzung	17
4 Theoretische Grundlagen	19
4.1 Ausgewählte Grundlagen der Mikrofluidik	19
4.2 Elektrostatischer Antrieb und der Pull-In Effekt	21
4.3 Anisotrope Elastizität von Silizium	23
5 Entwicklung der Mikropumpe	25
5.1 Konzeption	25
5.1.1 Der Aktuationsmechanismus	25
5.1.2 Das laterale Pumpkonzept: Modulare Konfiguration	26
5.1.3 Die Systemintegration	29
5.2 Vorgehensweise und Methodik	31
5.3 Anforderung an die Dimensionierung der NED-Aktoren	34
5.3.1 Vertikale Pull-In Instabilität	38
5.3.2 Lösungsansatz zur Zellverkürzung	44
5.3.3 Optimierung und Anpassung der Aktorparameter	51
5.4 Design der Mikropumpe: Modellbildung	54
5.4.1 Hubvolumenerzeugung	55
5.4.2 Differenzdruckerzeugung	57
5.4.3 Passive Klappenventile	62
5.4.4 Pumpendynamik	65
5.4.5 Abschätzung des fluidischen Kurzschlusses	72
5.4.6 Pumpendesignpunkte und Parametervariation	74
5.4.7 Förderbarkeit von Gasen	75
5.5 Zusammenfassung	77

6	Bauelement-Herstellung und Technologieentwicklung	79
6.1	Standardtechnologie	80
6.2	Deckelwafertechnologie und Bondverfahren	82
6.3	Chip-Design und Layout Erstellung	87
7	Experimentelle Charakterisierung der Bauelemente	89
7.1	Optische und elektrische Charakterisierung	89
7.2	Charakterisierung der Aktoreinheit	94
7.3	Fluidischer Aufbau, Instrumentation und Methodik	98
7.4	Fluidische Charakterisierung der NED-Mikropumpen	103
7.4.1	Kennlinien der Pumpen mit einer Kammer	104
7.4.2	Kennlinien der Pumpen mit seriellen Kammern	113
7.4.3	Pumpen von Luft als gasförmiges Fördermedium	114
8	Zusammenfassung und Ausblick	117
	Literatur	121
	Veröffentlichungen	133
	Erklärung Eigenanteil	135
	Danksagung	136
	Anhang	137
A	Anhang zu den Simulationsmodellen	137
A.1	Modell der Pumpdynamik	137
A.2	FEM- und FSI-Simulations Setup	138
A.3	Anhang verwendeter Materialparameter	141
B	Anhang Mechanischer Lastfälle	144
B.1	Pull-In Spannung für einen Aktor zwischen zwei Platten	144
B.2	Methodik zur Bestimmung der Biegesteifigkeit	145
B.3	Effektive Federkonstante des beidseitig eingespannten Balkens	146
B.4	Momentverlauf und Biegeenergie der Lastfälle	147
B.5	Überprüfung des Pull-In Verhaltens bei Druckerzeugung	148
C	Anhang zur NED-Zell-Optimierung	156
D	Anhang zur Herstellungstechnologie	159
D.1	Kurzschlussproblematik an gefüllten Isolationsgräben	159
D.2	Erweiterte Technologie	160
D.3	Technologieentwicklung für ein modifikationsfreies Aktorzelldesign	162
E	Anhang zur Charakterisierung	166
E.1	MFS2-Durchflusssensor Kalibrierung	166
E.2	Füllprozedur der Mikropumpe	168
E.3	Nachweis zur Füllung der NED-Elektrodenpalte	169
E.4	Erweiterte Messdaten	170
E.5	Kennlinien der Komponenten gefertigter Strukturen	172

Abkürzungen

ASIC	Anwendungsspezifische integrierte Schaltung
AVT	Aufbau- und Verbindungstechnik
APDL	ANSYS TM Parametric Design Language
BOX	Vergrabenes Oxid (<i>buried oxide</i>)
BSOI	Bonded Silicon-on-Insulator
CAD	Computer-Aided Design
CMP	Chemical-Mechanical Planarization
CMOS	Complementary Metal-Oxid Semiconductor
CVD	Chemische Gasphasenabscheidung (<i>chemical vapor deposition</i>)
CMA-ES	Covariance Matrix Adaptation Evolution Strategy
DHM	Digitales Holographisches Mikroskop
DRIE	Reaktives Iontiefenätzen (<i>deep reactive ion etching</i>)
DEAP	Distributed Evolutionary Algorithms in Python
EDL	Elektrochemische Doppelschicht (<i>electric double layer</i>)
EMFT	Fraunhofer-Einrichtung für Mikrosysteme und Festkörper-Technologien
FIB	Focused Ion Beam
FEM	Finite Elemente Methode
FVM	Finite Volumen Methode
FSI	Fluid Struktur Interaktion
IPMS	Institut für Photonische Mikrosysteme
IZM	Fraunhofer-Institut für Zuverlässigkeit und Mikrointegration
LNED	Lateral NED
NED	Nanoskopisch-Elektrostatischer Antrieb
PDMS	Poly-dimethylsiloxan
PTFE	Polytetrafluoroethylen (Teflon)
PE-CVD	Plasma Enhanced Chemical Vapor Deposition
PE-USG	Plasma Enhanced-Undoped Silica Glass
REM	Raster-Elektronen Mikroskop
RoHS	Restriction of Hazardous Substances
SMU	Source Measure Unit
SiO ₂	Siliziumdioxid
TSV	Elektrische Durchkontaktierung (<i>through silicon via</i>)
USG	Undoped Silica Glass
VNED	Vertikaler NED

Symbole

α	Strukturwinkel NED
α_{hkl}	Winkel in Kristallsystem
A	Fläche
A_k	Querschnittfläche Kapillare
AR	Aspektverhältnis
b_a	Summe der Elektrodenbreiten
b_v	Breite der Ventilklappe
$C; C_{\text{ges}}$	elektrische Kapazität/ Gesamtkapazität
\mathbf{C}	Steifigkeitsmatrix
$d; d_0$	Platten- / Elektrodenabstand
d_{ox}	Oxiddicke
d_{par}	Schichtdicke Parylen-C Abscheidung
d_{ID}	Innendurchmesser Kapillare u. Schläuche
δ	Kontrollparameter angepasstes Rechtecksignal
Δ	Differenz / systematischer Fehler
$\varepsilon_K; \varepsilon_{K, \text{Gas}}; \varepsilon_{K, \text{fl}}$	Kompressionsverhältnis, für gasförmige-, für flüssige-Fördermedien
ε_0	Elektrische Feldkonstante
$\varepsilon_r; \varepsilon_{ox}$	relative Permittivität (des Oxids)
E'	Effektives Elastizitätsmodul
$E; E_{hkl}$	Elastizitätsmodul
E_d	Elektrische Durchbruchfeldstärke
\mathbf{E}	Elektrostatisches Feld
EI	Biegesteifigkeit
EI_m	Biegesteifigkeit der modifizierten Struktur
f	Frequenz
$f_{c, \text{fl}}$	Elektrische Grenzfrequenz der Flüssigkeit
$f_{c, \text{el}}$	Elektrische Grenzfrequenz
f_{sp}	Selbstpumpfrequenz
f_{el}	Elektrische Antriebsfrequenz
$f_{\text{res}}; f_{\text{res}, m}$	Mechanische Resonanzfrequenz (modifizierte Struktur)
$f_{\text{res}, a}; f_{\text{res}, e}$	Mechanische Resonanzfrequenz Auslass- / Einlassventil
\mathfrak{F}	Funktion
F_{el}	Elektrostatische Kraft
F_F	Mechanische Rückstell- / Federkraft

$\bar{\eta};\eta$	Mittlerer/ Wirkungsgrad
g	Fallbeschleunigung
γ	Adiabatenkoeffizient
Γ	Oberflächenspannung
G	Schubmodul
θ	Domwinkel
h	Höhe
h_a	Höhe der Bauelementschicht
h_s	Dicke der Isolatorschicht (BOX) / Höhe der Spalte
I_i	Flächenträgheitsmoment bzgl. Koordinate i
I_c	Elektrische Stromgrenze
i, n	Zählvariable für ganze Zahlen
k_i	Knotenpunkte
$k_a; k_f$	(effektive) Aktor- / Federsteifigkeit
κ_{curv}	Balkenkrümmung
$\kappa_{\text{NED}}; \kappa_{\text{NED},m}$	NED-Aktorkrümmung / modifizierte Struktur
$\kappa_{\text{VNED}}, \kappa_{\text{LNED}}$	vertikale / laterale (NED)-Aktorkrümmung
κ	Kompressibilität
λ	Intermolekularer Abstand
\mathbf{k}	Volumenkräfte
Λ	Mittlere relative Längenänderung der Halbzelle in x -Richtung
Λ_b	Biegungsanteil der mittleren relativen Längenänderung
Λ_d	Dehnungsanteil der mittleren relativen Längenänderung
l_s	Spacerlänge
$L; L_0$	Länge / charakteristische Länge
$L_a; L_{a,s}$	NED-Balkenaktorstärke, -Aktorstärke im symmetrischen Fall
L_v	Ventillänge
L_k	Kapillarlänge
L_{Fluid}	Kantenlänge Fluid-Modellteilchen
L_{HZ}	NED-Halbzellenlänge
μ	Dynamische Viskosität
M	Biegemoment
M_m	Biegemoment der modifizierten Struktur
ν	statistische Unsicherheit
ν_{ij}	Poisson'sche Querkontraktionszahl bzgl. (Fläche/Krafttrichtung)
\mathbb{N}	Menge der natürlichen Zahlen
∇	Nabla-Operator
N_{act}	Anzahl parallel gestapelter NED-Balkenaktoren
N_{hub}	Anzahl NED-Balkenaktoren pro Pumpkammer / Basis-Einheit
N_{kam}	Anzahl der Pumpkammern pro Pumpe
p_0	Pumpkammerdruck

p_e	Absolutdruck am Einlass
p_a	Absolutdruck am Auslass
p_{atm}	Umgebungs-/Atmosphärendruck
p_d	Dampfdruck
p_{vac}	Verringerter Umgebungsdruck (Vakuum)
$\Delta p; \Delta p_a$	Druckdifferenz (des NED-Balkenaktors)
$\Delta p_{a,max}; \Delta p_{a,min}$	Maximum / Minimum der erzeugten NED-Druckdifferenz
Δp_b	Gegendruck der Pumpe (meist am Auslass)
Δp_B	Relativer Bondanpressdruck
Δp_{OB1}	Relativdruck am Abfallreservoir (OB1-Druckcontroller)
Δp_{krit}	Kritische Druckdifferenz der Ventile
Δp_{hyd}	Hydrostatischer Druck
P_{el}	Elektrische Leistung
P_{fl}	Fluidische Leistung
P_{rot}	Rotationspunkt
$P_{rot,opt}$	Optimum des Rotationspunktes
ΔP_{rot}	Fehlausrichtung des Rotationspunktes
q_0	Streckenlast
$Q; Q_{\square}; Q_{ }$	Flussrate (rechteckiger / parallele Plattenquerschnitt)
Q_v, Q_{av}, Q_{ev}	Flussrate durch Ventil (Auslass / Einlass)
Q_L	Flussrate durch Aktorspalte
Q_{sys}	Gesamtflussrate des Netzwerkmodells
Q_{el}	Elektrische Ladung
Q_{max}	Maximum der Flussrate
Q_P	Mittlere / Gemessene Flussrate der Pumpe
$Q_{P,Gas}$	Gemessene Gasflussrate der Pumpe
r	Radiale Koordinate
r_{el}	Relative Breite äußerer zur mittleren Elektrode
R	Radius
R_{ges}	Elektrischer Gesamtwiderstand
R_{hyd}	Hydraulischer Widerstand
R_s	Hydraulischer Widerstand der Spalte
R_k	Hydraulischer Widerstand der Kanäle
R_{sh}	Elektrischer Shunt-Widerstand
R_{sys}	Hydraulischer Gesamtwiderstand des Netzwerkmodells
\mathbf{R}_{φ}	Drehmatrix
$\rho_{NED}; \rho_{curv}$	(NED)-Krümmungsradius
$\varrho; \varrho_{fl}$	Flüssigkeitsdichte
ρ	Spezifischer elektrischer Widerstand
σ_M	Mechanische Spannungen
σ_c	Leitfähigkeit der Flüssigkeit

σ_{SD}	Standardabweichung
\mathbb{R}	Menge der reellen Zahlen
Re	Reynoldszahl
S	Länge der neutralen Faser
S_p	Gesamtbauelement-/Pumpengröße (Volumen)
\mathbf{S}	Nachgiebigkeitsmatrix
t_b	Balkenbreite
t_g	NED-Elektrodenabstand
$t_{oe};t_{me};t_{ue}$	Dicke obere / mittlere / untere NED-Elektrode
t_B	Bondzeit
t_k	Füllzeit Kapillare
ϑ	(Raum-)Temperatur
$\vartheta_s;\vartheta_g;\vartheta_B$	Siede- / Glas- / Bondtemperatur
$\vartheta_{M,par}$	Schmelztemperatur Parylen-C
$\tau;\tau_{fl}$	Elektrische / fluidische Zeitkonstante
u_i	Mechanische Verschiebung
$U;U_{fl}$	Elektrische Spannung (Steuerspannung) / in Flüssigkeit (Novec7100)
U_d	Elektrische Durchbruchspannung
U_k	Kapillarumfang
$U_{PI};U_{lPI};U_{vPI}$	Pull-In Spannung / lateral / vertikal
$U_{lPI,m};U_{vPI,m}$	Laterale / Vertikale Pull-In Spannung der modifizierten Struktur
v	Geschwindigkeit
v_k	Geschwindigkeit Tropfen in Kapillare
\mathbf{v}	Geschwindigkeitsfeld
ΔV	Hubvolumen (auch Ertragsvolumen)
$\Delta V_a;\Delta V_{a,Dom}$	NED-Aktorhubvolumen / der Domgeometrie
V_0	Totvolumen
V	Vergrößerungsfunktion
V_v	Totvolumens des Ventils
\mathcal{V}_0	Charakteristische Geschwindigkeit
V_L	Leckvolumen
$w;w_{max}$	Auslenkung / maximale Auslenkung
$w_{max,y};w_{max,z}$	maximale Auslenkung in y -/ z -Richtung
w_K	Flusskanalbreite
φ	Drehwinkel
W_{el}	Elektrische Energie
W_b	Biegeenergie
$\Phi_{fl};\Phi_{fl,max}$	Fluidische Leistungsdichte / maximale fluidische Leistungsdichte
Ω	Trägerfrequenz

Abstract

In dieser Arbeit werden neuartige Mikropumpen auf Siliziumbasis vom Typ oszillierende-Verdrängerpumpe mit einem in der Chipebene operierenden elektrostatischen Antrieb entwickelt, gefertigt und messtechnisch charakterisiert. Der Antriebsmechanismus ist aus einer am Fraunhofer IPMS entwickelten Klasse von Mikroaktoren, bekannt als nanoskopisch elektrostatischer Antrieb (NED) aufgebaut. Zum Einsatz kommen erstmals beidseitig eingespannte laterale NED-Balkenaktoren, primär entwickelt und optimiert für den quasi-statischen Betrieb. Eingebettet in einem Verbund aus drei Siliziumwafern und in Verbindung mit in der Ebene operierenden passiven Klappenventilen, konnte ein regelbarer Fluss in Luft als gasförmiges sowie in Novec7100 als flüssiges Fördermedium nachgewiesen werden.

Die Entwicklung der Mikropumpen bildet einen Schwerpunkt dieser Arbeit und ist in zwei Abschnitte unterteilt. Eingangs werden Effekte, welche den Betrieb der NED-Balkenaktoren limitieren untersucht sowie Schlüsselparameter und deren Auswirkung identifiziert. Basierend auf der Wahl der Fördermedien und den sich daraus ableitenden elektrotechnischen Randbedingungen wurde die Steuerspannung in Luft auf 400 V festgelegt und per Optimierungsverfahren ein Aktordesignpunkt bestimmt.

Der zweite Entwicklungsschwerpunkt beinhaltet den Entwurf und die Modellbildung der Mikropumpen mit dem bestimmten Aktordesignpunkt. Hier wurde ein modularer Ansatz zum Aufbau der Pumpe eruiert. Mit sogenannten „Basis-Pumpeinheiten“ werden verschiedene Konfigurationen realisiert, was zu unterschiedlichen Pumpeigenschaften führt. Diese beinhalten unter anderem serielle Anordnungen von NED-Aktoren und Basiseinheiten sowie die parallele Stapelung der Balkenaktoren. Damit unterscheidet sich der laterale Pumpenansatz in seiner Konfigurierbarkeit grundlegend zu klassischen Mikromembranpumpen.

Die Etablierung einer Herstellungstechnologie mit stabilem Fertigungsprozess führte zur erfolgreichen monolithischen Herstellung von Pumpenchips im Scheibenverbund. Der Prozess ist CMOS-kompatibel und beinhaltet verschiedene Technologiemodule.

In der fluidischen Bauteilcharakterisierung wurden je nach Anzahl der gestapelten NED-Aktoren maximale Flussraten von 6.63 $\mu\text{l}/\text{min}$, 22.85 $\mu\text{l}/\text{min}$, 63.75 $\mu\text{l}/\text{min}$, 72.92 $\mu\text{l}/\text{min}$ in Novec7100 gemessen, für jeweils 2, 4, 8, 16 parallele NED-Aktoren entsprechend. Die erreichten Gegendrücke sind dabei 2.79 kPa, 6.88 kPa, 20.55 kPa, 29.61 kPa. Typische Antriebsfrequenzen der Mikropumpen liegen im Kilohertz-Bereich, was sich auf den hohen Miniaturisierungsgrad und die damit verbundenen mechanischen Steifigkeit der NED-Aktoren zurückführen lässt. Die Gegenüberstellung der experimentell bestimmten Kennlinien mit Simulationsdaten aus dem entwickelten Modell der Pumpe, bestätigen das auf dem NED-Effekt beruhende Pumpprinzip.

Abstract

In this work, novel silicon-based micropumps of the reciprocating-displacement pump type with an electrostatic drive operating in the chip plane are designed, fabricated, and characterized. The drive mechanism is constructed from a class of microactuators developed at Fraunhofer Institute for Photonic Microsystems, known as nanoscopic electrostatic drive (NED). For the first time, lateral NED beam actuators are used, which are primarily developed and optimized for quasi-static operation. Embedded in a composite of three silicon wafers and in conjunction with passive flap valves, which also operate in-plane, it was possible to demonstrate controllable flow in air as a gaseous and in Novec7100 as a liquid pumping medium.

The development of the micropumps is divided into two main areas. First, effects limiting the operation of the NED beam actuators are investigated and key parameters and their impact are identified. Based on the choice of pumping media and the resulting electrical boundary conditions, the control voltage in air was set to 400 V and an actuator design point was determined using an optimization procedure.

The second development focus involves the design and modeling of the micropumps with the specific actuator design point. Here, a modular approach to the pump design was investigated. So-called „basic pumping units“ are used to realize various configurations, resulting in different pump characteristics. These include serial arrangements of NED actuators and base units as well as parallel stacking of beam actuators. Thus, the lateral pump approach differs fundamentally from classical micromembrane pumps in its configurability.

The establishment of a fabrication technology with a stable manufacturing process led to the successful monolithic fabrication of pump chips in a waferbatch. The process is CMOS-compatible and incorporates several technology modules.

In the fluidic device characterization, maximum flow rates of 6.63 $\mu\text{l}/\text{min}$, 22.85 $\mu\text{l}/\text{min}$, 63.75 $\mu\text{l}/\text{min}$, 72.92 $\mu\text{l}/\text{min}$ in Novec7100 were measured depending on the number of stacked NED actuators, for 2, 4, 8, 16 parallel NED actuators respectively. The obtained back pressures are 2.79 kPa, 6.88 kPa, 20.55 kPa, 29.61 kPa. Typical drive frequencies of the micropumps are in the kilohertz range, which can be attributed to the high degree of miniaturization and the associated mechanical stiffness of the NED actuators. The comparison of the experimentally determined characteristic curves with simulation data from the developed model of the pump, confirm the electromechanical pumping principle based on the NED-effect.

1 Einleitung

Seit der Einführung von Tintenstrahldruckköpfen durch IBM [Bas77] sowie der Entwicklung von Miniaturgaschromatographen zur Gasanalyse an der Stanford Universität [Ter79] gegen Ende der 1970-Jahre, ist die Forschung und Entwicklung von Silizium-basierten mikrofluidischen Bauelementen ein aktives Feld der Mikrosystemtechnik. Unter letzterem versteht man die Miniaturisierung von Aktoren und Sensoren, sowie deren gemeinsame Integration mit intelligenten Schaltkreisen auf einem Mikrochip [Fis15], [Zen93], auch bekannt als Mikro-elektromechanische Systeme (MEMS). Als Ausgangs- und Trägermaterial dienen dabei Scheiben aus einkristallinem Silizium, zu deren Bearbeitung aus der Mikroelektronik abgeleitete Verfahren und Prozesstechniken genutzt werden. In Analogie zur Herstellung integrierter Schaltkreise (IC) ist somit eine effiziente und kostengünstige Fertigung von Bauelementen in großer Stückzahl möglich. Typische Außenmaßabmessungen von MEMS liegen im Millimeterbereich, wobei einzelne Strukturen Größen von einigen Mikrometern besitzen können.

Geht es nun darum, kleinste Flüssigkeits- und Gasvolumina von einigen Millilitern¹ bis hinunter zu Mikro- oder gar Nanolitern ohne großen Laboraufbau präzise zu kontrollieren und von einem Ort zum anderen zu befördern, kommen Mikropumpen ins Spiel. Bereits kurz nach der Einführung oben genannter mikrofluidischer MEMS-Bauelemente wurden erste Mikropumpen vorgestellt, welche nach dem Vorbild makroskopischer Kolben- oder Membranpumpen funktionierten. Im Vordergrund dieser Entwicklungen standen Anwendungen zur Dosierung und Verabreichung von Medikamenten oder Hormonen, wie zum Beispiel Insulin [Spe78], [All86], [Lin88]. Durch das enorme Potential und der Fähigkeit, Fluidvolumina mit Flussraten von einigen Millibis Nanolitern pro Minute durch die Mikrokanäle zu fördern, haben aktive Pumpen erhebliche Bedeutung in der chemischen und biologischen Analyse im Einsatz von Komplettanalysesystemen erlangt, wie den *Micro-Total Analysis Systems* [Man90], [Sch92] oder *Lab-On-Chip* [Abg07].

In den darauf folgenden Jahrzehnten war die Entwicklung miniaturisierter fluidischer Komponenten und Systeme durch verschiedene Faktoren motiviert. Zum einen ermöglicht die Verwendung kleiner Strukturen eine Einsparung von Rohstoffen, was heutzutage mehr denn je ein Antriebsfaktor in der industriellen Produktion ist. Zum anderen laufen durch die Reduzierung der Proben und Reagenzien Analysen in höherer Geschwindigkeit ab, ohne den Bedarf von manueller Intervention (Stichwort: Brown'sche Molekularbewegung) [Las04]. Für bestimmte Anwendungsgebiete ist jedoch gerade eine reduzierte Bauteilgröße entscheidend, wie z. B. in der Medizin sowie der Einsatz von Bauelementen mit reduziertem Stromverbrauch in mobilen Endgeräten. So ist unter anderem die Reduzierung des Augeninnendrucks bei Patienten mit Glaukom, durch

¹Das Volumen von einem Milliliter entspricht der Größe eines gleichseitigen Würfels mit einer Kantenlänge von 1 cm. Entsprechend ist für 1 μL die Kantenlänge 1 mm und für 1 nL gleich 100 μm .

den Einsatz einer Mikropumpe, Gegenstand aktueller Forschung [Fau17], [Ric14]. Perspektivisch ist eine solche Entwicklung nur durch den anhaltenden Trend der Miniaturisierung und Leistungssteigerung der Pumpen möglich. In mobilen Endgeräten werden Mikropumpen bereits jetzt schon zur Unterstützung von Sensoren eingesetzt, z.B. in der Schadstoffanalyse von Gasen, um die Ansprechzeit der Sensoren deutlich zu reduzieren [Ric17]. In der Raumfahrt finden miniaturisierte Pumpen bereits Anwendung in Mikrosatelliten und Mikrorobotern als Treibstoffpumpe [Ket00], [Zha17] sowie in Massenspektrometern [Wib01].

Ein weiteres vielversprechendes Anwendungsgebiet für Silizium-basierte Mikropumpen ist die aktive Kühlung von Prozessoren und ICs [Gar06]. Mit zunehmender Transistordichte steigt auch die Leistungsaufnahme der Komponenten und somit die Umwandlung in Wärme. Besonders in der Entwicklung von drei-dimensional gestapelten ICs ist ein derartiges „On-Chip Thermal Management“ unerlässlich [Kan14], [Wan18a], [Wan21]. Dabei können Systeme mit Ein- oder Zwei-Phasen Kühlung zum Einsatz kommen, um z.B. „Hotspots“ oder individuelle Prozessorkerne zu kühlen. Neben Flussraten von einigen 10 bis 100 mL/min werden jedoch auch vergleichsweise hohe Drücke von bis zu 100 kPa oder mehr benötigt, um die Kühlflüssigkeit durch die Mikrokanäle zu fördern. Je nach Konzept des Antriebs sowie der Aufbau- und Verbindungstechnik der Mikropumpen ist eine Kompatibilität zur CMOS-Technologie gegeben, was sogar eine monolithische Integration der Pumpe direkt in den Prozessor oder IC ermöglicht.

Aufgrund der wachsenden Anwendungsbreite sowie der parallelen Weiterentwicklung verschiedener Mikroantriebe [Der21], [Moh19], [Wan18b], [Zho16], sind bis heute mehr als 25 Review-Artikel zur Technologie und dem Entwurf von Mikropumpen sowie deren Einsatz als aktive Druck- und Flusserzeuger für verschiedenste Bereiche erschienen. Durch die Schlüsselstellung von MEMS-Technologien in der voranschreitenden Digitalisierung sowie der Verbindung von physischen Objekten mit der virtuellen Welt, genannt „Internet der Dinge“ (IoT) [Atz10], wird der Bedarf dieser Bauelemente zukünftig weiter steigen.

Der Großteil bisheriger Mikropumpen arbeitet dabei nach wie vor mit einem aus-der-Chipebene heraus operierenden Ansatz einer mechanisch hin- und hergehenden Membran, die an ihrem Umfang eingespannt ist. Im Entwurf besteht die Herausforderung darin, die Membran und den Antrieb präzise aufeinander abzustimmen und entsprechend zu dimensionieren, um sowohl ein ausreichendes Hubvolumen für den Pumpeffekt und folglich störungsfreien Betrieb als auch die Erzeugung hoher Drücke zu gewährleisten. Die geringen Auslenkungen von Mikroantriebsmechanismen von üblicherweise wenigen Mikrometern erschweren diese Aufgabe zusätzlich. Eine Schlüsselrolle nimmt dabei der elektrostatische Antrieb ein. Aufgrund der Einfachheit im Entwurf, der guten Skalierungseigenschaften der Kraft mit geringen Zeitkonstanten, der Verwendung von Standardmaterialien sowie CMOS-kompatiblen Herstellungsprozessen, besitzt dieser einen hohen Integrationsvorteil gegenüber anderen Antrieben wie z.B. dem piezoelektrischen. Jedoch ist bei klassischen elektrostatischen Mikroaktoren (Stichwort: Plattenkondensatorgeometrie) durch die Abhängigkeit der maximalen Auslenkung, zum einen vom Elektrodenspalt und zum anderen durch den sogenannten „Pull-In“-Effekt, der zu erreichende Stellweg begrenzt.

Durch einen am Fraunhofer IPMS entwickelten Ansatz ist es möglich, die maximale Aktor-

auslenkung vom Elektrodenspalt zu entkoppeln. Mit dem Prinzip, bekannt als nanoskopisch elektrostatischer Antrieb (NED), lässt sich eine eigenständige Klasse von elektrostatischen Balkenaktoren zur vertikalen und lateralen Bewegung relativ zur Chipene realisieren. Durch den Funktionsnachweis der NED-Aktoren sowie der Realisierung eines ersten akustischen Wandlelements mit lateralen Balkenaktoren, birgt die NED-Technologie ein hohes Potential für den Einsatz in mikrofluidischen MEMS und somit auch in Mikropumpen. Die Technologie lateraler NED's eröffnet durch die Verwendung der reaktiver Ionentiefenätzung die Ausnutzung der Chiptiefe zur Hubvolumenerzeugung, was mit der bisherigen planaren Membrantechnologie nicht umsetzbar ist. Somit ergeben sich neue Möglichkeiten im Entwurf hin zu platzsparenden Bauelementen sowie der Parallelisierung von Mikropumpen.

Mit dieser Arbeit wird ein erster Beitrag zur Entwicklung sowie Herstellung von mikrofluidischen MEMS-Bauelementen mit der lateralen NED-Technologie geleistet. Exklusive Anhang, ist die Arbeit in acht Kapitel unterteilt. Nach der bereits erfolgten **Einleitung** in das Forschungsumfeld gibt der **Stand der Technik** einen Überblick zur Funktionsweise sowie zu Forschungsschwerpunkten der vergangenen zwei Jahrzehnte im Feld mikro-elektromechanischer Pumpen. Des Weiteren werden ausgewählte Vertreter publizierter Pumpen präsentiert und deren Leistungsparameter gegenübergestellt. Ebenfalls wird hier die Funktionsweise des nanoskopisch-elektrostatischen Antriebs sowie bisherige Vorarbeiten zu lateralen NED-Aktoren als Stand der Technik des elektrostatischen Antriebsprinzips vorgestellt. Im dritten Kapitel wird in kurzer Form die **Aufgabenstellung** präsentiert, welche sich aus offenen Forschungsschwerpunkten der NED-Aktoren und dem Forschungsfeld ableitet. Ferner ist hier auch die **Zielsetzung** der Arbeit definiert. Im vierten Kapitel werden **theoretische Grundlagen** zur Mikrofluidik, dem elektrostatischen Antrieb sowie mikromechanische Eigenschaften des Werkstoffs Silizium für ein zugängliches Verständnis der Arbeit präsentiert.

Der originäre Teil beginnt mit dem Kapitel fünf. Hier wird nach der Vorstellung des Bauelementkonzeptes zunächst die Vorgehensweise und Simulationsmethodik präsentiert, mit der anschließend die **Entwicklung der Mikropumpe** erarbeitet wird. Schwerpunkte in der Bauteilentwicklung liegen sowohl in der Aktordimensionierung als auch in der Eruiierung von Effekten für den Einsatz als Antrieb der Pumpen. Darüber hinaus wird ein Modell der Pumpe erstellt, welches zur Abschätzung des Pumpverhaltens dient. Die etablierte **Herstellungstechnologie** zur Fertigung der Pumpprototypen wird in Kapitel sechs vorgestellt.

Eine umfassende **Charakterisierung** der Bauelemente erfolgt daraufhin in Kapitel sieben. Hier werden die experimentell bestimmten Ergebnisse der Aktorik sowie prozessbedingter und fluidischen Eigenschaften der Mikropumpen vorgestellt. Darüber hinaus werden die Ergebnisse mit simulierten Daten aus den entwickelten Modellen von Aktor und Pumpe gegenübergestellt.

Die **Zusammenfassung** der Arbeit wird in Kapitel acht gegeben. Ausgewählte Ergebnisse werden mit der Zielsetzung sowie mit dem Stand der Technik verglichen. Im **Ausblick** wird kurz auf zukünftige Entwicklungsmöglichkeiten eingegangen, die sich vornehmlich mit der Steigerung der Leistungsparameter der Mikropumpen beschäftigen. Die **Anhänge** umfassen weiterführende Informationen wie Materialdaten, Simulationseinstellungen und Methodiken.

2 Stand der Technik

2.1 Oszillierende Verdrängermikropumpen

Die Mehrheit der kommerziellen und in Forschungsgruppen entwickelten Mikropumpen sind vom Typ mechanisch oszillierender Verdrängermikropumpen [Der21], [Moh19], [Sch15]. Im Gegensatz zu makroskopischen Pumpen, welche eine feste Volumenverdrängung aufweisen, wird bei Mikropumpen durch eine elastische Wand Druckarbeit auf das Pumpmedium verübt. In Kombination mit Ventilen lässt sich durch die oszillierende Bewegung ein gleichgerichteter Fluss erzeugen. In dieser Arbeit wird eine neuartige Mikropumpe vom oben genannten Prinzip entwickelt. Aus diesem Grund wird im folgenden Kapitel ausschließlich ein Überblick zum Stand der Technik von mechanisch oszillierender Verdrängermikropumpen gegeben, mit Schwerpunkt auf Designs hergestellt mittels Verfahren der Mikrosystemtechnik. Für einen Überblick weiterer Pumpprinzipien wird auf die Literatur verwiesen [Ive08],[Las04],[Wan18b],[Zho16].

2.1.1 Allgemeiner Aufbau, Funktionsprinzip und ausgewählte Designs

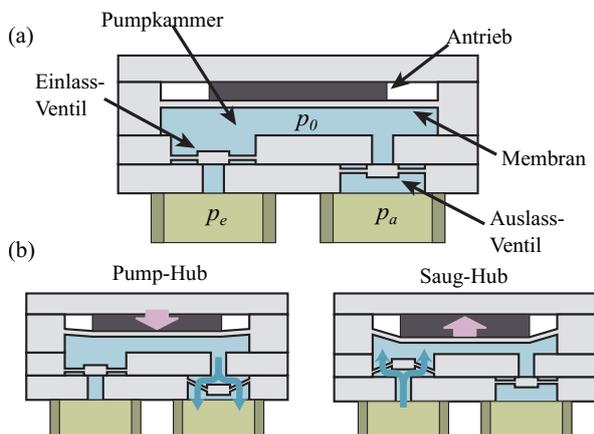


Abbildung 2.1.1: *Prinzip einer mech. osz. Verdrängermikropumpe. (a) Aufbau aus Stapel von 4 Materialschichten. (b) Arbeitszyklen bestehend aus Pump-Hub und Saug-Hub aus [Las04].*

Abbildung 2.1.1 (a) zeigt den typischen Aufbau einer mechanisch oszillierenden Verdrängermikropumpe in Querschnittsansicht. Die Grundkomponenten sind dabei eine oder mehrere Pumpkammern gefüllt mit einem Fördermedium, ein Antriebsmechanismus oder externer Treiber sowie mindestens zwei passive, aktive oder dynamische Ventile [Ste93]. Zusätzlich bestehen Anschlüsse an die externe fluide Peripherie. Typischerweise sind diese Pumpkomponenten aus einem Stapel von 2 - 7 Schichten zusammengesetzt. Häufig verwendete Herstellungsmaterialien sind dabei Silizium, Glas und Kunststoff [Der21], [Las04]. In den meisten oszillierenden Verdrängermikropumpen ist die Kraft ausübende Fläche eine verformbare Platte, die Pumpenmembran, welche an ihrem Umfang fest eingespannt ist.

Im Betrieb, wirkt der Antrieb auf die Pumpenmembran, um das Volumen in der Pumpenkammer abwechselnd zu vergrößern und zu verkleinern. Dabei wird das Fluid während der Kammerexpansion (auch Saug-Hub genannt) in die Pumpenkammer gesaugt und folglich während des

Kontraktion- oder Pump-Hubes aus der Kammer gedrückt, dargestellt in Abb. 2.1.1 (b). Die oftmals passiven Ventile am Einlass und Auslass, auch Rückschlagventile genannt, sind strömungsgünstig ausgerichtet und führen zu einer Gleichrichtung des Flusses im Zweitakt-Pumpzyklus. Das Öffnen und Schließen der Ventile wird dabei über den hydrodynamischen Druckunterschied zwischen Pumpkammer am Einlass- ($\Delta p = p_e - p_0$) und Auslassventil ($\Delta p = p_0 - p_a$) kontrolliert.

Die Rückstellkraft der Membran wird durch die mechanische Federwirkung bei deren Auslenkung zur Verfügung gestellt. Die Materialien werden üblicherweise als Funktionsschicht auf eine Membran aufgebracht und so strukturiert, dass die Membran abhängig von der angelegten elektrischen Spannung ausgelenkt bzw. zum Schwingen ange regt werden kann. Zu den gängigsten Antriebsprinzipien zählen der piezoelektrische Antrieb (Abb. 2.1.2 a), der thermopneumatische Antrieb (Abb. 2.1.2 b) sowie der elektrostatische (es) Antrieb (Abb. 2.1.2 c). Bestehend aus einem Dünnschicht-aktor, wird beim Piezoaktor der inverse piezoelektrische Effekt ausge-

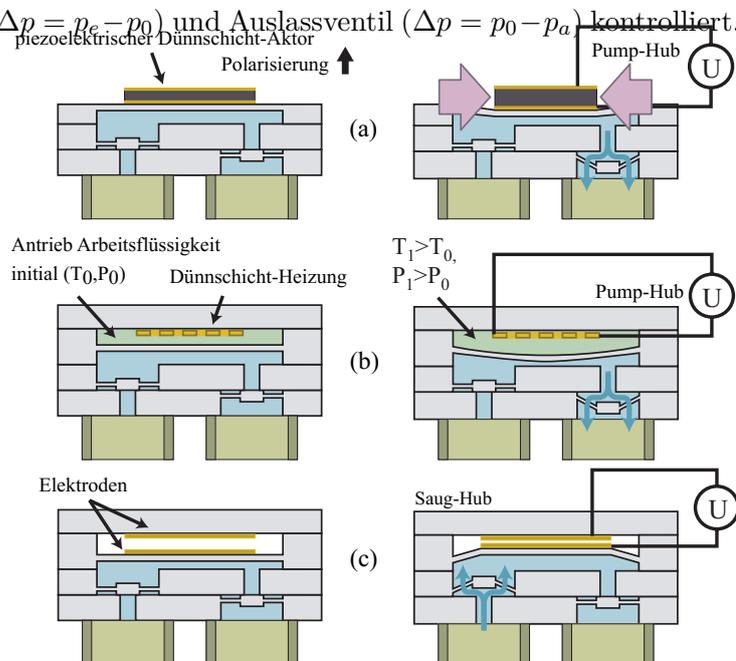


Abbildung 2.1.2: Gängigste Antriebsprinzipien mechanischer Mikropumpen. (a) piezoelektrischer Antrieb in lateraler Dehnungskonfiguration. (b) thermopneumatischer Antrieb. (c) elektrostatischer Antrieb. Grafik aus [Las04].

nutzt. Beim thermopneumatischen Antrieb führt eine Temperaturerhöhung eines Arbeitsfluides in einer separaten Kammer, hervorgerufen durch eine Mikroheizung (Stichwort: Heizwiderstand), zu einer Volumenausdehnung des Fluides und folglich zur Auslenkung der Membran. Beim elektrostatischen Antrieb (Abb. 2.1.2 c), der durch eine Plattenkondensator-Anordnung der Elektroden realisiert wird, nähert sich unter Anlegen einer Potentialdifferenz die weichere Elektrode (Aktor) an die steifere (Stator) an. Typischerweise besteht dieser aus einem aktiven Saug- und passiven Pump-Hub. Eine dielektrische Beschichtung verhindert bei Berührung einen elektrischen Kurzschluss [Las04].

Eine kritische Größe im Design von Mikropumpen ist das Verhältnis von generiertem Hubvolumen ΔV zum Totvolumen V_0 , genannt Kompressionsverhältnis ε_K [Ric98a]. V_0 ist dabei der Volumenanteil, welcher in der Kammer verbleibt. Aufgrund der geringen Auslenkungen der Mikro-Aktuationsmechanismen, von oft nur einigen Mikrometern sowie vergleichsweise großen V_0 , ist ε_K oft kleiner 1. Das zugrundeliegende Problem ist die finite Kompressibilität realer Fluide, welche als Puffer wirkt und die vom Antrieb erzeugten Druckamplituden $|\Delta p|$ nicht an die Ventile übertragen werden. Zusätzlich wird die Annahme einer kritischen Druckdifferenz Δp_{krit} getroffen, welche notwendig ist, um die passiven Rückschlagventile zu öffnen. Δp_{krit} hängt neben der Steifigkeit der Ventilfeeder vornehmlich von der Benetzung des Ventils ab und kann experi-

mentell oder analytisch bestimmt werden [Ngu04]. Für das Pumpen von Gasen (Gl. 2.1) und Flüssigkeiten (Gl. 2.2) kann jeweils ein Kriterium für das Kompressionsverhältnis aufgestellt werden, welches für den Betrieb von Mikropumpen erfüllt sein muss.

$$\varepsilon_{K,\text{Gas}} > \left(\frac{p_{\text{ref}}}{p_{\text{ref}} - |\Delta p_{\text{krit}}|} \right)^{\frac{1}{\gamma}} - 1, \quad (2.1)$$

$$\varepsilon_{K,\text{fl}} > \kappa \Delta p_{\text{krit}}. \quad (2.2)$$

Dabei ist p_{ref} ein Referenzdruck für Mikromembranpumpen, oft der Umgebungsdruck, γ der Adiabatenkoeffizient unter der Annahme eines idealen Gases mit adiabatischer Zustandsänderung sowie κ die Kompressibilität der Flüssigkeit. Die Herleitung ist in [Ric98a] aufgeführt. Für Flüssigkeiten ist das Kriterium Gl. (2.2) aufgrund der geringen Kompressibilität realer Flüssigkeiten in der Regel erfüllt. Problematisch sind Gasblasen in der Pumpkammer, welche im Grenzfall die gesamte Kammer ausfüllen und bei nicht erfülltem Kriterium (Gl. 2.1) zum Erliegen des Pumpeffektes führen. Ist Gl. (2.1) erfüllt, können die Gasblasen herausgepumpt und neue Flüssigkeit gefördert werden. In diesem Fall ist die Pumpe ebenfalls selbst-ansaugend und muss nicht extern befüllt werden.

Im Folgenden wird eine Auswahl von Mikropumpen-Designs vorgestellt, welche als wegweisend und bis heute als Stand der Technik gelten [Moh19] und auf denen die hier erarbeitete Bauelemententwicklung aufbaut. Kennzahlen wie die maximal gemessene Volumenflussrate (kurz Flussrate) Q_{max} und maximale erzeugte Druckdifferenz Δp_{max} hängen dabei von der Gesamtbauelementgröße S_p sowie dem Antriebsmechanismus und der elektrischen Steuerspannung U ab. Um einen quantitativen Vergleich ziehen zu können, wird im Anschluss die in [Las04] eingeführte Selbst-Pumpfrequenz $f_{sp} = Q_{\text{max}}/S_p$ herangezogen, welche das geförderte Eigenvolumen pro Zeiteinheit angibt. Darüber hinaus wird bei verfügbaren Daten die Leistungsdichte der Pumpe Φ_{fl} verglichen, welcher sich aus dem Verhältnis von fluidische Leistung $P_{fl} = Q_{\text{max}}\Delta p_{\text{max}}$ zu S_p berechnet. Soweit nicht anders genannt, beziehen sich im folgenden sämtliche Datenangaben auf flüssige Fördermedien.

Mit elektrostatischem Antrieb: 1992 wurde die erste elektrostatisch angetriebene und mit Methoden der Volumenmikromechanik hergestellte Mikropumpe von Zengerle *et al.* vorgestellt [Zen92], [Zen94b]. Die Pumpe mit der Größe von $7 \times 7 \times 2 \text{ mm}^3$ ($S_p = 0.098 \text{ cm}^3$) besteht, ähnlich wie in Abb. 2.1.2 (c) gezeigt, aus vier Silizium-Wafern. Wegen der quadratisch reziproken Abhängigkeit der elektrostatischen Kraft $F_{el} \propto (U/d)^2$ vom Elektrodenabstand d wurden kleine d gewählt, um die Antriebsspannung moderat bei $U = 200 \text{ V}$ zu halten und zugleich große Kräfte bereitzustellen. Zwei Varianten mit $d = 3 \text{ }\mu\text{m}$ und $d = 5 \text{ }\mu\text{m}$ wurden hergestellt und mit Wasser als Fördermedium vermessen. Durch die niedrige Resonanzfrequenz der cantileverartigen Rückschlagventile in der Flüssigkeit kommt es bei Antriebsfrequenzen oberhalb dieser aufgrund des Phasenversatzes zu einer verzögerten Ventilbewegung. Dabei ist das Einlassventil während des Pump-Hubes sowie umgekehrt das Auslassventil innerhalb des Saug-Hubes geöffnet. Als Resultat fördert die Pumpe oberhalb der korrespondierenden Frequenz rückwärts. Das Maximum der Flussrate und Gegendruck mit ($d = 3 \text{ }\mu\text{m}$) liegt bei $Q_{\text{max}} = 250 \text{ }\mu\text{l}/\text{min}$, $\Delta p_{\text{max}} = 31 \text{ kPa}$

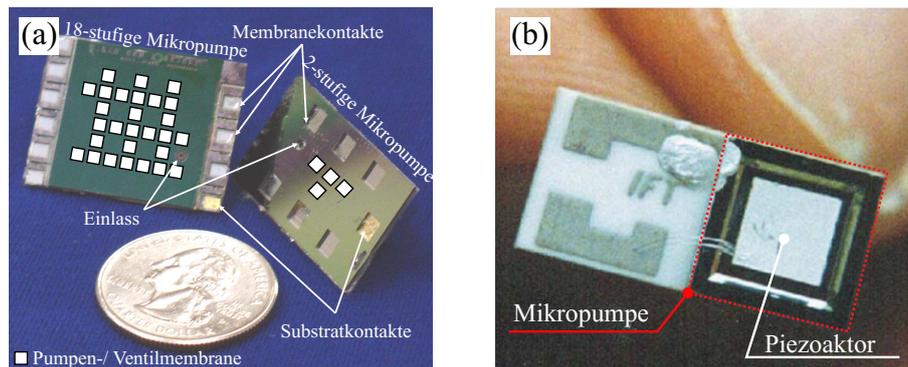


Abbildung 2.1.3: (a) 2- und 18-stufige elektrostatische Gas-Mikropumpe [Kim15], (b) Mikropumpe des Fraunhofer IZM mit piezoelekt. Antrieb nach Abb. 2.1.2 (a), [Lin98].

in Vorwärts- und $Q_{\max} = 350 \mu\text{l}/\text{min}$, $\Delta p_{\max} = 7 \text{ kPa}$ in Rückwärtsrichtung. Für ($d = 5 \mu\text{m}$) erreicht die Pumpe $Q_{\max} = 850 \mu\text{l}/\text{min}$ in Vorwärts- und $Q_{\max} = 200 \mu\text{l}/\text{min}$ in Rückwärtsrichtung [Zen95b]. Die Entwicklung war seinerzeit motiviert durch die komplexen Herstellungsverfahren piezoelektrischer Dünnschichtaktoren. Im Gegenzug bietet der elektrostatische Antrieb die Möglichkeit der Skalierung (Stichwort: Miniaturisierung), Einfachheit in Herstellung sowie monolithischen Fertigung des gesamten Bauelements im Scheibenverbund. Jedoch war die Pumpe weder blasentolerant noch selbst-ansaugend, aufgrund eines geringen $\varepsilon_K(d = 5 \mu\text{m}) = 0.002$ gegenüber dem benötigten Kriterium von $\varepsilon_K > 0.07$ (Gl.(2.1)) [Ric98a]. In letzteres fließt über $|\Delta p_{\text{krit}}|$ unter anderem das Design der hier passiven Ventile ein.

Mit elektrostatischem Antrieb im Fördermedium: Kim et al. arbeiteten an einer hochintegrierten elektrostatischen Mikropumpe für den Einsatz in Mikro-Gaschromatographiesystemen [Ast02], [Ast07]. Durch die Anforderung von hohen Flussraten (mL/min) und hohen Drücken ($> 10 \text{ kPa}$) dieser Systeme wurde eine mehrstufige Pumpe mit bis zu 18-Kammern (19 Ventilen) entwickelt, gezeigt in Abb. 2.1.3 (a). Die Pump- sowie aktiv-Ventilmembran bestehen dabei aus dem Polymer Parylen, der restliche Pumpkörper aus Silizium. Der Schaltvorgang der Pump- und Ventilmembranen ist synchronisiert und findet aufgrund der Geometrie, der geringen Viskosität der Fördergase sowie der geringen Zeitkonstanten der elektrostatischen-Antriebe bei Frequenzen $> 10 \text{ kHz}$ statt. Durch das aktive Schalten der Ventile kann die Kompression gezielt gesteuert werden und ist somit nicht an das Kriterium aus Gl. (2.1) gebunden. Während des Zweitakt-Zyklus, findet jeweils ein Transferhub (von unterhalb nach oberhalb der Membran) sowie ein Halbzyklus, bestehend aus gleichzeitigem Saug- und Pump-Hub (zur nächsten Kammer), statt. Die generierte Gesamtdruckdifferenz ist nahe der Summe $\Delta p_{\max} \propto \sum_i \Delta p_i$ aus den jeweiligen Stufen generierten Druckdifferenzen [Kim15]. Die Eckdaten der 18-stufigen Pumpe lauten $S_p = 0.479 \text{ cm}^3$, $Q_{\max} \approx 4000 \mu\text{l}/\text{min}$, $\Delta p_{\max} = 17.5 \text{ kPa}$, $P_{el} = 57 \text{ mW}$, $U = \pm 100 \text{ V}$.

Machauf et al. präsentieren 2005 die erste in Silizium hergestellte elektrostatische Mikropumpe, bei der die Steuerspannung des Antriebs über einem flüssigen Fördermedium angelegt wird [Mac05]. Besonders in flüssigen Fördermedien wird dabei die im Vergleich zur Luft die erhöhte Permittivität ε_r des Mediums ausgenutzt, um bei äquivalenten Steuerspannungen höhere elek-

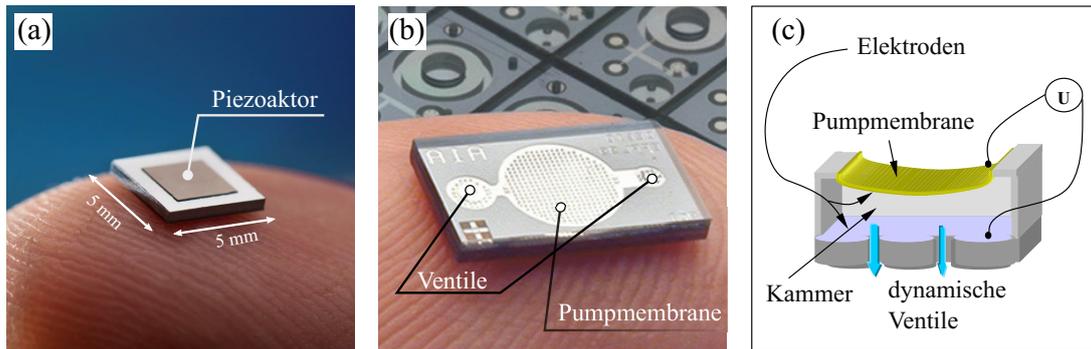


Abbildung 2.1.4: (a) *Smartpump 5* des Fh EMFT [Ric21], (b) Pumpengehäuse ohne Aktor, der Firma Debiotech SA aus [Mai01]. (c) Skizze Aufbau elektrostatischer Mikropumpe [Mac05].

trostatische Kräfte zu generieren (Erklärung im Kapitel 4.2). Aus diesem Grund ist die Pumpe hauptsächlich auf nichtleitende Flüssigkeiten beschränkt sowie auf deionisiertes Wasser unter Ansteuerung mit Wechselspannung [Mac05]. Die Flussgleichrichtung wird durch dynamische Ventile [Ste93] erreicht. Die Pumpmembran besteht aus galvanisch abgeschiedenem Nickel. Der getestete Prototyp wies eine Flussrate von $Q_{\max} = 1 \mu\text{l}/\text{min}$ bei $U = 50 \text{ V}$ und einer Membrangröße von $3 \times 3 \text{ mm}^2$ auf. Im Vergleich zum Design von [Zen95b] werden lediglich zwei Siliziumwafer genutzt.

Mit piezoelektrischem Antrieb: 1998 erfolgte die Weiterentwicklung des Designs von [Zen95b] durch Linnemann *et. al* am Fraunhofer-Institut für Zuverlässigkeit und Mikrointegration (IZM). Dabei fand ein Rücktausch der elektrostatische Antriebseinheit zurück zu einem piezoelektrischen Aktor statt [Lin98], durch welchen eine größere Kraft und entsprechend höhere Druckdifferenzen generiert werden konnten. Ein weiterer Schwerpunkt der Weiterentwicklung war die Abdünnung der Wafer mit Planarisierungsverfahren. Allein das Totvolumen der Ventileinheit wurde somit um 88 % verringert, wodurch ein $\varepsilon_K = 0.1$ erreicht wurde. Durch die Verwendung selbiger Ventildesigns wie in [Zen95b] konnte das Kriterium $\varepsilon_K > 0.07$ erfüllt werden, was erstmals zu einem selbst-ansaugenden und gasblasentoleranten Betrieb führte. Im Maximum fördert die Pumpe, gezeigt in Abb. 2.1.3 (b), ein $Q_{\max} = 1000 \mu\text{l}/\text{min}$, erreicht Gegendrücke von $\Delta p_{b,\max} = 90 \text{ kPa}$ und besteht aus einem 3-Wafer-Schichtstapel.

Basierend auf diesem Design fanden über die Jahre diverse Weiterentwicklungen in Bezug auf Leistungsparameter¹, Bauteilgröße und anwendungsorientierter Entwicklung statt. Hierin wurden unter anderem Mehrkammerpumpen sowie Pumpen mit aktiven Ventilen untersucht [Dol07], [Gei08], [Her11]. Heutzutage übernimmt die Fraunhofer-Einrichtung für Mikrosysteme und Festkörper-Technologien (EMFT) die Entwicklung und Vermarktung dieser Designs. Im Portfolio [Ric21] finden sich die aus Silizium hergestellten Mikromembranpumpen mit piezoelektrischem Antrieb wieder. Ein umfassender Vergleich ist in Abb. 2.1.6 gegeben. Ein vielseitig einsetzbares Design ist die *Smartpump 5*, dargestellt in 2.1.4 (a), mit den Eckdaten $S_p = 0.015 \text{ cm}^3$,

¹Zu den Leistungsparameter von Mikropumpen zählen unter anderem die maximale Flussrate, der maximal erzeugbarer Druck, das Hubvolumen, das Kompressionsverhältnis, die fluidische Leistung sowie die elektrische Leistungsaufnahme oder auch die Leckrate der Ventile

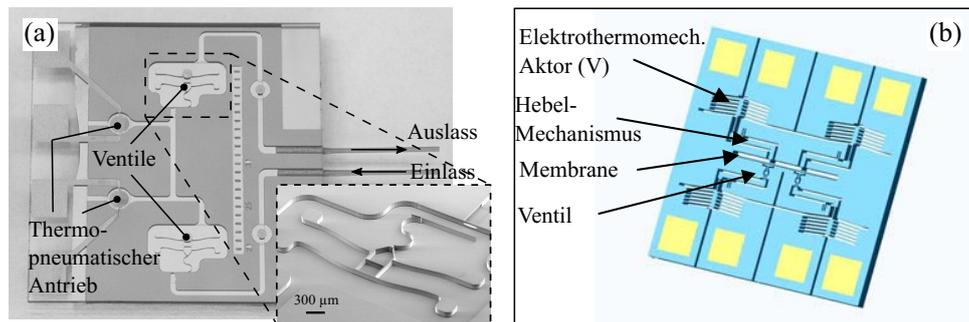


Abbildung 2.1.5: (a) Mikropumpe mit lateralen Rückschlagventilen und thermopneumatischem Antrieb aus [Zim04], (b) Konzept lateral aktuierten Mikropumpe mit elektrothermomechanischem Antrieb, aus [Sin04].

$Q_{\max} = 60 \mu\text{l}/\text{min}$, $\Delta p_{b,\max} = 80 \text{ kPa}$, $P_{el} \approx 8 \text{ mW}$. Sämtliche Pumpen haben ein $\varepsilon_K \approx 1$. Darüber hinaus wird auf anwendungsspezifische Designentwicklung gesetzt.

Eine weiteres, bis zur Marktreife entwickeltes Silizium-Mikropumpendesign mit externem piezoelektrischem Antrieb wurde von der Firma Debiotech SA entwickelt [Mai01]. Debiotech vermarktet implantierbare Medikamenteninfusionssysteme. Mit einer Größe von $S_p = 0.09 \text{ cm}^3$ werden Flussraten bis $Q_{\max} = 42 \mu\text{l}/\text{min}$ erreicht, für eine präzise und konstante Dosierung der Medikamente über einen langen Zeitraum (Stunden) [Piv13]. Die Pumpe ist unempfindlich gegenüber Variation des Eingangs- und Ausgangsdrucks, Steuerspannung, Temperatur, Viskosität und Alterung aufgrund eines Doppelbegrenzers der Pumpmembran. Zusätzlich weist die Pumpe einen integrierten Partikelfilter sowie ein sensorisches Auslassventil auf. Durch das hohe Kompressionsverhältnis von $\varepsilon_K = 1.15$ und demzufolge Erfüllung des für dieses Design spezifischen Förderkriteriums (Gl.(2.1)) ist die Pumpe selbst-ansaugend.

Konzepte lateral aktuierter Mikropumpen: 2004 stellten Sin et al. erstmals das Konzept einer monolithisch in Silizium hergestellten Mikropumpe vor, welche durch einen lateralen elektro-thermomechanischen Antrieb aktuiert wird [Sin04]. Die Längenänderung der Aktoren wird durch Joulsche Wärme erzeugt. Über einen Hebelmechanismus können so Auslenkungen im μm -Bereich generiert werden [Leo06]. Die einzelnen Komponenten der Pumpe (Antrieb, Kammer, Ventile) werden mit Technologien der Volumenmikromechanik auf einem SOI-Wafer (Silicon-on-Insulator)² hergestellt, schematisch dargestellt in Abb. 2.1.5 (b). Verschluss wird der Chip durch das Bonden eines Glasdeckels. Die Motivation der Entwicklung war der Wegfall einer hybriden Assemblierung von Antriebs- und Pumpeinheit sowie die Reduzierung des Waferstapels und einer damit verbundenen Justage auf einen Wafer. Als Anwendung war ein implantierbares System zur Verabreichung von Medikamenten angedacht [Smi05]. Die Beweglichkeit der lateralen Komponenten wird über einen kleinen Spalt von $2 \mu\text{m}$ ober- sowie unterhalb dieser erreicht, welcher einen zusätzlichen Leckagepfad bietet [Kol05]. Darüber hinaus kam es bei Kontakt der Flüssigkeit mit der Antriebseinheit zu elektrischen Kurzschlüssen. Weitere Untersuchungen befassten sich dementsprechend mit der Implementierung eines Polymerschlauches aus Parylen in die Pumpkammer. Das Parylen bietet ferner die Möglichkeit einer biokompa-

²dt. Silizium auf Isolator

tiblen Verkapselung [Noh04]. Inklusive Parylenschicht wurden folgende Eckdaten der Pumpe berechnet: $Q_{\max} = 11 \mu\text{l}/\text{min}$ und $\Delta p_{b,\max} = 106 \text{ kPa}$ mit dynamischen Ventilen bei einer Bauelementgröße von $S_p = 0.09 \text{ cm}^3$ und einer elektrische Leistung von $P_{el} = 0.2 \text{ W}$ [Kar10]. Bis dato gab es noch keinen experimentellen Nachweis der Ergebnisse. Yosefi *et al.* führten die Arbeiten an dem Design fort, jedoch ebenfalls ohne veröffentlichte experimentelle Daten [Yos14].

Zimmermann *et al.* stellten ebenfalls ein Mikropumpendesign vor, welches in der Ebene³ operierende Komponenten nutzt [Zim04]. Das Design verwendet einen thermopneumatischen Antrieb ohne mechanische Komponenten, bei dem eine Gasblase durch Heizen und Abkühlen entsprechend expandiert beziehungsweise kontrahiert und so ein oszillierendes Bewegungsmuster erzeugt. Die Flussgleichrichtung erfolgt über zwei in der Ebene befindliche passive Rückschlagventile. Die Pumpe ist auf einem SOI-Wafer hergestellt und besitzt einen gebondeten Deckelwafer aus Plexiglas. Mit Isopropanol als Fördermedium wird ein $Q_{\max} = 9 \mu\text{l}/\text{min}$ sowie ein maximaler Gegendruck von $\Delta p_{b,\max} = 16 \text{ kPa}$ erreicht. Nachteil des Prinzips sind die hohen Zeitkonstanten des thermopneumatischen Antriebs, welche diesen auf Frequenzen von einigen Hz begrenzen, sowie die vergleichsweise hohe Leistungsaufnahme von $P_{el} = 0.2 \text{ W}$.

2.1.2 Vergleich des Leistungsstandes

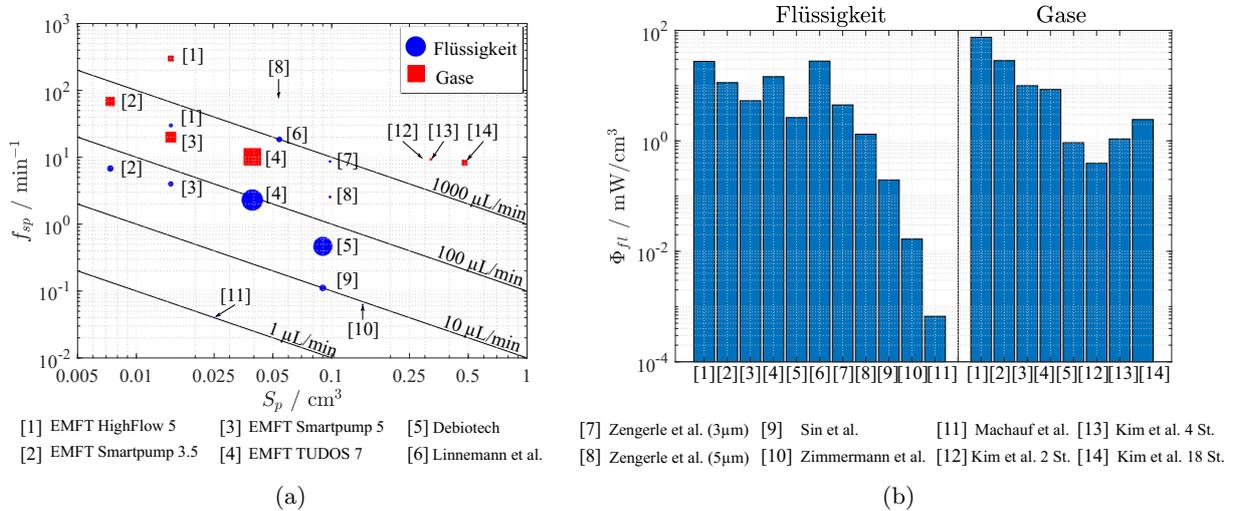


Abbildung 2.1.6: Vergleich Stand der Technik (a) Selbstpumpfrequenz abhängig von Bauteilgröße. Größere Marker entsprechen höheren Gegendrücken. (b) Vergleich Leistungsdichten Zahl hinter der Namensbezeichnung gibt Seitenlänge des quadratischen Designs in mm an.

Durch die Proportionalität der erzeugten Flussrate zum Hubvolumen ist diese bei Mikromembranpumpen primär an die Bauteilgröße gekoppelt. Der generierte Druck ist hauptsächlich vom Antriebsprinzip sowie der Art und dem Design der Ventile abhängig. Zum quantitativen Vergleich ist in Abb. 2.1.6 (a) die Selbstpumpfrequenz f_{sp} über das Bauteilvolumen S_p aufgetragen. Die Markergröße ist proportional zu $\Delta p_{b,\max}$ der jeweiligen Pumpe und auf den größten Druck der Auswahl für das jeweilige Fördermedium normiert. Dieser gehört mit $\Delta p_{\max} = 380 \text{ kPa}$

³ engl. *in-plane*

zur *TUDOS7* Pumpe aus dem Portfolio des Fraunhofer EMFT [Ric21]. Es ist ersichtlich, dass die Pumpen des Fraunhofer EMFT mit *piezoelektrischem Antrieb* zu den kleinsten und bezogen auf ihre Größe leistungsstärksten Bauelementen zählen. Bis heute bleiben diese die einzigen kommerziell erhältlichen, in Silizium gefertigten Mikropumpen aufgrund der kostenintensiven Herstellungsverfahren. Das Design von *Linnemann et al.* erreicht die größte Flussrate von $Q_{\max} = 1000 \mu\text{l}/\text{min}$ für Flüssigkeiten. Durch dessen kontinuierliche Entwicklung der letzten 25 Jahre, welche mit dem Design von *Zengerle et al.* begann, konnten die Leistungsparameter stetig erhöht werden. Dies ist sowohl auf den Piezoaktor zurückzuführen, welcher gleichzeitig hohe Kräfte (mN) und Auslenkungen ($> 10 \mu\text{m}$) erzeugt [Woi05], als auch auf die Weiterentwicklung der Ventileinheit. Des Weiteren ist zu erkennen, dass es einen Gegensatz zwischen einer hohen Flussrate und einem hohen generierten Druck der Pumpe gibt, was im Grunde auf das mechanische Prinzip der Mikroantriebe zurückzuführen ist. Prototypen wie die elektrostatische Pumpe von *Machauf et al.* sowie die der lateralen Designs von *Zimmermann et al.* und *Sin et al.* zeigen im Vergleich eine um zwei Größenordnungen geringere Leistung im Bezug auf f_{sp} und Q_{\max} . Mit dem stufenartigen Design von *Kim et al.* lassen sich für Gase höhere Drücke proportional zur Stufenanzahl, erreichen. Dies geschieht jedoch auf Kosten kleinerer Bauteilvolumina.

In Abbildung 2.1.6 (b) ist der Vergleich der Leistungsdichte gezeigt. Die *HighFlow5* Pumpe besitzt dabei mit einem $\Phi_{fl} = 75 \text{ mW}/\text{cm}^3$ für gasförmige Fördermedien die mit Abstand höchste Leistungsdichte. Im Durchschnitt erreichen die vorgestellten Mikropumpen ein mittlere Leistungsdichte von $\bar{\Phi}_{fl} \approx 11.9 \text{ mW}/\text{cm}^3$ für gasförmige und flüssige Fördermedien.

Tendenziell sind durch einen *thermopneumatischen* sowie *elektro-thermomechanischen Antrieb* hohe Drücke von einigen 10 kPa bis zu einigen 100 kPa möglich. Jedoch sind diese Antriebskonzepte meist auf niedrige Flussraten sowie kleine Antriebsfrequenzen ($< 25 \text{ Hz}$) beschränkt aufgrund der im Vergleich zu anderen Antrieben hohen Zeitkonstante von einigen Millisekunden [Zim04]. Nachteilig sind die hohen Temperaturen von einigen 100 °C, welche im Betrieb entstehen und zu einer Erwärmung des Fördermediums führen können [Kar10]. Um große Auslenkungen ($> 10 \mu\text{m}$) und damit verbundene Hubvolumina zu realisieren, kommt meist ein Hebelmechanismus zum Einsatz, welcher im Design viel Chipfläche kostet. Die Herstellung lateraler *elektro-thermomechanischer* Antriebe kann monolithisch erfolgen und ist vergleichsweise einfach.

Hohe Auslenkungen von einigen 10 μm , eine hohe generierbare Kraft sowie kleine Zeitkonstanten machen den *piezoelektrischen Antrieb* zur einer attraktiven Wahl. Durch kontinuierliche Entwicklung in den letzten Jahrzehnten ist es möglich, kleine ($3.5 \times 3.5 \text{ mm}^2$, *Smartpump3.5* [Ric21]) und hocheffiziente Dünnschicht-Piezoaktoren zu fertigen [Der21]. Allerdings ist die piezoelektrische Funktionsschicht, oft bestehend aus Blei-Zirkon-Titanat (PZT) oder Zinkoxid (ZnO), nicht kompatibel zur CMOS-Technologie⁴. Dies macht die Fertigung und Zusammenführung von Aktor und Pumpeinheit nur unter strenger Kontaminationskontrolle oder in einem separaten Reinraumbereich möglich [Sch16]. Darüber hinaus zeigen die Dünnschichtaktoren eine hohe Temperaturabhängigkeit und neigen zum Kriechen sowie zu einem nicht-hysteresefreien Betrieb,

⁴ engl. *complementary metal oxide semiconductor*

was zu einer Langzeinstabilität führen kann. Die Integration der Funktionsschichten ist komplex und oft mit einem aufwändigen hybriden Klebprozess verbunden [Woi05]. Unterhalb von 3.5 mm Kantenlänge wird die Fertigung piezoelektrischer Aktoren komplexer und deren Assemblierung als Antrieb aufwändiger. Ferner können die vergleichsweise hohen Antriebsspannungen (> 100 V) als Nachteil angesehen werden. Kernpunkt zukünftiger Entwicklungen ist die bis dato fehlende Montage des Piezoaktors auf Waferebene und eine damit verbundene kosteneffizientere Lieferkette [Ric21].

Im Falle des *elektrostatischen-Antriebs* ist es trotz kleiner Auslenkungen ($< 5 \mu\text{m}$) möglich, hohe Flussraten von einigen hundert $\mu\text{l}/\text{min}$ durch hohe Antriebsfrequenzen (> 1 kHz) zu generieren. Dies ist auf die geringen Zeitkonstanten ($< \mu\text{s}$) zurückzuführen. Die Herstellung des Antriebs und der Pumpeinheit ist vergleichsweise einfach sowie CMOS-kompatibel. Durch den geringen elektrischen Leistungsverbrauch lässt sich eine im Vergleich zu den anderen Antriebsprinzipien eine gute Effizienz erreichen. Allerdings ist das klassische Membrandesign, wie in Abb. 2.1.2 dargestellt, auf diese kleinen Auslenkungen ($< 10 \mu\text{m}$) beschränkt. Größere Auslenkungen und dementsprechend Hubvolumina, erfordern entweder die Erhöhung der Antriebsspannung proportional zum Elektrodenabstand oder der Membranabmessung und somit einer überproportionalen Vergrößerung der Chipfläche [Las04]. Ferner hat das bisherige Design den Nachteil eines hohen Material- und Fertigungsaufwands von vier Siliziumwafern und einer damit verbundenen aufwändigen Justage der Wafer. In [Ric21] wird ebenfalls als Ausblick die Entwicklung einer Mikropumpe mit elektrostatischem Antrieb erwähnt sowie deren Miniaturisierung auf eine Fläche von $2 \times 2 \text{ mm}^2$.

Weiterhin ist ein hohes Kompressionsverhältnis ($\varepsilon_K \approx 1$) erstrebenswert für einen selbstansaugenden und gasblasentoleranten Betrieb sowie der Möglichkeit, gasförmige Medien zu fördern. Über aktive Ventile kann die Kompression gesteuert werden. Die Implementierung ist jedoch entwurfsabhängig und mit einem überproportionalen Aufwand (Stichwort: elektrische Potentialführung) verbunden. Ventile mit passiver mechanischer Komponente, wie cantileverartige- oder Membranventile, sind in der Regel einfach im Design und ihrer Herstellung. Bei dynamischen Ventilen ist das Durchlass- zum Schließverhältnis gering aufgrund der fehlenden Blockierfähigkeit und der Einsatz dieser Art eher für Bauelemente mit hohen Flussraten sinnvoll.

In den meisten Fällen werden Mikropumpen und ihre Leistungsparameter speziell für eine Zielanwendung entwickelt. Im folgenden wird daher in Tabelle 2.1.1 eine kurze Übersicht über potentielle Anwendungen sowie deren Anforderungen an Mikropumpen gegeben. Die Anwendungsbreite ist jedoch nicht ausschließlich auf die gelisteten Beispiele beschränkt. Bereits vorgestellte Designs und Antriebsprinzipien bieten hier verschiedene Vorteile hinsichtlich ihrer Kompatibilität, Größe und Anforderungsparameter. Für eine vorausschauende Miniaturisierung, Integration in CMOS-kompatible Systeme sowie kosteneffiziente Fertigung auf Waferebene ist eine Rückkehr, wie bereits in [Ric21] beschrieben, zum elektrostatischen Prinzip gewünscht. Aufgrund genannter Problematik im Entwurf klassischer elektrostatische Aktoren (Stichwort: planare Membran) blieb diese bisher aus. Aufbauend auf den Erkenntnissen des Leistungsstandes sollen die Bauelemente in dieser Arbeit ebenfalls unter Berücksichtigung einiger Anwendungs-

spezifikationen entwickelt werden. Eine konkretere Auswahl erfolgt in Kap. 3.

Tabelle 2.1.1: Übersicht ausgewählter Anwendungen mikro-elektromechanischer oszillierender Verdrängerpumpen. Unter anderem aus [Moh19].

Anwendung	Spezifikationen	Quellen
Aktive- / Mikrokühlung	integriert, Kanalbreiten $< 100 \mu\text{m}$, $10 \leq Q \leq 100 \text{ ml/min}$, einige $10 \text{ kPa} \leq \Delta p_b \leq$ einige 100 kPa	[Gar06],[Kan14], [Wan18a],[Wan21]
Lab-On-Chip & Micro-Total-Analysis Systems	anwendungsspezifische Spezifikationen, tendenziell geringe $Q < 1 \mu\text{l/min}$, Kontaminationsfrei \rightarrow selbstansaugend oft pulsationsfreier Betrieb \rightarrow einige 100 Hz	[Abg07],[Byu14], [Mar10]
Glaukom-Behandlung	Miniaturisiert $S_p < 0.1 \text{ cm}^3$, einige $10 \leq Q \leq$ einige $100 \mu\text{l/min}$, $\Delta p_b > 3 \text{ kPa}$ (kritischer Augeninnendruck)	[Ceg19], [Don21], [Fau17], [Ric14]
Treib- / Brennstoffzellen	Fördermedium z. B. Methanol, $0.1 \leq Q \leq 1 \text{ ml/min}$ pro erzeugtem Watt, Δp_b einige 10 kPa	[Par13],[Zha17], [Hwa10]
Gaschromatographie	Förderbarkeit von Gasen (Gl. 2.1), Kanalbreiten $< 150 \mu\text{m}$, Δp_b einige 10 kPa	[Hsi16],[Rub17]

2.2 Der Nanoskopische Elektrostatische Antrieb (NED)

2.2.1 Das Funktionsprinzip

An dieser Stelle wird der NED als Stand der Technik des elektrostatischen Antriebsprinzips vorgestellt. Entwickelt am Fraunhofer IPMS und erstmalig von *Conrad et. al* in 2015 [Con15] veröffentlicht, nutzt der NED die oben genannten Vorteile des elektrostatischen Antriebsprinzips und umgeht dabei das Problem der „Pull-In“ Instabilität und damit verbundenen Stellwegbegrenzung [Zha14].

Im einfachsten Fall kann der NED als Biegeaktor in Form eines Kragbalkens realisiert werden, exemplarisch dargestellt in Abb. 2.2.1 (a). Dabei ist der Aktor aus einer periodischen Anordnung von elementaren Aktor-Zellen aufgebaut, von der jede die kleinste vollständige Aktor-Einheit darstellt. Innerhalb einer Zelle sind die Elektroden nacheinander durch feste dielektrische Abstandhalter⁵ und einen elektrostatischen Spalt mit flexiblem Dielektrikum, üblicherweise Luft, getrennt. Zur Vereinfachung des Designs und der Charakterisierung wird in der Regel ein symmetrisches Zelldesign beibehalten [Kai16]. Die Besonderheit des Aktors und zugleich verantwortlich für den NED-Effekt, ist die Topographie der Elektroden und des elektrostatischen Spalts in Bezug auf die Balkenlängsachse. Im Allgemeinen wird diese Topographie durch den Strukturwinkel α beschrieben, für den sich im Fall von $\alpha > 0$ sowie konformen Elektrodendicken, wie in Abb. 2.2.1 (b) dargestellt, eine positive Dachform ergibt.

⁵ engl. *Spacer*

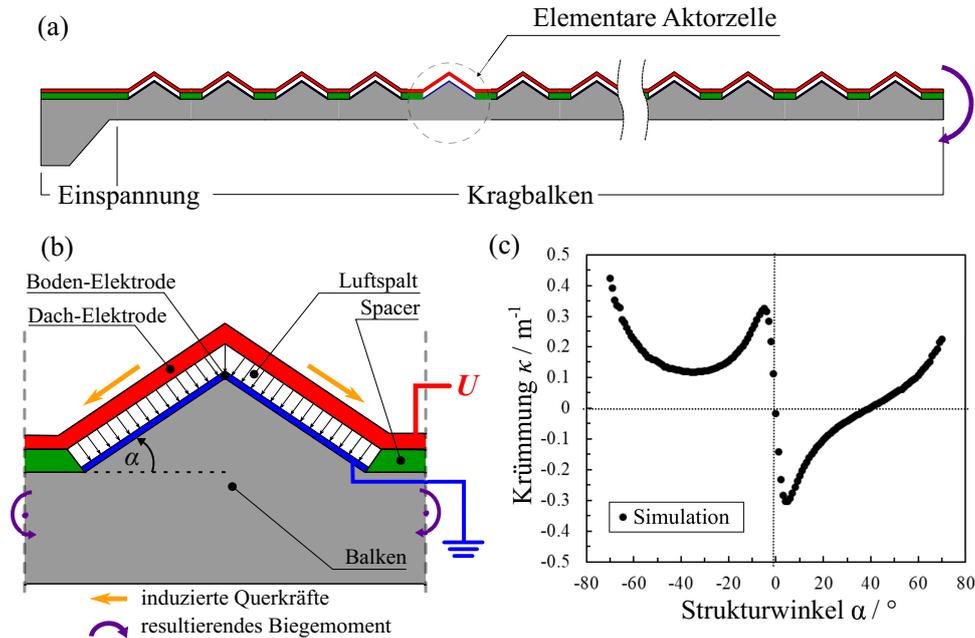


Abbildung 2.2.1: Visualisierung des NED. (a) Realisierung in Form eines Kragbalkens. (b) Dach-Zellgeometrie mit positivem Strukturwinkel α . (c) Abhängigkeit der Zell-, respektive Aktorkrümmung von α . Grafik adaptiert aus [Con15].

Beim Anlegen einer Potentialdifferenz U zwischen der Dach- und Boden-Elektrode, werden durch die senkrecht zu Elektrodenoberfläche anziehenden Coulomb-Kräfte mechanische Spannungen in diesen induziert, welche sich aus der Biegung der Elektroden und ihrer Bewegungseinschränkung durch die festen Abstandhalter ergeben.

Wie in [Con15] beschrieben, führt die Querkraftkomponente dieser Normalspannung zu einer Verformung in der oberen Elektrode, die wiederum ein Biegemoment M am Zellenrand erzeugt. Aufgrund der Zelläquivalenz führt die aggregierte Zellbiegung schlussendlich zu einer zylindrischen Biegung des gesamten Kragbalkens. Diese Verbiegung kann, äquivalent zu „Bimorph“-Biegeaktoren [Kru00], durch die Krümmung κ_{curv} charakterisiert werden. Für positive Strukturwinkel $\alpha > 0$, werden in der Dachelektrode vorwiegend Druckspannungen erzeugt, was in Referenz zum nicht ausgelenkten Zustand zu einer Abwärtsbeugung des Balkens mit $\kappa_{\text{NED}} < 0$ führt. Umgekehrt führen induzierte Zugspannungen, hervorgerufen durch $\alpha < 0^\circ$, zu einer Balkenaufwärtsbewegung [Con15], [Kai16].

Der Nachweis des NED-Effektes wurde mittels Oberflächenmikromechanik gefertigter Kragbalken erbracht mit resultierenden Aktorkrümmungen von $\kappa_{\text{VNED}} = -0.032 \text{ m}^{-1}$ bei 10 V Antriebsspannung und elektrostatischen Spaltabständen von bis zu 200 nm [Con15]. Die Bewegungsrichtung fand dabei aus der Chipebene hinaus statt, also vertikal, weshalb diese Art von NEDs auch als vertikaler NED (VNEDs) bezeichnet werden.

2.2.2 Vorarbeiten zu lateralen NED-Aktoren

Parallel zur Entwicklung des VNEDs fand die Entwicklung von lateralen NED-Aktoren statt, kurz LNED. Dieser bietet gegenüber bestehenden lateralen Antrieben in der Mikrosystemtechnik

eine Reihe von Vorteilen. Dazu zählt, dass nahezu der gesamte Aktor aus kristallinem Silizium monolithisch hergestellt werden kann. Nur die isolierenden Abstandshalter sind durch Al_2O_3 -gefüllte Gräben realisiert, was bedeutet, dass der Aktor aus Standardmaterialien der Mikrotechnik aufgebaut ist. Gegenüber Aktoren, deren Herstellung auf Schichtabscheidung beruhen, gibt es keine Hysterese oder Ermüdung der Materialien. Des Weiteren kann eine parasitäre Vorklenkung, verursacht durch Eigenspannungen der abgeschiedenen Schichten quasi ausgeschlossen werden. Darüber hinaus gibt es derzeit keine realisierten Konzepte von lateralen piezoelektrischen Aktoren, hergestellt durch mikrosystemtechnische Verfahren.

Die Fertigung, beruhend auf der reaktiven Ionentiefenätzung⁶, ist in ihrer Komplexität im Vergleich zum VNED reduziert [Lan17]. Mit diesem Prozess ist es möglich, die elektrostatischen Spalte sowie die Form des Aktors auf einfache Art und Weise im Silizium herzustellen. Sich dem anschließend ist der entscheidende Hauptvorteil die Freiheit im Design des Aktors, respektive in der NED-Aktorzelle. Wie bereits in den publizierten Arbeiten zum VNED aufgezeigt, [Con15], [Kai16], [Lan17], ist die Abhängigkeit von den technologischen Verfahren der Oberflächenmikromechanik und den damit verbundenen parasitären Einflüssen von intrinsischen Schichtspannungen sowie möglichen Ermüdungserscheinungen derer mitverantwortlich für die geringe Performanz der bisherig realisierten VNED's. Bei den LNED's konnten bis zu drei Größenordnungen höhere Aktorkrümmungen nachgewiesen werden, $\kappa_{\text{LNED}} = -38.6 \text{ m}^{-1}$, was neben dem Zelldesign auch auf die Reduzierung der Steifigkeit des Aktors zurückzuführen ist. Für einen 2 mm langen Kragbalken mit offener Dach-Zellgeometrie, führte dies zu einer statischen Auslenkung der Aktorspitze von $w_{\text{max}} = 89 \text{ }\mu\text{m}$, bei einem Elektrodenabstand von $t_g = 1 \text{ }\mu\text{m}$ und 60 V Antriebsspannung [Con20]. Zur Bewertung und quantitativem Vergleich der Ergebnisse mit der Literatur wird dabei der sogenannte Verfahrensweg herangezogen, welcher das Verhältnis aus w_{max} zu t_g ist. Im beschriebenen Fall entspricht dies einem Verfahrensweg von 89 und liegt damit weit über dem bisherigem Stand der Technik von 60 [Zha14].

Durch die Designfreiheit der Zellgeometrie konnten weitere Konzepte eruiert werden. Eine bereits von *Kaiser* [Kai16] für den VNED untersuchte und vielversprechende Geometrie ist die sogenannte *Dom-Zellgeometrie*. Bei dieser handelt es sich jedoch weniger um eine kuppelartige Struktur als mehr um eine 2D-Projektion dieser. Bereits in der Epoche der Gotik (1200 bis 1500 n.Chr.) wurden bögen- sowie domförmige Strukturen aufgrund ihrer tragenden und kräfteweiterleitenden Eigenschaft [Agu19] vermehrt in architektonischen Bauten zur Stabilisierung eingesetzt. Die Dom-Zellgeometrie bietet von ihren mechanischen Eigenschaften den Vorteil, dass die parasitäre Elektrodendurchbiegung, wie sie in der Dach-Geometrie speziell für Strukturwinkel zwischen $-10^\circ \leq \alpha \leq +10^\circ$ auftritt und zum Verlust der Krümmung führt, minimiert wird. Im Resultat kommt es zu einer besseren Transformation der elektrostatischen Kräfte, in die für den NED-Effekt benötigten lateralen mechanischen Kräfte. Experimentell untersucht wurde die Dom-Zell-Geometrie für den LNED erstmals von *Conrad et. al* [Con20].

Eine erste vollständige Systemintegration von lateralen NED-Aktoren mit Dom-Zellgeometrie fand in Form eines akustischen Wandlers statt. Das System besteht dabei aus einem dreilagigen

⁶ engl. *Deep-Reactive Ion Etching (DRIE)*

Stapel aus gebondeten Siliziumwafern mit den LNEDs im mittleren Wafer. Des Weiteren wurden die Aktorbalken hier in einer beidseitig eingespannten Konfiguration implementiert, welche zusammen mit den Öffnungen im Deckel und Bodenwafer eine Luftkammer bilden [Kai19]. Diese Kammern sind paarweise über die Chipfläche angeordnet. Die laterale Hin- und Herbewegung der Aktoren unter alternierender Antriebsspannung führt dabei zu einer Verkleinerung oder Vergrößerung der Kammern, bei der Luft aus der Umgebung durch Öffnungen aus dem Chip gedrückt oder hineingesaugt wird. Somit kommt es zu einer Schallerzeugung. Der erzielte Schalldruckpegel ist dabei direkt proportional zum Gesamtvolumen der verdrängten Luft und somit abhängig von den resultierenden Auslenkungen und Anordnung der Aktoren über die Chipfläche. Durch das Auftreten von zusätzlichen internen mechanischen Verspannungen der beidseitig eingespannten NED-Balkenaktoren im Betrieb werden hohe Schalldrücke von bis zu 104 dB nur bei Frequenzen nahe der Resonanz der NED-Aktoren erzeugt [Kai19].

Zum Einsatz kam dabei auch erstmals eine drei-Elektrodenkonfiguration der domartigen Zellgeometrie. Der sogenannte Doppel-Dom besteht aus zwei konformen elektrostatischen Spalten. Die Besonderheit der Anordnung besteht darin, dass die äußeren Elektroden während der elektrischen Ansteuerung geerdet sind und das von null verschiedene Potential nur auf der inneren Elektrode liegt. Mit dieser abschirmenden Elektrodenkonfiguration ist es möglich, parasitär sekundäre Antriebsmechanismen, z. B. die elektrostatische Anziehung zum passiven Rahmen zu begrenzen oder gar zu verhindern [Kai16]. Ein weiterer Vorteil ist die Erhöhung des generierten Biegemoments des Aktors durch die zusätzlich generierten Kräfte des zweiten elektrostatischen Spalts. Dieses Vorgehen kann jedoch nur bedingt fortgeführt werden und führt zu keinem signifikantem Krümmungszuwachs, was die Studie [Sch20] mit 3 bzw. 5. elektrostatischen Spalten gezeigt hat. Lediglich das generierte Moment konnte durch die erhöhte Biegesteifigkeit der zusätzlichen Elektroden gesteigert werden. Um den elektrisch abschirmenden Effekt durch geerdete äußere Elektroden zu wahren, wird eine gerade Anzahl von elektrostatischen Spalten benötigt.

3 Aufgabenstellung und Zielsetzung

Die zentrale Aufgabe der vorliegenden Arbeit ist es, mit Hilfe der lateralen NED-Technologie eine aktive Mikropumpe vom Typ oszillierende Verdrängerpumpe zu realisieren, um das Potential der NED-Technologie für diesen Bauteiltyp zu eruieren. Aufbauend, auf den ausgeführten Vorarbeiten zu lateralen NED-Aktoren soll das Bauelement durch eine in der Chipebene Bewegung der Aktoren in der Lage sein, einen gerichteten und regelbaren Fluss eines Fördermediums zu erzeugen. Nach erfolgreicher Herstellung eines Prototypen soll ein erster experimenteller Nachweis des Funktionsprinzips von lateralen elektrostatisch angetriebenen Mikropumpen erfolgen.

Für den Nachweis des Funktionsprinzips können fünf Teilziele definiert werden. Das erste Teilziel besteht in der Erstellung eines Bauteilkonzeptes. Dieses wird basierend auf den Erkenntnissen des Leistungsstandes oszillierender Verdrängermikropumpen, offenen Forschungsschwerpunkten bisheriger lateraler Pumpenkonzepte sowie der lateralen NED-Aktoren erfolgen.

Sich dem anschließend ist als zweites Teilziel die Entwicklung eines Designs definiert, unter Berücksichtigung der für die Fertigbarkeit geltenden technologischen Rahmenbedingungen des Reinraums am Fraunhofer IPMS in Dresden. Ferner beinhaltet das Teilziel die Identifizierung von Schlüsselparametern sowie die Untersuchung von deren Einfluss auf die Funktionalität der neuartigen Mikropumpe. Besondere Aufmerksamkeit wird dabei der Untersuchung des angesprochenen limitierenden Effektes von internen mechanischen Verspannungen der beidseitig eingespannten NED-Balkenaktoren für den hier geplanten Einsatz im statischen bis quasi-statischen Betrieb gewidmet. Eruiert werden soll dabei auch, wie mit der lateralen NED-Technologie folgende Spezifikationen für potentielle Anwendungen, wie in Tabelle 2.1.1 gelistet, erreicht werden können.

- Förderung von flüssigen sowie gasförmigen Medien
- Miniaturisierbarkeit und monolithische Integrierbarkeit
- Bauteilgröße $S_p < 0.01 \text{ cm}^3$
- Erzeugung von Flussraten $\mu\text{l}/\text{min} \leq Q \leq \text{ml}/\text{min}$
- Erzeugung von Differenz- / Gegendrücken $\Delta p_b > 10 \text{ kPa}$ zur Förderung von Medien durch mikrofluidische Kanäle mit Breiten $< 100 \mu\text{m}$
- Möglichkeit der Selbstansaugung und Pulsationsfreien Förderung

Anhand der Dimensionierung der NED-Aktoren sowie deren Integration in die Pumpeneinheit im Designprozess soll unter anderem die Grenze der Miniaturisierbarkeit unter Berücksichtigung einer monolithischen Integration ausgelotet werden.

Das dritte Teilziel umfasst die Etablierung eines Fertigungsprozesses zur Herstellung der Mikropumpen im Scheibenverbund mit Technologien der Mikrosystemtechnik und damit einer Erweiterung der bisherigen NED-Technologie für den Einsatz in der Mikrofluidik. Eine besondere Aufmerksamkeit gilt dabei der Waferbond-Technologie und damit verbundenen Realisierung von Bewegungsspalten im Mikrometerbereich.

Als viertes Teilziel wird die Konzeption und Umsetzung einer Messumgebung, für die zum Funktionsnachweis erforderliche Charakterisierung der hergestellten Mikropumpen definiert.

Als fünftes und letztes Teilziel wird das Verständnis der aus der Charakterisierung gewonnenen Ergebnisse festgelegt. Über dieses soll ein Rückschluss auf die im zweiten Teilziel erarbeiteten Modelle gezogen werden, um den Kreis zwischen Modellierung und Charakterisierung zu schließen.

4 Theoretische Grundlagen

In diesem Kapitel werden in kurzer Ausführung einige theoretische Grundlagen, darunter ausgewählten Grundlagen der Mikrofluidik, des elektrostatischen Antriebprinzips mit inhärentem „Pull-In“ Effekt sowie in kurzer Form die anisotropische Elastizität des Werkstoff Silizium erläutert, um dem Lesenden ein besseres Verständnis der folgenden Kapitel zu ermöglichen.

4.1 Ausgewählte Grundlagen der Mikrofluidik

Im folgenden wird von der Validität der Kontinuumshypothese von Fluiden ausgegangen. Diese besagt, dass die makroskopischen Eigenschaften eines Fluides die gleichen wären, wenn das Fluid vollkommen kontinuierlich ist und nicht, wie in der Realität, aus Molekülen bestünde. Da die Grundgleichungen der Mikrofluidik Variablen mit kontinuierlichen Werten nutzen, wird hier das Konzept von „Fluid-Modellteilchen“ herangezogen. Unter Annahme einer Würfelform sollten diese für Flüssigkeiten mindestens eine Kantenlänge von $L_{\text{Fluid}} \approx 10$ nm haben. Unterhalb dieser Länge würde es bei Messung einer physikalischen Größe des Fluides zur Fluktuation dieser kommen, was auf die molekulare Struktur der Flüssigkeit zurückzuführen ist. Die Annahme zu großer Modellteilchen führt dazu, dass externe Wechselwirkungen mit einbezogen werden [Bru11]. L_{Fluid} lässt sich aus dem intermolekularen Abstand der Flüssigkeitsmoleküle, hier von Wasser mit $\lambda_{\text{H}_2\text{O}} = 0.3$ nm, sowie der Annahme einer relativen statistischen Unsicherheit $\nu = 0.5\%$ der Molekülanzahl im Modellteilchen aus Gl. (4.1), nach [Bru11], berechnen. Die Unsicherheit rührt aus der thermischen Molekülbewegung.

$$L_{\text{Fluid}} = \lambda \nu^{-\frac{2}{3}} \quad (4.1)$$

Für Stickstoffgas und dementsprechend Luft ist L_{Fluid} ca. 10 mal größer aufgrund des vergrößerten intermolekularem Abstands von $\lambda_{\text{N}_2} = 3.5$ nm. Aus dieser Aussage ist abzuleiten, dass für Fluidvolumina oberhalb von L_{Fluid} die Kontinuumshypothese und Verwendung der folgenden Gleichungen innerhalb der vorliegenden Arbeit gültig ist.

Die Grundgleichung der Fluidmechanik ist die Navier-Stokes Gleichung (4.2), welche die Bewegung eines Fluid-Modellteilchens beschreibt [Bru11]. Auf der linken Seite der Gleichung sind die Trägheitskraft und rechts die Kräfte aufgrund des Druckgradienten sowie Reibungskräfte mit der dynamischen Viskosität μ und ρ der Dichte des Fluids angegeben. \mathbf{k} können Kräfte sein, wie die Schwerkraft oder elektrostatische Kräfte.

$$\rho \left[\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + (\mathbf{v} \cdot \nabla \mathbf{v}) \right] = -\nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{v} + \mathbf{k} \quad (4.2)$$

In dimensionsloser Schreibweise¹, bezogen auf eine charakteristische Länge L_0 und Geschwindigkeit \mathcal{V}_0 und ohne Volumenkräfte lässt sich Gl. (4.2) darstellen als:

$$Re \left[\frac{\partial \tilde{\mathbf{v}}}{\partial t} + \left(\tilde{\mathbf{v}} \cdot \tilde{\nabla} \tilde{\mathbf{v}} \right) \right] = -\tilde{\nabla} \tilde{p} + \tilde{\nabla}^2 \tilde{\mathbf{v}}, \quad (4.3)$$

$$Re = \frac{\rho \mathcal{V}_0 L_0}{\mu}. \quad (4.4)$$

Die dimensionslose Zahl Re , genannt Reynoldszahl, beschreibt das Verhältnis aus Trägheits- zu Zähigkeitskräften. Für $Re \ll 1$ dominiert der Term $\tilde{\nabla}^2 \tilde{\mathbf{v}}$, wohingegen im stationären Fall für $Re \gg 1$ der Trägheitsterm $\left(\tilde{\mathbf{v}} \cdot \tilde{\nabla} \tilde{\mathbf{v}} \right)$ zum bedeutendsten wird [Bru11]. Nach Gl. (4.4) ist dies tendenziell der Fall für hohe charakteristische Geschwindigkeiten oder große Längenskalen. Für eine stationäre Strömung von Wasser in einer Leitung mit kreisförmigem Querschnitt, bilden sich ab $Re \geq 2300$ Wirbel aus, welche mathematisch durch den Trägheitsterm beschrieben werden. Die Strömung wird turbulent genannt. Verlaufen die Schichten in der Flüssigkeit parallel zueinander, wird die Strömung als laminar bezeichnet, welche vorrangig in der Mikrofluidik auftritt. In der Mikrofluidik liegt Re meist in Größenordnung von $(10^{-1} 10^2)$ [Ngu04].

Die Erhaltung der Masse wird über die Kontinuitätsgleichung Gl. (4.5) beschrieben, welche aussagt, dass die zeitliche Dichtänderung gleich der Änderung des Masseflusses aus einem Gebiet entspricht. Für inkompressible Fluide vereinfacht sich Gl. (4.5) zu Gl. (4.6).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \rho \mathbf{v} = 0 \quad (4.5)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0 \Rightarrow \nabla \rho \mathbf{v} = 0 \quad (4.6)$$

Unter der Annahme einer stationären, inkompressiblen Strömung in einem Gebiet mit kleinen Abmessungen und geringer Geschwindigkeit lässt sich als Spezialfall aus Gl. (4.2) der sogenannte *Stokes-* oder *Creep-Flow* ableiten [Bru11]. In einigen Fällen lässt sich Gl. (4.7) analytisch lösen.

$$\mathbf{0} = -\nabla p + \mu \nabla^2 \mathbf{v} \quad (4.7)$$

So z.B. für die oben genannte Strömung mit kreisförmigem Kanalquerschnitt und Radius R . Zusammen mit der „no-slip“²-Randbedingung $v_x(R) = 0$, $\partial v_x(0)/\partial r = 0$, kann als Lösung für das Geschwindigkeitsfeld entlang der radialen Koordinate r ein parabolisches Profil bestimmt werden.

$$v_x(r) = -\frac{1}{4\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \left(R^2 - r^2 \right) \quad (4.8)$$

Unter der Annahme, dass der Druck sich linear über die Länge L des Kanals ändert, ergibt sich für den Druckgradienten $-\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\Delta p}{L}$, mit $\Delta p = p(L) - p(L=0)$. Die Flussrate Q lässt sich anschließend durch Integration von Gl. (4.8) über den Kanalquerschnitt bestimmen. Wegen der linearen Beziehung zur Druckdifferenz wird diese Art von Strömung als hydrodynamischer Fluss

¹Transformation der Variablen mit $\mathbf{r} = L_0 \tilde{\mathbf{r}}$, $\mathbf{v} = \mathcal{V}_0 \tilde{\mathbf{v}}$, $t = L_0/\mathcal{V}_0 \tilde{t} = T_0 \tilde{t}$, $p = \mu \mathcal{V}_0/L_0 \tilde{p} = P_0 \tilde{p}$, $\frac{\partial}{\partial t} = (1/T_0) \frac{\partial}{\partial \tilde{t}}$, $\nabla = (1/L_0) \tilde{\nabla}$ nach [Bru11].

²Die Strömungsgeschwindigkeit reibungsbehafter Strömungen ist an festen Oberflächen gleich null.

bezeichnet, auch bekannt als *Hagen-Poiseulle* Gesetz.

$$Q = \int_0^{2\pi} d\phi \int_0^R dr \frac{\Delta p}{4\mu} (R^2 - r^2) = \underbrace{\frac{\pi R^2}{8\mu L}}_{R_{\text{hyd}}^{-1}} \Delta p \quad (4.9)$$

Der Faktor R_{hyd} wird als hydraulischer Widerstand bezeichnet. Damit steht Gl. (4.9) in direkter Analogie zum *Ohm'schen* Gesetz für elektrische Schaltungen. In einem fluidischen Netzwerk können daher, unter der Annahme einer laminaren und stationären Strömung, ebenfalls das *Kirchoff'sche* Gesetz sowie die *Maschenregel* verwendet werden.

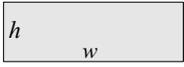
Wird ein ruhendes Fluid in einer Kapillare bewegt, führt die Trägheitskraft des Fluids zu einem Druckabfall [Ngu04].

$$\Delta p = L_{\text{inert}} \varrho \frac{dQ}{dt} ; L_{\text{inert}} = \frac{L}{A} \quad (4.10)$$

Dabei ist L_{inert} die fluidische Inertanz. Zusammen mit dem hydraulischen Widerstand kann die charakteristische Zeitkonstante durch die fluidische Inertanz τ_{fl} wie folgt bestimmt werden. Die hydraulischen Widerstände und fluidische Inertanzen gängiger Querschnittsformen sind in Tab. 4.1.1 zusammengefasst. Beide Größen werden in Kap. 5.4 für die Modellierung der Mikropumpe benötigt.

$$\tau_{fl} = \varrho \frac{L_{\text{inert}}}{R_{\text{hyd}}} \quad (4.11)$$

Tabelle 4.1.1: Hydraulische Widerstände und fluidische Inertanzen gängiger Kanalquerschnitte, nach [Bru11].

Querschnitt		R_{hyd}	L_{inert}
Kreis		$\frac{8\mu L}{\pi R^4}$	$\frac{L}{\pi R^2}$
parallele Platten		$\frac{12\mu L}{h^3 w}$	$\frac{L}{wh}$
Rechteck		$\frac{12\mu L}{(1-0.63(h/w)) h^3 w}$	$\frac{L}{wh}$

4.2 Elektrostatischer Antrieb und der Pull-In Effekt

Schematisch lassen sich die Grundbeziehungen des elektrostatischen Antriebsprinzips anhand einer Plattenkondensatoranordnung herleiten. Dabei ist eine Elektrode, genannt Aktor, über eine lineare Feder mit Steifigkeit k_f beweglich gegenüber einer fest eingespannten Elektrode im Abstand d_0 aufgehängt (vgl. Abb. 4.2.1 (a)). Beim Anlegen einer Potenzialdifferenz bzw. elektrischen Spannung U wird dem System potentielle Energie zugeführt, und es kommt zur Ladungstrennung. Im stationären Fall entsteht zwischen den Elektroden ein elektrostatisches Feld \mathbf{E} , das der Kraftwirkung auf eine Probeladung entspricht. Für die planparallele Plattenkondensatoranordnung mit der Plattenfläche A ist das Feld zwischen den Platten homogen und

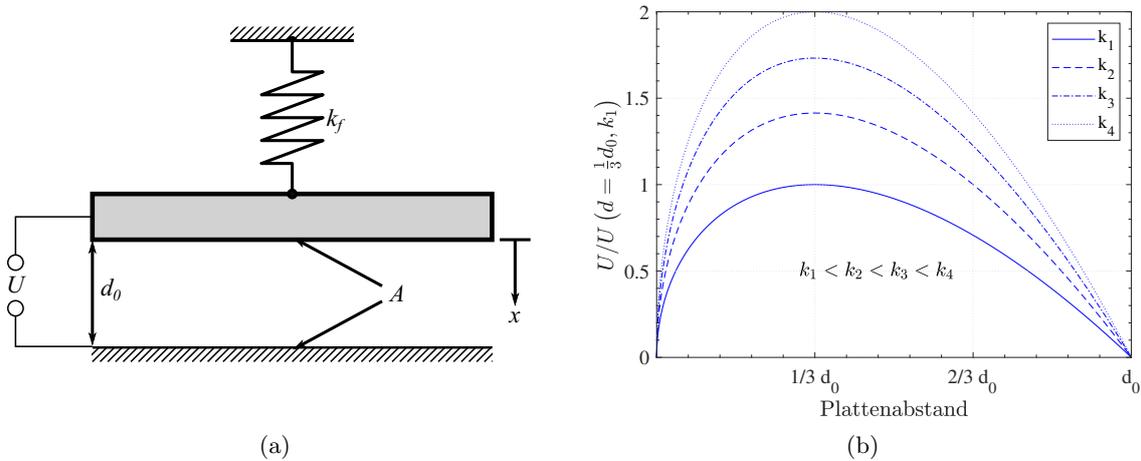


Abbildung 4.2.1: (a) Schematische Darstellung des elektrostatischen Antriebsprinzips in Plattenkondensatoranordnung nach [Nat67]. (b) Abhängigkeit der elektrischen Spannung vom Plattenabstand im Kräftegleichgewicht für verschiedene Federkonstanten k_i .

es gilt nach [Dem13]:

$$|\mathbf{E}| = \frac{U}{(d_0 - x)} = \frac{Q_{el}}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A} \rightarrow \frac{Q_{el}}{U} = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r A}{(d_0 - x)} = C, \quad (4.12)$$

mit ε_0 der Permittivität des Vakuums und ε_r der relativen stoffabhängigen Permittivität des Feldes, welche als Vielfaches von ε_0 angegeben wird. Gleichung (4.12) beschreibt die Kapazität der Anordnung die Gesamtladung Q_{el} pro Spannung U zu speichern. Sie ist konstant und nur von der Geometrie sowie vom Material des Dielektrikums abhängig. Die gespeicherte Energie im Plattenkondensator kann nach [Dem13] wie folgt bestimmt werden:

$$W_{el} = \frac{1}{2} C U^2, \quad (4.13)$$

Anschließend kann die Kraft des elektrischen Feldes auf die Elektroden aus der räumlichen Änderung der Plattenkondensatorenergie berechnet werden:

$$F_{el} = \frac{\partial W_{el}}{\partial x} = \frac{1}{2} \frac{\partial C}{\partial x} U^2 = \frac{1}{2} \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r A}{(d_0 - x)^2} U^2. \quad (4.14)$$

Soll nun dieselbe Kraft der Anordnung ($A = const.$) in zwei Medien mit verschiedenen Permittivitäten ε_{r1} und ε_{r2} erzeugt werden, so kann dies durch Anpassung der Spannung U wie folgt geschehen:

$$U_2 = \sqrt{\frac{\varepsilon_{r1}}{\varepsilon_{r2}}} U_1. \quad (4.15)$$

Der Pull-In Effekt: Sobald die Ladung Q durch die angelegte äußere Spannung U auf die Elektroden gelangt, wirkt F_{el} , und der Aktor beginnt sich zu bewegen. Die dadurch gespannte Feder übt die Gegenkraft F_F aus. Mit jedem Weg x , mit dem der Aktor dem Stator näher kommt, ändert sich die Kapazität $C(x)$, wodurch mehr Ladungen nachgeliefert werden (Gl. 4.12).

Aus dem Kräftegleichgewicht kann $U(x)$ bestimmt werden [Nat67]. Die Abhängigkeit wird in Abb. 4.2.1 (b) gezeigt.

$$F_F = F_{el} \quad (4.16)$$

$$\Rightarrow k_f x = \frac{1}{2} \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r A}{(d_0 - x)^2} U^2 \quad (4.17)$$

$$\Rightarrow U(x) = \sqrt{\frac{2k_f x (d_0 - x)^2}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A}} \quad (4.18)$$

Aus Abbildung 4.2.1 (b) sowie nach Gl. (4.19) kann bei $x_{max} = \frac{1}{3}d_0$ ein Extremum gefunden werden, welches sich als Maximum erweist. An dieser Stelle, respektive Spannung (Gl. 4.20), kommt es zum sogenannten „Pull-In“ und das System wird instabil. Mit jedem weiteren ΔU beginnt F_{el} , aufgrund der quadratischen Abhängigkeit schneller zu wachsen als F_F , und der Aktor „schnappt“ an den Stator.

$$\frac{\partial U}{\partial x} = \sqrt{\frac{2k_f}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A} \frac{d_0 - 3x}{2\sqrt{x}}} \stackrel{!}{=} 0 \rightarrow x_{max} = \frac{1}{3}d_0 \quad (4.19)$$

$$U_{PI} = \sqrt{\frac{8}{27} \frac{k_f d_0^3}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A}} \quad (4.20)$$

Der Zweig für $x > \frac{1}{3}d_0$, kann in der Realität so gut wie nicht erreicht werden, da hierfür ein Abtransport der Ladung von den Kondensatorplatten notwendig wäre, um für das Gleichgewicht zu sorgen. Aus diesem Grund ist der Stellweg herkömmlicher elektrostatische Antriebe auf $0 < x < \frac{1}{3}d_0$ beschränkt. Eine Möglichkeit, diese Begrenzung zu umgehen ist der am Fraunhofer IPMS als Stand der Technik etablierte NED (Kap. 2.2).

4.3 Anisotrope Elastizität von Silizium

Die Kenntnis über das Elastizitätsmodul des zu verwendenden Werkstoffes ist eine Grundvoraussetzung in der Entwicklung Mikro-Elektromechanischer Systeme. Des Weiteren dient die Veranschaulichung als Hilfestellung beim Verständnis der graphischen Abbildungen der Bauteile in dieser Arbeit. Die verwendeten monokristallinen Silizium-Wafer, dargestellt in Abb. 4.3.1 (a) haben eine Ausrichtung der (100)-Ebene³ parallel zur Oberfläche. Die Einheitszelle des Siliziumkristalls ist so ausgerichtet, dass ihre [110]-Richtung parallel zum Wafer-Flat⁴ verläuft. Zur späteren Orientierung sowie Bauteilsimulation wird ein kartesisches Bezugskoordinatensystem genutzt, bei dem die x, y -Achsen entlang der Familie der $\langle 110 \rangle$ -Richtungen ausgerichtet sind (Abb. 4.3.1 (a)). In der weiteren Arbeit wird das Koordinatensystem in sämtlichen Abbildungen

³Die Angabe geschieht in *Miller'schen Indizes*, welche drei ganzzahlige Dreiergruppen („ hkl “) sind und einem x, y, z -Koordinatensystem entsprechen. Das Tripel kann entweder eine Richtung oder eine Ebene beschreiben, die senkrecht zur Richtung steht. Die hkl -Werte sind die Kehrwerte der Koordinaten der Schnittpunkte auf den x, y, z -Achsen, multipliziert mit dem kleinsten gemeinsamen Nenner. Negative Werte werden durch einen Balken angezeigt. [Hop10].

⁴150 mm Wafer besitzen ein Flat entlang der [110]-Richtung, 200 mm Wafer ein Notch in $[\bar{1}10]$ -Richtung

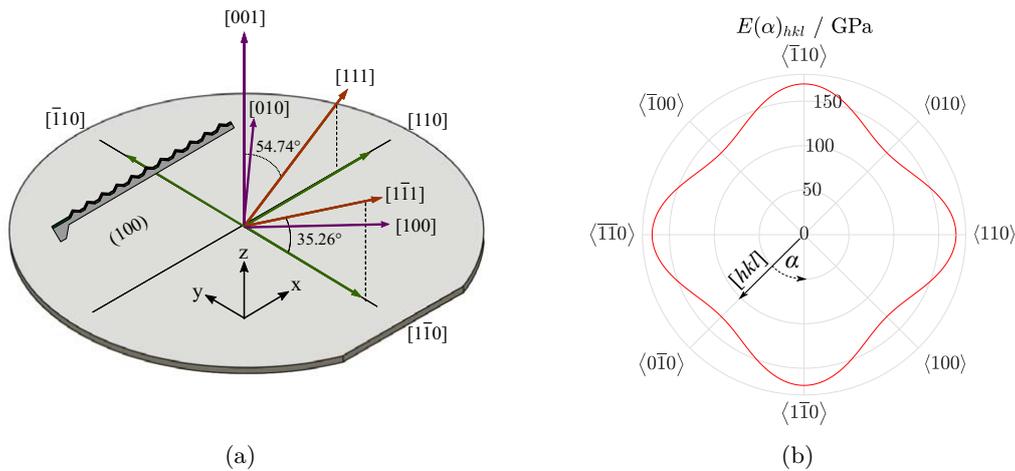


Abbildung 4.3.1: (a) Kristallorientierung des (100)-Silizium Wafers mit x, y -Achsen entlang $\langle 110 \rangle$ -Richtungen. Adaptiert aus [Sch00]. (b) Anisotropie des Silizium E-Moduls in $\{100\}$ -Ebene.

angegeben.

Der Zusammenhang zwischen mechanisch induzierten Spannungen σ und der Deformation ε eines Stoffes, wird durch das allgemeine Hooke'sche-Gesetz über die Steifigkeit \mathbf{C} und Nachgiebigkeit \mathbf{S} wie folgt beschrieben.

$$\sigma = \mathbf{C}\varepsilon \quad ; \quad \varepsilon = \mathbf{S}\sigma \quad (4.21)$$

\mathbf{C} , \mathbf{S} sind dabei jeweils Tensoren vom Rang 4 mit 81 Komponenten. Für isotrope uniaxiale Fälle vereinfacht sich Gl. (4.21) zum bekannten Stoffgesetz $\sigma = E\varepsilon$, mit dem linearen Elastizitätsmodul E [Gro12]. Das lineare Elastizitätsmodul E_{hkl} des anisotropen Siliziums kann ferner über Gl. (4.22) bestimmt werden.

$$E_{hkl} = \frac{1}{s_{11} - (2s_{11} - 2s_{12} - s_{44}(m^2n^2 + n^2p^2 + p^2m^2))} \quad (4.22)$$

Hier sind s_{ij} die Komponenten der Nachgiebigkeit aus der verjüngten Matrix-Schreibweise (Voigt'sche Notation). Auf eine Herleitung wird an dieser Stelle verzichtet und auf die Fachliteratur verwiesen [Mes04]. Die Komponenten s_{11} , s_{12} und s_{44} sind Materialkonstanten und können durch direkte Messungen mittels akustischer Methoden bestimmt werden [Hal67], [Hop10]. Die Parameter m , n und p sind „Richtungscosini“, d.h. der Cosinus des Winkels zwischen der Richtung $[hkl]$ und der x -, y - und z -Achse (die $\langle 110 \rangle$ -Richtungen) [Mes04].

Die Richtungsabhängigkeit von $E(\alpha)_{hkl}$ für eine $0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$ -Drehung in der Familie der $\{100\}$ -Ebenen des Siliziums ist in Abb. 4.3.1 (b) gezeigt. Aus dieser Darstellung lässt sich bereits die Orthotropie, als Spezialfall der Anisotropie, von Silizium entnehmen. Um das größtmögliche E-Modul in der $\{100\}$ -Ebene zu nutzen, werden MEMS-Bauelemente meist entlang $\langle 110 \rangle$ -Richtungen ausgerichtet. So auch im folgenden der NED-Biegeaktor, wie in Abb. 4.3.1 (a) angedeutet. Die orthotropischen Elastizitätswerte von Silizium (E-Modul, Poissonzahl, Schubmodul) im Bezugskoordinatensystem $[110], [\bar{1}10], [001]$ sind im Anhang in Tabelle A.3 aufgelistet.

5 Entwicklung der Mikropumpe

In diesem Kapitel wird die Systemmodellierung erarbeitet, welche anschließend ein grundlegendes Verständnis der neuartigen Mikropumpen ermöglicht. Einleitend wird dafür das Konzept zum Aufbau und der Funktionsweise sowie einer perspektivischen Systemintegration vorgestellt. Basierend auf den für diese Arbeit geltenden technologischen und elektrotechnischen Rahmenbedingungen erfolgt die Dimensionierung eines lateralen NED-Balkenaktors als Antrieb der Mikropumpe für den zur Demonstration geplanten Einsatz in einem gasförmigen und einem flüssigen Fördermedium. Zusammen mit den Leistungsparametern des Aktors wird ein Modell der Mikropumpe erstellt, mit dem sich das Verhalten der Pumpe beschreiben lässt. Die Gültigkeit des Modells soll im Kapitel der Charakterisierung mit einem hergestellten Prototypen verglichen werden.

5.1 Konzeption

5.1.1 Der Aktuationsmechanismus

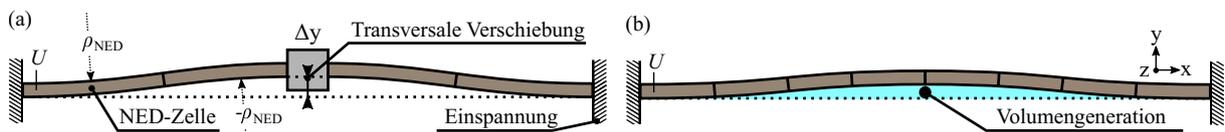


Abbildung 5.1.1: Bewegungsmuster des beidseitig eingespannten lateralen NED-Biegebalkens bestehend aus NED-Zellen mit alternierendem Krümmungsradius ρ_{NED} . (a) Transversale Verschiebung. (b) „doppel-S“-förmige Biegelinie, Hubvolumengeneration

Die NED-Elementarzelle ist das Schlüsselement für den Betrieb der Mikropumpen. Durch ihre lineare Aneinanderreihung wird der balkenförmige Aktor aufgebaut. Für die Anwendung in einem Fluid ist der Aktor in diesem eingetaucht und die Elektrodenspalte vollständig mit dem Fluid gefüllt.

Anders als beim VNED lässt sich nun beim Design lateraler NEDs eine entgegengesetzte Krümmung und eine damit verbundene relative Auslenkungsrichtung durch einfache 180°-Drehung der Zellen in der Waferebene erreichen. Mit diesem gewonnenen Freiheitsgrad können durch gezielte longitudinale Kombination von Zellen verschiedene Bewegungsformen umgesetzt werden, gezeigt in Abb. 5.1.1. Unter anderem lässt sich eine transversale Verschiebung eines Blocks erreichen, durch zwei gegenüberliegende fest eingespannte NED-Aktoren, welche eine S-förmige Biegelinie erzeugen (Abb. 5.1.1 (a)). In beidseitig eingespannter Konfiguration, dargestellt in 5.1.1 (b), kann durch die damit verbundene Separation in zwei Gebiete ein entspre-

chendes Hubvolumen ΔV erzeugt werden.

Für die Realisierung dieser Bewegungsformen mit symmetrischer Biegelinie, ist der Balkenaktor aus einer Anzahl von $4n$ ($n \in \mathbb{N}$) Zellen aufgebaut. Dabei sind n Zellen von den Einspannungen aus gesehen mit positivem Krümmungsradius ρ_{NED} gefolgt von $2n$ Zellen in der Aktormitte mit entgegengesetztem Krümmungsradius $-\rho_{\text{NED}}$ ausgerichtet.

Die Auslenkung des Biegebalkens geschieht aktiv über den per Steuerspannung kontrollierten NED-Effekt. Die Bewegung zurück in die Ruhelage erfolgt bei abgeschalteter Steuerspannung durch die mechanische Rückstellkraft. Gegenüber dem einseitig eingespannten Kragbalken ist das beidseitig eingespannte System bei gleicher Länge steifer, und es existiert keine zusätzliche Verbindungsstelle an der Balkenspitze, bei der es zu einer parasitären Umströmung kommt. Der Vorteil einer höheren Steifigkeit wirkt sich positiv auf den erzeugbaren Druck aus, was in der folgenden Entwicklung aufgezeigt wird.

5.1.2 Das laterale Pumpkonzept: Modulare Konfiguration

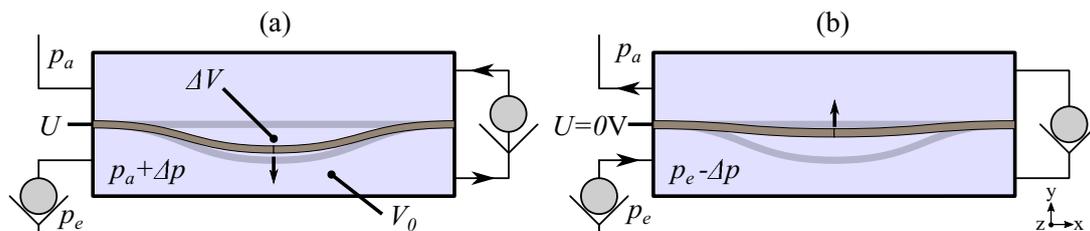


Abbildung 5.1.2: laterales Mikropumpenkonzept mit LNED als bewegliche Wand. (a) aktiver Pump-Hub, Kammerkompression und Ventilöffnung durch erzeugten Überdruck $+\Delta p$. (b) Passiver Saug-Hub. Öffnung des Einlass-Ventils durch Unterdruck in Kammer. [Uhl18b]

Mit den LNED-Balkenaktoren kann nun, wie in Abb. 5.1.2 dargestellt, als kraftausübende laterale Wand in Kombination mit strömungsgünstig ausgerichteten Rückschlagventilen ein gleichrichtender Pumpeffekt erzielt werden. Im einfachsten Fall bildet der Actor dabei mit dem festen Rahmen und mindestens zwei ebenfalls in der Ebene beweglichen Ventilen die Pumpkammer. Analog zum Funktionsprinzip oszillierender Verdrängermikropumpen (Kap. 2.1.1) wird durch dessen oszillierende Bewegung ein zweiphasiger Pumpenzyklus erzeugt.

Es ist nun denkbar, weitere der NED-Balkenaktoren in der Chip-Ebene anzuordnen. Zum einen kann so das Hubvolumen ΔV proportional vergrößert werden und zum anderen kann die Form der Biegelinie dabei genutzt werden, um das Totvolumen V_0 zu reduzieren. Abbildung 5.1.3 (a), zeigt eine Anordnung, bei der die Aktoren um eine Halblänge versetzt zueinander platziert sind.

Die vollständige Pumpkammer wird durch die Integration der NED-Aktoren in einer Bauelementschicht zwischen einem Substrat- und Deckel-Wafer gebildet, dargestellt in Abb. 5.1.3 (b). Um in diesem Verbund die Beweglichkeit der Aktoren und Ventile zu gewährleisten, existiert zwischen Actor und Deckel sowie Substrat jeweils ein Spalt. Dieser führt im Betrieb zu einem nicht gleichgerichteten fluidischen Kurzschluss. Das mit dem zugehörigen Fluidstrom pro Zyklustakt assoziierte Volumen V_L verringert dabei das transferierte Gesamthubvolumen und trägt zum

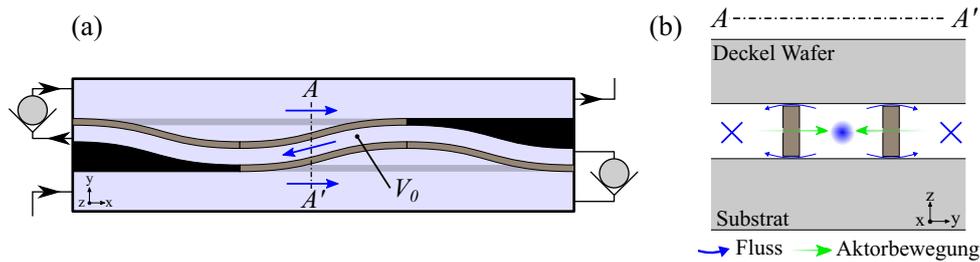


Abbildung 5.1.3: Darstellung des erweiterten Konzepts. (a) Erweitertes Pumpkammerdesign durch Ausnutzung der NED-Aktor Biegelinie. (b) Querschnittansicht von integrierten NED-Aktoren in Chipumgebung. Spalt zu Deckel- und Substratwafer führt zu parasitärem Fluss. [Uhl18b]

Totvolumen bei. Eine Abschätzung der Größenordnung und des Optimierungspotentials wird in der Entwicklung diskutiert (Kap. 5.4). Prinzipiell wird es jedoch als sinnvoll erachtet, das Verhältnis der hydraulischen Strömungswiderstände R_s/R_k zwischen Spalt und Pumpkammer so groß wie möglich auszulegen und somit V_L zu minimieren.

Modulare Konfiguration

Das Prinzip von in der Ebene operierenden Aktoren gegenüber einem aus der Ebene aktuierten Membran-Ansatz eröffnet eine Reihe von neuen Kombinationsmöglichkeiten zur Beeinflussung der Leistungsparameter der Pumpe wie Druckerzeugung und Hubvolumen sowie ein modulares Design der Bauelemente. Ein Aspekt, der dabei berücksichtigt werden soll, ist der Aufbau der Pumpe aus sogenannten elementaren Basiseinheiten. Der NED-Balkenaktor selbst ist der Grundbaustein. Seine Leistungsparameter wie Auslenkung und Kraft sind in der Entwicklung neben elektrotechnischen und technologischen Randbedingungen hauptsächlich durch die elektrische Steuerspannung als Eingabeparameter begrenzt.

Die in Abb. 5.1.3 gezeigte Anordnung stellt bereits einen ersten Schritt zur Vergrößerung des Hubvolumens durch Modularität dar und kann als Basis-Pumpeinheit angesehen werden. Prinzipiell kann die Basiseinheit jetzt über die zur Verfügung stehende Chipfläche platziert werden und die jeweiligen Ein- und Auslässe der Einheiten entweder im Chip-Design selbst, oder extern über die sich anschließende Aufbau- und Verbindungstechnik miteinander verbunden und zu einer gemeinsamen fluidischen Anschlussperipherie geleitet werden.

Weitere Konfigurationsmöglichkeiten bestehen beispielsweise in einer parallelen sowie seriellen Anordnung der Basis-Pumpeinheiten, welche einen unterschiedlichen Effekt auf das Verhalten der Mikropumpe haben. Abbildung 5.1.4 zeigt das Konzept einer seriellen Anordnung. Dabei sind jeweils der Auslass einer Basiseinheit mit dem Einlass der darauffolgenden Einheit miteinander verbunden. Die Basiseinheiten werden, ohne Trennwände zur danebenliegenden Einheit periodisch gestapelt. Während des aktiven Hubs lenken die Balkenaktoren innerhalb der Basiseinheit in entgegengesetzte Richtungen aus. Dadurch wird der Strömungskanal innerhalb der Basiseinheit komprimiert, während sich der Strömungskanal zwischen zwei benachbarten Basiseinheiten erweitert. Ziel der seriellen Anordnung ist es, durch die akkumulierten Differenzdrücke

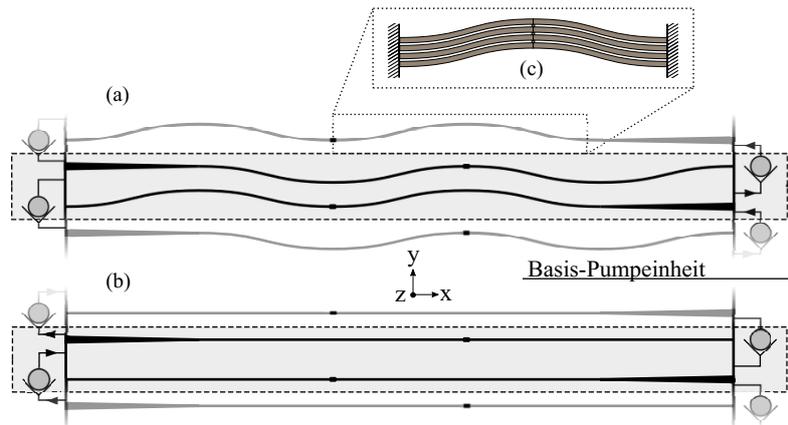


Abbildung 5.1.4: *Serielle Anordnung von Basis-Pumpeinheiten. (a) Aktiver Hub. (b) Passiver Hub (c) Stapelung der NED-Balkenaktoren zur Erhöhung des Kammerdrucks.* [Uhl18b]

höhere Gegendrücke zu adressieren als bei einer vergleichbaren Pumpe mit einer Basiseinheit.

Prinzipiell ist auch eine rein parallele Anordnung der Basiseinheiten denkbar, welche durch eine ähnliche Konfiguration wie in Abb. 5.1.3 dargestellt, erreicht werden kann. Hierzu würden die durch die NEDs begrenzten Kammern jeweils durch ein Einlass- und Auslassventil abgeschlossen sein und bereits im Chip zu einem gemeinsamen Ein- sowie Auslass zusammengeführt werden. Dies hat den Effekt einer Zyklus-Parallelisierung und kann eine Fluss-Pulsation eliminieren, welche bei Mikropumpen mit geringen Antriebsfrequenzen häufig auftritt. Die Parallelisierung der Pump-Basiseinheiten und entsprechend Kammern führt zu einer Vergrößerung der Flussrate.

Der NED-Balkenaktor kann ebenfalls als modulares Element parallel in der Ebene gestapelt werden, gezeigt in Abb. 5.1.4 (c). Die gestapelten Aktorbalken werden dabei in deren Mitte durch eine starre Verbindung untereinander verbunden. Mit dieser Methode kann die resultierende Aktorkraft und damit der Pumpkammerdruck proportional erhöht werden, bei fester Steuerspannung und Auslenkung. Gegenüber dem bestehenden elektrostatischen Pumpdesign ist dies eine essentielle Entwicklung. Des Weiteren erhöht sich durch die Stapelung die Länge des Bewegungsspalts, was zu einer Erhöhung von $R_s(L)$ (Gl. (4.9)) führt und so den fluidischen Kurzschluss minimiert.

Tabelle 5.1.1: Modularität der NED-Mikropumpe. Der Pfeil \uparrow steht dabei für eine Erhöhung \downarrow Verringerung der genannten Eigenschaft.

	Parallele Anordnung	Serielle Anordnung
NED-Balkenaktor	\uparrow Aktorkraft / Kammerdruck \uparrow Strömungswiderstand Leckspalt	\uparrow Hubvolumen in Basiseinheit \uparrow Vergrößerung hydraulischen Widerstandes des Bauelements
Basis-Pumpeinheit	\uparrow Hubvolumen \uparrow Zyklus-Parallelisierung	\uparrow Erreichbarer Gegendruck \uparrow Vergrößerung hydraulischen Widerstandes des Bauelements

Eine Zusammenfassung der modularen Konfigurationen, welche sich durch die Anordnung des LNED-Balkenaktors realisieren lassen, sowie deren anvisierten Effektes ist in Tab. 5.1.1 aufgezeigt. Bis auf die Parallelisierung der Basiseinheiten sollen die aufgezeigten modularen Ansätze in die Entwicklung einfließen und experimentell untersucht werden.

5.1.3 Die Systemintegration

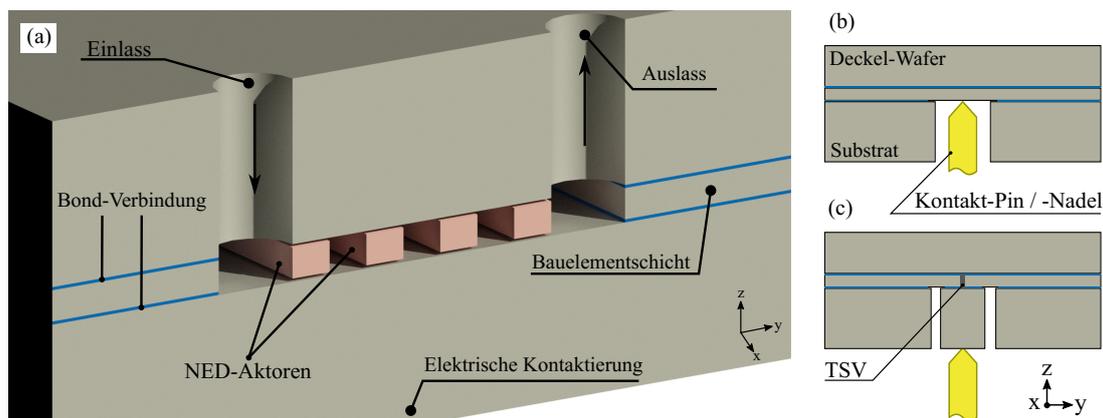


Abbildung 5.1.5: (a) 3D-Schnittvisualisierung eines Mikropumpenchips mit lateralen NED-Balkenaktoren. (NED-Aktoren dargestellt als prismatischer Balken). Konzept der elektrischen Kontaktierung der Bauelementschicht durch (b) geöffnetes Substrat und (c) Silizium-Durchkontaktierung (TSV).

Das Konzept zur Systemintegration soll in Ansätzen zum Entwurf eines Messgehäuses für die Charakterisierung (Kap. 7) der Mikropumpenchips dienen. Dabei gilt es vor allem, eine Trennung der elektrischen sowie fluidischen Anschlussperipherie zu gewährleisten.

Wie in Abb. 5.1.3 (b) angedeutet, sollen die NED-Balkenaktoren in einem Waferverbund integriert werden. Die Herstellung wird analog zu den ersten Teststrukturen der LNED-Aktoren [Con20] mit Technologien aus der Volumenmikromechanik auf einem SOI-Substrat geschehen. Das Konzept ermöglicht analog zum lateralen Design von *Sin et al.* [Sin04] eine monolithische Herstellung aller essentiellen Komponenten des Bauelements auf einem Silizium-Wafer. Perspektivisch ist durch diesen Ansatz die Möglichkeit zur Integration von primärem Mikrofluidiksystem und der NED-Pumpe auf dem selben Scheibenverbund gegeben. Dies unterscheidet sich essentiell zu den gezeigten Ansätzen im Stand der Technik und reduziert die Komplexität, Material sowie Fertigungskosten.

Aufgrund der verwendeten Fertigungstechnologie (Kap. 6) werden die fluidischen Anschlüsse in den Deckelwafer und die elektrischen Kontakte in den Substratwafer integriert. Die Bauelementschicht ist dabei mit dem Substrat und dem Deckel-Wafer über jeweils eine isolierende Schicht aus Siliziumdioxid verbunden. Dabei definiert die Dicke der Oxidschicht die Höhe des Spalts, ober- und unterhalb der NED-Balkenaktoren. Abbildung 5.1.5 (a) zeigt eine Querschnittsvisualisierung durch einen geplanten Chipaufbau mit fluidischen und elektrischen Kontakten.

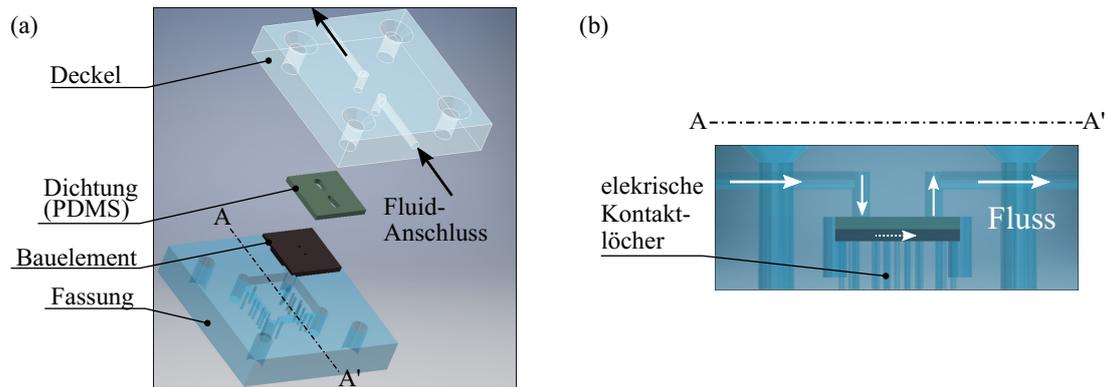


Abbildung 5.1.6: *Konzept der Messumgebung und fluidischen Kontaktierung (a) Explosionsdarstellung des Messgehäuses. (b) Schnittansicht des assemblierten Messgehäuses mit Andeutung des Flusses.*

Elektrische Kontaktierung

Für die elektrische Kontaktierung der NED-Aktoren in der Bauelementschicht werden zwei Konzepte untersucht. Zum einen ein direkter Kontakt der Bauelementschicht durch eine Grabenöffnung im Substrat (gezeigt in Abb. 5.1.5 (b)). Dieses Konzept soll hauptsächlich in der Charakterisierung dieser Arbeit genutzt werden. Zum anderen eine mittels Silizium-Durchkontaktierung (*through-silicon via* TSV, [Mot09]) hergestellte Verbindung zwischen Substrat- und Bauelement-Wafer. Dies lässt eine Kontaktierung auf der Ebene des Substrats zu, siehe Abb. 5.1.5 (c), womit für eine spätere Systemintegration die Option der Drahtbondung sowie weiteren Verbindungstypen wie FlipChip, Ball Grid Array (BGA) oder Land Grid Array (LGA) gegeben sind.

Fluidische Kontaktierung

Die fluidische Kontaktierung des Ein- und Auslasses der Chips erfolgt über eine Dichtmatte aus Polydimethylsiloxan (PDMS), durch die das Fördermedium zu den Anschlüssen des Messgehäuses und weiter zur Messumgebung geleitet wird. Das PDMS wird dabei in einer eigens hergestellten Abdruckform aus Teflon angefertigt und durch Verschraubungen des Gehäuses in Position gehalten. Das Konzept des Messgehäuses mit dem zu beherbergendem Chip ist in Abbildung 5.1.6 gezeigt.

5.2 Vorgehensweise und Methodik

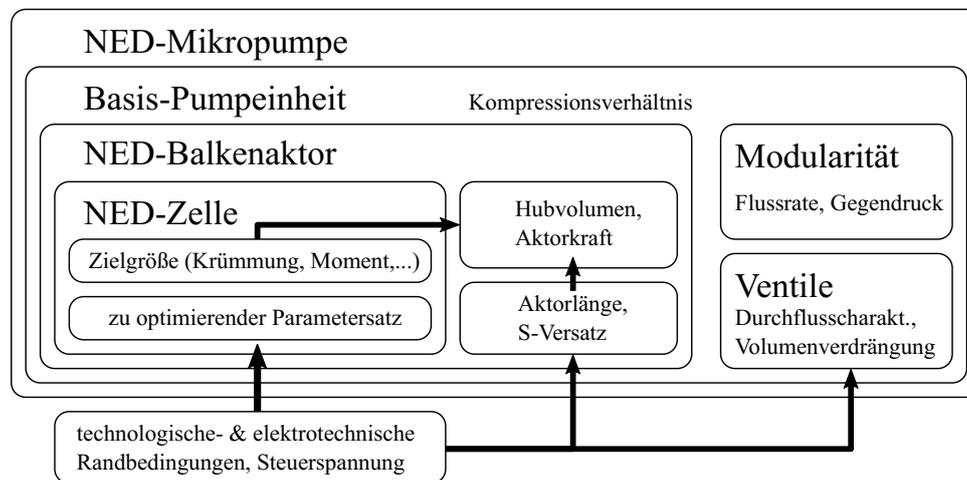


Abbildung 5.2.1: Ansatz der Systemmodellierung der NED-Mikropumpen.

Als Vorgehensweise der Systemmodellierung wurde ein „Bottom-Up“ Ansatz gewählt, dargestellt in Abb. 5.2.1. Dieser beginnt mit dem elementarsten Baustein des Systems, der NED-Zelle. Die Zellgeometrie, beschrieben durch eine Konstruktionsvorschrift mit entsprechendem Parametersatz, wird unter Einhaltung technologischer und elektrotechnischer Rahmenbedingungen (Abs. 5.3) auf eine festgelegte Antriebsspannung durch numerische Methoden soweit angepasst, dass eine vorab definierte Zielgröße dabei im Regelfall maximiert wird. Dieser Prozess wird im Folgenden als (Zell)-Optimierung bezeichnet und ist in Abs. 5.2 kurz erläutert. Im Anschluss wird der Balkenaktor aus der angepassten Zellgeometrie konstruiert. Durch die Funktionsweise des NED (Kap. 2.2) kommt es im Regelfall zu einer der Biegung überlagerten Dehnung der Zelle, welche im ungünstigsten Fall zu einer Neutralisation des NED-Effektes beim beidseitig eingespannten Balkenaktor führen kann. Der hier entwickelte und implementierte Lösungsansatz wird als *S-Versatz* bezeichnet und in Abs. 5.3.2 behandelt. Diese als Randbedingung geltende Eigenschaft sowie die vertikale Pull-In Instabilität zu den Begrenzungswafern (Abs. 5.3.1), werden im Voraus untersucht und anschließend in der Anpassung der Zellgeometrie berücksichtigt.

Im nächsten Schritt werden mit Hilfe der Balkenaktoren die sogenannten Basiseinheiten der Pumpe in Kombination mit den Ventilen gebildet. Hierbei werden aufgrund der Einfachheit im Design passive Klappenventile entwickelt und integriert. Je nach Modularität wird die Basiseinheit mit Fokus auf der Hubvolumengeneration und dementsprechend Flussrate oder der Adressierung von Gegendrücken entworfen. Das Kompressionsverhältnis wird ebenfalls im Design berücksichtigt. Die neuartige Pumpe wird schlussendlich aus diesen Basiseinheiten aufgebaut. Zum experimentellen Funktionsnachweis der Flusserzeugung sowie des modularen Designs werden verschiedene Designpunkte in einem Layout implementiert und anschließend in Form eines Prototypen gefertigt (Kap. 6). Der Entwicklungsprozess wird im Verlauf der Arbeit einmal durchlaufen. Ansätze zur Optimierung werden im Ausblick diskutiert.

Simulationsmethodik

In der Bauelemententwicklung wird vorrangig auf den Einsatz von rechnergestützten Simulationsmodellen gesetzt. Analytische sowie semi-analytische Modelle werden zum Verständnis der zugrundeliegenden physikalischen Mechanismen genutzt. Als Simulationswerkzeug wird die Finite Elemente Methode (FEM) für Berechnungen der strukturellen sowie gekoppelten elektrostatisch-strukturellen Domäne genutzt. Für die Untersuchung der Fluid-Struktur Interaktion (FSI) wird auf eine Kombination aus FEM und Finite Volumen Methode (FVM) gesetzt. FEM, FVM und FSI sind in der kommerziellen Berechnungssoftware ANSYS Workbench und ANSYS Parametric Design Language (APDL) verfügbar, welche in dieser Arbeit in der Version (R19.1) verwendet wird [ANS19]. Der Vorteil liegt dabei in der Möglichkeit, komplexe Geometrien wie die NED-Zelle, -Balkenaktor, die passiven Ventile zu modellieren und deren Wechselwirkung in gekoppelten Feldern (mechanisch, elektrisch und fluidisch) zu untersuchen, für die keine geschlossenen analytischen Lösungen existieren. Für die Grundlagen der FEM und FSI, sowie den Prozess der Modellierung mittels ANSYS wird auf die Fachliteratur verwiesen [ANS19], [Chi17], [Geb18], [Mad15].

Für die Zell-Modellierung sowie -Optimierung wird eine bereits etablierte Modellstruktur verwendet, bei der unter Ausnutzung der Zellsymmetrie diese auf eine Halbzelle reduziert wird [Con15], [Kai16]. Dies spart Rechenressourcen. Weiterhin wird die Modellierung vereinfacht in 2D unter der Annahme eines ebenen Dehnungszustands durchgeführt (Anh. B). Diese Annahme ist gerechtfertigt, da die Bewegung hervorgerufen durch den NED-Effekt in der Waferebene (Abb. 4.3.1 (a)) stattfindet und dabei dieselben elektrostatischen Kräfte entlang der z -Ausdehnung des NED-Aktors wirken.

Die Zelloptimierung wird in ANSYS APDL skriptbasiert ausgeführt, während den Balkenaktor betreffende Untersuchungen in ANSYS Workbench stattfinden. Sämtliche strukturellen numerischen Berechnungen werden unter der Berücksichtigung von „großen Auslenkungen“ durchgeführt, was sich im Allgemeinen auf Auslenkungen größer als die laterale Breite der Struktur bezieht und ein nichtlineares mechanisches Steifigkeitsverhalten berücksichtigt. Das Modellverhalten der elektrostatischen-Strukturanalyse wird in ANSYS durch die Wahl des Elementtyps abgebildet. Eine Übersicht der verwendeten Gleichungslöser-Einstellung der FEM und FSI sowie Elementtypen sind im Anhang A.2 aufgeführt.

Der inhärente Pull-In Effekt, speziell U_{PI} , des elektrostatischen Antriebs spielt eine zentrale Rolle in der Dimensionierung der NED-Aktoren. Aufgrund der Nichtlinearität des Effektes kommt es im Regelfall zur Divergenz während des numerischen Lösungsprozesses. Es soll kurz auf die hier angewandte technische Umsetzung zur Bestimmung von U_{PI} in ANSYS eingegangen werden.

Als Lösungsverfahren nichtlinearer Gleichungssysteme wird in ANSYS standardmäßig das *Newton-Raphson*-Verfahren genutzt [Geb18], [ANS19], welches ebenfalls das am weit verbreitetste Verfahren zur Wurzelberechnung ist. Nachteilig ist jedoch das Versagen des Verfahrens an Extrempunkten oder Bifurkationspunkten der zu untersuchenden Gleichgewichtsbeziehung [Nik15], welche bei z.B. Schnapp- oder Knickproblemen auftauchen. Ein alternatives Lösungsver-

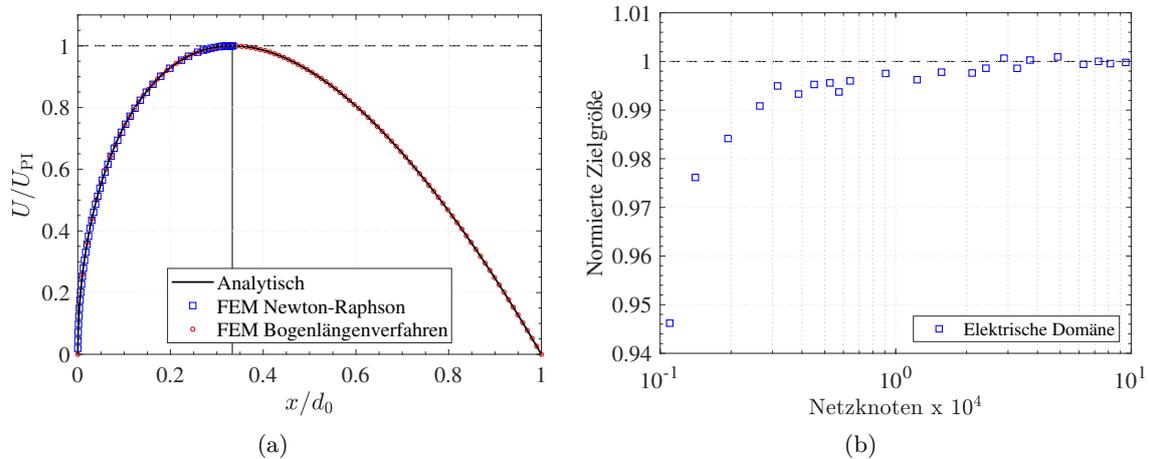


Abbildung 5.2.2: Fallstudie des elektrostatischen Antriebs (Kap. 4.2). Bestimmung U_{PI} per FEM. (a) Ergebnisse verschiedener Lösungsverfahren. (b) Konvergenzuntersuchung durch Netzverfeinerung.

fahren ist das *Bogenlängenverfahren* [Rik79]. Im Gegensatz zum Newton-Raphson-Verfahren ist das Bogenlängenverfahren jedoch rechenintensiver und durch die Einführung weiterer wählbarer Lösungsparameter problemspezifischer.

In ANSYS wird die Lösung des Gleichungssystems abgebrochen bei nicht Erreichen eines vorab gesetzten Konvergenzkriteriums und Lösungsparametern, wie der Anzahl von Gleichgewichtsiteration sowie der Anzahl von Lastbisektionen [ANS19] (Anh. A.2). Durch das Festlegen dieser Werte auf 20 Gleichgewichtsiterationen pro applizierter Last und der Möglichkeit, die Last bis zu 10^6 mal zu teilen, kann die Lösung sich an das Extremum annähern, bevor es zur Divergenz und zum Abbruch des Gleichungslösers kommt. Über das anschließende Auslesen des letzten noch konvergierten Lastschritts kann U_{PI} bis auf eine Genauigkeit von 0.2% bestimmt werden. Zur Verifikation wurde anhand einer Fallstudie das Modell des elektrostatischen Antriebs aus Abb. 4.2.1 (a) untersucht.

Abbildung 5.2.2 (a) zeigt die Gültigkeit des Newton-Raphson-Verfahrens für das Auffinden von U_{PI} mit den angesprochenen Lastbisektionen und der Genauigkeit von 0.2% im Vergleich zur analytisch exakten Lösung sowie dem Bogenlängenverfahren. Wie erwähnt kann mit dem Bogenlängenverfahren der komplette Gleichgewichtspfad abgebildet werden. Von Interesse ist jedoch in dieser Arbeit nur der Pfad bis zu U_{PI} selbst nach Gl. (4.20) und nicht darüber hinaus. Daher ist die Anwendung der hier aufgezeigten Implementierung gerechtfertigt.

Abbildung 5.2.2 (b) zeigt die Konvergenz des Modells bei Netzverfeinerung. Als normierte Zielgröße ist hier U_{PI} gewählt. Bei korrekter Vernetzung und Applikation der Randbedingungen sollte bei Verfeinerung des Netzes die FEM-Lösung monotypisch gegen eine exakte geschlossene oder experimentell bestimmte Lösung streben. Ziel ist es, in der Regel eine Netzdichte zu wählen, welche nahe am Konvergenzniveau liegt, jedoch eine geringe Rechenzeit benötigt. Analog zu [Kai16] wird in dieser Arbeit für sämtliche FEM-Simulationen von einer Konvergenz ausgegangen, wenn die Zielgröße $\pm 5\%$ um den Referenzwert variiert.

Für den anvisierten Vergleich von Simulationsmodellen und Charakterisierungsdaten ist

Kenntnis der Materialparameter sowie der nach der Herstellung realen Geometrieparametern von entscheidender Wichtigkeit. Die in den Simulationen verwendeten Materialdaten sind vollständig in Anhang A.3 aufgeführt. Im Falle der hier verwendeten Standardmaterialien wie Silizium, Dielektrika sowie fluidische Medien kann aufgrund der sehr guten Verfügbarkeit auf die Literatur sowie Entnahme aus Datenblättern zurückgegriffen werden.

Numerische Optimierung der Aktorik

Die Parameter der Aktorgeometrie korrelieren im hohen Maße miteinander, was die Suche nach einem Designpunkt erschwert und als *Black-Box* Optimierungsproblem angesehen werden kann. In diesem Fall sind die zugänglichen Werte einer Zielfunktion $\mathfrak{F} : \mathbb{R}^n \mapsto \mathbb{R}$ einzig die Funktionswerte an konkreten Evaluationspunkten. Eine geschlossene analytische Lösung von \mathfrak{F} ist im Allgemeinen nicht bekannt. Infrage kommende Zielfunktionen können für den NED-Aktor unter anderem die generierbare Krümmung sowie das Biegemoment sein, jedoch vorausschauend auf eine Systemumgebung durchaus auch Leistungsparameter wie Pumpendruck oder Ziel-Flussraten. Angestrebt ist in den meisten Fällen eine Maximierung von \mathfrak{F} und der damit verbundenen Auffindung eines optimalen Parametersatzes. Dieser Prozess wird im Folgenden als Optimierung bezeichnet.

Für die Suche eines Aktordesignpunktes wird eine Strategie basierend auf Kovarianz-Matrix Adaption-Evolutionsstrategie (CMA-ES) verwendet [Han96], welche bereits in einer ersten Version in [Kai16] implementiert ist. Die CMA-ES gehört der Klasse der evolutionären Algorithmen [Ger04] an, welche sich das namensgebende Vorbild aus der Natur zunutze macht. CMA-ES ist in dem Paket DEAP [For12] enthalten.

Der Pull-In Effekt macht die Zielfunktion unstetig und bewirkt, dass bereits kleine Änderungen der Geometrie für Steuerspannungen $U \approx U_{\text{PI}}$ zu einem Versagen des Aktors führen können. Durch eine Toleranz der maximalen Steuerspannung zu U_{PI} , kann das Problem im Allgemeinen umgangen werden. In [Sch17] ist der Effekt kleiner Abweichungen z.B. durch fertigungsbedingte Toleranzen und deren Einfluss auf die Zielfunktion untersucht. Für den experimentellen Nachweis der Bauelemente ist es durch Limitationen aufgrund des Herstellungsprozesses nicht möglich, die festgelegte Pull-In Spannung im Experiment zu verwenden. Dies wird in Kapitel 7 behandelt. In der folgenden Entwicklung wird jedoch weiterhin die Pull-In Spannung als maximale Steuerspannung herangezogen. Für die Grundlagen und Untersuchung der CMA-ES zur Optimierung der NED-Aktoren wird auf die Literatur verwiesen [Han96], [Kai16], [Sch17].

5.3 Anforderung an die Dimensionierung der NED-Aktoren

Als Weiterentwicklung der Dach-Geometrie fiel die Wahl der NED-Zellgeometrie auf die, in der Einleitung (2.2.2) erwähnte, vielversprechende doppel-domartige Geometrie. Ausschlaggebend war die Erkenntnis, dass es durch die domartige-Geometrie der Elektroden zu einer verbesserten Kräftetransformation mit dementsprechend erhöhter Zellkrümmung und folglich Auslenkung kommt [Con15], [Sch20]. Zusätzlich wird durch die Abschirmung der potentialtragenden mitt-

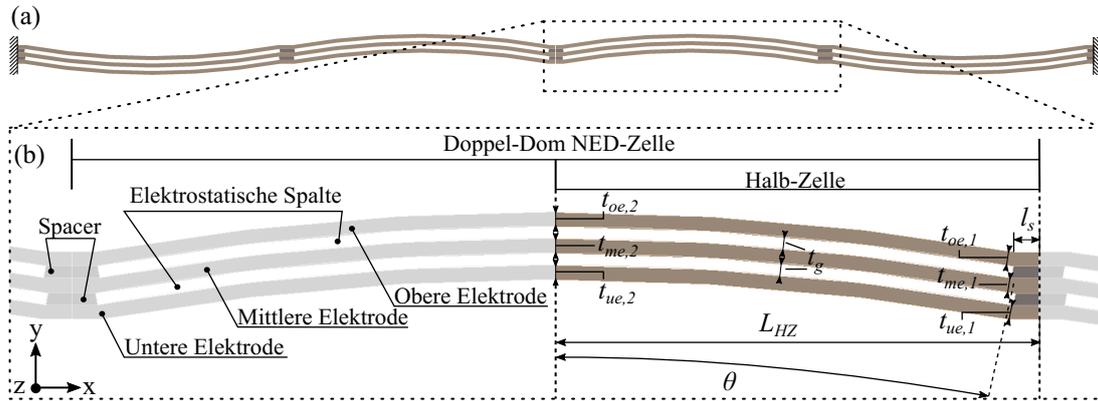


Abbildung 5.3.1: NED-Balkenaktor als lateraler Antrieb für die neuartigen Mikropumpen. (a) Beidseitig eingespannter NED-Aktor mit vier Elementarzellen. (b) Doppel-dom Zellgeometrie bestehend aus drei Elektroden sowie Parameter zur Konstruktion dieser.

leren Elektrode ein parasitärer elektrostatischen Antrieb und damit Beeinflussung des NED-Effekts vermieden (parasitäre Anregung [Kai16], [Sto16]). Die Konfiguration des hier implementierten NED-Balkenaktors mit doppel-domartiger Zellgeometrie ist in Abb. 5.3.1 dargestellt. Im fortlaufenden Text wird „NED-Zelle“ als Synonym für doppel-domartig verwendet.

Durch die Achsensymmetrie der Zelle in der Bogenmitte kann die Konstruktion dieser im nichtkonformen Fall¹ vollständig durch einen Satz aus 10 Parametern anhand der Halb-Zelle beschrieben werden. Die Parameter sind in Tab. 5.3.1 zusammengefasst.

Tabelle 5.3.1: Parametersatz der doppel-domartigen NED-Zelle. Der Index i kennzeichnet die Stützstelle der Elektrode, entsprechend $i = 1$ am Anfang und $i = 2$ in der Mitte des Elektrodenspaltes. Typische Werte beziehen sich auf die hier verwendete Herstellung und technologischen Rahmenbedingungen (Kap. 6).

Parameter	Bedeutung	typische Werte
$t_{oe,i}$	Breite obere Elektrode	$\geq 3 \mu\text{m}$
$t_{me,i}$	Breite mittlere Elektrode	$\geq 3 \mu\text{m}$
$t_{ue,i}$	Breite untere Elektrode	$\geq 3 \mu\text{m}$
t_g	Breite des Elektrodenspaltes	$\geq 2.5 \mu\text{m}$
l_s	Länge des Spacers	$\approx 5 \mu\text{m}$
L_{HZ}	Länge der Halbzelle	einige 10 - einige 100 μm
θ	Domwinkel	$> 0^\circ - 90^\circ$

Es ist anzumerken, dass für die domartige Zellgeometrie der Strukturwinkel α als positiv definiert ist, basierend auf dem Koordinatensystem in Abb. 5.3.1 (b) und im Extremfall einen Wert von $\alpha = 90^\circ$ annimmt. Die nichtkonforme Zellgeometrie bietet vermehrt die Möglichkeit, in der Optimierung lokale Verdickungen an den Stützstellen zu entwickeln, um eine für den NED-Effekt kontraproduktive Durchbiegung der Elektroden zu minimieren (Kap. 2.2.2). Ein ähnlicher Ansatz wurde in [Kai16] für die Dachgeometrie diskutiert.

Die isolierenden Spacer sind für den Aufbau und der Funktionalität notwendig, jedoch für den

¹Im vereinfachten konformen Fall der doppel-domartigen-Zellkonstruktion sind die Elektrodenbreiten am Anfang des elektrostatischen Spalts sowie in dessen Mitte gleich, d.h. $t_{me,1} = t_{me,2}$, usw.

NED-Effekt inaktive Bereiche. Um den inaktiven Anteil gering zu halten, wurde eine Konfiguration aus insgesamt 4 NED-Zellen eingesetzt, gezeigt in Abb. 5.3.1, was in einer Gesamtlänge von $L_a = 8L_{\text{HZ}}$ resultiert. Angestrebt wird also, die Länge der elektrostatischen Spalte und damit deren elektrische Kapazität zu maximieren und somit eine größtmögliche Zellkrümmung zu erzielen. Begrenzt ist dieser Fall jedoch durch die Instabilität des gekoppelten elektrisch-mechanischen Systems (Kap. 4.2) zum einen durch den Pull-In Effekt zwischen den Elektroden sowie zu den Begrenzungswafern (Abb. 5.1.5). Konsequenterweise ist so die Gesamtlänge des Aktorbalkens beschränkt. Dabei stellt die Pull-In Spannung die Grenze der elektrischen Steuerungspannung dar. In der Entwicklung wird daher darauf geachtet, dass diese Grenze der vertikalen Instabilität höher angesetzt ist als für die laterale des Systems. Beide Instabilitäten werden nun in den folgenden Kapiteln untersucht, um einen für den Aufbau der NED-Mikropumpe entsprechenden Aktordesignpunkt zu finden.

In der Zielsetzung der Arbeit (Kap. 3) ist als Absicht die Auslotung der Miniaturisierung der Mikropumpen beschrieben. Dieser Prozess schließt die Dimensionierung der NED-Aktoren ein, welche für die Fertigbarkeit, an bestimmte Rahmenbedingungen gebunden sind. Diese werden im folgenden Abschnitt erläutert.

Technologische Rahmenbedingungen

Die technologischen Rahmenbedingungen leiten sich aus den Vorgaben des Reinraums am Fraunhofer IPMS in Dresden ab. Sie sollen eine erfolgreiche Fertigung der ersten Prototypen sichern. Zum Verständnis der folgenden Bauelemententwicklung wird auf diese kurz eingegangen. Die Technologieentwicklung und Herstellung werden im Kapitel 6 vorgestellt.

Die Bauelementschicht der SOI-Wafer wies eine Höhe von $h_a = 75 \mu\text{m}$ auf. Die Dicke der Isolatorschicht (Abb. 5.1.5) betrug $h_s = 1 \mu\text{m}$. Die Strukturen in der Bauelementschicht werden mittels DRIE-Verfahren erzeugt, welches eine Herstellung von Gräben mit hohen Aspektverhältnissen² ermöglicht. In der Literatur wird von Prozessvarianten mit bis zu $AR = 100$ berichtet [Mar05]. Heute etablierte DRIE-geätzte Gräben mit parallelen Seitenwänden ermöglichen Grabenaspektverhältnisse bis zu $AR = 50$ [Wu10]. Am IPMS wurde ein angepasster Prozess genutzt, mit dem Aspektverhältnisse von bis zu $AR = 30$ möglich sind. Folglich war die minimal im Design zu berücksichtigenden Grabenbreite $2.5 \mu\text{m}$. Diese gilt als Randbedingung für die Dimensionierung der Elektrodenpalte t_g sowie der Spacer.

Erhabene Strukturen, wie NED-Elektroden oder passive Ventile, welche ebenfalls durch DRIE-geätzte Gräben geformt werden, sind zur Erhaltung der Stabilität bei der Herstellung auf eine minimale Strukturbreite von $3 \mu\text{m}$ begrenzt. Dieser Wert wurde in der Dimensionierung berücksichtigt. Die Auflösungsgrenze der Projektionsbelichtungseinheit betrug $1 \mu\text{m}$.

²Hier ist das Verhältnis aus Grabentiefe zur kleinsten lateralen Öffnungsbreite gemeint.

Elektrotechnische Rahmenbedingungen

Der Funktionsnachweis sowie die perspektivische Verwendung der Mikropumpen soll mittels gasförmigen und flüssigen Fördermedium erfolgen. Beide Fluide nehmen dabei die Rolle des Dielektrikums zwischen den Elektrodenpalten des NED-Aktors sowie zwischen der mittleren Elektrode und den Begrenzungswafern ein. Besonders in Mikrostrukturen mit Potentialdifferenz muss die Durchschlagfestigkeit des Dielektrikums aufgrund der oft hohen Feldstärken von einigen 100 V/ μm berücksichtigt werden. Die Durchbruchfeldstärke E_d gibt dabei den Grenzwert des Feldes an, ab dem es zu einer Ionenlawine und folglich nichtlinearen Zunahme des elektrischen Stroms zwischen den Elektroden kommt [Go14].

Als gasförmiges Fördermedium wird Luft verwendet, dessen Durchbruch allgemein durch das Paschengesetz beschrieben wird [Pas89]. Die zum Durchbruch zugehörige elektrische Spannung $U_d(p, d)$ ist dabei primär abhängig vom Verhältnis des Elektrodenabstands d zur mittleren freien Weglänge der Elektronen im Gas, welche indirekt proportional zum Gasdruck p ist. Für metallische Elektroden unter Normaldruck und Elektrodenabstände $d < 10\mu\text{m}$, sagt das Paschengesetz ein Anstieg von $U_d(p, d)$ voraus. Experimentelle Daten aus der Literatur belegen für $6 \leq d \leq 12\mu\text{m}$ einen konstanten Wert von $U_d = 340\text{ V}$. Für $d \leq 6\mu\text{m}$ wird jedoch eine Reduzierung von U_d und damit Abweichung vom Paschengesetz berichtet [Go14].

Bei Elektroden aus dotierten Silizium wird ein qualitativ übereinstimmender Verlauf von $U_d(p, d)$ mit dem Paschengesetz gefunden [Che06], [Ono00]. Des Weiteren unterscheidet sich U_d für p- und n-dotiertem Silizium. Dies wird auf die Tatsache zurückgeführt, dass die n-Dotierung dem Leitungsband Elektronen hinzufügt, während die p-Dotierung dies nicht tut. Im Wesentlichen werden dadurch Elektronen daran gehindert, ausreichend mobil zu sein, um durch Sekundäremission ausgestoßen zu werden [Go14]. Für eine p-dotierte plan-parallele Elektrodenkonfiguration unter Normaldruck wie sie auch in der hier folgenden Entwicklung zum Einsatz kommt (Kap. 6), wird ein $U_d(d < 2.5\mu\text{m}) > 400\text{ V}$ berichtet [Che06], [Go14].

In flüssigen Dielektrika spielen neben dem Durchbruch vermehrt elektrochemische Prozesse, wie Elektrolyse und Anodisierung [Ris02], sowie die Polarisierung der Elektroden eine Rolle. Die Elektrolyse führt bei hohen elektrischen Potentialen zu einer Redoxreaktion des Mediums und speziell in wässrigen Lösungen zur Bildung von H_2 - und O_2 -Gasblasen. Bei einem zu geringen Kompressionsverhältnis nach Gl. (2.1) ist die Pumpe nicht in der Lage, Gase zu fördern, und es kommt zum Bauteilversagen. Elektrolyse kann in den meisten leitenden Flüssigkeiten für Steuerspannungen $U < 10\text{ V}$ verhindert werden. Abhängig von der relativen Permittivität des Mediums (Gl. 4.14) können diese Spannungen jedoch zu gering für ausreichende Krafterzeugung des elektrostatischen Antriebs sein. Darüber hinaus kommt es unabhängig vom Potential der Steuerspannung zur Polarisierung der Elektroden und damit zu einem abschirmenden Effekt. Dieser bewirkt eine Minimierung oder gar Aufhebung des elektrostatischen Feldes und folglich der Krafterzeugung. Hervorgerufen wird die Polarisierung durch die Bildung einer elektrochemischen Doppelschicht³ (EDL). Bei dieser lagern der sich sowohl im Gleichgewicht befindliche Ionen einer leitenden Flüssigkeit, als auch durch Moleküle einer de-ionisierten Flüssigkeit, durch deren

³ engl. *electric double layer*

Polarität an den Elektroden an. Ein in [Leg06], [Muk09], [Sou05] diskutierter Lösungsansatz ist das Betreiben des Bauelementes mit einem dem Antriebssignal durch Amplitudenmodulation überlagertem hochfrequentem Trägersignal. Im hochfrequenten E-Feld ist die Bewegung der Ionen zu gering, um sich an den Elektroden anzusammeln, was eine EDL-Bildung verhindert. Die benötigte Grenzfrequenz hängt dabei neben der Leitfähigkeit der Flüssigkeit σ_c und der Elektrodenspaltbreite auch vom Vorhandensein einer eventuellen Oxidschicht auf den Elektroden ab.

$$f_{c,\text{fl}} = \frac{\sigma_c d_{ox}}{\varepsilon_{ox} \varepsilon_0 t_g} \quad (5.1)$$

Dabei sind d_{ox} und ε_{ox} die Breite sowie Permittivität der Oxidschicht und $t_g = d_0 - 2d_{ox}$ die Breite des mit Flüssigkeit gefüllten Spaltes. Eine Abschätzung für Wasser als Fördermedium liefert mit den Werten $\sigma_c = 5 \cdot 10^{-4} \frac{\text{S}}{\text{m}}$ einer nativen SiO_x -Schicht auf dem Silizium⁴ mit $d_{ox} \approx 2 \text{ nm}$ und $\varepsilon_{ox} \lesssim 4.5$ [Sou05], über einem Spalt von $d_0 = 1 \mu\text{m}$ ein $f_c \gtrsim 25 \text{ kHz}$. Dieser Wert stellt eine untere Grenze dar bei der bereits für $\varepsilon_{ox} < 4.5$ oder $d_{ox} > 2 \text{ nm}$, mit $f_{c,\text{fl}} > 100 \text{ kHz}$ zu rechnen ist.

Für die Entwicklung der NED-Mikropumpen mit Fokus auf Miniaturisierung, werden Antriebsfrequenzen f_{el} im kHz-Bereich erwartet. Demzufolge sollte bei einem amplitudenmodulierten Steuersignal für die Trägerfrequenz Ω gelten $\Omega \gg f_{el}$. Dies stellte für die ersten Prototypen eine zu hohe Anforderung an die Treiberelektronik dar. Zusätzlich muss als Voraussetzung für die elektrische Signalübertragung gelten, dass die elektrischen Zeitkonstanten der zu entwerfenden Systeme mit $\tau = \frac{1}{f_{c,\text{el}}} = R_{\text{ges}} C_{\text{ges}}$, (R_{ges} Ohm'scher Gesamtwiderstand, C_{ges} Gesamtkapazität) klein genug sind, um diesbezügliche Grenzfrequenzen zuzulassen ($f_{c,\text{el}} > f_{c,\text{fl}}$). Aus diesen Gründen wurde entschieden, den Funktionsnachweis mit einer nicht-leitenden und nicht-polaren dielektrischen Flüssigkeit zu realisieren.

Als flüssiges Fördermedium wurde Methoxy-Nonafluorobutane ($\text{C}_4\text{F}_9\text{OCH}_3$), bekannt als Novec7100 der Firma 3MTM [3M 20] ausgewählt. Novec7100 ist eine klare, nicht-farbige und geruchslose Flüssigkeit mit einer Leitfähigkeit von $\sigma_c(\vartheta = 25^\circ) = 5 \cdot 10^{-10} \frac{\text{S}}{\text{m}}$ [Miy20] und einer relativen Permittivität von $\varepsilon_r(\vartheta = 22^\circ) = (6.914 \pm 0.025)$ [Ran04]. Für Novec7100 wird eine Durchbruchspannung $U_d = 11 \text{ V}/\mu\text{m}$ angegeben (Tab. A.4), gemessen in einem statischen Versuchsaufbau mit metallischen Elektroden über einen $0.1''$ Spalt. Weitere Materialkonstanten sind im Anhang A.3 zusammengefasst. Nach Gl. (4.15) verringert sich aufgrund der erhöhten Permittivität im Vergleich zu Luft mit $\varepsilon_r = 1.00056$ [Eng21] die Antriebsspannung um $\approx 62\%$.

5.3.1 Vertikale Pull-In Instabilität

Der vertikale elektrostatische Pull-In zu den Begrenzungswafern ist die primäre Limitation für die Dimensionierung der NED-Balkenaktoren im Bauelement. In der idealen symmetrischen Konfiguration befindet sich ober- sowie unterhalb entlang des Balkenaktors jeweils ein Bewegungsspalt von $h_s = 1 \mu\text{m}$. Jeder der dadurch aufgespannten Kondensatoren besitzt die gleiche

⁴Für natives Siliziumoxid wird eine Permittivität von $\varepsilon_{ox} = 4.5$ für SiO_2 , bis $\varepsilon_{ox} = 2.0$, berichtet. Wird kristallines Silizium der Umgebungsluft ausgesetzt, kommt durch Oxidation zur Bildung einer SiO_x -Schicht von $d_{ox} = 2 \text{ nm}$ [Sou05].

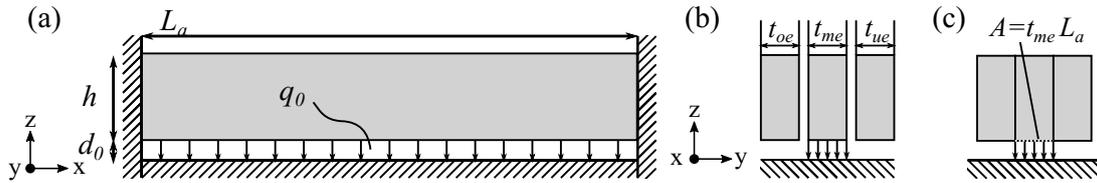


Abbildung 5.3.2: Vereinfachtes Modell des NED-Aktors als homogener Balken unter Wirkung konstanter Streckenlast, zur Abschätzung der maximal zulässigen Länge. (a) Seitenansicht. (b) Schnittansicht. (c) Modellannahme als gemeinsamer Balken unter Vernachlässigung der Spacer und el.-Spalte.

elektrische Kapazität und Spannungsdifferenz, wie in Abb. 5.1.3 (b) dargestellt. Für dieses elektromechanische System kann äquivalent zum Vorgehen in Kapitel 4.2 eine Stabilitätsspannung mit,

$$U_{\text{vPI}} = \sqrt{\frac{k_f d_0^3}{2\varepsilon_0 \varepsilon_r A}} \quad (5.2)$$

bestimmt werden, wobei U_{vPI} speziell den Pull-In zu den Begrenzungswafern bezeichnet. Eine entsprechende Herleitung von Gl. (5.2) ist im Anhang B.1 gegeben. Betrachtet man das Verhältnis der Pull-In Spannungen bei gleicher Konfiguration⁵ von „symmetrischen“ (Gl. 5.2) und „einseitigen“ (Gl. 4.20) Fall, ergibt sich $\sqrt{27/16} - 1 \approx 0.3$. Demnach kann eine $\approx 30\%$ höhere Spannung im symmetrischen Fall angelegt werden, bevor es zum Pull-In kommt. Jedoch lässt sich für den letzteren Fall als Gleichgewichtslage ausschließlich die mittlere Position zwischen den Begrenzungswafern finden, welche ein labiles Gleichgewicht darstellt (Beschreibung in Anh. B.1). Geringste Auslenkungen aus der Gleichgewichtslage bringen das System in einen instabilen Zustand und somit in den Pull-In.

In der Realität wird dieser ideale Fall nicht erreicht, unter anderem aufgrund von Fertigungstoleranzen. Des Weiteren ist im späteren Betrieb die äußeren Elektroden der Aktoren sowie der Substratwafer elektrisch geerdet. Der Deckelwafer ist aufgrund der Wahl der Herstellungstechnologie (Kap. 6) durch eine Oxidschicht geschützt und verbleibt im Betrieb auf einem elektrisch undefiniertem Potential. Konkret wird daher im Folgenden zunächst der einseitige Fall betrachtet, bei dem die elektrostatischen Kräfte zwischen Substrat und mittlerer Elektrode wirken. Eine Einordnung des idealen symmetrischen Falls wird in der Auswertung gezogen.

In Abbildung 4.2.1 (b) wurde gezeigt, dass durch eine Erhöhung der Federsteifigkeit k_f im federgelagerten Plattenkondensatormodell das System höhere elektrische Spannungen vor Erreichen der Instabilität aushält. Prinzipiell soll nun äquivalent für den NED-Aktor der Einfluss der Zellparameter, das heißt der Elektrodenbreite t_i und des Domwinkels θ , auf die Aktorsteifigkeit in z -Richtung und damit zulässige Länge L_a untersucht werden.

Eine erste Abschätzung über L_a des beidseitig eingespannten Balkenaktors kann äquivalent zum federgelagerten Plattenkondensatormodell (Kap. 4.2) erfolgen. Dabei wird der NED-Balkenaktor mit seinen 3 Elektroden, wie in Abb. 5.3.2 dargestellt, als homogene, beidseitig eingespannte Balken mit rechteckigem Querschnitt angenommen, auf dessen mittlerem Balken eine Streckenlast $q_0 = F_{\text{el},z}/L_a$ abhängig von der elektrostatischen Kraft in z -Richtung, wirkt. Unter

⁵Alle weiteren Variablen werden konstant gehalten.

der Annahme, dass die resultierende Auslenkung hier bis zum Pull-In (Gl. (4.19)) $w_{\max} \approx 1/3d_0$, viel kleiner ist als die Aktorlänge ($w_{\max} \ll L_a$), kann für diesen Lastfall eine effektive Aktorstiffigkeit $k_a = q_0 L_a / w_{\max}$ errechnet werden [Pam02]. Konsequenterweise ist Biegung eine linear abhängige Funktion von der Last [Gro12], [Voc63]. In der Realität sind die Elektroden in periodischen Abständen der Zelllänge mit den Spacern fest verbunden (Abb. 5.3.1). Hier wird jedoch die Vereinfachung getroffen, dass sich die drei Elektroden wie ein gemeinsamer kontinuierlicher Balken ohne Spalte und Spacer verhalten, dargestellt in Abb. 5.3.2 (c). Die Last soll jedoch nur auf die zentrale Sektion wirken, welches die mittlere Elektrode darstellt. Die domartige Zellgeometrie wird nicht berücksichtigt. Wird weiterhin das elektrische Feld in z -Richtung als konstant und homogen angenommen sowie Randeffekte vernachlässigt, kann für k_a folgender Zusammenhang gefunden werden:

$$k_a = \frac{384E'I_y}{L_a^3}. \quad (5.3)$$

Dabei ist E' der effektive Silizium E-Modul (Gl. (4.22)) und I_y das axiale Flächenträgheitsmoment. Für den angenommenen rechteckigen Balkenquerschnitt und einer Biegung um die durch den Schwerpunkt laufende y -Achse, ergibt sich das axiale Flächenträgheitsmoment nach [Gro12] zu,

$$I_y = \frac{b_a h_a^3}{12}, \quad (5.4)$$

mit $b_a = t_{ue} + t_{me} + t_{oe}$ der Summe der 3 Elektroden bereiten. Für die Untersuchung wird an dieser Stelle die dimensionslose Zahl r_{el} eingeführt. Sie stellt das Verhältnis der äußeren Elektrodenbreiten zur Breite der mittleren, potentialtragenden Elektrode t_{me} dar. Die Herleitung von Gl. (5.3) ist der Übersicht halber im Anhang B.3 ausgeführt.

$$r_{el} = \frac{t_{ue} + t_{oe}}{t_{me}} \quad (5.5)$$

Dementsprechend kann die Gesamtbreite des Aktors $b_a = t_{me}(r_{el} + 1)$ durch das Verhältnis der Elektrodenbreiten ausgedrückt werden. Aufgrund der durch die Technologie festgelegten minimalen Strukturbreite ist als kleinster Wert $r_{el} = 2.0$ anzunehmen. Bis zu einem Elektrodenbreitenverhältnis $r_{el} \approx 4.0$ ist die Verwendung des effektiven E-Moduls mit $E' = E_x / (1 - \nu_{zx}^2)$ mit der Poisson'schen Querkontraktionszahl ν_{zx} , gerechtfertigt [Meh00], [Tim76]. In diesem Fall ist $h_a > 5b_a$ und es findet keine Kontraktion in z -Richtung statt, was zu einer höheren Steifigkeit führt. Nach Einsetzen von Gl. (5.3) und Gl. (5.4) in Gl. (4.20) und Auflösen nach L_a folgt für die zulässige Länge bei gegebener vertikaler Pull-In Spannung U_{vPI} : Die Herleitung von Gl. (5.3), sowie dem effektive E-Modul ist der Übersicht halber im Anhang B ausgeführt.

$$L_a = \sqrt[4]{\frac{256E_x h_a^3 d_0^3 (r_{el} + 1)}{27(1 - \nu_{zx}^2) \varepsilon_0 \varepsilon_r U_{vPI}^2}}. \quad (5.6)$$

Aus dieser kurzen Rechnung ist bereits gut ersichtlich, dass ($L_a \propto U_{vPI}^{-1/2}$) einem Potenzgesetz folgt, und neben Materialparametern dominant von dem Produkt aus Aktorhöhe h_a und

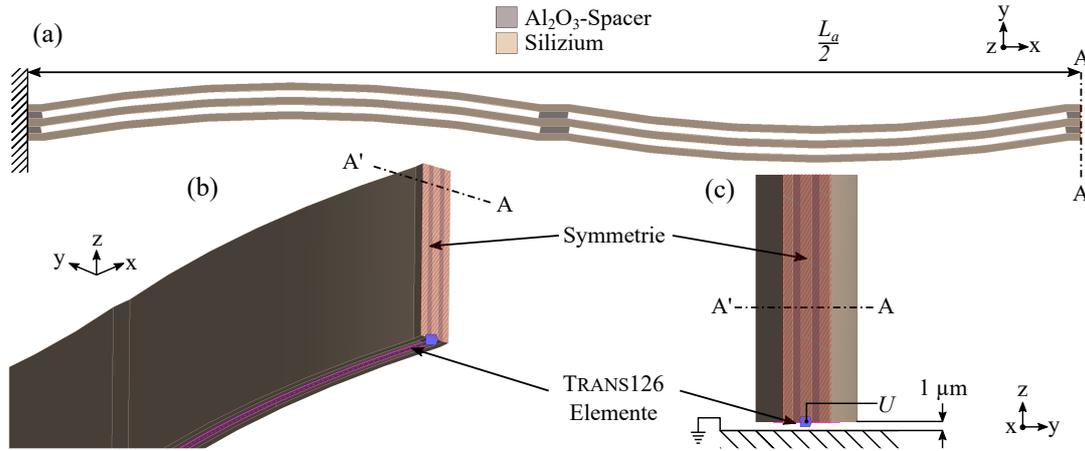


Abbildung 5.3.3: Parametrisierte Modellgeometrie zur Berechnung des vertikalen Pull-Ins. (a) Draufsicht. Vereinfachte zwei-Zellen Geometrie unter Ausnutzung der Symmetrie. Exemplarisches Verhältnis von $r_{el} = 2.0$ (b) Schrägansicht und modellierter TRANS126-Elemente (Anh. A.2). (c) Schnittansicht der Symmetrieffläche, sowie modellierten Abstand zum Substratwafer.

Spaltabstand d_0 , sowie der Pull-In Spannung U_{vPI} bestimmt wird. Höhere U_{vPI} führen demnach zu kürzeren Aktorlängen. Keinen Einfluss auf L_a hat dabei die Fläche $A = t_{me}L_a$ der mittleren potentialtragenden Elektrode zum Begrenzungswafer (Abb. 5.3.2), welche das Kondensatorsystem aufspannt. Eine Erhöhung von t_{me} führt demzufolge zu einer linearen Vergrößerung der elektrostatischen Kraft (Gl. (4.14)), jedoch gleichzeitig auch zu einer linearen Zunahme der Steifigkeit (Gl. (5.3)), so dass sich beide Effekte gegenseitig aufheben. Die Stabilitätsspannung U_{vPI} wird hier als frei wählbarer Designparameter betrachtet, nach welchem sich später auch die laterale Stabilitätsspannung U_{lPI} zwischen den NED-Elektroden richtet.

Für den idealen symmetrischen Fall, lässt sich analog durch Einsetzen von Gl. (5.3) sowie Gl. (5.4) in Gl. (5.2) eine zulässige Aktorlänge mit,

$$L_{a,s} = \sqrt[4]{\frac{16E_x h_a^3 d_0^3 (r_{el} + 1)}{(1 - \nu_{zx}^2) \varepsilon_0 \varepsilon_r U_{vPI}^2}}. \quad (5.7)$$

bestimmen. Bei äquivalenter Aktorkonfiguration ergibt sich aus dem Verhältnis beider Längen $L_{a,s}/L_a - 1 \approx 0.14$, was bedeutet das für den symmetrischen Fall eines beidseitig eingespannten Aktors, dieser um $\approx 14\%$ länger ausgelegt werden kann, als im einseitigen Fall (Anh. B.1). Dieser Zusammenhang ist für die beiden analytischen Abschätzungen von einseitigen und symmetrischen Fall in Abb. 5.3.4 (a) für einen Aktor mit $\theta = 0^\circ$ und $r_{el} = 2$ gezeigt. Der symmetrische Fall stellt dabei den idealen Grenzfall dar, welcher in der Realität jedoch nicht als Designrichtwert in Betracht gezogen werden kann.

In wie weit das einfache Modell auf die reale domartige-Zellgeometrie übertragbar ist sowie der Einfluss des Domwinkels auf $L_a(\theta, r_{el}, U_{vPI})$, soll nun anhand eines FEM-Modells überprüft werden. Hierfür wird ein parametrisiertes 3D-Modell des Aktors implementiert. Unter Ausnutzung der Achsensymmetrie bei $L_a/2$ werden nur zwei Zellen modelliert, was die Rechenzeit reduziert. Aktorhöhe sowie Breite der mittleren Elektrode sind fest auf die Werte der technologischen

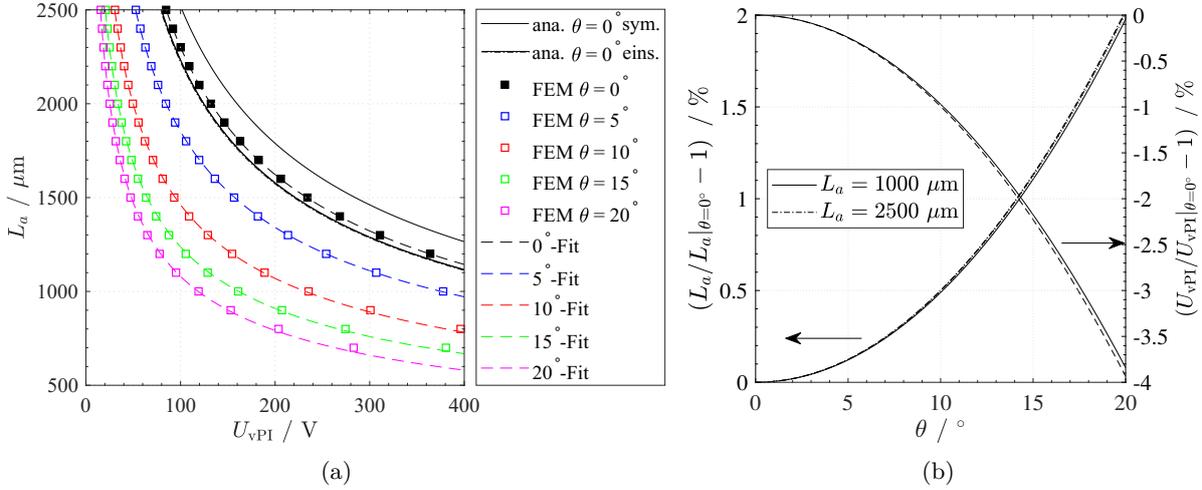


Abbildung 5.3.4: Zulässige Aktorlänge L_a in Abhängigkeit von U_{vPI} in Luft. (a) Darstellung für verschiedene θ bei festem $r_{el} = 2.0$. Anpassung der Datenpunkte durch Potenzgesetz. Analytische Modellparameter $E_x = 169 \text{ GPa}$, $h = 75 \mu\text{m}$, $d_0 = 1 \mu\text{m}$, $r_{el} = 2$, $\nu_{zx} = 0.28$, $\varepsilon_r = 1.00056$. (b) Prozentuale Längenzunahme durch Bogenform der vier Zellen in Abhängigkeit vom Domwinkel sowie Auswirkung auf U_{vPI} .

Rahmenbedingung (Abs. 5.3) gesetzt. Werte für $t_{me} > 3 \mu\text{m}$ sind aus dem oben genanntem Grund nicht weiter relevant. Die Modellgeometrie sowie applizierte Randbedingungen werden in Abb. 5.3.3 gezeigt. Dabei ist der Aktor am linken Rand durch eine ideale feste Einspannung sowie rechts über eine Symmetrieffläche modelliert, welche die Knotenverschiebung der Fläche in x -Richtung verhindert [ANS19]. Über die Angabe der Steuerspannung U sowie initialen Spaltabstand d_0 wird die elektrostatische Kraft auf diese appliziert. U_{vPI} wird für verschiedene Werte der Parameterräume L_a, θ, r_{el} evaluiert (Kap. 5.2). Als Dielektrikum wird Luft unter Normalbedingungen angenommen, welches sich jedoch für andere Medien entsprechend Gl. (4.15) skalieren lässt.

In Abbildung 5.3.4 (a) ist L_a in Abhängigkeit von U_{vPI} für ein festes Elektrodenverhältnis von $r_{el} = 2.0$ aufgetragen. Die aus der Simulation ermittelten Datenpunkte sind zur Veranschaulichung über ein Potenzgesetz⁶ angepasst, welches äquivalent zur analytischen Beschreibung ist. Dabei stellen die Kurven die Grenze der Stabilitätsbedingung des gekoppelten Systems dar, bei der ein Überschreiten zur Instabilität führt.

Die zulässige Aktorlänge zeigt eine deutliche Abhängigkeit von θ . Mit zunehmendem Winkel muss der Aktor entsprechend kürzer ausgelegt werden, um bei gegebener Spannung nicht in den Pull-In zu gehen. Es lässt sich zeigen, dass dies jedoch nicht auf eine Zunahme der absoluten Aktorlänge zurückzuführen ist, welche sich aus der Bogenform der Zellengeometrie ergibt. Exemplarisch sei hier die prozentuale Längenzunahme für einen $\theta = 20^\circ$ erwähnt, welche durch die Bogenform $\Delta L_a/L_a|_{\theta=0^\circ} \approx 2\%$ beträgt, dargestellt in Abb. 5.3.4 (b). Verglichen mit einem Aktor mit $\theta = 0^\circ$, resultiert eine Längenzunahme gerade ein mal in einer Verminderung von $\Delta U_{vPI} \approx -4\%$. Aus Abbildung 5.3.4 (a) kann jedoch für $\theta = 20^\circ$ eine Reduktion von $\Delta U_{vPI}|_{\theta=20^\circ}/U_{vPI}|_{\theta=0^\circ} \approx -80\%$ errechnet werden. Eine Abhängigkeit der Längenzunahme für

⁶Regressionsgleichung $L_a = A (U_{vPI})^B$, mit den Koeffizienten (A,B).

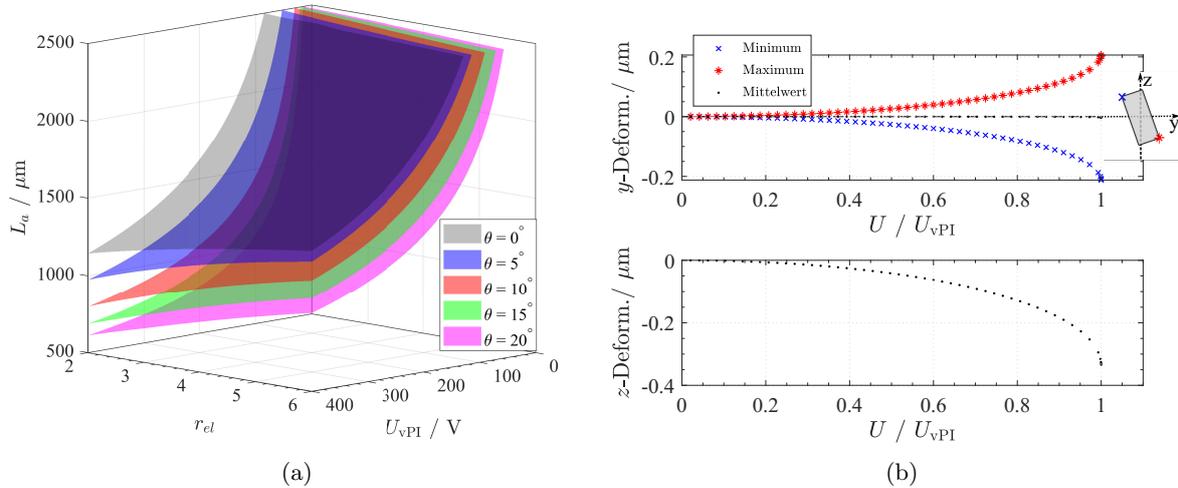


Abbildung 5.3.5: Gekoppelte Abhängigkeit von L_a zu r_{el} und U_{vPI} in Luft. Interpolierte FEM-Daten. (b) (oben) Balkenaktordeformation in (z, y) -Ebene für $\theta = 20^\circ$, $L_a = 1000 \mu\text{m}$ und $r_{el} = 2.0$ bis U_{vPI} . Skizze zur Verdeutlichung. (unten) Deformation in z -Richtung an Balkenmitte.

kleine Domwinkel ($\theta \leq 20^\circ$) von L_a ist dabei nicht von Bedeutung. Tatsächlich kommt es durch die asymmetrische Anordnung der Zellen mit alternierendem Krümmungsradius $\rho_{NED} (-, +, +, -)$ (Abb. 5.3.1) zu einer der Biegung überlagerten Torsion des Aktors in der (z, y) -Ebene. Diese führt zu einer Verringerung von U_{vPI} . Es ist anzunehmen, dass dieser Effekt während der aktiven Auslenkung noch mehr an Bedeutung gewinnt.

Abbildung 5.3.5 (b) zeigt die in der (z, y) -Ebene auftretende Deformation exemplarisch für einen Parametersatz. Während des Absenkens in z -Richtung tritt ebenfalls eine Deformation in y -Richtung auf, deren Minimal- und Maximalwerte nahezu identisch sind. Dies lässt auf eine Rotation um die Aktorlängsachse schließen, was durch den Mittelwert von nahe null verdeutlicht wird.

Die analytische Abschätzung stimmt näherungsweise mit dem FEM-Modell für $\theta = 0^\circ$ überein und liefert bei korrespondierenden Pull-In Spannungen ca. 8 % kürzere Aktorlängen. Der Unterschied ist auf die getroffenen Annahmen sowie auf die Vernachlässigung der isolierenden Spacer zurückzuführen, welche aus Aluminiumoxid bestehen und gegenüber Silizium als Elektrodenmaterial deutlich steifer sind (Anh. A.3). In der Realität sind $\theta \approx 0^\circ$ von geringer Bedeutung, da dieser zu einem Strukturwinkel von $\alpha \approx 0^\circ$ und insbesondere äquivalente Elektrodenbreiten zur Annullierung des NED-Effekts führt [Con15].

Die gekoppelte Abhängigkeit der Aktorlänge einschließlich des Parameterraums $r_{el} \in [0; 6]$ ist in Abb. 5.3.5 (a) gezeigt. Wie aus Gl. (5.6) bereits ersichtlich, führt eine Erhöhung der Steifigkeit durch Verbreiterung der äußeren Elektroden zur Möglichkeit, den Aktor für höhere Pull-In Spannungen auszulegen. Alternativ kann der Aktor auf größere Längen bei festem U_{vPI} dimensioniert werden. Speziell bei höheren Domwinkeln führt eine Zunahme der Elektrodenbreite zur Erhöhung der Stabilität und folglich Verminderung der Torsion des Aktorbalkens. Im Gegenzug wird der NED-Effekt durch breitere Elektroden und dementsprechend die Krümmung beeinflusst. Hier gilt es, mittels oben beschriebenem Optimierungsverfahren (Kap. 5.2) einen

optimalen Parametersatz zu finden.

In der Realität werden die hier berechneten U_{vPI} maßgeblich durch Fertigungstoleranzen sowie eventuelle Eigenspannungen der Materialien, z.B. des Aluminiumoxids beeinflusst. Des Weiteren wurden in obigen Modellierung keine Randfelder berücksichtigt, was in der Realität zu leicht geringeren U_{vPI} führt. Nach [Nis90] lassen sich diese für die Konfiguration nach Abb. 4.2.1 einer einzelnen Elektrode in Plattenkondensatorgeometrie analytisch abschätzen. Für eine Elektrode mit der hier berücksichtigten Breite von $3 \mu\text{m}$ mit Gegenelektrode im Abstand von $1 \mu\text{m}$ kann der Einfluss der Randfelder bis zu ca. 22 % betragen. Je schmaler die Elektrode wird, desto größer der Einfluss der Randfelder. Wie diskutiert sind die Aktorhöhe h sowie der Spaltabstand d_0 dominante Größen in der Dimensionierung von L_a und die technologischen Rahmenbedingungen festgelegt, kommen aber perspektivisch als Designparameter durchaus infrage.

5.3.2 Lösungsansatz zur Zellverkürzung

Der NED-Effekt folgt dem Prinzip eines Biegewandlers, bei dem die Umwandlung von elektrischer Energie in eine mechanische Biegung einer Struktur erfolgt. Wie in [Kai16] diskutiert, kann der NED-Aktor mit einem elektrostatischen Spalt qualitativ durch einen Zweischichtaktor bestehend aus aktiver und passiver Schicht approximiert werden. Die aktive Schicht weist dabei einen uniaxialen Spannungszustand mit Normalspannung senkrecht zu ihrer Querschnittsfläche in Richtung der Balkenlängsachse auf. Infolge dessen kommt es zu einer Überlagerung aus reiner Biegung und Dehnung des Aktors. Diese Überlegungen sind aufbauend auf den Arbeiten von [Bre49],[Tsu97].

Im Falle der bisher zum Funktionsnachweis des NED-Effekts betrachteten einseitig eingespannten Kragbalken ist der Dehnungsanteil von geringer praktischer Bedeutung, da sich der NED-Aktor am freien Balkenende entlang seiner Längsachse beliebig verkürzen oder längen kann. Anders gestaltet es sich, wenn am freien Ende ein Nutz-Kraft Abnehmer existiert oder der Aktor, wie in dieser Arbeit behandelt, beidseitig eingespannt ist. Hier ist die Berücksichtigung des Dehnungsanteils sowie dessen Auswirkung auf die Funktionsweise unerlässlich.

Eine Verkürzung oder Stauchung der Zellen führt allgemein zu mechanisch induzierten Zugspannungen, die einer Auslenkung des Balkenaktors durch das erzeugte Biegemoment entgegenwirkt. Gegebenenfalls resultiert dies in einem Verlust von Krümmung, respektive Auslenkung des Aktors. Eine Längung hätte folglich einen gegenteiligen Effekt und kann durch das Induzieren mechanischer Druckspannungen im Aktor eine positive Auswirkung auf die Auslenkung haben. Ob es zu einer Verkürzung oder Längung der Zelle kommt, hängt dabei vom spezifischen Parametersatz der NED-Zelle ab.

Im folgenden wird kurz auf die Evaluation der NED-Aktorkrümmung eingegangen, respektive des generierten Biegemoments, und im Anschluss der Lösungsansatz des Zellverkürzungsproblems behandelt. Die Herleitung der Krümmung kann durch die Betrachtung der Beziehungen eines äquivalenten Biegebalkens erfolgen [Con15], [Kai16]. Allgemein besteht zwischen der Biegelinie $w(x)$ eines elastischen Balkens und der Krümmung κ_{CURV} der Schwerpunktfaser an der Stelle x der bekannte Zusammenhang [Gro12]:

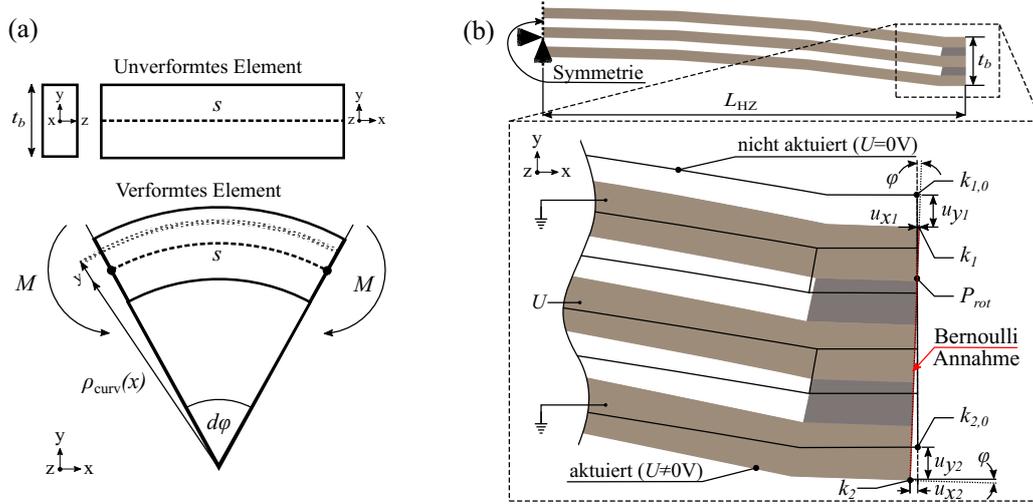


Abbildung 5.3.6: *Evaluation der Aktorkrümmung (a) Referenz aus reiner Biegung. Verformung eines Balkensegments unter Wirkung mechanischer Momente an dessen Schwerpunktfaser. (b) Auf Halbzellen reduziertes Simulationsmodell zur Evaluation der Krümmung.*

$$\kappa_{\text{curv}}(x) = \frac{1}{\rho_{\text{curv}}(x)} = \frac{\frac{\partial^2 w(x)}{\partial x^2}}{\left[1 + \left(\frac{\partial w(x)}{\partial x}\right)^2\right]^{\frac{3}{2}}}, \quad (5.8)$$

mit dem Krümmungsradius $\rho_{\text{curv}}(x)$. Für einen mit dem Moment M auf *reine Biegung* belasteten Balken kann nun nach der Theorie von *J. Bernoulli* folgende lineare Biegedifferentialgleichung aufgestellt werden:

$$\kappa_{\text{curv}} \approx \frac{\partial^2 w(x)}{\partial x^2} = -\frac{M}{EI}, \quad (5.9)$$

aus welchen Näherungsweise die Auslenkung $w(x)$ des Balkens bestimmt werden kann. Weiterhin sollen die Bernoullischen Annahmen eines schubstarrten Balkens gelten, das heißt die Verdrehung $\frac{\partial w(x)}{\partial x}$ eines Balkenelements ist hinreichend klein, was zu $\left(\frac{\partial w(x)}{\partial x}\right)^2 \ll 1$ führt, so dass der Summand somit vernachlässigt werden kann. Geometrisch bedeutet dies, dass die Balkenquerschnitte vor und nach der Deformation eben und damit senkrecht zur Balkenachse stehen [Meh00], [Gro12]. Das Produkt EI ist die Biegesteifigkeit des Balkens (Gl. (5.3)). Gleichung (5.9) beschreibt also den Zusammenhang zwischen Biegemoment und resultierender Krümmung eines Balkens mit gegebener Steifigkeit.

Am verformten Balken existiert dabei eine Faser, in der die mechanischen Normalspannungen zu null verschwinden. Charakteristisch ist ein Normalspannungsverlauf über den Querschnitt nach [Gro12]:

$$\sigma = \frac{M}{I} y. \quad (5.10)$$

Die neutrale Faser S , erfährt aufgrund des Stoffgesetzes (Gl. (4.21)) für ein linear-elastisches Materialverhalten keine Längung während der Biegung. Dieser Zusammenhang ist vereinfacht für ein Balkenelement in Abb. 5.3.6 (a) dargestellt. Im Falle reiner Biegung stimmt die Lage der neutralen Faser mit der Lage der Schwerpunktfaser überein [Bre49], [Gro12] und liegt für achsensymmetrische Balkenquerschnitte genau in der Querschnittmitte $t_b/2$. Über die Länge von

S sowie der Winkeländerung $d\varphi$ der Balkenquerschnitte kann der Bezug zum Krümmungsradius und damit der Krümmung hergestellt werden. Gleichung (5.11) kann für die Betrachtung der NED-Aktorkrümmung verwendet werden.

$$\kappa_{\text{curv}} = \frac{1}{\rho_{\text{curv}}(x)} = \frac{d\varphi}{S}, \quad (5.11)$$

Die Evaluation der steuerspannungsabhängigen Krümmung findet unter Ausnutzung der Symmetrie am Halb-Zelle FEM-Modell statt (Kap. 5, Simulationsmethodik). Ferner wird angenommen, dass das aktiv kontrollierbare Verhalten für jede Zelle im beidseitig eingespannten Balkenverbund äquivalent ist. Die exemplarische Modellgeometrie, sowie gesetzte Randbedingungen sind in Abb. 5.3.6 (b) dargestellt. Zur Vermeidung einer Starrkörperbewegung und dementsprechender nicht-Konvergenz des FEM-Modells ist die x -, y -Verschiebung eines Knotenpunktes am Symmetrierand unterdrückt (Abb. 5.3.6 (b) Einspannungsdreiecke). Die Bernoullischen Annahmen sind aufgrund des Fehlens der Nachbarzelle am Rand der Halbzelle über MPC-184-Link Elemente appliziert (Kap. A.2), welche eine starre Verbindung der FEM-Netzknoten herstellen. Hier wird folglich auch die Krümmung evaluiert.

Im aktuierten Zustand verbiegt sich die Aktorzelle, und es findet eine Verschiebung des Zellrandes aufgrund des generierten Biegemoments statt. Die Endknotenpunkte⁷ $k_1 = \begin{pmatrix} x_1 \\ y_1 \end{pmatrix}$ und $k_2 = \begin{pmatrix} x_2 \\ y_2 \end{pmatrix}$ sind gegenüber ihrer Ausgangsposition im nicht aktuierten Zustand $k_{1,0} = \begin{pmatrix} x_{1,0} \\ y_{2,0} \end{pmatrix}$, $k_{2,0} = \begin{pmatrix} x_{1,0} \\ y_{2,0} \end{pmatrix}$ um $u_1 = \begin{pmatrix} u_{x1} \\ u_{y1} \end{pmatrix}$, $u_2 = \begin{pmatrix} u_{x2} \\ u_{y2} \end{pmatrix}$ verschoben. Mit Hilfe der Komponenten der Verschiebungen sowie der Halbzellenlänge $L_{\text{HZ}} = \frac{1}{8}L_a$, wird κ_{NED} äquivalent zum Biegebalken wie folgt berechnet:

$$\kappa_{\text{NED}} = \left(\frac{|u_{x1}| + |u_{x2}|}{|u_{y1}| + |u_{y2}|} \right) \frac{1}{L_{\text{HZ}}} = \frac{|u_{x1}| + |u_{x2}|}{t_b} \frac{1}{L_{\text{HZ}}} = \frac{\tan(\varphi)}{L_{\text{HZ}}} \approx \frac{\varphi(U)}{L_{\text{HZ}}}. \quad (5.12)$$

Dabei ist t_b die Aktorbreite in der Spacerregion. Für kleine Verschiebungen gegenüber des Aktorquerschnitts ist eine Approximation durch Reihenentwicklung des *Tangens* um $\varphi = 0^\circ$ zulässig, wodurch sich die Krümmung direkt durch Auslesen des Drehwinkels φ der MPC-184-Link-Elemente bestimmen lässt (Tab. A.1).

Für die Berechnung des erzeugten Biegemoments wird nach Gl. (5.9) die zugehörige Biegesteifigkeit EI benötigt. Diese ist spezifisch für jede Zellkonfiguration und abhängig vom jeweiligen Parametersatz. Aufgrund des diskontinuierlichen Querschnitts ist eine analytische Ermittlung hier nicht sinnvoll und eine FEM-gestützte Auswertung geboten. Die Biegesteifigkeit kann unter anderem aus dem mechanischen Lastfall einer Zweipunktbiegung bestimmt werden [Gro12]. Die Methodik zur Bestimmung von EI ist im Anhang B näher erläutert.

Aus dem Halbzellenmodell lassen sich nun auch Aussagen über das Dehnungsverhalten während der Aktuation und dessen Auswirkungen auf die Auslenkung des Balkenaktors treffen. Hierzu wird die auf die x -Achse projizierte Zelldehnung betrachtet. Diese kann aus den

⁷Darstellung als Spaltenvektoren

x -Komponenten der Endknotenverschiebungen nach Gl. (5.13) bestimmt werden.

$$\Lambda = \Lambda_b + \Lambda_d = \frac{u_{x1} + u_{x2}}{2 L_{HZ}} \quad (5.13)$$

Λ gibt dabei die mittlere relative Änderung der Halbzelle in x -Richtung an und setzt sich aus Anteilen von Biegung (Λ_b) und Dehnung (Λ_d) zusammen. Für $\Lambda > 0$ kommt es demnach zu einer Längung und für $\Lambda < 0$ zu einer Stauchung der Zelle. Der Biegeanteil ist jedem Fall negativ ($\Lambda_b < 0$) und wird daher auch als Projektionsverkürzung bezeichnet [Voc63]. Über die Winkelfunktionen lässt sich Λ_b aus Abb. 5.3.6 (a) nach Gl. (5.14) berechnen, welche die relative Längenänderung bezogen auf die Halbzellenlänge angibt.

$$\Lambda_b = \frac{\sin(2L_{HZ}\kappa_{NED})}{L_{HZ}\kappa_{NED}} - 1 \quad (5.14)$$

Ziehen nun die NED-Zellen im Aktorbalken aufgrund einer Verkürzung an ihren nächsten Nachbarn (Abb. 5.3.1), werden nach dem Stoffgesetz mechanische Zugspannungen erzeugt, deren Normalspannungskomponente zu einer Versteifung des Aktors führt. Folglich kommt es zu einer Änderung der Federsteifigkeit, weshalb der Effekt auch unter dem Begriff der Spannungsversteifung bekannt ist. Wird die Spannungsversteifung durch große Auslenkungen hervorgerufen ($w > t_b$), ist die Rede von einer geometrischen Nichtlinearität. Im Falle von Biegebalken führen diese unter anderem zu einer Verschiebung der Resonanzfrequenz und ggf. zu instabilen Anregungszuständen [Fra07], [Meh00], [Mad15]. Grund dafür ist, dass bei wachsender Auslenkung neben der Biegearbeit zunehmend Zugarbeit verrichtet werden muss. Für den NED-Balkenaktor ist diese jedoch begrenzt durch die laterale Pull-In Spannung $U < U_{PI}$. Eine Spannungsversteifung innerhalb der Zelle, sprich den Elektroden, ist bereits in der Halbzellensimulation berücksichtigt (Kap. 5.2).

S-Versatz

Ein möglicher Ansatz zur Verringerung der Versteifung im Betrieb des NED-Aktors könnte durch die Implementierung von Federelementen in der Aktormitte oder wie in [Meh00] vorgeschlagen an der Einspannung erfolgen. Solche Federn müssen jedoch eine flexible Bewegung in lateraler Richtung ermöglichen und steif in z -Richtung sein, um den vertikalen Pull-In und damit die Aktorlänge nicht weiter zu begrenzen. Federelemente benötigen im allgemeinen Platz, was eine kompakte Bauweise und Stapelung von Aktoren zunehmend eingeschränkt. Des Weiteren kommt es in jedem Fall zu einer Minderung der Aktorsteifigkeit, wodurch die Aktorkraft und damit die Druckerzeugung in der Pumpe beeinflusst wird. Schlussendlich läuft ein solcher Ansatz auf eine vorrangige Optimierung der Federelemente hinaus, welche für jeden Aktordesignpunkt individuell zu erfolgen hätte und damit perspektivisch den Designprozess verlängert. Aus diesem Grund wurde eine alternative Lösungsmöglichkeit, genannt *S-Versatz*, entwickelt.

Das vorrangige Ziel ist dabei, die Grund-Aktorsteifigkeit zu erhalten, ohne eine Verringerung der Auslenkung aufgrund einer Spannungsversteifung zu erfahren. Ohne den Einsatz von

flexiblen Federn kann dies durch einen Versatz, der beiden mittleren⁸ NED-Zellen, quer zur Balkenlängsachse erreicht werden. Gemeint sind dabei die um 180° gedrehten Zellen gegenüber den Zellen an den Einspannungen (Abb. 5.3.1). Der Betrag des Versatzes ist charakteristisch für jeden Parametersatz sowie jede gewählte elektrische Steuerspannung und somit eine inhärente Eigenschaft der NED-Zelle, wie in der folgenden Entwicklung aufgezeigt wird.

Im vollständig aktuierten Zustand existiert auf der um φ gedrehten Querschnittachse ein Punkt P_{rot} , der keine Verschiebung in x -Richtung erfährt (Abb. 5.3.6 (b)). Der Drehpunkt wird in der weiterführenden Entwicklung dimensionslos gemacht und sein Abstand $\overline{P_{\text{rot}}k_2}$ zum unteren Zellknotenpunkt auf t_b bezogen. Unter Ausnutzung der Winkelfunktionen kann P_{rot} über:

$$P_{\text{rot}} = \frac{u_{x2}}{u_{x2} - u_{x1}} = \begin{cases} 1 + \frac{|u_{x1}|}{t_b \sin(\varphi)} & , u_{x1} < 0 \wedge u_{x2} < 0 \\ 1 - \frac{u_{x1}}{t_b \sin(\varphi)} & , u_{x1} > 0 \wedge u_{x2} > 0, \text{ sonst.} \end{cases} \quad (5.15)$$

bestimmt werden. Für Werte $0 \leq P_{\text{rot}} \leq 1$ befindet er sich innerhalb des Zellquerschnitts, ansonsten außerhalb. Die Lage von P_{rot} ist jedoch abhängig vom Abstand zur festen Einspannung, nach dem dieser bestimmt wird. Für den hier behandelten NED-Balkenaktor (Abb. 5.3.1) ist daher die Kenntnis von P_{rot} im Umkehrpunkt der Zellen, d.h. hinter der ersten NED-Zelle nach der Einspannung notwendig. Dementsprechend sind in Gl. (5.15) die Gesamtverschiebung sowie der Gesamtdrehwinkel des Zellquerschnitts der Vollzelle zu verwenden. Diese lassen sich aus den Verschiebungen der Halbzelle bestimmen. Die Positionsänderung des Zellquerschnitts entspricht dabei einer Transformation bestehend aus Drehung und Translation der Endknotenpunkte k_1, k_2 , welche sich mittels Gl. (5.16) beschreiben lässt. Dabei sind die Punkte k'_i die Endknotenpunkte und u'_{x1}, u'_{x2} die Gesamtverschiebung der Vollzelle in x -Richtung. \mathbf{R}_φ ist die Drehmatrix für die Drehung der Endknotenpunkte. Durch Mehrfachanwendung der Transformation kann der Drehpunkt ebenso nach einer beliebigen Anzahl von Zellen bestimmt werden.

$$k'_i = \mathbf{R}_\varphi \cdot k_i + u_2 \quad \text{mit } i = 1, 2 \quad (5.16)$$

$$\mathbf{R}_\varphi = \begin{pmatrix} \cos(\varphi) & -\sin(\varphi) \\ -\sin(\varphi) & \cos(\varphi) \end{pmatrix},$$

$$k'_i = \begin{pmatrix} x'_1 \\ x'_2 \end{pmatrix},$$

$$u_2 = \begin{pmatrix} u_{x2} \\ u_{y2} \end{pmatrix},$$

$$u'_{x1} = x_{1,0} - x'_1 \quad (5.17)$$

$$u'_{x2} = x_{2,0} - x'_2 \quad (5.18)$$

⁸Für einen aus $4n, (n \in \mathbb{N})$ nach Abb. 5.1.1 aufgebauten NED-Balkenaktor ist dabei die Verschiebung der $2n, (n \in \mathbb{N})$ mittleren Zellen gemeint.

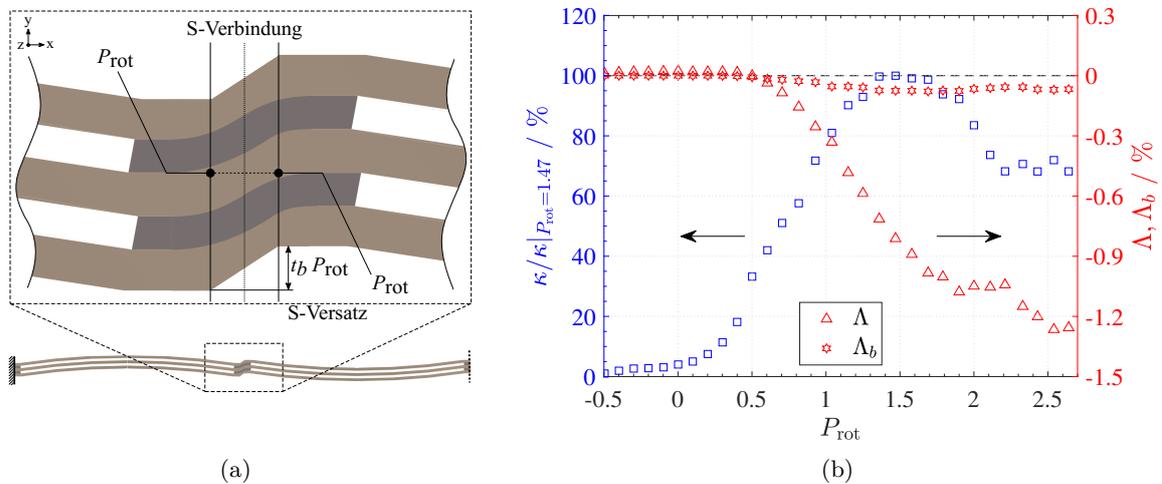


Abbildung 5.3.7: Entwickelter geometrischer S-Versatz im NED-Balkenaktor, sowie Krümmungs- und Projektionsdehnungsverhalten der NED-Vollzelle bei Parameterabtastung des Drehpunktes. (a) S-Versatz im S-Umkehrpunkt mit S-Verbindungsstelle und konformer Verbindung Spacer. (b) Optimierungsergebnisse für $U = 350 \text{ V}$ und Parametergrenzen aus Tabelle C.1. Die Werte der Zell-Krümmung sind auf den bei $P_{\text{rot}} = 1.47$ liegenden Maximalwert normiert.

Der eigentliche S-Versatz wird nun durch das Angleichen der jeweiligen Drehpunkte P_{rot} im Umkehrpunkt der NED-Zellen im Balkenaktor erreicht. Dies ist veranschaulicht in Abb. 5.3.7 (a) dargestellt. Die mittleren Zellen werden dabei aus der sonst konformen Verbindung um den Betrag ($t_b P_{\text{rot}}$) versetzt, sodass P_{rot} beider Zellen in y -Richtung kongruent übereinstimmen. Entscheidend für die Fertigbarkeit des Aktor ist eine Verbindung der Spacer mit konformer Breite. Ein zusätzliches Verbindungsstück ermöglicht dabei das Angleichen der Zellquerschnitte, was im Gegenzug die Aktorlänge um das Doppelte der Verbindungsstelle verlängert. In der Regel ist die Breite des S-Verbindung klein gegenüber der Halbzellenlänge. Somit kann eine Änderung des Drehpunktes aufgrund dieser vernachlässigt werden. Weiterhin wird im Design darauf geachtet, dass die Elektrodenbreite im Verbindungsstück nicht unter die Auflösungsgrenze von $1 \mu\text{m}$ sinkt (Kap. 5.3).

Der allgemeine Einfluss von P_{rot} als Drehpunkt nach der ersten Vollzelle auf κ_{NED} der NED-Zelle ist in Abb. 5.3.7 dargestellt. Nach der im Kapitel 5.2 (Simulationsmethodik) erörterten Vorgehensweise wurde für jeden Wert von P_{rot} eine Optimierung der Halbzellengeometrieparameter mit der Zellkrümmung κ_{NED} als Fitnessfunktion durchgeführt. Die Intervallgrenzen der NED-Zellgeometrieparameter sind in Tabelle C.1 zusammengefasst. Die S-Verbindung zur Nachbarzelle ist in der Halbzellensimulation für einen bestimmten Wert von P_{rot} durch das Setzen eines Netzknotenpunktes und dessen Einspannung in x -Richtung als Randbedingung implementiert. Für Drehpunkte außerhalb des Zellquerschnitts gewährleisten die MPC-184-Link Elemente die starre Verbindung des Netzknotens zur Zelle.

Der charakteristische Verlauf zeigt ein Optimum der generierbaren Krümmung bei einem außerhalb des Zellquerschnitts liegendem $P_{\text{rot,opt}} = 1.5$. Auf der rechten Achse ist die dazugehörige Projektionsdehnung Δ sowie der Anteil an der Projektionsverkürzung Δ_b nach Gl.(5.14) in

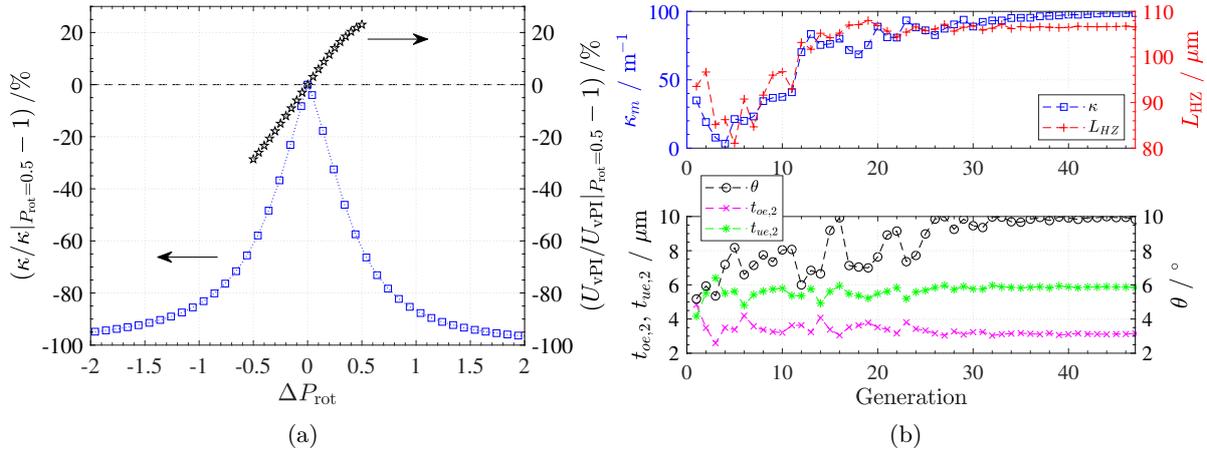


Abbildung 5.3.8: (a) Auswirkung eines Fehlversatzes auf κ_{NED} und U_{VPI} für ein exemplarisches $P_{\text{rot}} = 0.5$ aus Abb.(5.3.7 (b)). (b) Ergebnisse Optimierungslauf der Zellgeometrie mit $P_{\text{rot}} = 0.65$ und $U_{\text{VPI}} = 400$ V. Ziel- sowie Konstruktionsparameter. Datenpunkte sind beste Individuen je Generation. Gestrichelte Linien zur Verlaufsverdeutlichung.

x -Richtung dargestellt. Negative Drehpunkte erlauben der Zelle nicht, eine signifikante Krümmung zu generieren. Hier sind allerdings nur geringe Werte von $\approx 0.05P_{\text{rot,opt}}$ gegenüber dem Optimum erreichbar. Dieser Verlauf korreliert mit der Projektionsdehnung, welche bis zu einem Drehpunkt von $P_{\text{rot}} < 0.5$ positiv ist und somit zu einer geringen Längung der Zelle kommt. Für einen Wert von $P_{\text{rot}} = 0.5$ liegt der Drehpunkt genau in der Mitte des Querschnitts. An diesem Punkt verschwindet die mittlere Dehnung der Zelle $\Lambda = 0$ und es kommt lediglich zu einer Verdrehung des Querschnitts im Spacerbereich (Abb. 5.3.7). Erst ab dem Punkt $P_{\text{rot}} > 0.5$, ab dem die Zelle erlaubt ist, sich maßgeblich zu verkürzen ($\Lambda < 0$), ist eine deutliche Steigerung von κ_{NED} zu verzeichnen. Oberhalb von $P_{\text{rot}} > 2.2$ folgt trotz einer zunehmenden Zellverkürzung eine Sättigung der Krümmung. Aus der weiterführenden Betrachtung (Anhang C) ist bekannt, dass es hier zum Erreichen der Intervallgrenze von $\theta = 20^\circ$ des Domwinkels kam. Perspektivisch sind für $\theta > 20^\circ$ daher leicht höhere Krümmungen in diesem Bereich zu erwarten.

Aus dem Verlauf der Projektionsdehnung ist ersichtlich, dass die vornehmliche Kürzung der NED-Zelle nicht auf die Projektionsverkürzung (Λ_b) zurückzuführen ist, sondern sich aus einem zusätzlichen Dehnungsanteil ($\Lambda_d = \Lambda - \Lambda_b$) ergibt, wie Eingangs angenommen. Der nach Gleichung (5.14), berechnete Verlauf von Λ_b korreliert dabei mit dem Verlauf der Zellkrümmung. Dies bekräftigt das in [Kai16] diskutierte Verhalten des NED-Aktors zu einem äquivalenten Biegebalken mit aktiver Schicht unter uniaxialen Spannungszustand [Bre49]. Um folglich höhere Zellkrümmungen zu erreichen, muss die Zelle die Freiheit besitzen, sich zu verkürzen, was mit einem außerhalb des Zellquerschnitts liegendem Drehpunkt einhergeht.

Die Auswirkung einer Fehlansrichtung $\Delta P_{\text{rot}} = P_{\text{rot},i} - P_{\text{rot}}$ des S-Versatzes auf κ_{NED} sowie auf U_{VPI} ist exemplarisch in Abb. 5.3.8 (a) für die Geometrie mit $P_{\text{rot}} = 0.5$ der Abtastung gezeigt. Bereits geringe Abweichungen vom Drehpunkt führen dabei zu einem signifikanten Verlust der Zellkrümmung, was auf die diskutierte Spannungsversteifung der Zelle im Aktorverbund zurückzuführen ist. Für größere Fehlversätze kommt es mit $\approx -95\%$ annähernd zu einem kompletten Verlust des NED-Effektes. Ein ähnlicher Verlauf ist für weitere Drehpunkte zu erwarten.

Im Gegensatz zur Krümmung, kommt es bei einer positiven Fehlausrichtung, sogar zu einem Zuwachs von U_{vPI} , dargestellt auf der rechten Koordinatenachse des Graphen (Abb. 5.3.8 (a)). Im konkreten Fall wurde hier eine Fehlausrichtung von bis zu $\Delta P_{rot} = \pm 0.5$ untersucht, was einem Versatz der Zellen bis zu ihren Endknotenpunkten entspricht. Die Breite der nach Abb. 5.3.7 (a) modellierten S-Verbindung blieb dabei konstant. Der Effekt korreliert mit der im Kapitel (5.3.1) errötete überlagerten Torsion des Aktors bei vertikaler Instabilität, aufgrund der domartigen Zellgeometrie. Die parasitäre Torsion wird für $\Delta P_{rot} < 0$ verstärkt und für $\Delta P_{rot} > 0$ gemindert. Dementsprechend können für Zellgeometrien mit höheren Drehpunkten etwaige Verluste in der Stabilitätsspannung U_{vPI} verursacht durch eine benötigte breitere S-Verbindungsstelle kompensiert werden. Perspektivisch gesehen lassen sich diesbezüglich auch höhere Aktorlängen L_a besonders für Domwinkel um $\theta \approx 20^\circ$ durch den S-Versatz erzielen.

Zusammenfassend ist anzumerken, dass der Drehpunkt zwischen dem nicht aktuierten und aktuierten Zustand des Zellquerschnitts eine inhärente Eigenschaft der für eine Steuerspannung U ausgelegten Zellgeometrie ist. Die damit verbundene generierbare Zellkrümmung ist abhängig von der Lage des Drehpunktes für den im hier untersuchten Fall ein Optimum existiert. Krümmungen nahe des Optimums sind dabei einhergehend mit einer Verkürzung der NED-Zelle. Eine mögliche Längung der Zelle bietet hinsichtlich der vernachlässigbar geringen Krümmungen keinen Ansatz für einen ernstzunehmenden Aktordesignpunkt. Aufgrund der hohen Verluste in der Zellkrümmung ist die Berücksichtigung von P_{rot} im Design von beidseitig eingespannten NED-Balkenaktoren unabdingbar und soll erstmalig in dieser Arbeit durchgeführt werden. Dabei bietet der vorgestellte S-Versatz eine Lösungsmöglichkeit.

5.3.3 Optimierung und Anpassung der Aktorparameter

Basierend auf den diskutierten Limitierungsfaktoren des NED-Balkenaktors soll nun ein Aktordesignpunkt mittels Optimierungsverfahren für die folgende Entwicklung der Mikropumpe bestimmt werden. Die Erkenntnisse über die vertikale Pull-In Stabilität sowie des S-Versatzes fließen dabei als Randbedingung in die Optimierung ein, mit Fokus auf Auslotung der Miniaturisierbarkeit des Bauelements (Kap. 3).

Nach Gl. (5.6) besteht ein direkter Zusammenhang zwischen der vertikalen Stabilitätsspannung U_{vPI} , welche als Schlüsselparameter anzusehen ist und der Aktordimensionierung. Um eine hohe Energieeinkopplung und damit verbundene Krafterzeugung zu erzielen, wurde für die laterale Pull-In Spannung, sowie für U_{vPI} , unter Berücksichtigung der elektrotechnischen Randbedingungen ein Wert von $U_{IPI} = 400$ V in Luft gewählt. In Novec7100 ergibt sich somit nach Gl. (4.20) ein $U_{IPI} = U_{vPI} = 152.2$ V. Der Domwinkel wurde auf $\theta \leq 10^\circ$ begrenzt und ein minimales Elektrodenkverhältnis von $r_{el} = 3.0$ gewählt (Gl. (5.5)). Dies ist einerseits durch auftretende Rotation des Aktors und andererseits auf die zum Zeitpunkt des Entwurfs bestehende Ungewissheit über fertigungsbedingte Toleranzen und deren Auswirkung auf das Verhalten des Aktors begründet. Folglich ist die zulässige Aktorlänge auf $L_a = 920$ μm beschränkt (Kap. 5.3.1).

Als Zielfunktion der Optimierung wurde die Zell-, respektive Aktorkrümmung gewählt, welche in Verbindung mit L_a zur Auslenkung und entsprechenden Hubvolumengenerierung führt. Für

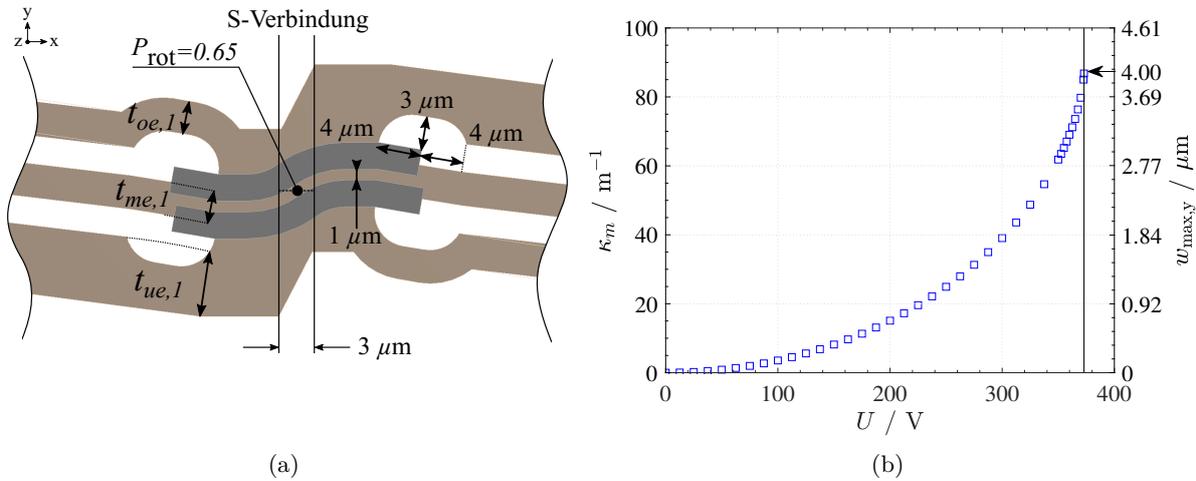


Abbildung 5.3.9: (a) Modifizierte S-Verbindung des Aktordesignpunkte mit optimiertem Parametersatz (b) steuerspannungsabhängige Krümmungskennlinie der modifizierten Zellgeometrie. Rechte y-Achse Auslenkung in Zellmitte.

die erste Implementation des S-Versatzes wurde ein eher konservativer Wert von $P_{\text{rot}} = 0.65$ gewählt, um die S-Verbindungsstelle und die transversale Ausdehnung räumlich kompakt zu halten. Somit wird eine kompakte Stapelbarkeit der Aktorbalken gewährleistet (Kap. 5.1.2). Die mittlere Elektrode wurde auf die minimale Breite konform mit $t_{me,1} = t_{me,2} = 3 \mu\text{m}$ gesetzt (Kap. 5.3, elekt. Rahmenbedingungen). Zusammen mit $r_{el} = 3.0$ ist damit die Summe der Elektrodenbreiten konstant mit $t_{oe,i} + t_{ue,i} + t_{me,i} = 12 \mu\text{m}$. Optimiert wird demnach die Verteilung der Breite der beiden äußeren Elektroden. Für eine Reduzierung der Rechenzeit wurde die Anzahl der zu optimierenden Zell-Konstruktionsparameter von 10 (Abb. 5.3.1) auf 4 verringert. Diese sind $t_{oe,1}$, $t_{oe,2}$ an deren Stützstellen, die Halbzellenlänge L_{HZ} , sowie der Domwinkel θ . Die Spacerlänge bleibt konstant bei $l_s = 5 \mu\text{m}$.

Abbildung 5.3.8 (b) zeigt die besten Individuen je Generation einiger Optimierungsparameter sowie der Krümmung als Zielparame-ter. Nach 47 Generationen und dem Übergehen einiger lokaler Maxima, ist der Optimierungslauf auf einen Zielwert von $\kappa_{\text{NED}} = -98.81 \text{ m}^{-1}$ konvergiert. Aus der Entwicklung der Parameter je Generation ist eine ausgeprägte Korrelation der Krümmung mit der Halbzellenlänge L_{HZ} sowie dem Domwinkel θ zu erkennen. Im Optimum ist die untere Elektrode nahezu doppelt so breit wie die obere, was maßgeblich durch P_{rot} beeinflusst wird. Die Leistungsparameter des Aktors bei $U_{\text{max}} = U_{\text{IPI}}$ sind in Tabelle 5.3.2 zusammengefasst. Eine Zusammenfassung des optimierten Parametersatzes sowie der Optimierungsparameter und Geometrieparametergrenzen ist in Tabelle C.2 des Anhangs C in aufgeführt.

Durch die parallel zur Mikropumpe laufende Technologieentwicklung musste die Zellgeometrie des Designpunktes im Nachhinein angepasst werden. Der in der NED-Aktorentwicklung etablierte Lösungsansatz⁹ [Kai18], beinhaltet eine Vergrößerung des elektrostatischen Spalts im Bereich

⁹Für geraume Zeit bestand ein Problem in der DRIE-Ätzung der Bauelementschicht, welches zu nicht vollständig separierten Elektroden im Spacerbereich führte. Folglich existierte zwischen den Elektroden ein elektrischer Kurzschlusspfad der unter Ansteuerung zum Versagen des Aktors und konsequenter Weise des Bauelements führte. Der Lösungsansatz und dessen Effekt auf den Aktordesignpunkt sei an dieser Stelle dem Problem vorweggenommen, auf das in Kapitel 6.3 eingegangen wird.

Tabelle 5.3.2: Zusammenfassung: Leistungsparameter aus der Optimierung bei U_{IPI} des Aktordesignpunktes nach Abb. 5.3.1. Skaliert auf 75 μm .

Optimierte	Geometrie		Modifizierte	Geometrie	
κ_{NED}	-98.81	m^{-1}	$\kappa_{\text{NED,m}}$	-86.34	m^{-1}
EI_z	$9.41 \cdot 10^{-10}$	Nm^2	$EI_{z,m}$	$1.00 \cdot 10^{-9}$	Nm^2
M	$9.29 \cdot 10^{-8}$	Nm	M_m	$8.70 \cdot 10^{-8}$	Nm
L_a	858.8	μm	L_a	858.8	μm
f_{res}	85.61	kHz	$f_{\text{res,m}}$	79.02	kHz
U_{IPI}	400	V	$U_{\text{IPI,m}}$	372.92	V
U_{vPI}	>400	V	$U_{\text{vPI,m}}$	530.92	V

der Spacer. Bereits in [Kai19] ist dieser Ansatz durch eine Art Bogen in den äußeren Elektroden und einer entsprechenden Verbreiterung dieser implementiert. Zunächst wurde der Ansatz auch für den hier festgelegten Aktordesignpunkt anvisiert, führte jedoch in der Überprüfung zu einem Krümmungsverlust von $\Delta\kappa_{\text{NED,m}}/\kappa_{\text{NED}} \approx -45\%$ [Uhl18a].

Eine in dieser Arbeit erstmals implementierte alternative Zellmodifikation, ist in Abb. 5.3.8 dargestellt und zeigt den Bereich der S-Verbindung. Die Abmessungen der Bögen sind ebenfalls gekennzeichnet. Das vorangige Ziel, war die Modifikation der Elektroden gegenüber der ursprünglich optimierten Geometrie gering zu halten. Wie sich herausstellte, gelang dies durch ein Verschieben der Spacer Inseln zueinander, um damit den benötigten Platz der Bögen in den Elektroden erheblich zu minimieren. Die Spacer-Inseln wurden dabei bis zu einem minimalen Abstand von 1 μm zueinander verschoben, (Abs. 5.3 tech. Rahmenbedingungen). Die für die Ätzung benötigten Bereiche sind durch eine Aussparung in der unteren sowie durch einen konformen Versatz der oberen Elektrode implementiert. Die Spacer-Inseln wurden, bedingt durch die Technologie, um 4 μm verlängert. Die durch die Modifikation einhergehende Änderung der Leistungsparameter beträgt im Falle der Krümmung $\Delta\kappa_{\text{NED,m}}/\kappa_{\text{NED}} \approx -13\%$, sowie $\Delta M_m/M \approx -8\%$ für das generierte Drehmoment. Die laterale Pull-In Spannung verringert sich um $\Delta U_{\text{IPI,m}}/U_{\text{IPI}} \approx 7\%$. Der durch die Verbreiterung der elektrostatischen Spalte einhergehende Verlust in elektrostatischen Kraft wird teilweise durch die Verringerung der Elektrodensteifigkeit ausgeglichen.

Auf eine technologische Lösungsmöglichkeit zur Vermeidung von entsprechenden Zellmodifikation wird im Anhang D.3 eingegangen. In Abbildung 5.3.9 ist die aus dem Halbzellenmodell berechnete Krümmungskennlinie des Aktors in Abhängigkeit der Steuerspannung in Luft dargestellt, welche im folgenden Kapitel für die Berechnung des Hubvolumens sowie der Flussrate genutzt wird.

Aussagen über die Schwingungsmoden können effizient mittels Modalanalyse in ANSYS getroffen werden. Für die erste Schwingungsmoden des Aktorbalkens mit modifizierter Geometrie im Vakuum, lässt sich ein $f_{\text{res}} = 79.02 \text{ kHz}$ bestimmen, welches maßgeblich durch die geringe Länge und breiten Elektroden bedingt ist. Folglich kann, abhängig vom Design der Ventile mit Antriebsfrequenzen im kHz-Bereich der Pumpe gerechnet werden. Dies ist in zweierlei Hinsicht vorteilhaft. Zum einen kann durch hohe Antriebsfrequenzen die erzeugte Flussrate bis zu einem Grad Punkt erhöht werden, zum anderen eine bei niedrigen Antriebsfrequenzen von einigen Hz

auftretende Fluss-Pulsation verringert. Die Zellmodifikation führte nur bedingt zu einer Reduktion der Resonanzfrequenz um $\approx -8\%$ (Tab. 5.3.2).

5.4 Design der Mikropumpe: Modellbildung

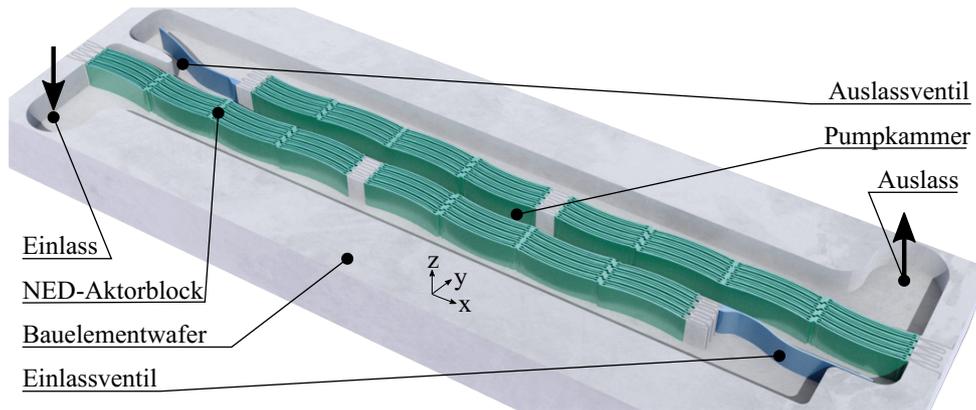


Abbildung 5.4.1: 3D-Darstellung des Mikropumpendesigns mit ($N_{act} = 4, N_{kam} = 1, N_{hub} = 4$), ohne Deckelwafer.

Mit dem NED-Balkenaktor als kraft-applizierende bewegliche Wand soll nun in den folgenden Abschnitten ein Modell der neuartigen Mikropumpe erarbeitet werden. Basierend auf den daraus gewonnenen Erkenntnissen werden im Anschluss Designentscheidungen für die Herstellung von Prototypen abgeleitet. Dabei wird auf die Hubvolumen- und Druckerzeugung in der Pumpkammer, das Ventildesign sowie der Einfluss der Bewegungsspalte der Aktoren und Ventile auf die Dynamik der Mikropumpe eingegangen.

Als grundlegende Modellannahme wird in der Entwicklung zu jedem Zeitpunkt von einem quasi-statischem Kräftegleichgewicht der Systemkomponenten ausgegangen. Dieses liegt vor, wenn die Vorgänge auf Zeitskalen oberhalb der größten charakteristischen Zeitkonstante des Systems ablaufen ($\Delta t > \tau$), sodass Trägheitseffekte vernachlässigt werden können. Zur Abschätzung der Zeitkonstanten kann die erste Resonanzfrequenz der Komponenten herangezogen werden ($f \propto \tau^{-1}$). Für einen einzelnen NED-Balkenaktor liegt diese bei $f_{res} = 79.02$ kHz (Tab. 5.3.2), was einen $\tau \approx 12$ μ s entspricht. Für die in den folgenden Abschnitten 5.4.3 entworfenen Klappenventile liegen die ersten Schwingungsmoden bei $f_{res,a} = 51.73$ kHz ($\tau \approx 19$ μ s) und $f_{res,e} = 54.14$ kHz ($\tau \approx 18$ μ s) für das Auslass- und Einlassventil.

Als Komponente mit der größten Zeitkonstante ist die Flüssigkeit in den Schläuchen des peripheren Systems anzusehen [Zen94b]. Zur Abschätzung wird hier die durch die Trägheit der Flüssigkeit in den Leitungen bestimmte Zeitkonstante nach Gl. (4.10) herangezogen. Für Novec7100 (Materialdaten Anhang Tab. A.4) und in der Charakterisierung (Kap. 7.3) verwendeten Schläuchen mit kreisförmigem Querschnittsprofil und einem Innendurchmesser $d_{ID} = 0.75$ mm, kann ein $\tau \approx 46$ ms bestimmt werden, was einer Frequenz von ca $f \propto 21$ Hz entspricht. Für transiente Vorgänge mit einer Zeitskala $\tau > 46$ ms kann somit ein quasi-statisches Kräftegleichgewicht des Systems angenommen werden. Die Flüssigkeit in der Struktur der Pumpe selbst

kann aufgrund der geringeren Abmessungen der Kanäle im Mikrometerbereich vernachlässigt werden.

Zunächst werden die grundlegenden Beziehungen für einen NED-Balkenaktor und eine Kammer (Basis-Einheit) aufgestellt und später der Effekt einer modularen Konfiguration nach Tabelle 5.1.1, diskutiert. Die dafür definierten Modularitätsparameter sind der Übersicht halber in Tabelle 5.4.1 zusammengefasst.

Tabelle 5.4.1: Zusammenfassung eingeführter modularer Parameter der NED-Pumpen.

Parameter	Bedeutung
N_{kam}	Anzahl der Kammern oder Basis-Pumpeinheiten
N_{hub}	Anzahl der Aktorblöcke pro Kammern / Basis-Einheit
N_{act}	Anzahl der pro Aktorblock parallel gestapelten NED-Balkenaktoren

Abbildung 5.4.1 zeigt das Design einer Pumpenkonfiguration mit $N_{act} = 4$, $N_{hub} = 4$ und $N_{kam} = 1$. In allen Designs sind die gegenüberliegenden Aktorblöcke um $\left(\frac{L_a}{2}\right)$ zu einander Versetzt positioniert (Abb. 5.1.3).

5.4.1 Hubvolumenerzeugung

Als Modellvereinfachung kann der beidseitig eingespannte Balkenaktor wieder als homogener Balken mit prismatischem Querschnitt (Abs. 5.3.1) approximiert werden. Jede der 4 NED-Zellen erzeugt im Betrieb das Biegemoment $M_m(U)$, welches als konstant über die Zelle angenommen werden kann (Kap. 2.2). Der S-Versatz ermöglicht im Betrieb eine transversale Verschiebung des Rotationspunktes ohne Auslenkungsverlust. Demzufolge kann die Balkenbiegung äquivalent unter Last zweier Biegemomente $M'(U)$ an den Stellen $\frac{1}{4}L_a$ und $\frac{3}{4}L_a$, dargestellt in Abb. 5.4.2, beschrieben werden. Die Biegelinie kann nach Lösung der Biegedifferentialgleichung Gl. (5.9) und mit den aus der Halbzellen-FEM-Simulation bestimmten Leistungsparametern (Tab. 5.3.2)) semi-analytisch berechnet werden.

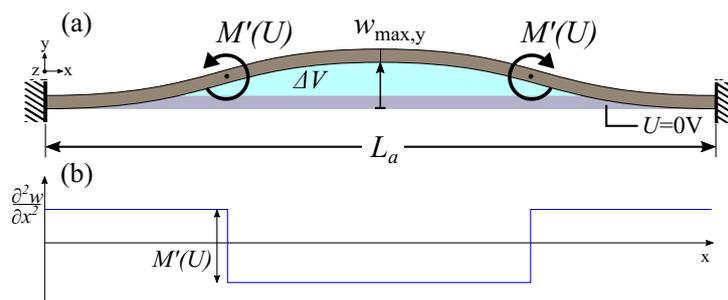


Abbildung 5.4.2: Approximation des NED-Balkenaktors als homogener beidseitig eingespannter Biegebalken mit rechteckigem Querschnitt. (2M-Balkenmodell) (a) Parameter am Balkenmodell. (b) Momentenverlauf über dem Balken.

$$w(x) = \begin{cases} \frac{1}{4} \frac{M'}{EI} x^2 & , \quad 0 \leq x \leq \frac{1}{4} L_a \\ -\frac{1}{4} \frac{M'}{EI} \left(x^2 + L_a x - \frac{1}{8} L_a^2 \right) & , \quad \frac{1}{4} L_a \leq x \leq \frac{3}{4} L_a \\ \frac{1}{4} \frac{M'}{EI} (x - L_a)^2 & , \quad \frac{3}{4} L_a \leq x \leq L_a \end{cases} \quad (5.19)$$

Die vollständige Herleitung von Gl. (5.19) ist im Anh. B aufgeführt. Die Form der Biegelinie wird auch als doppel-S förmig bezeichnet. An den S-Verbindungsstellen addieren sich die generierten mechanischen Momente der NED-Zellen. Für das gesamt wirkende Moment in Gl. (5.19) ist die Summe der Zellmomente zu verwenden (Abb. 5.4.2 (b)).

$$M' = 2M \quad (5.20)$$

Das Maximum der Auslenkung tritt nach Gl. (5.21) im zentralen Bereich $\left(\frac{1}{4} L_a \leq x \leq \frac{3}{4} L_a\right)$ auf und kann über die generierte Zellkrümmung (Gl. (5.12)) über Gl. (5.22) berechnet werden.

$$\frac{\partial w}{\partial x} \stackrel{!}{=} 0 \quad \rightarrow \quad x = \frac{L_a}{2} \quad (5.21)$$

$$w\left(\frac{L_a}{2}\right) = w_{\max,y} = \frac{1}{16} \frac{M}{EI} L_a^2 = \frac{1}{16} L_a^2 \kappa_{\text{NED}}(U) \quad (5.22)$$

Die steuerspannungsabhängige Auslenkung des Aktordesignpunktes ist in Abb. 5.3.9 (b) auf der rechten y -Achse dargestellt und erreicht bei $w_{\max,y}(U_{\text{IPI}}) = 4 \mu\text{m}$. Aufgrund der symmetrischen Biegelinie und der konstanten Ausdehnung des Aktors in z -Richtung (2.5D-Geometrie) lässt sich das generierte Hubvolumen ΔV_a durch doppelte Integration bestimmen.

$$\Delta V = \int_0^{L_a} \int_0^{h_a} w(x) \, dx dz \quad (5.23)$$

$$\Rightarrow \Delta V_a \stackrel{\text{Gl. (5.19)}}{=} \frac{L_a}{2} w_{\max,y} h_a \stackrel{\text{Gl. (5.22)}}{=} \frac{1}{32} h_a L_a^3 \kappa_{\text{NED}} \quad (5.24)$$

Dabei ist h_a die Höhe der Bauelementschicht und somit des Balkenaktors. Demnach hängt das maximale Hubvolumen direkt von h_a sowie der generierter Aktorkrümmung und überproportional zur Aktorlänge ab. Ein essentieller Unterschied gegenüber der aus der Chip-Ebene aktuierten Membran-Technologie ist, dass das generierte ΔV perspektivischen durch Anpassen der Bauelementschichtdicke erreicht werden kann, ohne die Grundlegende Fläche des Bauelements zu beeinflussen. Gleichung (5.24) kann zur Abschätzung des maximalen Hubvolumens im statischen bis quasi-statischen Betrieb und damit zur Designpunktbeurteilung genutzt werden.

Ein Vergleich der Biegelinien zwischen dem $2M$ -Modell (Gl. (5.19)) und der realen Struktur des NED-Balkenaktors¹⁰, zeigt eine Abweichung der Biegelinie und dementsprechend generiertes Hubvolumen von $\Delta V_{a,2M}(U_{\text{IPI}})/\Delta V_{a,\text{Dom}}(U_{\text{IPI}}) - 1 \approx -13\%$, dargestellt in Abb. 5.4.3 (a). Ein einzelner NED-Balkenaktor des Designpunktes aus Kapitel 5.3.3 erzeugt ein $\Delta V_a = 0.148 \text{ nl}$. Der Unterschied in der Biegelinie zum $2M$ -Modell, kann durch die Struktur der NED-Elektroden, speziell der oberen Elektrode und deren Eigenverbiegung unter Wirkung der elektrostatischen

¹⁰Das Simulations-Modell der real Geometrie ist in Abb. A.1 gezeigt.

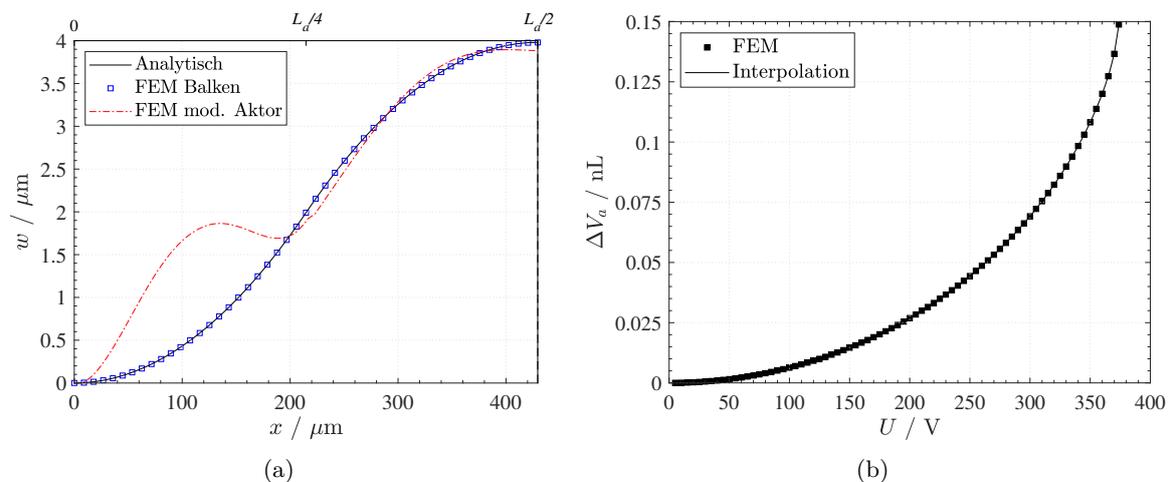


Abbildung 5.4.3: (a) Vergleich der Biegelinien. Balkenmodell mit Krümmung aus Halbzellen-FEM-Simulation und reale Aktorgeometrie bei U_{IPI} (Abb. A.1) bis $L_a/2$ (b). Generiertes Hubvolumen $\Delta V_a(U)$ der realen Aktorgeometrie für einen Balkenaktor.

Kraft begründet werden und erklärt den Bogen in Abb. 5.4.3 (a) der Biegelinie des modifizierten Aktors. In Abb. 5.4.3 (b) ist die Spannungsabhängigkeit der Hubvolumenkennlinie $\Delta V_a(U)$ dargestellt, welche für die Bestimmung der Pumpendynamik eine Rolle spielt.

Auf den Einfluss der des fluidischen Kurzschlusses (Abb. 5.1.3 (b)) auf das Hubvolumen und die Dynamik der Pumpe wird in Kapitel 5.4.5 eingegangen. Die Modellbildung wird zunächst ohne den Einfluss weitergeführt, um die grundlegenden Funktionsmechanismen zu erarbeiten.

5.4.2 Differenzdruckerzeugung

Im Vergleich zur Mikromembranpumpe lässt sich der NED-Balkenaktor wie eine in Scheiben geschnittene und über die Waferfläche verteilte Membran betrachten, welche Druckarbeit auf das Fluid ausübt. Beide Seiten der Membran sind dabei vom Fluid benetzt. Dementsprechend kommt es zu einem Differenzdruck Δp_a über dem Balkenaktor. Im Betrieb stellt sich durch die laterale Ausdehnung der Pumpe ein Druckgradient entlang des Balkenaktors ein. Für die folgende Entwicklung wird jedoch ein konstanter Druck über die Länge des Aktors angenommen.

Aufgrund der komplexen Elektrodenstruktur ist der Einfluss einer Druckdifferenz $\Delta p_a = p_1 - p_2$ auf den lateralen Pull-In (U_{IPI}) des Aktors nicht zu vernachlässigen und entscheidend für die Ausrichtung des NED-Balkenaktors in der Pumpe. Als Modellannahme soll gelten, dass jeweils die Hälfte der Druckdifferenz auf einer Seite des Aktors wirkt.

Gemäß Abbildung 5.4.4 (a) sind in Referenz zur Bewegungsrichtung bei angelegter Steuerspannung U (schwarzer Pfeil) wirkende Zugkräfte ($p_i < 0$) an der Oberseite und Druckkräfte ($p_i < 0$) an der Unterseite des Aktors als Unterdruck ($\Delta p_a < 0$) definiert. Umgekehrt wirken bei einem Überdruck ($\Delta p_a > 0$), Druckkräfte senkrecht zur Ober- und Zugkräfte auf die Unterseite des Aktors. Der Einfluss auf die laterale Pull-In Spannung ist in Abb. 5.4.4 (b) gezeigt. In der Untersuchung betrug die Steuerspannung $U = U_{\text{IPI,m}}$. Im Falle von Überdrücken kommt es praktisch direkt zum Eintreten des lateralen Pull-Ins und dessen Verschiebung hin zu geringeren Span-

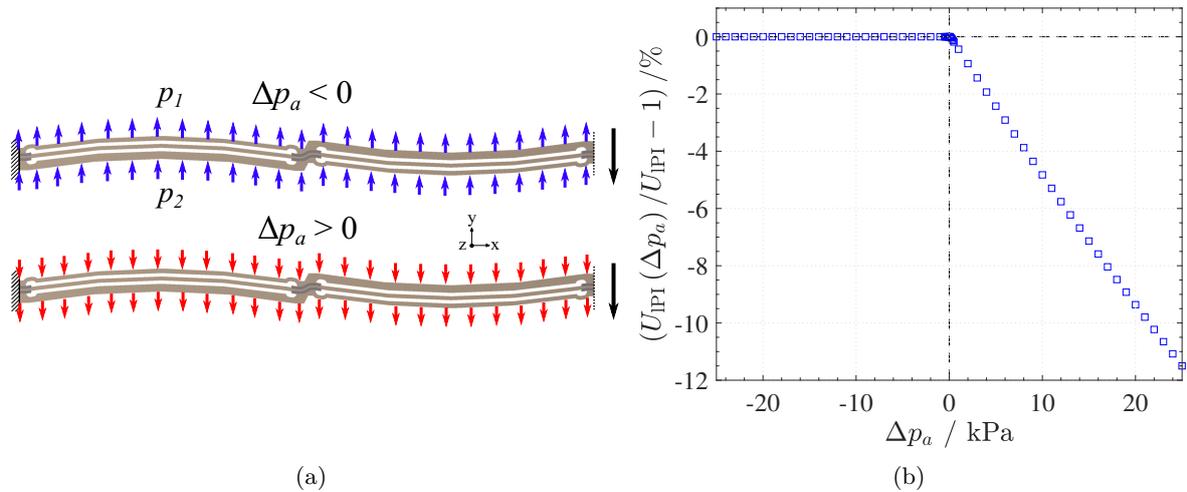


Abbildung 5.4.4: Einfluss von erzeugtem Differenzdruck auf Aktuationsverhalten des Balkenaktors. (a) Festgelegte Definition des Differenzdrucks (Δp_a) und resultierende Kraftwirkung am NED-Balkenaktor (Pfeil auf der rechten Seite zeigt Bewegungsrichtung unter U an). (b) Einfluss von Δp_a auf den $U_{\text{IPI,m}}$ des Aktordesignpunktes, bei fester Steuerpannung von $U = U_{\text{IPI,m}}$.

nungen. Unterdrücke bis $\Delta p_a < 25 \text{ kPa}$ haben demnach keinen Einfluss auf U_{IPI} . In den beiden Belastungsfällen wirken unterschiedliche mechanische Spannung zusätzlich zu Querkontraktionskräften erzeugt durch den NED-Effekt. Dies wird exemplarisch in einer Untersuchung für einen Über- sowie Unterdruck von jeweils $\Delta p_a = -20 \text{ kPa}$ und $\Delta p_a = 20 \text{ kPa}$ im Anhang B.5 diskutiert. Welches der durch die vier Elektrodenspalte aufgespannten elektromechanischen Systeme zuerst in den Pull-In geht ist für die Entwicklung nicht von Bedeutung und daher hier nicht explizit untersucht. Abb. 5.4.4 (b) liefert keine Information darüber ob die Pull-In Spannung für Unterdrücke steigt.

Aus den Erkenntnissen der Untersuchung wird die Saug-Phase als aktiver Hub implementiert. Hier findet mittels Unterdruck ($\Delta p_a < 0$) und hydrostatischem Druckunterschied $\Delta p = p_e - \Delta p_a$ zwischen Einlass und Kammer die Füllung dieser um $N_{\text{hub}} \Delta V_a$ statt. Die passive Pump-Phase hingegen hat mit einem Überdruck ($\Delta p_a > 0$) und $\Delta p = \Delta p_a - p_a$ bei abgeschalteter Spannung folglich keinen Einfluss auf die laterale Pull-In Instabilität des Balkenaktors. Beides Phasen des NED-Pumpzyklus, sind in Abb. 5.4.5 schematisch dargestellt.

Die durch den aktiven Hub minimal erzeugbare Differenzdruck $\Delta p_{a,\text{min}}$ lässt sich zunächst analog anhand des obigen $2M$ -Balkenmodells abschätzen (Abb. 5.4.2). Für die am Einlass- und Auslass der Pumpe anliegenden Drücke gelte zunächst $p_e = p_a = 0 \text{ kPa}$. Ohne anliegende Steuerpannung, d.h. $M'(U = 0 \text{ V}) = 0 \text{ Nm}$, sei der Aktor völlig entspannt. Beim Anlegen von $U \neq 0 \text{ V}$ wirkt innerhalb weniger μs das Biegemoment M' am Aktor, aufgrund der kurzen Zeitkonstanten des elektrostatischen Antriebs. Der Aktor ist jedoch an seiner Auslenkung gehindert durch die vollständig mit Flüssigkeit gefüllte Pumpkammer, welches als inkompressibel angenommen wird. Der so erzeugte Unterdruck $\Delta p_a < 0$ kompensiert die entlang des Balkenaktors generierten Kräfte. Als Lastfall entspricht dies im $2D$ -Balkenmodell (Abb. 5.4.2) einer gegen die Momente M' wirkenden konstanten Streckenlast q_0 . Für den hier betrachteten Fall von *reiner Biegung*

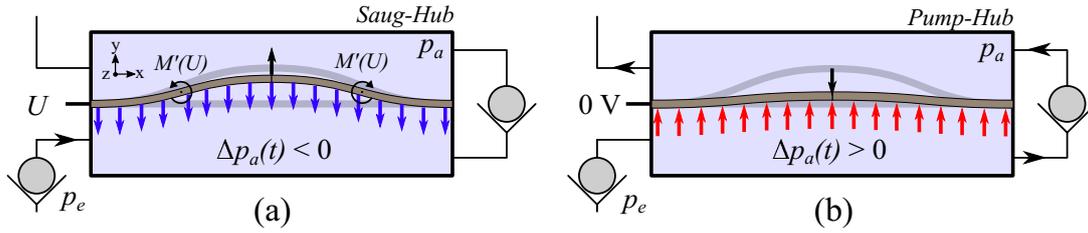


Abbildung 5.4.5: Kräftegleichgewicht und Druckerzeugung. (a) Die Saug-Phase ist als aktiver Hub und (b) die Pump-Phase als passiver Hub implementiert.

lässt sich $\Delta p_{a,\min}$ aus der Äquivalenz der Biegeenergien W_b [Voc63] beider Lastfälle bestimmen.

$$W_b(q_0) = W_b(M') \Rightarrow \text{mit } W_b = \frac{1}{2EI} \int_0^{L_a} \left(\frac{\partial^2 w(x)}{\partial x^2} \right)^2 dx \quad (5.25)$$

Für die Bestimmung von W_b ist die Kenntnis des Momentenverlaufs $M(x) \propto \left(\frac{\partial^2 w(x)}{\partial x^2} \right)$ nötig, Abb. 5.4.2 (b). Die Herleitung von $M(x)$ beider Lastfälle ist im Anh. B.4 ausgeführt.

$$\begin{aligned} &\Rightarrow \frac{q_0^2 L_a^5}{1440EI} = \frac{M'^2 L_a}{8EI} \\ &\Rightarrow \Delta p_{a,\min} \stackrel{\text{mit Gl. (5.20)}}{=} \sqrt{720} \frac{M}{h_a L_a^2} \end{aligned} \quad (5.26)$$

Zusammen mit der Streckenlast $q_0 = F/L = \Delta p_{a,\min} h_a$, lässt sich aus Gl. (5.26) ableiten, dass der aktiv erzeugbare Differenzdruck direkt vom generierten Moment der NED-Zelle abhängt. Aus den Relationen des generierten Moments (Gl. (5.8)) sowie der effektiven Aktorstefigkeit k_a (Gl. (5.3)) des Lastfalls, kann Gl. (5.26) auch in folgender Beziehung ausgedrückt werden $\Delta p_{a,\min} \propto \kappa k_a L_a / h_a$. Hier kommt das Verständnis und die Notwendigkeit des in Kapitel 5.3.2 entwickelten *S-Versatzes* zum Tragen. Rekapitulierend beruht dieser primär darauf, die Steifigkeit des beidseitig eingespannten Balkenaktors zu erhalten, ohne den Einsatz von Federelementen. Infolgedessen können zusammen mit der Krümmung entsprechend hohe Druckdifferenzen generiert werden.

Dabei ist anzumerken, dass eine Erhöhung von h_a keinen Einfluss auf Δp_a hat, da sich diesbezüglich die Elektrodenflächen des Aktors ebenfalls vergrößern und somit $M(h_a)$ um den gleichen Wert wächst. Für den Aktordesignpunkt (Tab. 5.3.2) ergibt sich mit $M = M_m(U_{\text{IP1}})$ ein $\Delta p_{a,\min} = -41.9$ kPa. Diese Druckdifferenz wird auch als Blockierdruck bezeichnet [Uhl18b], analog zur Blockierkraft von Biegeaktoren [Sch11], da hier die Auslenkung des Aktors blockiert ist ($\Delta V_a = 0$ nl).

Verglichen mit der FEM-Simulation des NED-Balkenaktors mit doppel-domartigen-Zellgeometrie ergibt sich für einen einzelnen Aktorbalken ein $\Delta p_{a,\min}(U_{\text{IP1}}) = -15.73$ kPa und damit eine um $\Delta \approx -62.5\%$ verringerte Druckdifferenz gegenüber dem Balkenmodell, dargestellt in Abb. 5.4.6 für $N_{act} = 1$, $U = U_{\text{IP1}}$. Im FEM-Modell wurde analog zu Abb. 5.4.4 (a) der halbe NED-Balkenaktor unter Applikation von Δp_a modelliert. Der Differenzdruck wurde solange erhöht, bis sich aus der Biegelinie nach Gl. (5.23) ein $\Delta V_a = 0$ nl ergibt.

Der Unterschied zwischen semi-analytischem Balkenmodell und FEM-Simulation wird auf die Modellannahme eines prismatischen Balkens gegenüber der realen NED-Aktor Geometrie mit komplexer drei-Elektrodenstruktur zurückgeführt. In den NED-Zellen ist mit einer zusätzlichen Eigenverbiegung der Elektroden zu rechnen, welche einen Teil des Drucks kompensieren. Gleichung (5.26) dient somit zum Verständnis der mechanischen Vorgänge und kann ferner zur Abschätzung der Größenordnung sowie zur Designpunktbewertung des Blockierdruckes genutzt werden.

Druck-Hubvolumen Kennlinien

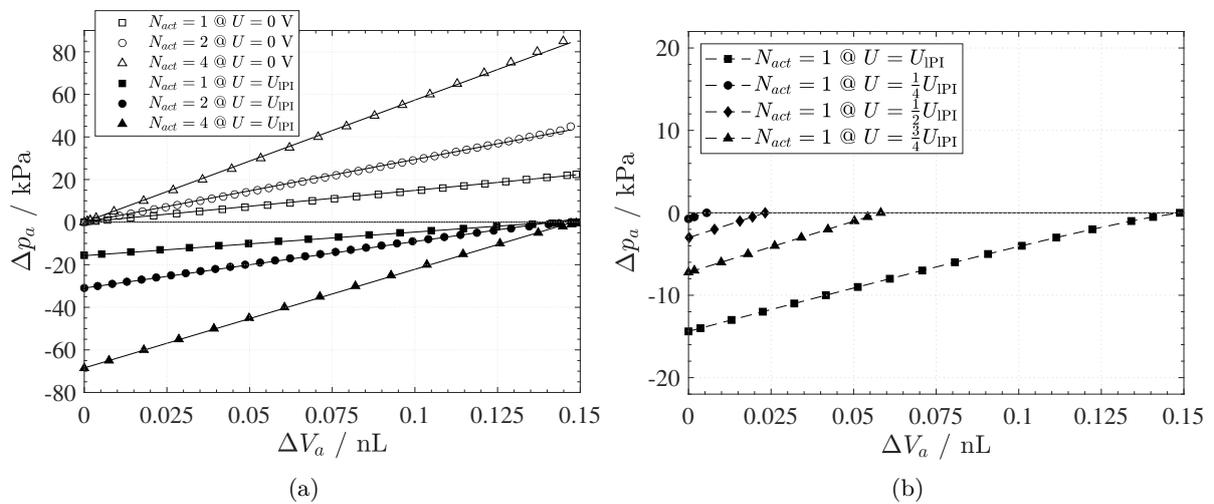


Abbildung 5.4.6: (a) Druck-Hubvolumen Kennlinien für eine verschiedene Anzahl parallel geschalteter NED-Aktoren. Durchgezogene Linien sind lineare Anpassungen. (b) Kennlinien für $N_{act} = 1$ bei verschiedenen Steuerspannungen.

Durch das elastische Biegeverhalten des NED-Balkenaktors ist der Pumpkammerdruck oder entsprechend die Druckdifferenz über dem NED-Aktor abhängig vom generierten Hubvolumen. Dies ist analog zu Mikromembranpumpen und der Hauptunterschied zu makroskopischen Verdrängerpumpen (Kap. 2.1.1). Die Bestimmung der charakteristischen Druck-Hubvolumen Kennlinien erfolgte nach dem obigen Vorgehen per halbem NED-Balkenaktormodell. Das resultierende Hubvolumen wurde dabei einmal bei fester Steuerspannung $U = U_{\text{IPI}}$ für die Saug-Phase und $U = 0 \text{ V}$ für die Pump-Phase unter Variation des applizierten Differenzdrucks bestimmt. Für eine Anzahl von $N_{act} = 1, 2, 4$ parallelgeschalteter NED-Aktoren sind die Kennlinien in Abb. 5.4.6 dargestellt. Im FEM-Modell wurden dabei bis zu vier parallele Aktoren in der Geometrie modelliert.

Der Kennlinienverlauf ist weitgehend linear, was charakteristisch für Biegeaktoren ist [Sch11]. Damit unterscheidet er sich deutlich von den nichtlinearen Kennlinien von elektrostatischen Mikromembranpumpen, bei denen die Membrankonfiguration (Abb. 2.1.2) über den Pull-In hinaus betrieben wird [Zen94b]. Zur Verdeutlichung und Bestimmung der späteren im Fluidmodell benutzen Volumenkapazität ($\frac{dV_a(U)}{d\Delta p_a}$) des Aktors sind die FEM-Daten in Abb. 5.4.6 (a) durch eine lineare Anpassung genähert. Wie im modularen Konzept (Tab. 5.1.1) erläutert, lässt sich

durch parallele Hintereinanderschaltung von NED-Aktoren $\Delta p_{a,\min}$ proportional zur Aktoran-
zahl N_{act} erhöhen. Die Aktoren sind dabei in der Balkenmitte starr miteinander verbunden. Aus
elektromechanischer Sicht ist somit eine alternative Methode gegeben, um bei festem U den Dif-
ferenzdruck der Pumpe entsprechend im Design auszulegen. Es lässt sich jedoch ein Unterschied
der generierbaren Druckdifferenzen zwischen passivem und aktivem Hub des NED-Balkenaktors
finden. Im passiven Hub ($U = 0 \text{ V}$) werden bei gleichen Hubvolumina leicht höhere Differenzdru-
cke erzeugt. Der Unterschied wird auf die Eigenverbiegung der Elektroden für die umgekehrten
Belastungsfälle von Über- und Unterdruck zurückgeführt, speziell auf die beim NED-Effekt
 $U \neq 0 \text{ V}$ zusätzlich wirkenden internen mechanischen Spannungen in den Elektroden.

Abbildung 5.4.6 (a) stellt darüber hinaus den charakteristischen Kreisprozess des bei me-
chanisch oszillierenden Verdrängermikropumpen ablaufenden Zwei-Takt Zyklus dar [Zen94b],
[Sch11]. Entlang der Kennlinien herrscht das Kräftegleichgewicht am NED-Aktor. Durch die
sehr kurzen Zeitkonstanten des elektrostatischen Antriebs, wechselt das System beim Übergang
von passivem zu aktivem Hub ($U = 0 \text{ V} \rightarrow U = U_{\text{IP1}}$) sowie umgekehrt direkt den neuen
Gleichgewichtszustand. In Abb. 5.4.6 entspricht dies einem vertikalen Kennlinienwechsel. Die
im aktiven Hub ($U = U_{\text{IP1}}$) dem Aktor zugeführte elektrische Energie wird sukzessiv in me-
chanische Energie umgewandelt. Somit kann bei zunehmendem Hubvolumen immer weniger
Differenzdruck vom Aktor erzeugt werden, bis die maximale Auslenkung, respektive $\Delta V_{a,\max}$
erreicht ist. Durch das Abschalten der Steuerspannung (Kennlinie $U = 0 \text{ V}$), wird infolgedessen
die gespeicherte mechanische Energie über die wirkenden Rückstellkräfte des NED-Aktors als
Druckarbeit an das Fluid übertragen.

Es sei angemerkt, dass es durch Δp_a zu einem Volumenfluss über die Spalte (Abb. 5.1.3 (b))
kommt, welcher nach Gl. (4.9) abhängig vom hydraulischen Widerstand ist. Eine entsprechende
Abschätzung folgt in Kapitel 5.4.5. Bei paralleler Aktorkonfiguration existiert jedoch eine Anzahl
von N_{act} in Reihe geschalteter hydraulischer Widerstände, über denen jeweils $\frac{1}{N_{act}} \Delta p_{a,\min}$ abfällt.
Daher kommt es für $N_{act} > 1$ zu keiner größeren Druckdifferenz über den einzelnen Aktoren als
für $N_{act} = 1$ und dementsprechend zu keiner Beeinträchtigung des lateralen Pull-Ins.

Abbildung 5.4.6 (b) zeigt weiterführend die aktiven Kennlinien für den Fall $N_{act} = 1$ bei ver-
schiedenen Steuerspannungen. Durch die überproportionale Zunahme von $\Delta p_{a,\min}$ wird die qua-
dratische Abhängigkeit der elektrostatischen Kräfte deutlich. Um Differenzdruckspitzen $|\Delta p_a|$
möglichst nahe an den maximal bzw. minimal generierbaren Differenzdrücken des Aktors zu
erzeugen, ist es daher sinnvoll, als alternierende Steuerspannung eine Rechteck-Signalform zu
wählen, welche das System zwischen den Kennlinien wechseln lässt. Bei einem harmonischen
Signal baut sich Δp_a erst mit zunehmendem ΔV_a auf, wodurch das Erreichen von $\Delta p_{a,\min}$,
respektive $\Delta p_{a,\max}$ nicht möglich ist. Ein verringerter adressierbarer Gegendruck und eine ver-
ringerte Flussrate sind die Folge.

Die Zusammenfassung der fluidischen Leistungsparameter des NED-Balkenaktors ist in Ta-
belle 5.5.1 gegeben.

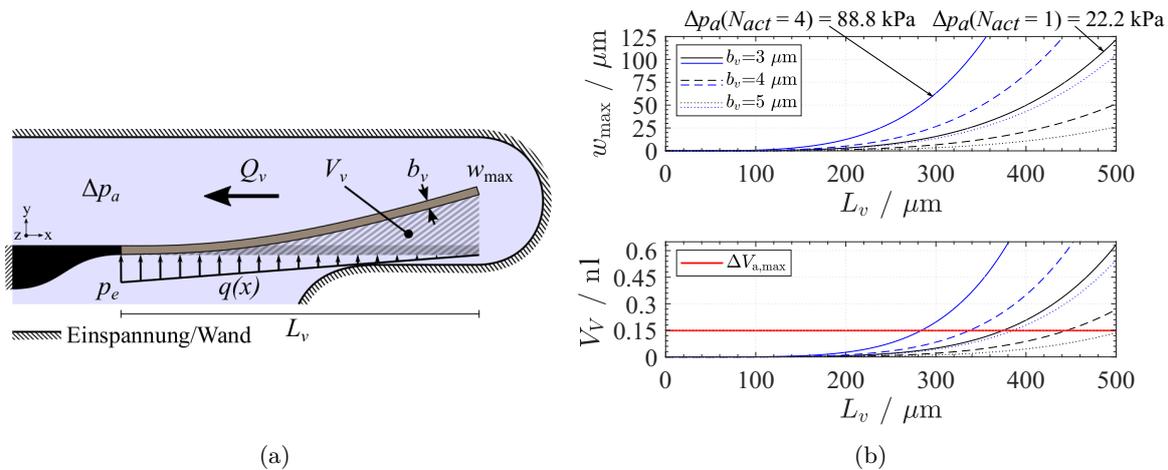


Abbildung 5.4.7: (a) Modell des Klappenventils zur Abschätzung der Ventilverdrängung V_v und maximalen Auslenkung w_{\max} . Annahme einer linear veränderlichen Streckenlast $q(x)$ erzeugt durch Druckdifferenz $\Delta p = p_e - \Delta p_a$ (b) Abschätzung zur Parameterwahl. (oben) maximale Auslenkung, (unten) Ventilverdrängung.

5.4.3 Passive Klappenventile

Im Vergleich zu dynamischen Ventilen weisen passive Ventile mit mechanischen Komponenten meist einen geringeren Leckfluss in Schließrichtung sowie eine höhere Fähigkeit der Flussgleichrichtung auf [Ste93], [Ger95]. Kenngrößen von mechanischen Mikroventilen sind ihre Durchflusscharakteristik und die mit der Auslenkung der Ventilklappe verbundene Ventilverdrängung [Zen94b]. Für die Realisierung der Ventile in der lateralen Mikropumpe wurde auf „in der Ebene“ operierende passive Klappenventile gesetzt, aufgrund ihrer Kompaktheit im Design und einfachen Herstellung zusammen mit den NED-Aktoren (Kap. 6).

Abbildung 5.4.7 (a) zeigt die konzeptionelle Darstellung der Ventile sowie die verbundenen Designparameter. Die Öffnung der Ventile erfolgt über die resultierende Kraft der hydraulischen Druckunterschiede $\Delta p = p_e - \Delta p_a$, $\Delta p = \Delta p_a - p_a$ auf den Ventilkörper entsprechend für das Einlass- und Auslassventil. Nach Gl. (4.9) stellt sich ein Volumenfluss proportional zur Druckdifferenz ($Q_v \propto \Delta p$) durch das Ventil ein. Idealerweise, wird beim Design passiver Ventile eine geringe Druckdifferenz zur Öffnung des Ventils mit folglich hohem Volumendurchfluss angestrebt. Im Falle des Klappenventils kann dies z.B. durch eine Erhöhung der Länge L_v oder Verringerung der Breite b_v erreicht werden. Allerdings erhöht sich dabei der benötigte Platz als auch die Ventilverdrängung V_v (Ventiltotvolumen). Die damit verbundene elastische Volumenauslenkung ($\frac{dV_v}{d\Delta p}$) stellt eine hydraulische Kapazität dar und beeinflusst folglich die Dynamik der Pumpe [Zen94b]. Bei Umkehr der Druckdifferenz kann es zu einem Rückfluss von V_v in die Pumpkammer oder den Einlass kommen. Des Weiteren erhöht sich, durch das hier gewählte Design das Totvolumen der Pumpkammer V_0 , bei zunehmenden Ventilabmessungen.

Über die Biegelinie $w(x)$ des beschriebenen Lastfalls [Gro14] lassen sich die maximale Auslenkung w_{\max} sowie die Ventilverdrängung grob abschätzen, um damit einen Designpunkt festzulegen. Hierfür wird wieder ein $p_e = p_a = 0 \text{ kPa}$ angenommen, sodass $\Delta p = |\Delta p_a|$ durch die Druckspitzen des NED-Aktors erzeugt wird. Als Lastfall wird aufgrund des sich einstel-

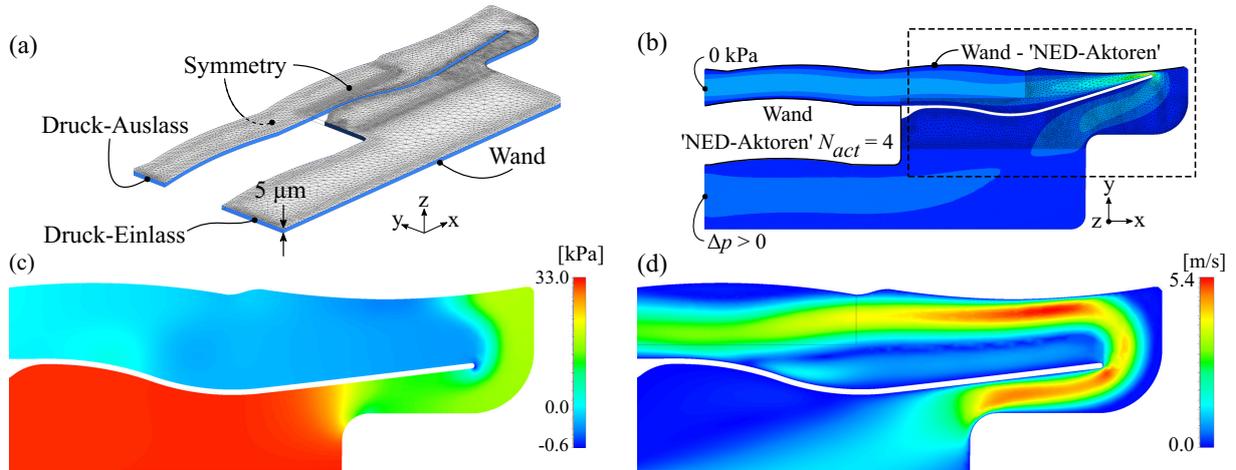


Abbildung 5.4.8: (a) Schrägansicht des 2.5D FSI-Modells des Einlassventils mit definierten Randbedingungen. (b) Draufsicht 2.5D FSI-Modell. Die geschwungenen Wände entstammen der Form der NED-Balkenaktoren aus dem Layout (Kap. 6.3). (c) Relativdruckverteilung (Modell-Ausschnitt), Ventilauslenkung für $\Delta p = 33$ kPa. (d) Flussgeschwindigkeit v (Modell-Ausschnitt) für $\Delta p = 33$ kPa.

lenden Druckgradienten entlang des geöffneten Ventils eine linear veränderliche Streckenlast $q(x) = q_0 \left(1 - \frac{x}{L_v}\right)$, mit $q_0 = |\Delta p_a| h$, auf den einseitig eingespannten Ventilkörper angenommen (Abb. 5.4.7 (a)). Die maximale Auslenkung für diesen Lastfall, ergibt sich nach [Gro14] zu:

$$w_{\max}(L_v, b_v) = \frac{1}{30} \frac{q_0 L_v^4}{E_x I_z} \stackrel{\text{Gl. (5.4)}}{=} \frac{2}{5} \frac{|\Delta p_{a, \max}| L_v^4}{E_x b_v^3}. \quad (5.27)$$

Für die Abschätzung wurde $|\Delta p_{a, \max}(U = 0 \text{ V})|$ als Druckspitze angenommen, da diese leicht über den Werten der aktiven Saug-Phase liegt und somit den Extremfall darstellt. Die Ventilverdrängung V_v kann über die Integration der Biegelinie (Gl. (5.23)) analog bestimmt werden und ergibt sich nach Umformen zu Gl. (5.28). Beide Leistungsgrößen sind in Abb. 5.4.7 (b) für verschiedene Parameter dargestellt.

$$V_v \stackrel{\text{Gl. (5.27)}}{=} \frac{5}{36} w_{\max} L_v h_a \quad (5.28)$$

Zur Auffindung eines Designpunktes wurde angestrebt, die Ventilverdrängung ($V_v < \Delta V_{a, \max}$) kleiner als das maximale Hubvolumen eines einzelnen NED-Aktors zu halten. Als Designparameter wurden demnach ein $L_v = 315 \mu\text{m}$ und $b_v = 4 \mu\text{m}$ bestimmt.

Für ein $|\Delta p_{a, \max}(N_{act} = 1)| = 22.2$ kPa ist $w_{\max} = 12.5 \mu\text{m}$ ein und bei $|\Delta p_{a, \max}(N_{act} = 4)| = 88.8$ kPa ein $w_{\max} = 33.6 \mu\text{m}$ zu erwarten. Bei diesen Auslenkungen und Ventillängen kann die Pumpkammer in lateraler Ausdehnung ebenfalls kompakt gehalten werden.

Kennlinien der Ventile

Für eine akkurate Abschätzung der Ventil-Durchflusskennlinien ist es notwendig, die genaue Druckverteilung über dem Ventilkörper zu kennen [Ulr96]. Daher erfolgt die Bestimmung der

Kennlinien entsprechend per Zwei-Wege Fluid Struktur Interaktion Simulation (FSI) [Chi17] in ANSYS Workbench. Hierfür wird ein Ausschnitt aus dem Layout der Pumpe (Kap. 6.3) als 2.5D Geometrie modelliert, da eine vollständige 3D Simulation enorm rechen-, zeitintensiv sowie anfälliger für numerische Fehler ist. Die Modellgeometrie des Einlassventils mit gesetzten Randbedingungen ist in Abb. 5.4.8 (a) & (b) dargestellt. In der statischen Simulation wird durch Definition einer Druckdifferenz über dem Ventil, ein „Druck-getriebener“ Fluss erzeugt (Gl. 4.9) und die sich die durch das Ventil einstellende Flussrate Q_v ausgelesen. Insgesamt wird aus der 77 μm hohen Bauteilgeometrie (Abs. 5.3, inkl. Spalte) ein 5 μm hoher Streifen modelliert, was einen guten Kompromiss für Aspektverhältnisse ≈ 1 und damit eine hohe Qualität der Volumenelemente sowie der Rechenzeit darstellt. Anschließend werden die Daten auf 77 μm skaliert. Horizontale Flächen sind dabei als symmetrische Randbedingung ($\mathbf{v}(\text{Sym.}) \neq 0 \text{ m/s}$) und vertikale Flächen als Wände, mit „no-slip“-Bedingung ($\mathbf{v}(\text{Wand}) = 0 \text{ m/s}$) definiert [ANS19]. Die Stirnflächen sind entsprechen als Druckeinlass und Druckauslass definiert. Letzterer wird auf $p = 0 \text{ kPa}$ Relativdruck gesetzt. Am Druckeinlass werden die Überdrücke mit $\Delta p > 0 \text{ kPa}$ beaufschlagt. Analoge Ergebnisse können mit einem Unterdruck $\Delta p_a < 0 \text{ kPa}$ am Druckauslass und $p = 0 \text{ kPa}$ am Druckeinlass erzielt werden. Der Einfluss der Bewegungspalte wurde in der Simulation vernachlässigt. Eine Übersicht der gesetzten Gleichungslöser-Einstellungen ist in Tab. A.2 im Anhang zusammengefasst.

Für das Einlassventil wurde ein leicht geschwungenes Design implementiert, um diesem mehr Raum für dessen Auslenkung zu geben. Das Auslassventil ist analog zu Abb. 5.4.7 implementiert. Die Relativdruck- und Geschwindigkeitsverteilung aus der Simulation für einen Beispielwert von $\Delta p = 33 \text{ kPa}$ sind Abb. 5.4.8 (d), (d) gezeigt. Durch die Bewegung des Ventilkörpers weg vom Ventilsitz vergrößert sich der rechteckige Kanalquerschnitt, was zur Verkleinerung des hydraulischen Widerstands und folglich zur Erhöhung der Flussrate durch das Ventil führt ($Q_v = \Delta p / R_{\text{hyd}}$, Gl. 4.9). Durch die geringen Kanalabmessungen stellt dieser den größten Widerstand im Flussnetzwerk dar, weshalb der Großteil des Drucks über diesem abfällt, was speziell im Bereich des Ventilkörpers und dem Ventilsitz deutlich wird. Aufgrund von lokal erhöhten Fließgeschwindigkeiten kommt es ebenfalls zu negativen Relativdrücken, wie z.B. an der Ventilspitze, was sich im allgemeinen durch das Bernoulli-Prinzip statischer Strömungen erklären lässt [Fox11].

Im Geschwindigkeitsfeld ergibt sich ein entsprechendes Profil über dem jeweiligen Kanalquerschnitt (Gl. 4.8). Bei einer möglichen Peak-Flussrate von $Q_v(\Delta p = 60 \text{ kPa}) \approx 500 \mu\text{l/min}$ (Abb. 5.4.9 (a)), ergeben sich für die hier diskutierten Abmessungen im Mittel Strömungsgeschwindigkeiten von bis zu $|\bar{\mathbf{v}}| = 2.2 \text{ m/s}$. Zusammen mit einer charakteristischen Kanalbreite von $L_0 = 50 \mu\text{m}$ lässt sich demnach eine maximale Reynoldszahl von $Re \approx 290$ bestimmen, was durchaus einer laminaren Strömung in der Pumpe entspricht.

In der modellierten 2.5D Geometrie fehlen aufgrund der definierten Symmetrieflächen die viskosen Reibungskräfte. Aus der Simulation ergeben sich daher leicht höhere Flussraten als in der Realität mit rechteckigem Kanalquerschnitt und Flussrate Q_{\square} durch diesen. Der Simulationsfall, lässt sich dabei mit einem Querschnitt zweier unendlich ausgedehnter Platten vergleichen

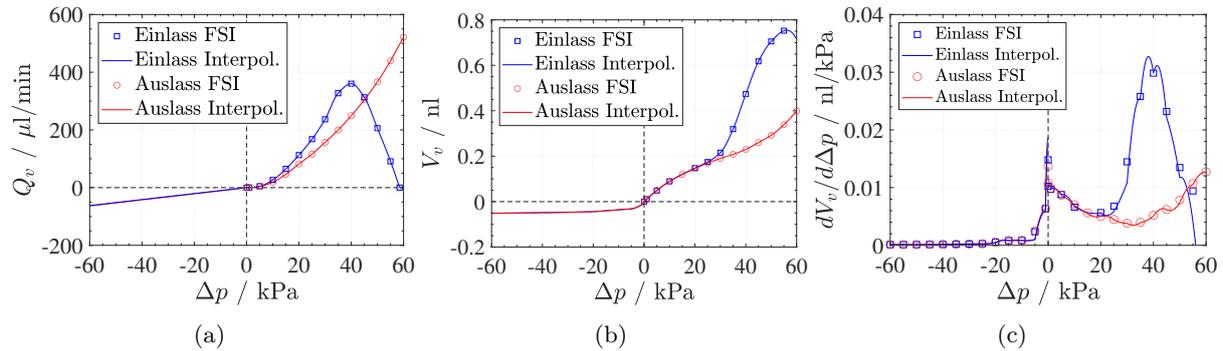


Abbildung 5.4.9: Aktor- und Ventilkennlinien (a) Ventil-Durchflusskennlinien. $\Delta p > 0$ Daten aus 2.5D FSI-Simulation und $\Delta p < 0$ analytisch berechnet. (b) Ventilverdrängung je Δp aus FSI. (c) Änderung der Ventilverdrängung (aus (b) interpolierten Daten).

(Tab. 4.1.1) mit entsprechender Flussrate Q_{\parallel} . Durch das Verhältnis der hydraulischen Widerstände beider Fälle können die Simulationsdaten mit $Q_{\square} = \frac{R_{\parallel}}{R_{\square}} Q_{\parallel}$ korrigiert werden. Für eine Kanalbreite- zu Kanalhöhe-Verhältnis von $w/h = 47 \mu\text{m}/77 \mu\text{m}$, wie es z.B. in der Pumpkammer existiert, folgt ein $Q_{\square} \approx 0.616 Q_{\parallel}$. Die korrigierten druckabhängigen Durchflusskennlinien für das Ein- und Auslassventil sind in Abb. 5.4.9 (a) gezeigt.

Die Form der Kennlinien, lässt sich durch die nichtlineare Abhängigkeit des hydraulischen Widerstands zum Kanalquerschnitt begründen (Tab. 4.1.1). Am Einlassventil tritt ab $\Delta p > 40$ kPa eine Verringerung des Durchflusses auf. Hier beginnt sich der Strömungskanal zwischen dem Ventilkörper und der gegenüberliegenden Wand zu verkleinern, bis das Ventil $\Delta p > 58$ kPa schließt und damit den weiteren Durchfluss blockiert. Dieser Fall ist in Abb. 5.4.8 (b) zu sehen. Für $\Delta p < 0$ kPa schließen die Ventile. Die zugehörigen Flussraten wurden nach Gl. (4.9) analytisch bestimmt, da im geschlossenen Zustand der Druck nur über den Leckspalten ober- und unterhalb des Ventilkörpers abfällt und einen entsprechenden Leckfluss erzeugt. Die elastische Volumenverdrängung $\left(\frac{dV_v}{d\Delta p}\right)$ der Ventile ist in Abb. 5.4.9 (c) und die Änderung dieser in Abb. 5.4.9 (d) gezeigt. Aus dem Verlauf der Ventilverdrängung ist zu erkennen, dass sich beide Ventilkörper nahezu äquivalent bis ca. $\Delta p \approx 30$ kPa verhalten. Darüber hinaus, kommt es zum angesprochenen Ansnappen des Einlassventils an die obere Wand.

Die erste Schwingungsmode beider Ventilkörper liegt bei $f_{\text{res,a}} = 51.73$ kHz und $f_{\text{res,e}} = 54.14$ kHz für das Auslass- und Einlassventil, bestimmt mittels Modalanalyse in ANSYS. Die charakteristischen Daten der Ventile sind zur Übersicht nochmal in Tab. 5.5.1 zusammengefasst.

5.4.4 Pumpendynamik

Durch die Funktionsweise der NED-Pumpen als mechanisch oszillierende Verdrängermikropumpen, lässt sich die Pumpendynamik über ein numerisches Modell analog zu Mikromembranpumpen beschreiben. Hierfür wird ein von Zengerle *et. al.* eingeführtes Modell verwendet, welches die Mikropumpe in ihre Funktionselemente wie Ventile und Aktor unterteilt [Zen94a], [Zen94b]. Deren Eigenschaften können entweder in Spezialfällen analytisch abgeschätzt oder wie in den vorangegangenen Abschnitten per Simulation bestimmt werden. Anschließend wird ein System

von Differentialgleichungen ermittelt, welches das Verhalten der Mikropumpe bestimmt und zur Integration aller Elemente verwendet. Das Verhalten der Funktionselemente wird dabei durch deren charakteristischen Kennlinien beschrieben.

Das Modell basiert dabei auf folgenden Annahmen:

- Der Effekt von Trägheitskräften wird vernachlässigt.
 \Rightarrow Prozesse laufen auf Zeitskalen $\Delta t > \tau_{fl}$ als der größten Zeitkonstante des Systems ab.
 \Rightarrow Eingabeparameter und Kennlinien sind im statischem Kräftegleichgewicht bestimmt.
- Die Druckverteilung innerhalb der Pumpkammer ist räumlich konstant.
- Das Fördermedium ist inkompressibel ($\varrho = \text{konstant}$).
- Das periphere Fluidsystem wird in dem Modell nicht mitbetrachtet.
- Die hydrostatischen Drücke p_e und p_a sind zeitlich konstant.

Wie bereits am Anfang des Kapitels beschrieben, ist für die Annahme eines quasi-statischen Kräftegleichgewichtes der Systemkomponenten die Kenntnis über größte Zeitkonstante des Systems entscheidend. Diese ist mit Abstand der Flüssigkeit in den externen Leitungen zuzuordnen. Hier wurde eine Grenzfrequenz bis $f_c \approx 21$ Hz nach Gl. (4.11) abgeschätzt. Die Trägheit der übrigen Systemkomponenten ist demgegenüber vernachlässigbar. Die Abschätzung kann als eine Art untere Grenzfrequenz betrachtet werden. In einer Zwischenstufe entscheiden unter anderem auch die Dämpfung der Flüssigkeitsströmung durch die Ventile das dynamische Verhalten [Zen94b].

Als Basis dient die Kontinuitätsgleichung Gl. (4.5). Aus dieser lässt sich ableiten, dass die zeitliche Änderung der Fluidmasse m in der Pumpkammer nur über die statischen Fluidströmungen $Q_{ev}(p_e, \Delta p_a)$, $Q_{av}(p_a, \Delta p_a)$ durch die passiven Klappenventile am Einlass, respektive Auslass geändert werden kann.

$$\frac{dm}{dt} = \varrho \left[Q_{ev}(p_e - \Delta p_a(t)) - Q_{av}(\Delta p_a(t) - p_a) \right] \quad (5.29)$$

ϱ ist dabei die Dichte des Mediums. Gleichung (5.29) kann für die Betrachtung von kompressiblen Medien $\varrho(p, t)$ sowie inkompressiblen Medien ($\varrho = \text{konstant}$) herangezogen werden. In der folgenden Ausarbeitung wird lediglich der Fall von inkompressiblen Fluiden betrachtet. Zusätzlich wird zur Vereinfachung der Eingangsdruck auf $p_e = 0$ kPa gesetzt. Somit ergibt sich für die Gesamtdruckdifferenz über der Pumpe folgender Ausdruck $p_a - p_e = \Delta p_b$. Δp_b ist dementsprechend der Gegendruck gegen den die Pumpe an arbeitet. Über einige Zwischenschritte lässt sich aus Gl. (5.29) nun die zeitliche Änderung des Differenzdrucks Δp_a , welcher dem Kammerdruck entspricht, ableiten. Eine kurze Erläuterung ist im Anhang A.1 gegeben, sowie eine ausführliche Herleitung in [Zen94b].

$$\frac{d\Delta p_a}{dt} = \frac{Q_{ev}(-\Delta p_a) - Q_{av}(\Delta p_a - \Delta p_b) - N_{hub} \left(\frac{\partial \Delta V_a}{\partial U} \Big|_{\Delta p_a, N_{hub}=1} \right) \frac{dU}{dt}}{\frac{1}{N_{act}} \left(\frac{\partial \Delta V_a}{\partial \Delta p_a} \Big|_{U, N_{act}=1} \right) - \frac{dV_{ev}(-\Delta p_a)}{d\Delta p_a} + \frac{dV_{av}(\Delta p_a, \Delta p_b)}{d\Delta p_a} - \frac{dV_{Gas}}{d\Delta p_a} + \frac{dV_0}{d\Delta p_a}} \quad (5.30)$$

Gleichung (5.30) ist die grundlegende Differentialgleichung zur Beschreibung der Pumpendy-

namik oszillierender Verdränger-Mikropumpen. Im Zähler stehen die Flussraten durch die Ventile sowie die Flussrate erzeugt durch das spannungsabhängige Hubvolumen des Aktor. Im Nenner hingegen sind die elastischen Volumenauslenkungen der beteiligten Komponenten zusammengefasst, welche fluidische Kapazitäten darstellen [Bru11]. Der Term $\left(\frac{1}{N_{act}} \frac{\partial \Delta V_a}{\partial \Delta p_a} \Big|_{U, N_{act}=1}\right)$ ist der reziproke Wert des Anstiegs der Differenzdruck-Hubvolumen Kennlinie (Abb. 5.4.6 (a)). Die Terme $\left(\frac{dV_{ev}(-\Delta p_a)}{d\Delta p_a}\right)$, $\left(\frac{dV_{av}(\Delta p_a, \Delta p_b)}{d\Delta p_a}\right)$ sind die Änderungen der Ventilverdrängungen beider Ventile (Abb. 5.4.9). Im allgemeinen Fall können auch die Einflüsse von Gaseinschlüssen $\left(\frac{dV_{Gas}}{d\Delta p_a}\right)$ in der Pumpkammer, sowie Elastizität des mit dem Totvolumen V_0 gefüllten Pumpgehäuses $\left(\frac{dV_0}{d\Delta p_a}\right)$ mit berücksichtigt werden.

Aus den Proportionalitäten innerhalb der Gleichung lassen sich bereits qualitative Merkmale der Pumpendynamik ablesen. Der Absolutbetrag der Differenzdruckänderung ist ein Maß für die Betriebsfrequenzen der Mikropumpe. Höhere Betriebsfrequenzen sind demnach durch hohe Ventildurchflussraten zu erwarten. Konsequenterweise wird die Dynamik durch die elastischen Volumenverformungen von Aktor, Ventilen, Gaseinschlüssen sowie des Pumpengehäuses verlangsamt [Zen94a].

In Gl. (5.30) sind bereits die Modularitätsparameter N_{act} und N_{hub} der NED-Mikropumpe berücksichtigt, mit denen sich der entsprechende Differenzdruck und das generierte Hubvolumen ausgehend von jeweils einem NED-Aktor skalieren lässt. Dementsprechend führt sowohl eine parallele Stapelung von NED-Aktoren $N_{act} > 1$ als auch ein durch $N_{hub} > 1$ vergrößertes Hubvolumen, zu einer größeren Änderung der Druckdifferenz und damit zu höheren Betriebsfrequenzen. Im folgenden ist $N_{hub} = 4$.

Aufgrund der Abhängigkeit der Komponenten von nichtlinearen Kennlinien ist Gl. (5.30) nur in bestimmten Sonderfällen analytisch lösbar [Ngu04]. In dieser Arbeit erfolgt die Lösung mit dem Differentialgleichungslöser ODE15S numerisch in Matlab [Sha97].

Als Steuersignalfunktion dient, wie bereits erörtert, ein Rechtecksignal. Angelehnt an die Charakterisierung (Kap. 7.3) wird eine modifizierte Form mit geringerer Flankensteilheit, beschrieben durch Gl. (5.31) verwendet.

$$U(t, f) = \frac{U_{\max}}{2} \left(1 + \frac{1}{\arctan\left(\frac{1}{\delta}\right)} \arctan\left(\frac{\sin(2\pi ft)^2}{\delta}\right) \right) \quad (5.31)$$

Dabei kontrolliert der Parameter δ die Rundung der Signalform und wird fortfolgend auf einen Wert $\delta = 0.05$ gesetzt. Das Steuersignal sowie dessen zeitliche Änderung $\left(\frac{dU}{dt}\right)$ sind für $U_{\max} = U_{\text{IPI}}$ und $f = 20$ Hz in Abb. 5.4.10 (a) gezeigt.

Zusammen mit der Aktor- und Ventildurchflusskennlinie für eine Pumpenkonfiguration von $(N_{act} = 1, N_{hub} = 4)$ ist die resultierende Pumpendynamik exemplarisch für 3 Fälle in Abb. 5.4.10 (b-d) gegenübergestellt. Zum einen ist hier die Dynamik einer „ideale“-Pumpe, bei der sämtliche elastischen Volumenauslenkungen bis auf die der Aktoren $\left(\frac{\partial \Delta V_a}{\partial \Delta p_a}\right)$ vernachlässigt sind gezeigt, eine Pumpe mit einer druckabhängigen Leckrate der Ventile (Abb. 5.4.9) und zum anderen die Pumpendynamik unter Berücksichtigung einer konstanten Gesamtvolumen-

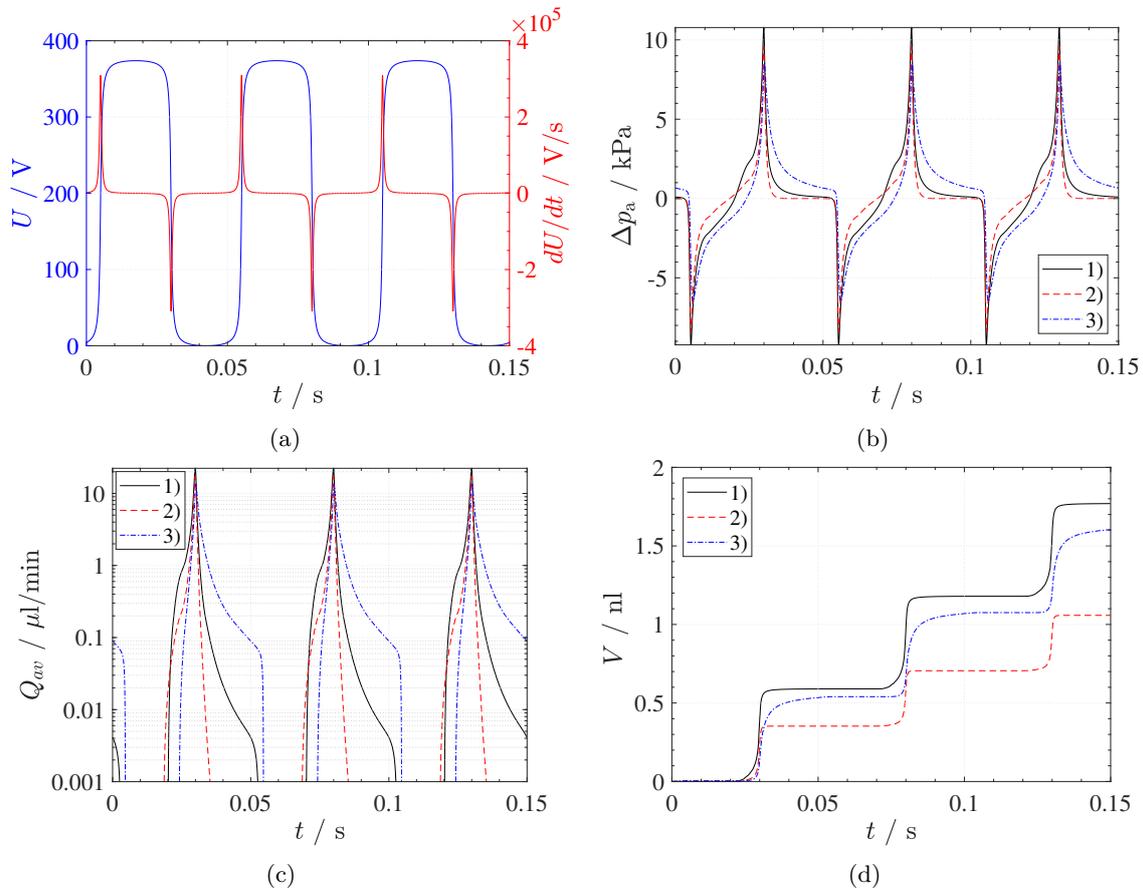


Abbildung 5.4.10: Steuerspannung und transiente Vorgänge innerhalb der Pumpe mit ($N_{act} = 1$, $N_{hub} = 4$). Lösung von Gl. (5.30) (a) Steuersignal Gl.(5.31) mit $\delta = 0.05$, $U_{max} = U_{PI}$ und $f = 20$ Hz, (b) transienter Kammerdruck für Fall 1) ideale Pumpe ohne Leckrate der Ventile mit allen elastische Volumenauslenkungen gleich Null außer $\left(\frac{\partial \Delta V_a}{\partial \Delta p_a}\right)$, Fall 2) ideale Pumpe mit Leckrate der Ventile, Fall 3) ideale Pumpe mit gesamt elastischen Volumenauslenkung von $\sum \frac{\partial \Delta V}{\partial \Delta p_a} = 0.02$ nl/kPa (c) Flussrate durch das Auslassventil (d) Über die Zeit gefördertes Volumen.

on von $\sum \frac{\partial \Delta V}{\partial \Delta p_a} = 0.02$ nl/kPa.

Beim Anschalten der Steuerspannung baut sich, wie oben beschrieben, der Unterdruck in der Kammer auf. Die Druckspitzen sind dabei mit der zeitlichen Ableitung der Steuerspannung korreliert, gezeigt in Abb. 5.4.10 (a) auf der rechten y -Achse. Aus dem transienten Druckverlauf der „idealen“-Pumpe lässt sich ablesen, dass es für $f = 20$ Hz pro Zyklus zu einem fast vollständigen Druckausgleich zwischen der Kammer und dem am Auslass anliegenden Druck ($p_a = 0$ kPa) kommt. Der zugehörige Fluss durch das Auslassventil ist in Abb. 5.4.10 (b) gezeigt. Die Druckspitze generiert Eingangs für einen kurzen Zeitraum von einigen Millisekunden einen hohen Fluss von $Q > 20$ $\mu\text{l}/\text{min}$ durch das Ventil. Mit zunehmender Auslenkung erzeugt der Aktor jedoch immer weniger Druck (Abb. 5.4.6 (a)), was den Ventildurchfluss asymptotisch gegen null sinken lässt, bis anschließend die Druckspitze des Saughubes beginnt. Durch Integration der transienten Flussrate kann das geförderte Ertragsvolumen ΔV bestimmt werden, dargestellt in Abb. 5.4.10 (d). Die von der Pumpe erzeugte mittlere Flussrate Q_P , ergibt sich

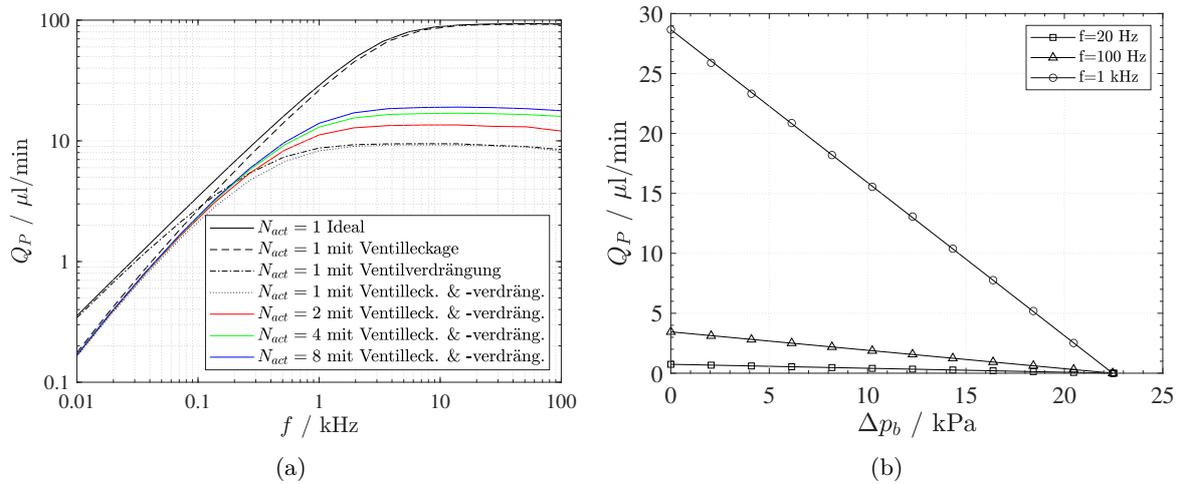


Abbildung 5.4.11: Numerisch bestimmte Pumpenkennlinien der verschiedener Fälle aus Abb. 5.4.10. (a) Flussraten-Frequenz Kennlinien. (b) Flussraten-Gegendruck Kennlinien der „idealen“ Pumpe mit $N_{act} = 1$ für drei verschiedene Frequenzen (durchgezogene Linien zur Verlaufsverdeutlichung).

schlussendlich nach Gl. (5.32) aus dem pro Zeitraum Δt geförderten ΔV , was ebenfalls dem pro Pumpzyklus geförderten Ertragsvolumen mal der Antriebsfrequenz entspricht.

$$Q_P = \frac{\Delta V}{\Delta t} = \Delta V f \quad (5.32)$$

Gleichung (5.32) stellt die Grundgleichung für oszillierenden Verdrängerpumpen dar. In Makropumpen ist die Volumenverdrängung fest, womit sich die Flussrate linear über die Frequenz einstellen lässt. In Mikropumpen hingegen ist das Ertragsvolumen durch die elastischen Eigenschaften der Komponenten bestimmt.

Unter Berücksichtigung der Leckraten der Ventile ändert sich die Dynamik dahin, dass die Prozesse auf kürzeren Zeitskalen ablaufen. Da das Hubvolumen teilweise durch das pro Zyklus jeweilige gesperrte Ventil fließt ($\Delta p < 0$), kommt es bereits wenige Millisekunden nach der Druckspitze zum vollständigen Druckausgleich in der Kammer. Dies ist besonders gut anhand der Flussrate durch das Auslassventil zu sehen (Abb. 5.4.10 (b)), welche anschließend für den Rest der Druckphase gleich null ist. Konsequenterweise sinkt das geförderte Volumen der Pumpe (Abb. 5.4.10 (e)). Es ist zu erwarten, dass sich durch höhere Frequenzen die Verluste teilweise kompensieren lassen.

Umgekehrt haben elastische Volumendeformationen, dargestellt in Abb. 5.4.10 in Fall 3) einen verlangsamenden Effekt auf die Pumpdynamik. Diese Deformationen stellen fluidische Kapazitäten dar, welche durch den vom Aktor generierten Druck geladen werden. Entsprechend kommt es für die hier gezeigte Konfiguration nicht mehr zu einem vollständigen Druckausgleich. Auch die maximal erreichten Druckspitzen sind geringer als für den „idealen“ Fall.

Die Flussraten-Frequenz Kennlinien der Parametervarianten sind in Abb. 5.4.11 (a) für Frequenzen bis $f = 100\text{ kHz}$ aufgetragen. Der Bereich überschreitet die Gültigkeit des Modells, da für $f > 21\text{ Hz}$ die Trägheitseffekte der Komponenten, primär des Fluides in den Leitungen sowie

für Frequenzen in Kilohertz-Bereich auch die der Ventile mit umgebendem Fluid berücksichtigt werden müssen. Ungeachtet dessen soll kurz auf das allgemeine Verhalten eingegangen werden. Im Experiment wird hier mit einer Abweichung zur Theorie gerechnet, welche sich maßgeblich über Druckabfälle (Gl. 4.10) manifestieren und so zu geringeren Flussraten in den höheren Frequenzbereichen führen.

Die Kennlinien in Abb. 5.4.11 (a) sind in doppel-logarithmischer Darstellung aufgetragen. In allen Fällen ist für kleine Frequenzen ($f < 100$ Hz) ein linearer Zuwachs der Flussrate mit steigender Antriebsfrequenz zu erkennen, was sich nach Gl. (5.32) über die vollständige Förderung des Hubvolumens $\Delta V_{a,\max}$ erklären lässt. Mit zunehmender Antriebsfrequenz findet kein vollständiger Druckausgleich über die Ventile mehr statt, was zur Folge hat, dass nur noch ein Teil des maximalen Hubvolumens $\Delta V_{a,\max}$ gefördert wird. Hier kommt es zu einer Sättigung der Flussrate. Wird die Frequenz weiter erhöht, verringert sich die Flussrate wieder, da dass pro Zyklus geförderte ΔV immer geringer wird.

Wie bereits anhand der Proportionalitäten von Gl. (5.30) erklärt, haben die elastischen Volumendeformationen einen verlangsamenden Effekt auf die Dynamik, was sich sowohl in einer niedrigeren Flussrate als auch in der Verschiebung des Maximums hin zu geringeren Antriebsfrequenzen äußert. In Abb. 5.4.10 ist der Einfluss des Modularitätsparameters N_{act} dargestellt. Durch den mit $N_{act} > 1$ erhöhten Kammerdruck läuft die Dynamik auf kürzeren Zeitskalen ab, was zu einer erhöhten Flussrate führt. Darüber hinaus kommt es zu einer Verschiebung des Maximums hin zu höheren Frequenzen. In den hier gezeigten Fällen ist der letzte Effekt nur leicht zu erkennen.

Anhand der bestimmten Frequenzen der ersten Schwingungsmode im Vakuum des Aktors sowie der Ventile lässt sich ableiten, dass es sich um ein steifes System handelt, was schlussendlich auch das Auftreten des Flussratenmaximums bei Frequenzen im Kilohertz-Bereich erwarten lässt. Phänomenologisch wird durch die Trägheitseffekte sowie der Dämpfung durch das Fluid das Maximum bei geringeren Frequenzen erwartet.

Flussraten-Gegendruck Kennlinien

Die Gegendruckabhängigkeit der Pumpen aus Abb. 5.4.10 ist in den Abbildungen 5.4.11 (b) und Abb. 5.4.12 gezeigt. Zur Bestimmung der Kennlinien, wurde bei fester Frequenz der Gegendruck Δp_b am Pumpenauslass sukzessive erhöht bis die resultierende mittlere Flussrate auf null sinkt (Gl. 5.30). Die Kennlinien der „idealen“-Pumpe ist für drei verschiedene Frequenzen in Abb. 5.4.11 (b) dargestellt. Durch die Linearität der Differenzdruck-Hubvolumen Kennlinien (Abb. 5.4.6 (a)), besitzen die Gegendruck-Kennlinien ebenfalls einen linearen Verlauf. Mit steigender Frequenz erhöht sich konsequenterweise auch die Flussrate bei $\Delta p_b = 0$ kPa (Abb. 5.4.11 (a)), hier dargestellt für eine Frequenz bis $f = 1$ kHz. Im Bereich des linearen Anstiegs der Flussraten-Frequenz Kennlinie (Gl. 5.32), ist der maximal adressierbare Gegendruck der Blockierdruck der Balkenaktoren im Pump-Hub (Gl. 5.26), welcher für $N_{act} = 1$, $\Delta p_{a,\max} = \Delta p_b = 22.4$ kPa beträgt.

Der Effekt der Ventilleckage sowie Ventilverdrängung und Leckage ist in Abb. 5.4.12 (a) re-

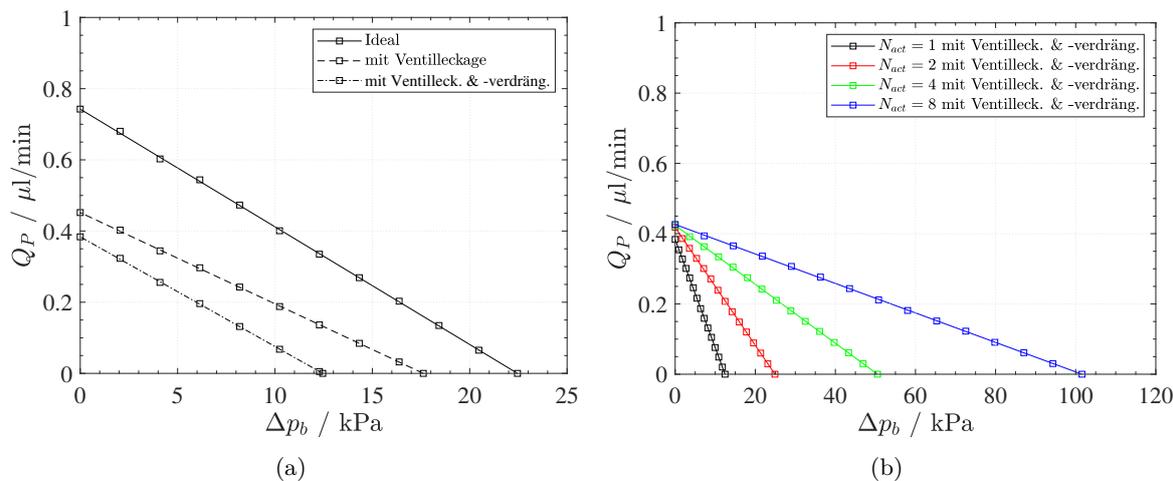


Abbildung 5.4.12: Numerisch bestimmte Flussraten-Gegendruck Kennlinien bei $f=20$ Hz der verschiedenen Fälle aus Abb. 5.4.10. (a) Einfluss der Ventilleckage und -Verdrängung ($N_{act} = 1$). (b) Einfluss der parallelen Stapelung der Aktorbalken ($N_{act} \geq 1$) auf den erreichten Gegendruck. (Linien zur Verlaufsverdeutlichung)

präsentativ bei einer Antriebsfrequenz von $f = 20$ Hz gezeigt. Neben der Abnahme der Flussrate (Abb. 5.4.11 (a)), ist ein deutlicher Einfluss auf den adressierbaren Gegendruck zu erkennen. Im Falle von Leckage und Verdrängung findet eine Reduktion um den Faktor 2 statt. Nach [Zen94b] ist jedoch mit einer Abnahme dieses Einflusses bei höheren Frequenzen zu rechnen.

Abbildung 5.4.12 (b) zeigt indes den Effekt der parallelen Aktorstapelung. Entsprechend der Anzahl der gestapelten Balkenaktoren erhöht sich der adressierbare Gegendruck um den Faktor N_{act} .

Im Experiment wird mit einer weiteren Reduktion des Gegendrucks durch interne Druckverluste in der Pumpe sowie des peripheren Systems gerechnet. Dazu gehören beispielsweise Druckverluste verursacht durch die Struktur der Pumpkammer mit Kanalverengungen, -aufweitungen, Strömungsumlenkungen, der Einfluss der Trägheit der Flüssigkeit bei hohen Frequenzen sowie durch viskose Reibungsverluste [Fox11], [Whi08].

Abschließend sei gesagt, dass die in diesem Abschnitt beschriebene Modellierungstechnik zukünftig eingesetzt werden kann, um das Pumpendesign zu verbessern sowie möglicherweise die Zeit vom Entwurf bis zur Herstellung zu verkürzen.

Pumpen mit seriellen Basis-Einheiten

Die Dynamik der Pumpen mit seriellen Basis-Einheiten ($N_{kam} > 1$) unterscheidet sich nicht von der mit einer Einheit. Ziel ist die Adressierung höherer Gegendrücke im Vergleich zu NED-Pumpen mit nur einer Einheit. Durch die serielle Anordnung verlängert sich der dadurch entstehende mäanderförmige Strömungskanal durch die Pumpe entsprechend (Abb. 5.4.13). Wird nun am Auslass ein Gegendruck $\Delta p_b = (p_a - p_e) > 0$ kPa beaufschlagt, verringert sich nach Gl. (4.8) der resultierende Druckgradient $-\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\Delta p_b}{L}$, infolge der erhöhten Gesamtlänge L des Strömungskanals. Bei einer aus N_{kam} Basiseinheiten aufgebauten Pumpe, wirkt jede Basisein-

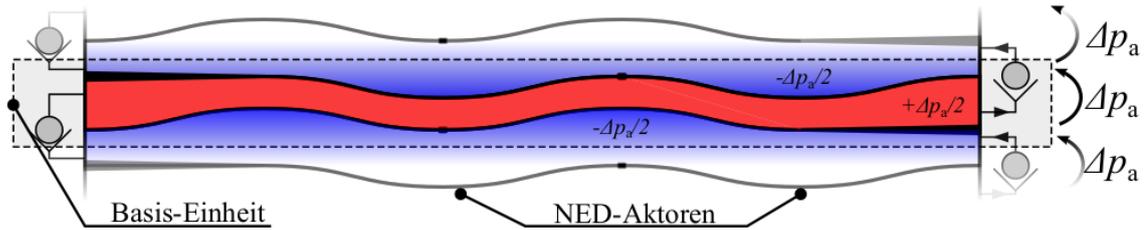


Abbildung 5.4.13: Schematische Darstellung von seriellen Basis-Einheiten im aktuierten Zustand mit $N_{hub} = 4$. Stufenartiger Druckaufbau. Rote Farbschattierung stellt einen Kammer-Überdruck und eine blaue Schattierung einen Unterdruck in der Kammer dar.

heit nur auf den $\Delta p_b / N_{kam}$ -ten Teil des Gegendrucks. Dies führt zu einer stufenartigen Struktur des Druckaufbaus in der Mikropumpe.

Abbildung 5.4.13 zeigt in schematischer Darstellung die Druckverteilung in der stufenartigen Struktur im aktuierten Zustand. Zwischen zwei benachbarten Kammern besteht durch die Ausrichtung und der in der Ebene stattfindende Aktuation ein Phasenversatz. In den expandierenden Kammern wird jeweils ein Unterdruck von $-\Delta p_a / 2$ und in den kontrahierenden ein Überdruck entsprechend mit $+\Delta p_a / 2$ erzeugt. Der Differenzdruck zwischen den Kammern entspricht demzufolge Δp_a [Uhl18b].

Die maximale Flussrate ohne Gegendruck ($\Delta p_b > 0$ kPa) wird durch die Anzahl der Basiseinheiten nicht beeinflusst und hängt weiterhin von dem NED-Aktor im Einzelnen sowie von der Anzahl der pro Kammer aktiven Aktoren N_{hub} ab.

5.4.5 Abschätzung des fluidischen Kurzschlusses

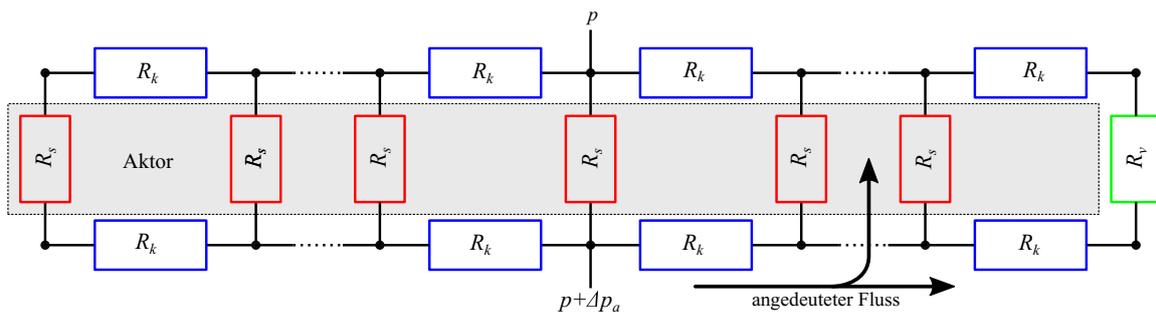


Abbildung 5.4.14: Vereinfachtes parametrisches Modell des fluidischen Kurzschlusses durch die Spalte ober- und unterhalb des NED-Aktorbalkens und Ventile. R_k , R_s und R_v bezeichnen die Kanal-, Spalt- und den Ventilverlust.

Durch die Spalte ober- und unterhalb der Aktoren sowie am Ventilkörper, welche der Beweglichkeit der Komponenten in der Ebene dienen, kommt es im Betrieb der Pumpe zu einem fluidischen Kurzschluss. Dabei fließt im Saughub ΔV_a teilweise durch das geöffnete Ventil und zum Teil durch die Spalte in die Pumpkammer. Selbiges geschieht als Fluss aus der Kammer im anschließenden Druckhub. Das damit assoziierte „Leck“-Volumen V_L verbleibt während des Pumpzyklus in der Pumpe und trägt folglich zum Totvolumen bei.

Zur Abschätzung der Größenordnung sowie des Optimierungspotentials wird das statische

Verhältnis von Leck- zu Hubvolumen $\left(\frac{V_L}{\Delta V_a}\right)$ über einen analytischen Ansatz betrachtet. Der Strömungskanal auf beiden Aktorseiten, die Spalte sowie der Kanal durch das Ventil können somit durch ein Netzwerk aus hydraulischen Widerständen mit rechteckigem Querschnittsprofil (Tab. 4.1.1), wie in Abb. (5.4.14) gezeigt, approximiert werden. Die Kanäle werden solange diskretisiert, d.h. in kleinere Widerstände unterteilt, bis die Änderung des Gesamtwiderstandes des Systems $< 0.01\%$ beträgt. Das diskretisierte Netzwerkmodell dient in diesem Fall zur Berücksichtigung eines ortsabhängigen Drucks entlang des Aktors, welcher dazu führt, dass weniger Leckfluss durch die R_s an den Einspannungen des Aktors fließt, als in dessen Zentrum. Abschätzungen mit konstantem Druck über die Querschnittsflächen lieferten ein zu hohes Verhältnis aus Leck- zu Hubvolumen.

Durch die Analogie zu den Gesetzen der Gleichspannung-Elektrotechnik (Kap. 4) lässt sich der Widerstand des Gesamtsystems R_{sys} als Parallelschaltung der Spalt und Kanalwiderstände darstellen.

$$\frac{1}{R_{\text{sys}}} = \frac{1}{\sum R_s} + \frac{1}{\sum R_k, R_v} \quad (5.33)$$

Zusammen mit dem Hagen-Poiseulle-Gesetz (Gl. (4.9)) kann das Verhältnis $\left(\frac{V_L}{\Delta V_a}\right)$ über die hyd. Widerstände entsprechend abgeschätzt werden.

$$\frac{Q_L}{Q_{\text{sys}}} = \frac{V_L}{\Delta V_a} = \frac{\sum R_s}{R_{\text{sys}}} \quad (5.34)$$

Dabei sind Q_L und Q_{sys} die Flussrate durch die Spalte und die Gesamtflussrate im System. Die Verhältnisangabe ist unabhängig vom Druck oder Art des Fördermediums, da sich die entsprechenden Terme herauskürzen.

Das Modell betrachtet lediglich die Umströmung eines Aktors und Ventils, welche jedoch repräsentativ auch für zwei oder mehr Aktoren gilt. Durch die Erhöhung der Aktorenanzahl vergrößert sich folglich ΔV_a und somit auch V_L linear. Für die Spalte und Kanäle der Pumpkammer wird ein festes Querschnittsprofil angenommen. Die Spaltlänge entspricht dabei der Summe der Elektrodendicken des Aktors (Tab. 5.5.1). Für den Querschnitt des eigentlich druck- und ortsabhängigen Profils des Strömungskanals durch das Ventil, wird ein fester Querschnitt von $15 \mu\text{m} \times 77 \mu\text{m}$ (B×H) angenommen. Die Breite folgt aus dem zeitlichen Mittel der transienten Druck-Dynamik zusammen mit der statischen Ventildurchflusscharakteristik. R_s wird als Parallelschaltung von Widerständen berücksichtigt (ober- und unterhalb des Aktors).

Das Verhältnis von $\left(\frac{V_L}{\Delta V_a}\right)$ für den Fall eines NED-Aktors $N_{\text{act}} = 1$ ist in Abb. 5.4.15 (a) über Parameterraum (w_K, h) gezeigt. Dabei ist deutlich die Abhängigkeit des Leckvolumens zur Spalthöhe h_s zu erkennen, welche sich aus dem rechteckigen Querschnittsprofil ergibt ($R_s \propto 1/h_s^3 w_K$) (Tab. 4.1.1). In dieser Arbeit ist die Spalthöhe $h_s = 1 \mu\text{m}$ durch die Dicke der Isolatorschicht des Wafers festgelegt (Kap. 5.3). Perspektivisch besteht hier in Kombination mit der entsprechenden Kanalbreite jedoch ein enormes Optimierungspotential. Dabei könnten einerseits die Spalte durch eine Verkapselung der Aktoren verringert werden (Kap. 6.2) oder andererseits Wafer mit

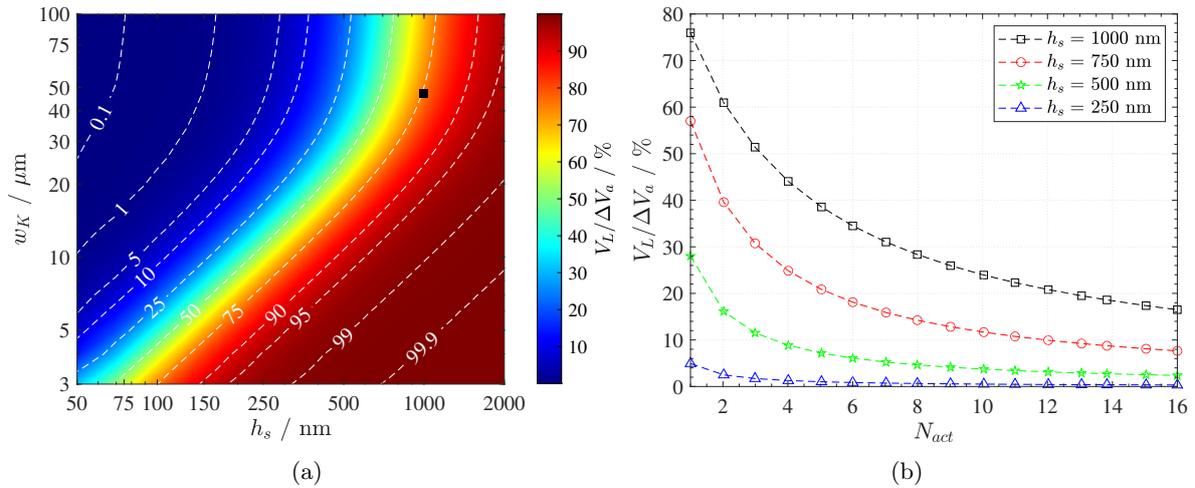


Abbildung 5.4.15: *Abhängigkeiten und Optimierungspotential des Verhältnis ($V_L/\Delta V_a$).* (a) *Parameterplot für $N_{act} = 1$, zeigt Abhängigkeit von der Spalthöhe h_s sowie der Kanalbreite w_K . Quadr. Punkt zeigt für die Fertigung bestimmten Designpunkt der Pumpe.* (b) *Abhängigkeit von der Anzahl parallel gestapelter NED-Aktoren N_{act} und vier verschiedenen Spalthöhen.*

dünnenen Isolatorschichten zum Einsatz kommen. Für letzteres folgt im Umkehrschluss jedoch eine Anpassung der Aktordimensionen aufgrund des verringerten elektrostatischen Spalts zu den Begrenzungs wafern.

Für den in dieser Arbeit bestimmten Aktordesignpunkt (Tab. 5.3.2) in Verbindung mit potentiellen Kanalbreiten $w_K < 10$ μm , verbleibt fast das komplette Hubvolumen als Totvolumen in der Pumpe. Andererseits ist die Änderung der Leakage ab einem von $w_K \geq 50$ μm nur noch marginal, da ab diesem Punkt das Ventil den Großteil des Flusswiderstands in der Pumpe ausmacht (Abs. 5.4.3). Für die Pumpen zur Förderung von Novec7100 wurde die Breite des Pumpkanals im nicht-aktuierten Zustand daher auf $w_K = 47$ μm festgelegt. Hier beträgt der Verlust an Hubvolumen $\approx 76\%$ für $N_{act} = 1$.

Wie in Abb. 5.4.10 (c) gezeigt führt der fluidische Kurzschluss zu einer auf kürzeren Zeitskalen ablaufenden Dynamik der Pumpe. Daher ist es möglich, auf Kosten höherer Betriebsfrequenzen den Verlust an Hubvolumen durch die Spalte teilweise zu kompensieren.

Abbildung 5.4.15 (b) zeigt, wie sich durch parallele Stapelung der NED-Aktoren die Leakage, für den hier bestimmten Aktordesignpunkt verringern lässt. Dabei vergrößert sich durch die Stapelung die Länge der Spalte und somit deren hydr. Widerstand. Im Gegenzug erhöht sich jedoch die Chipfläche der Pumpe. Zur Verdeutlichung ist die Abhängigkeit für verschiedene h_s dargestellt.

5.4.6 Pumpendesignpunkte und Parametervariation

Zum experimentellen Nachweis des lateralen Pump-Effektes sowie zum Nachweis der Modularität der NED-Mikropumpe werden basierend auf den Erkenntnissen des Kapitels verschieden Parameterkombinationen untersucht. Um dabei die Vergleichbarkeit zu gewährleisten, sind alle Varianten mit demselben NED-Aktordesignpunkt (Tab. 5.3.2) aufgebaut. Eine Pumpkammer

besteht indes aus vier Balkenaktoren¹¹ $N_{hub} = 4$, von denen jeweils zwei in Serie geschaltet sind und somit die lateralen Wände der Pumpkammer bilden (Abb. 5.4.1). Der Wert $N_{hub} = 4$ wurde primär gewählt, um einerseits ausreichendes Hubvolumen im Vergleich zum Totvolumen der entworfenen Klappenventile zu erzeugen (Abb. 5.4.7 (b)) sowie andererseits den Kammerkanal in seiner Länge räumlich kompakt zu halten. Perspektivisch sind jedoch auch Pumpen mit $N_{hub} = 1$, wie in Abb. (5.1.2) schematisch gezeigt, oder mit $N_{hub} > 4$ realisierbar unter Berücksichtigung der Ventilauslegung.

In den Untersuchungen der folgenden Kapitel wird mit der Pumpkammer $N_{hub} = 4$, die parallele Stapelbarkeit der NED-Aktorbalken sowie die serielle Anordnung von Basis-Einheiten. Dabei wird jede Kombination einmal mit einer Kanalbreite der Pumpkammer von $w_K = 47 \mu\text{m}$ zur Förderung von Novec7100 und einem $w_k = 3 \mu\text{m}$ zur Förderung von Gasen, hier Luft, implementiert. Das heißt die NED-Aktorbalken werden mit einem Abstand von w_k zueinander platziert, was bei gleicher Länge zur Anpassung des Totvolumens führt.

Alle Pumpendesignpunkte werden auf einem physischen Chip hergestellt (Kap. 6.3). Bei der Untersuchung der parallelen Anordnung von NED-Aktoren bildet nur eine Pumpkammer, sprich Basiseinheit, eine vollständige Mikropumpe (Abb. 5.4.1). In der seriellen Konfiguration der Basiseinheiten besteht ein Aktorstapel aus $N_{act} = 2$ NED-Aktoren. Die Konfigurationen der Parameter sind in Tab. 5.4.2 zusammengefasst. Eine parallele Anordnung der Basis-Pumpkammern, wie im Konzept beschrieben (Kap. 5.1), wurde in dieser Arbeit nicht experimentell untersucht.

Tabelle 5.4.2: Parametervariation der NED-Mikropumpen. Jeweils ein Design für Luft und eines für eine dielektrische Flüssigkeit wurde entwickelt.

	Parallele Anordnung	Serielle Anordnung
NED-Balkenaktoren (N_{act})	1	2
$N_{kam} = 1$	2	2
$N_{hub} = 4$	4	2
	8	2
	16	2
Basis-Pumpeinheiten (N_{kam})	nicht in dieser Arbeit	2
$N_{act} = 2$		4
$N_{hub} = 4$		8

5.4.7 Förderbarkeit von Gasen

Durch die hohe Kompressibilität von Gasen im Vergleich zu Flüssigkeiten, muss für deren Förderbarkeit das in Kapitel 2.1.1 erwähnte Kriterium (Gl. 2.1) erfüllt sein. Hierfür ist das Verhältnis von Hub- zu Totvolumen, genannt Kompressionsverhältnis ε_K entscheidend. Durch das Leckvolumen V_L der NED-Pumpen verringert sich jedoch das generierte Hubvolumen, was zu einem angepassten Kompressionsverhältnis (Gl. (5.35)) führt.

¹¹Im weiteren Text wird auf die Bezeichnung $N_{hub} = 4$ verzichtet, da diese für alle Designpunkte gilt.

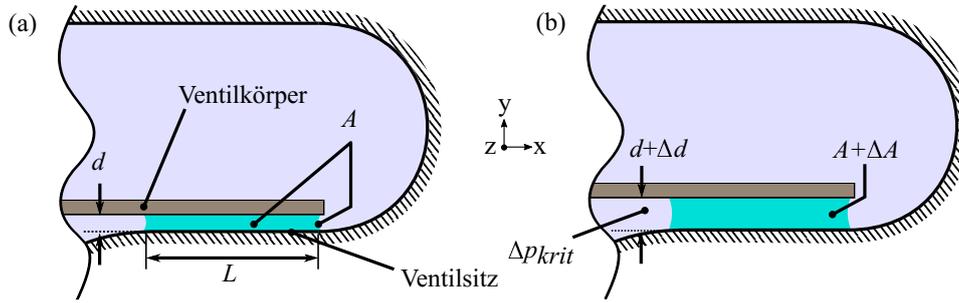


Abbildung 5.4.16: Modellierung des kritischen Drucks nach [Ric98a]. (a) Wassereinschluss zwischen Ventilkörper und Ventilsitz. (b) Zur Erhöhung der Oberflächenenergie benötigter Druck Δp_{krit} .

$$\varepsilon_K = \frac{\Delta V_a - V_L}{V_0} \quad (5.35)$$

Die Verlustverhältnisse sowie die entsprechenden angepassten Kompressionsverhältnisse der Designpunkte bei einer maximalen Steuerspannung von $U = U_{IP1}$ sind in Tabelle 5.4.3 zusammengefasst.

Tabelle 5.4.3: Verlust- und Kompressionsverhältnisse der entworfenen NED-Pumpen mit einem Gesamthubvolumen von $\Delta V_a (N_{hub} = 4) = 0.592 \text{ nl}$ bei $U = U_{IP1}$.

N_{act}	Flüssigkeiten ($w_k = 47 \text{ }\mu\text{m}$, $V_0 = 8.82 \text{ nl}$)		Gase ($w_k = 3 \text{ }\mu\text{m}$, $V_0 = 1.13 \text{ nl}$)	
	$V_L/\Delta V_a$ [%]	$\varepsilon_{K,fl}$	$V_L/\Delta V_a$ [%]	$\varepsilon_{K,Gas}$
1	75.96	0.016	99.97	$2 \cdot 10^{-4}$
2	60.95	0.026	99.93	$4 \cdot 10^{-4}$
4	44.06	0.038	99.87	$7 \cdot 10^{-4}$
8	28.34	0.048	99.74	$14 \cdot 10^{-4}$
16	16.50	0.056	99.48	$27 \cdot 10^{-4}$

Das Totvolumen (Abb. 5.1.3) ist für die hier implementierte Ausrichtung der Balkenaktoren das Volumen zwischen diesen im nicht aktuierten Zustand. Es wurde direkt aus dem Layout bestimmt und ist ebenfalls in Tabelle 5.4.3 gelistet. Die angestrebte Erhöhung von ε_K durch näher zusammengeschobene NED-Aktoren und somit schmalere Pumpkammerkanal hat aufgrund des überproportional zunehmenden Verlustverhältnisses den gegenteiligen Effekt.

Über eine analytische Abschätzung des kritischen Ventilöffnungsdrucks $|\Delta p_{krit}|$ kann überprüft werden, ob eine Förderbarkeit von Gasen gegeben ist [Ngu04]. In der Abschätzung von $|\Delta p_{krit}|$ wird davon ausgegangen, dass der Raum zwischen Ventilkörper und Ventilsitz mit einer Flüssigkeit, im Allgemeinen mit Wasser, benetzt ist. Dies ist in Abb. 5.4.16 schematisch gezeigt. Entscheidend ist demnach die zur Erhöhung der Oberflächenenergie U_{ob} der Flüssigkeit benötigte Arbeit $W(\Delta p_{krit})$ [Ric98a]. Besonders in Mikrosystemen ist dies ein realistisches Szenario, da z.B. durch die Bildung von Wasser im Release-Prozess der Strukturen (Abb. 6.1.1), der Kondensation von Wasserdampf oder durch die Adhäsion von Wasser bei vorheriger Förderung, dieses im Ventilspalt zurückbleiben kann. Über folgende Rechnung, lässt sich der kritische Druck herleiten.

$$W = U_{ob} \quad (5.36)$$

$$\rightarrow Fd = \sigma \Delta A$$

$$\rightarrow \Delta p_{\text{krit}} h L d = 2 \sigma d (L + h)$$

$$\rightarrow \Delta p_{\text{krit}} = \frac{2 \sigma (L + h)}{L h} \quad (5.37)$$

Für die hier entworfenen Ventile ist der Bereich zwischen Ventilkörper und Ventilsitz ein Quader mit $L = 75 \mu\text{m}$ Länge, $d = 3 \mu\text{m}$ Höhe und $h = 75 \mu\text{m}$ Tiefe anzusetzen. Ferner wird angenommen, dass sich der Ventilkörper senkrecht nach oben bewegt. Zusammen mit der Oberflächenspannung $\sigma(20^\circ\text{C}) = 7.25 \cdot 10^{-2} \text{ N/m}$ von Wasser [Eng21], kann nach Gl. (5.37) ein kritischer Ventildruck von $\Delta p_{\text{krit}} = 3.867 \text{ kPa}$ bestimmt werden.

Demnach muss das Kompressionsverhältnis nach Gl. (2.1), mit einem Adiabatenkoeffizient von $\gamma \approx 1.4$ und den Atmosphärendruck $p_{\text{atm}} = 101.325 \text{ kPa}$ für Luft [Ngu04] ein Kriterium von:

$$\varepsilon_{K,\text{Gas}} > 0.0281, \quad (5.38)$$

erfüllen. Die Ungleichung wird somit von den Pumpen mit $N_{\text{act}} > 2$ ($w_k = 47 \mu\text{m}$, $V_0 = 8.82 \text{ nl}$) erfüllt, was auf die Förderbarkeit von Luft schließen lässt. Eine experimenteller Überprüfung wird in Kapitel 7.4.3 präsentiert.

5.5 Zusammenfassung

Die Entwicklung der NED-Mikropumpe ist geprägt von der Identifizierung von Schlüsselparametern und deren Einfluss auf den Aktor und folglich das Pump-Verhalten. Mit dem erstmaligen Einsatz von lateralen NED-Balkenaktoren, entworfen für den quasi-statischen Betrieb, konnte sowohl der vertikale Pull-In als auch die im Betrieb auftretende inhärente Verkürzung der NED-Zelle als Limitierungen in der Dimensionierung der beidseitig-angespannten Balkenaktoren eruiert werden. Dabei ist die zulässige Länge des Balkenaktors an die vertikale Stabilitätsspannung U_{vPI} gekoppelt (Kap. 5.3.1). Zur Lösung der Zellverkürzungsproblematik wurde der sogenannte *S-Versatz* entwickelt, welcher durch das Angleichen der Drehpunkte der jeweiligen Zellen gekennzeichnet ist (Kap. 5.3.2). Unter Berücksichtigung der technologischen- und elektrotechnischen Rahmenbedingungen wurde per numerischem Optimierungsverfahren ein entsprechender Aktordesignpunkt bestimmt (Tab. 5.3.2). Die maximale Steuerspannung in Luft von $U = 372.9 \text{ V}$, entspricht dabei der festgelegten lateralen Pull-In-Spannung der Zellen. In der zum experimentellen Nachweis ausgewählten Flüssigkeit Novec7100 skaliert sich die Steuerspannung auf $U = 149.9 \text{ V}$ aufgrund der gegenüber Luft erhöhten Permittivität (Anh. A.3).

Aus der Stabilität des elektromechanischen Systems der NED-Zelle unter Druckbelastung folgte die Ausrichtung des Balkenaktors in der Basiseinheit. Dementsprechend wurde die Saug-Phase als aktiv (über den NED-Effekt) und die Pump-Phase als passiv (über Rückstellkraft des Aktors)

implementiert (Kap. 5.4). Durch die parallele Stapelung von NED-Aktoren, kann sowohl der generierbare Druck und somit die Flussrate erhöht (bei fester Spannung), als auch der fluidische Kurzschluss durch die Bewegungsspalte verringert werden. Als Flussgleichrichter wurden passive Klappenventile dimensioniert und deren Charakteristik per Simulation bestimmt. Der erreichbare Gegendruck hängt dabei von der Leckage der Ventile sowie dem fluidischen Kurzschluss ab. Folglich ist die Dynamik der NED-Pumpe primär durch den fluidischen Kurzschluss bestimmt, durch welchen die transienten Prozesse auf kürzeren Zeitskalen ablaufen. Konsequenterweise verschieben sich die Kennlinien der Flussrate hin zu höheren Betriebsfrequenzen.

Die Pumpen, ursprünglich entwickelt zur Förderung von Novec7100 ($w_K = 47 \mu\text{m}$), erfüllen dabei auch das Kriterium zur Förderung von Luft aufgrund des im Vergleich zu den Pumpen mit ($w_K = 3 \mu\text{m}$) geringeren Verlustverhältnisses.

Die Schlüsselparameter der Modellbildung sind zur Übersichtlichkeit in Tab. 5.5.1 zusammengefasst. Die Kompressionsverhältnisse der Pumpendesignpunkte sind in Tabelle 5.4.3.

Tabelle 5.5.1: Schlüsselparameter der Pumpkomponenten aus der Modellbildung. Die Parameter mit den Angaben für $N_{act} = 1$ sind linear mit der parallelen Aktorenanzahl skalierbar.

	NED-	Balkenaktor		Passive	Klappenventile	
	L_a	858.8	μm	L_v	315	μm
	b_a	12	μm	b_v	4	μm
	$f_{\text{res,m}}$	79.02	kHz	$f_{\text{res,e}}$	54.14	kHz
				$f_{\text{res,a}}$	51.73	kHz
	$U_{\text{IPI,m}}$	372.92	V			
	$U_{\text{vPI,m}}$	530.92	V			
	$\kappa_{\text{NED,m}}$	-86.34	m^{-1}			
	$\frac{1}{N_{act}} \left(\frac{\partial \Delta V_a}{\partial \Delta p_a} \Big _{U, N_{act}=1} \right)$	0.0067 - 0.009	nl/kPa	$\frac{dV_v(\Delta p_a)}{d\Delta p_a}$	0 - 0.4	nl/kPa
	$\Delta V_a(N_{hub} = 1)$	0.148	nl	V_v	-0.05 - 0.7	nl
	$\Delta p_{a,\text{min}}(N_{act} = 1)$	-15.75	kPa	Δp_{krit}	3.867	kPa
	$\Delta p_{a,\text{max}}(N_{act} = 1)$	22.4	kPa			
	$\left(\frac{V_L}{\Delta V_a} \right)$	20-76	%			
	V_0 Gase	1.13	nl			
	V_0 Fl.	8.82	nl			

6 Bauelement-Herstellung und Technologieentwicklung

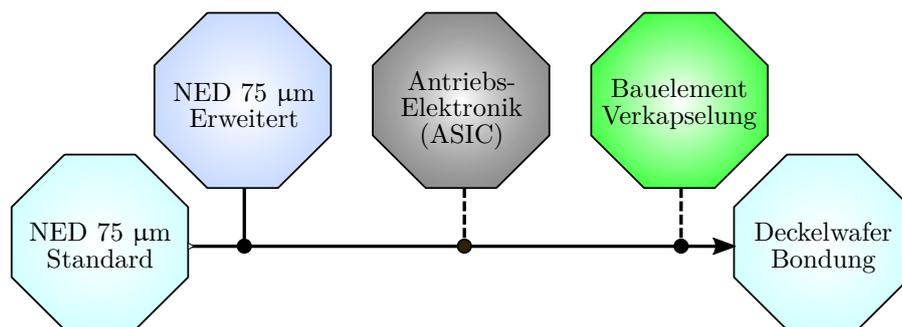


Abbildung 6.0.1: Schematische Darstellung der etablierten Technologiemodule, welche für die Herstellung der neuartigen Mikropumpen nun zur Verfügung stehen. Die Module Verkapselung- und Ansteuer Elektronik sind Erweiterungsmodule, welche perspektivisch möglich sind.

Die Herstellungstechnologie der NED-Mikropumpen wurde vom Fraunhofer IPMS Geschäftsfeld *Engineering* [Lan18b] entwickelt. Während dieser Arbeit führte eine enge Zusammenarbeit mit dem Engineeringteam zur Etablierung eines stabilen Prozessablaufs für die Bauelementherstellung. Aus Gründen der Vollständigkeit werden die Prozessflüsse an dieser Stelle kurz vorgestellt. Zudem wird kurz auf den Chip-Layout-Prozess eingegangen. Die statistische Versuchsplanung eines Technologieversuches zur Vermeidung der in Kap. 5.3.3 beschriebenen Zellmodifikation ist im Anhang D.1 vorgestellt.

Die Technologie ist modular aufgebaut, siehe Abb. 6.0.1, bestehend aus einem NED 75 µm Standard- (Abb. 6.1.1), einem Erweiterungsmodul (Abb. D.2) und der Deckelwafer-Bondung (Abb. 6.2.3). Eine Modularität eröffnet dabei die Möglichkeit, Module in den Fertigungsfluss ein- oder auszuschließen und die Bauelemente mit Designs für bestimmte Anwendungsszenarien oder Anforderungen der Aufbau- und Verbindungstechnik zu verarbeiten, was sich wiederum auf die Fertigungszeit und -kosten auswirkt.

Alle Module verwenden sogenannte Standardmaterialien der Mikrosystemtechnik [Mad09], wie kristallines Silizium, Siliziumdioxid, Aluminiumoxid und Parylen-C, welche eine hohe Prozesskompatibilität besitzen sowie den RoHS-Richtlinien¹ genügen. Perspektivisch existieren weitere Technologiemodule. Zu diesen zählen einerseits die Verkapselung des Bauelements, sprich der Aktoren, der Ventile sowie der Mikrokanäle durch ein Polymer oder ein Oxid, beispielsweise zur Sicherstellung der Biokompatibilität oder als nachträgliche Spaltreduzierung. Andererseits ist die Integration einer anwendungsspezifischen integrierten Schaltung², welche aufgrund der

¹ engl. *Restriction of the use of certain Hazardous Substances in electrical and electronic Equipment*

² *application-specific integrated circuit* (ASIC)

Kompatibilität der verwendeten Herstellungsverfahren mit der CMOS-Technologie prinzipiell gegeben. Beide Erweiterungsmodule sind in dieser Arbeit nicht untersucht.

Die Herstellung folgt der in der Mikrosystemtechnik typischen Abfolge der Dünnschichtabscheidung, gefolgt von einem lithographischen Strukturtransfer und der anschließenden Strukturierung des Substrats. Dabei dient der Dünnschicht als Ätzmaske. Anschließend erfolgt die Entfernung des Films und Reinigung des Substrats, und das Verfahren beginnt erneut, bis die Produktion an die Aufbau- und Verbindungstechnik übergeben wird. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird hier auf eine detaillierte Beschreibung der Mikrosystemtechnik verzichtet und der Leser auf die folgende weiterführende Literatur verwiesen [Glo11],[Gho11],[Koc17],[Mad09].

Ausgangsmaterial ist ein kommerzieller BSOI-Wafer. Bei BSOI-Wafern ist die Grenzfläche thermisch gewachsenes Siliziumdioxid SiO_2 , welches allgemein als vergrabenes Oxid (BOX)³ bezeichnet wird. In MEMS-Technologien dient die BOX in erster Linie als Ätzstoppschicht [Mad09]. Die hier verwendeten BSOI-Wafer weisen eine Dicke von 75 μm , 1 μm und 650 μm , entsprechend für die Bauelemente-, BOX- und Substratdicke, auf. Die Wahl des Wafertyps hängt vor allem damit zusammen, dass vorhandene Prozessrezepte und Erfahrungen aus dem IPMS-Reinraum genutzt werden konnten, was wiederum eine zeit- und kosteneffiziente Fertigung ermöglichte. Im Speziellen wurde Bor-p-dotiertes Silizium aufgrund der Funktion als elektrischer Leiter im Bauelement mit einem spezifischen Widerstand im Bereich von 0.01 – 0.025 Ωcm verwendet, was einer Dotierungskonzentration von $\approx 3 \cdot 10^{18} \text{ cm}^{-3} - 1 \cdot 10^{19} \text{ cm}^{-3}$ entspricht [Sil19]. In der folgenden Entwicklung wird der BSOI-Waferstapel als Bauteilwafer bezeichnet, im Gegensatz zum Deckelwafer.

6.1 Standardtechnologie

In der NED 75 μm -Standardtechnologie werden vorzugsweise im Reinraum eingefahrne Prozesse des Fraunhofer IPMS verwendet, welche für eine Vielzahl von Designvarianten anwendbar sind ohne der Erforderlichkeit einer starken Prozessanpassung. Der final etablierte Prozessfluss für die Bearbeitung des Bauteilwafers ist in Abb. 6.1.1 gezeigt und in der folgenden Auflistung beschrieben.

- (a) Reinigung, Ätzung Justagemarken in der Bauelementschicht.
- (b) Grabenätzung isolierender Spacer Inseln \rightarrow Vorgehend: Abscheidung und Strukturierung des Photolacks als Ätzmaske.
 \Rightarrow DRIE-Prozess isolierender Gräben (2.4 μm Breite und $\geq 15 \mu\text{m}$ Länge)
- (c) Grabenfüllung durch 3 x 400 nm Atomlagenabscheidung (ALD)⁴ von Aluminiumoxid (Al_2O_3). [Gho11]. Als elektrischer Isolator wird Al_2O_3 verwendet, um bei dem finalen Release-Prozess (Abb. 6.1.1 (g)), die Struktur zu erhalten. Anschließend Entfernung des Al_2O_3 von den Waferoberflächen durch CMP. Aufgrund dieses CMP-Prozesses beginnt die Herstellung der Mikropumpen mit den Aktor-Spacer Inseln, da an dieser Stelle keine

³ engl. *buried oxide* (BOX)

⁴ engl. *atomic layer deposition* (ALD)

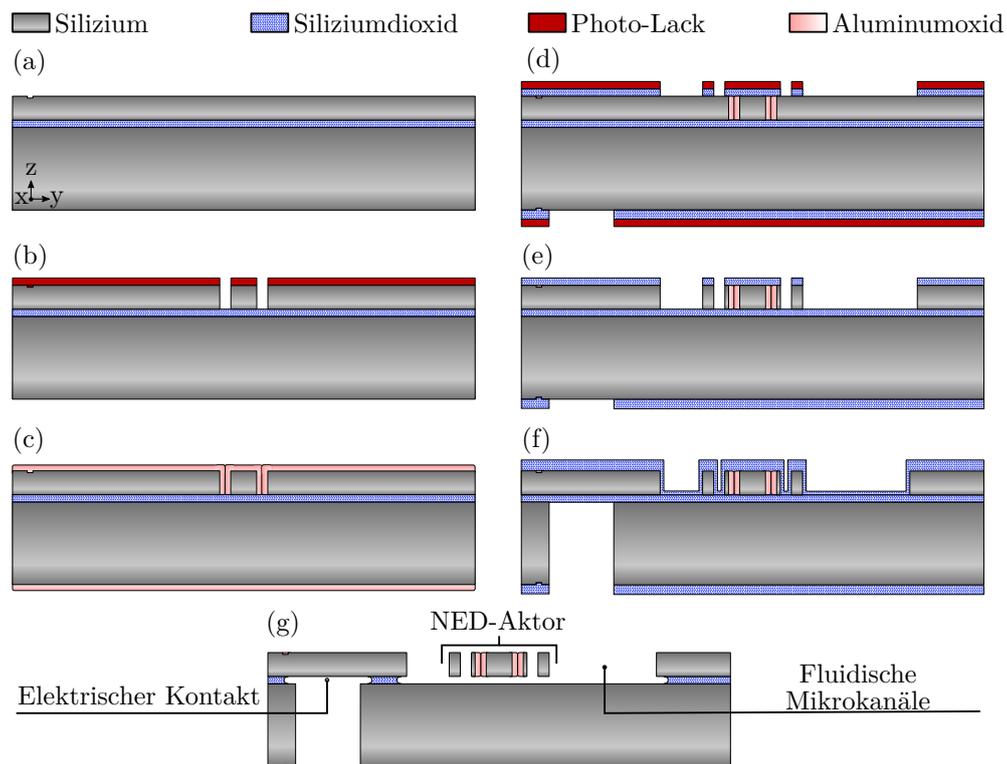


Abbildung 6.1.1: Prozessfluss der NED 75 μm Standard-Technologie in Querschnittsdarstellung (nicht maßstabstreu). Herstellung des Bauelementwafers. (a)-(g) Beschreibung im Text.

fragilen Strukturen vorhanden sind, welche beim Polieren beschädigt werden könnten. Die Breite der Spacer wurde vom Design her so gewählt, dass sie so nah wie möglich an der Herstellungsgrenze von $AR = 30$ liegt, um die Auswirkung möglicher Eigenspannungen der Al_2O_3 -Schicht zu minimieren.

- (d) Erstellung von SiO_2 -Hartmaske auf Bauelementschicht und Substrat für die anschließende Herstellung offener Gräben (Elektrodenpalte, Formung der NED-Aktoren und angrenzenden mikrofluidischen Kanäle sowie passiven Ventile).

⇒ Abscheidung SiO_2 mittels PE-CVD und anschließende Strukturierung dieser über Lackmaske. Eine Hartmaske eignet sich aufgrund der signifikant erhöhten Ätz-Selektivität (d.h. Verhältnis der Ätzraten in zwei Materialien) von bis zu 200:1 gegenüber einer Lackmaske bis zu 120:1 [Gho11].

⇒ Die Strukturierung auf der Substratwafer geschieht in einem separaten Prozess.

- (e) DRIE-Prozess → Ätzung offener Gräben in der Bauelementschicht. Die Ätzung ist aufgrund der öffnungsabhängigen Ätzraten kritisch [Sch00], da eine erhöhte Anzahl von Ätzzyklen genutzt wird, um sicher zu gehen, dass Elektrodenpalt mit dem Aspektverhältnis von $AR = 30$ auch auf der BOX-Schicht ankommt.

- (f) Einbettung fragiler Strukturen in 3 μm zusätzliches SiO_2 in der Bauelementschicht

⇒ DRIE-Prozess → Ätzung elektrischer Kontaktlöcher mit Stopp auf BOX.

- (g) Entfernung des SiO_2 mittels Flusssäure (HF) für die Freilegung der beweglichen Strukturen. Aufgrund der hohen Selektivität des SiO_2 gegenüber Silizium wird das strukturierte

Silizium nicht angegriffen. Ein für diese Praxis gängiges Dampfphasen-HF-Ätzen wird hier angewandt, um das Verkleben der Strukturen zum Substrat oder eine Beschädigung der Aktoren während der Freisetzung zu verhindern [Kui92].

Zwischenschritte, welche nicht explizit in den Prozessflüssen aufgezeigt sind, enthalten die Messung der Lackdicke nach der Ätzung, elektrische Isolationsmessung an dedizierten Teststrukturen nach Grabenätzungen, die Entfernung des Photolacks sowie die Reinigung der Waferoberflächen vor den jeweiligen Prozessschritten.

Die erweiterte NED 75 μm -Technologie zeichnet sich über eine Durchkontaktierung der Bauelementschicht zum Substratwafer aus und eröffnet damit die Möglichkeit des elektrischen Kontaktes der Bauelementschicht, speziell der NED-Aktoren, direkt über das Substrat (Abb. 5.1.5 (c)). Dies stellt nachfolgend weniger Anforderung an die Aufbau- und Verbindungstechnik und ermöglicht zukünftig verschiedene Verbindungstypen wie Drahtbonden, FlipChip, Ball Grid Array (BGA) oder Land Grid Array (LGA). Der Prozessfluss der erweiterten 75 μm Technologie ist im Anhang D.2 aufgeführt.

6.2 Deckelwafertechnologie und Bondverfahren

Der Verbindungsprozess des Deckelwafer mit den Bauelementwafer markiert den letzten Prozessschritt bei der Herstellung auf Waferebene und wird als Bonden bezeichnet. Die Verbindung ist auf die physikalische Adhäsion zweier Materialien zurückzuführen, welche durch kurzreichweitige interatomare Kräfte auf der Materialoberfläche entsteht. Bei „engem“ Kontakt können die freiliegenden Oberflächenatome chemische Bindungen eingehen, wobei die Arten der Kovalent-, Wasserstoff- und Van-der-Waal-Bindungen dominierend sind. Der Begriff Kontakt bezieht sich dabei ungefähr auf einen Abstand von weniger als 0.3 nm–0.5 nm der gegenüberliegenden Oberflächen, um die Bindung zu erreichen. Der Energiegehalt solcher Bindungen kann durch das Lennard-Jones-Potentialmodell beschrieben werden. Für Abstände oberhalb dieses Bereichs nehmen die Bindungskräfte rasch ab [Ken94],[Plö99],[Nik06],[Ton99],[Tur04].

In der Realität weisen makroskopisch ebene Oberflächen eine endliche Oberflächenrauigkeit und andere topographische Parameter wie Welligkeit und Wölbung auf, die die Herstellung der genannten Bindungen erschweren [Tur04]. Mit modernen Poliermethoden können Rauheiten im quadratischen Mittel (RMS) von 0.1 nm RMS erreicht werden, jedoch oft mit einer Rauhtiefe von mehreren Nanometern von Spitze zu Tal. Um einen ausreichend engen Kontakt über einen Großteil der Waferoberfläche zu erreichen, sind Verformungen von plastischer oder elastischem Charakter, Diffusion oder Benetzung durch eine Flüssigkeit erforderlich [Nik06].

Im Allgemeinen kann das Wafer-Bonden in die beiden Hauptkategorien *Direktbonden* und *Bonden mit Zwischenschicht* unterteilt werden, mit diversen Sub-Verfahren. Für eine umfangreiche Übersicht dieser Techniken wird auf weiterführende Literatur [Gho11] verwiesen. Für die Verbindung des Deckelwafer der Mikropumpen galt die Einhaltung verschiedener Kriterien und Anforderungen, welche im folgenden gelistet sind.

- äquivalentes fluidisches Verhalten oberhalb des Aktors

- ⇒ Spalt 1 μm , äquivalent zur Dicke der BOX-Schicht
- Deckelwafer elektrisch isoliert vom Bauelementwafer ⇒ Grenzschicht muss isolierend sein
- CMOS- & RoHS-kompatible Materialien
 - ⇒ keine kontaminierenden Materialien wie, Gold, Indium oder Kupfer
- Bondverfahren sollte von geringem Aufwand und verfügbar sein, Anwendbarkeit auf Wafer-Ebene, speziell strukturierten Wafern haben

Eingangs wurde ein Direktbond-Verfahren anvisiert, bei dem die Wafer allein durch gewissen Anpressdruck zum Kontakt gebracht und dementsprechend verbunden werden [Tur04]. Bei Oberflächenrauigkeiten $< 0.5 \text{ nm RMS}$ kann die Verbindung sogar spontan erfolgen, d.h. ohne mechanischen Druck auszuüben [Sch08]. Unter anderem können damit Verbindungen mit Grenzschichten aus Si-Si, Si-SiO₂, oder SiO₂-SiO₂ hergestellt werden. Aufgrund der Verwendung der SiO₂-Hartmaske (Abb. 6.1.1 (d)-(f)) in der Standardtechnologie, wurde nach deren Entfernung mittels HF-Dampfphase eine Oberflächenrauigkeit von $> 3 \text{ nm RMS}$ und einem Höhenbereich $\Delta z > 55 \text{ nm}$ gemessen [Lan18a], welches letztendlich keine Direktbondung für die Herstellung der Prototypen zuließ.

Für einen adhäsiven Bond-Prozess ist dieser Wert jedoch akzeptabel, da die Zwischenschicht planarisierend wirkt und somit zu einer erhöhten Toleranz gegenüber Oberflächenrauigkeit und Partikeln führt [Sch08], [Gho11]. Diese Eigenschaft und die Tatsache keine leitende Schicht und CMOS-kompatible Zwischenschicht zu haben, führte zur Entscheidung eines Polymeres [Bra99]. Polymere fungieren dabei als eine Art Kleber zwischen den Wafern. Das Polymer liegt während des Bondprozesses oft in einem flüssigen oder halbflüssigen Aggregatzustand vor, was eine Benetzbarkeit der Oberfläche und ein Eindringen in Täler und Mulden ermöglicht. Um anschließend einen permanenten Kontakt auszubilden, muss das Polymer in einen festen Zustand überführt werden [Nik06]. Ein weiterer Vorteil der Klebebondung sind moderate Prozesstemperaturen ($< 300^\circ\text{C}$), welche eine ungewollte Veränderung der Eigenschaften der verwendeten Materialien und prozessierten Strukturen verhindern.

Ein zur Verkapselung von Bauelementen häufig, jedoch im Klebebonden nicht standardmäßig verwendetes Polymer ist Polyparaxylylene (Parylen) [Kim05], [Noh04], [Nik06], [Shu08]. Parylen hat den Vorteil, in einem CVD-Prozess abgeschieden zu werden, womit sich sehr dünne ($< 1\mu\text{m}$) sowie konforme Schichtdicken erzeugt lassen. Dies ist besonders bei Verwendung von strukturierten Oberflächen von Vorteil. Anders als die meisten Polymere existiert Parylen bei Raumtemperatur nicht im flüssigen Zustand, sondern als Puder. Weitere Eigenschaften von Parylen sind:

- chemisch stabil, biokompatibel und optisch transparent [Noh04]
- chemisch inert gegenüber Lösungsmitteln, niedrige Wasserabsorptionsbarriere
 - unerlässlich bei Verwendung von Alkoholen als Testmedium [Kim05]
- thermoplastischen Eigenschaften ermöglichen Umschmelzen und Erstarren beim Erwärmen bzw. Abkühlen [Kim05]
- geringere intrinsische mechanische Spannung [Shu08]

Das Umschmelzen in einen gummiartigen Zustand erfolgt oberhalb der sogenannten Glasübergangstemperatur, die für Parylen bei $\vartheta_g = 109 \text{ °C}$ liegt [Kim05], [Nik06]. Aus diesem Grund ist es kein Problem, dass das Parylen bereits vor dem Bondprozess polymerisiert ist. Die Schmelztemperatur liegt bei $\vartheta_{M,par} = 290 \text{ °C}$, [Bra99], [Noh04]. Durch die Möglichkeit hoch-konforme Schichten zu erzeugen, bietet sich Parylene ebenfalls für das perspektivisch verfügbare Modul der Bauelementverkapselung an, welche bereits in der Industrie zur Verkapselung von Mikroelektronischen Bauelementen, speziell in biomedizinischen Anwendungen [GC20] Anwendung findet. Von Parylen existieren verschiedene Verbindungen mit leicht unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften. In dieser Arbeit wurde letztendlich Parylen-C verwendet, als eines der am häufigsten eingesetzten Verbindungen.

Prozessfluss Deckelwafer

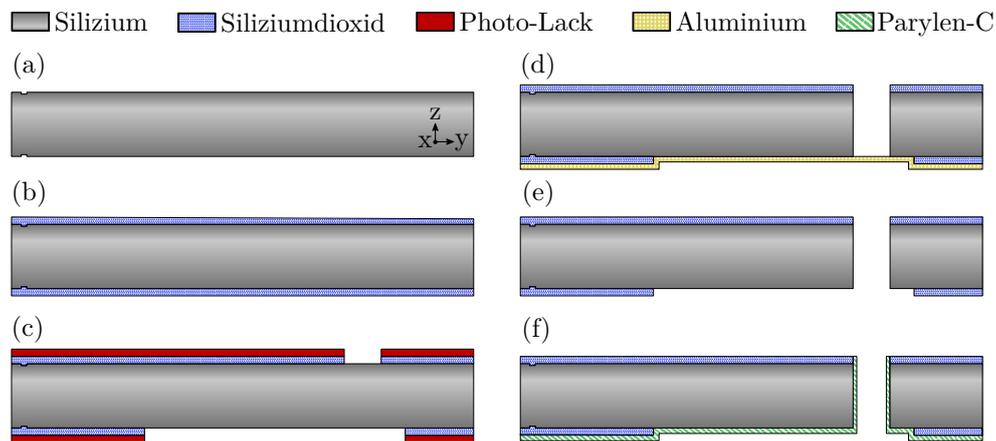


Abbildung 6.2.1: Prozessfluss Deckelwaferherstellung. (a)-(f) Beschreibung im Text.

Parallel zur Entwicklung der Standardtechnologie fand die Entwicklung der Deckelwafertechnologie statt. Der entsprechende Prozessfluss ist in Abb. (6.2.1) dargestellt. Als Substrat dient ein $400 \text{ }\mu\text{m}$ dicker kristalliner Siliziumwafer. Für Waferdicken $< 400 \text{ }\mu\text{m}$ kann die Handhabung der 200 mm -Wafer während der Verarbeitung schwierig werden, und das Bruchrisiko ist erhöht. Die Prozessschritte umfassen:

- (a) Übertragung der Justagemarken beidseitig (Abb. 6.2.1 (a)).
- (b) Aufwachsen von $1 \text{ }\mu\text{m}$ dickem thermischen SiO_2 ringsum den Wafer.
- (c) Strukturierung des Oxids mittels Lackmaske auf Ober- sowie Unterseite in zwei separaten Schritten (nicht gezeigt).
- (d) Abscheidung $2.4 \text{ }\mu\text{m}$ dicke Aluminiumschicht als Ätzstopp \rightarrow DRIE-Prozess fluide Ein- und Auslässe. Die Notwendigkeit dieses Schrittes hängt damit zusammen, dass eine zweite Strukturierung des Oxidfilms nach der Schaffung des Fluideinlasses nicht möglich ist, ohne die $1 \text{ }\mu\text{m}$ SiO_2 -Schicht zu beeinträchtigen.
- (e) Abstreifen der Aluminiumschicht.
- (f) Abscheidung von Parylen-C auf Rückseite Deckelwafer mittels CVD. Vorderseite ist wäh-

renddessen durch ein Klebeband geschützt. Dickschwankungen von 15%-20% der Zielschichtdicke von der Mitte bis zum Waferrand wurden erreicht.

Das Oxid der Unterseite dient in erster Linie als Abstandshalter (Spalthöhe h_s) zwischen der Deckelwafer und Bauelementschicht und in zweiter Linie als elektrischer Isolator (Abb. (6.2.1) (c)). Die Wahl der Schichtdicke entspricht dabei gleich der Dicke der BOX-Schicht. Auf der Oberseite dient das Oxid als Hartmaske für den DRIE-Prozess und ist an den Stellen der fluidischen Ein- und Auslässe strukturiert.

Parylen-C unterstütztes Wafer-Kleben

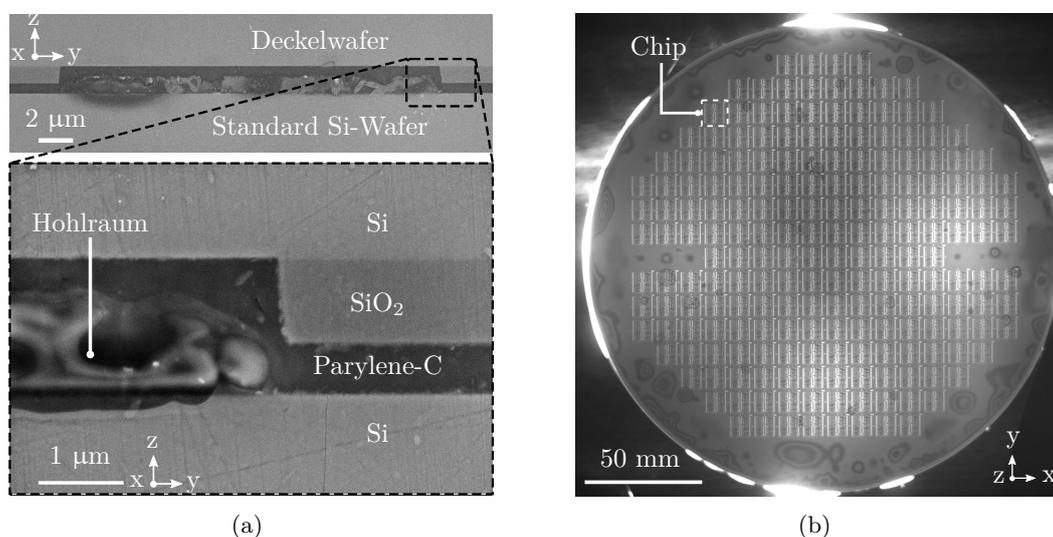


Abbildung 6.2.2: (a) REM-Aufnahme vom Querschnitt der Verbindung nach Bonden eines prozessierten Deckelwafers und eines Standard-Wafers zur Ermittlung der Bondparameter. (b) Infrarot-Transmissionsaufnahme nach Bondung von Bauelement- und Deckelwafer.

Vor dem Bonden von prozessierten Bauelementwafern wurden Vorversuche durchgeführt, um geeignete Bondparameter für die Zielschichtdicke d_{par} , die Bondtemperatur ϑ_B und den Anpressdruck Δp_B zu bestimmen. Dabei wurden strukturierte Deckelwafer mit unstrukturierten Standard-Silizium-Wafern verklebt. Über eine Querschnittanalyse der Bondgrenzfläche, vorzugsweise an der Stelle einer strukturierten SiO_2 -Stufe konnte die Schichtdicke nach dem Bonden und den Erhalt des Hohlraums verifiziert werden. Diese Analyse wurde von *Selbmann et al.* am Fraunhofer ENAS in Chemnitz durchgeführt [Sel19]. Der Querschnitt einer Bond-Grenzfläche mit $d_{\text{par}}=500\ \text{nm}$, $\vartheta_B = 290\ \text{°C}$ und $\Delta p_B = 2000\ \text{mbar}$ ist in Abb. 6.2.2 (a) dargestellt. Am Boden des $1\ \mu\text{m}$ hohen Hohlraums wurde zusätzlich zu einigen Verbindungsfäden erstarrtes Parylen-C gefunden. Schlussfolgernd fand entweder ein Abtropfen des geschmolzenen Parylens vom Deckelwafer oder eine Berührung der Wafer am Hohlraum, verursacht durch den Anpressdruck, oder eine Kombination von beidem statt. Zur Vermeidung der Aufschmelzung wurde anschließend eine Bondtemperatur leicht unterhalb der Schmelztemperatur von Parylen gewählt. Das Bondverfahren wurde dahingehend geändert, dass das Bonden mit der Oberseite des Wafers auf dem Kopf durchgeführt wird, wobei die externe Belastung von der Seite des Bauelementwafers aufgebracht wird. Eine Zusammenfassung der wichtigsten Bondparameter ist in Tabelle 6.2.1

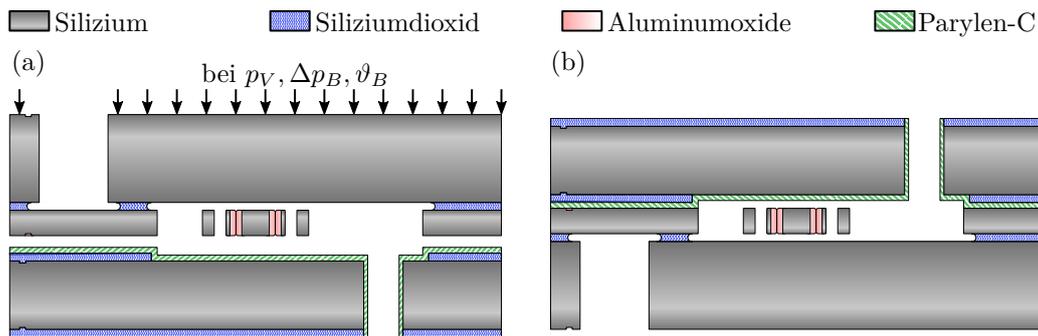


Abbildung 6.2.3: Prozessfluss des Waferklebverfahrens von Deckel- und Bauelementwafer mit Parylen-C als Klebeschicht (nicht maßstabsgetreu). (a) Bondvorgang unter Parameter gelistet in Tabelle 6.2.1. Deckelwafer wird auf den Kopf gestellt, um tropfen von Parylen-C auf Bauelementwafer zu verhindern. (b) Vereinzelter Chip mit frei beweglichen NED-Aktoren.

aufgelistet.

Abbildung 6.2.3 stellt schematisch den etablierten Wafer-zu-Wafer-Bondprozess unter Verwendung des bewerteten Klebverfahrens mit Parylen-C dar, welcher die folgenden Schritte beinhaltet.

- (a) \Rightarrow Platzierung beider Wafer in Vakuumkammer bei 10^{-4} mbar Atmosphärendruck, was die Bildung von eingeschlossenen Gashohlräume an der Grenzfläche und Oxidation des Parylen verhindert.
- \Rightarrow Ausrichtung der Wafer mittels Infrarot-Transmissionsmikroskop, basierend auf bestehenden Justiermarken. Ausrichtungsgenauigkeit typischerweise 1-3 μm , danach Fixierung mit Hilfe eines Spannrahmens. Verunreinigungen oder Partikel können in diesem Stadium eine Fehlausrichtung verursachen, was zu einigen Durchläufen dieses Verfahrens führt.
- \Rightarrow Erwärmung der Kammer auf ϑ_B und Aufbringen des Anpressdrucks von Δp_B auf Bauelementwafer.
- \Rightarrow Kontakt für 30 min. bei Δp_B . Oberhalb der Glastemperatur entsteht, bedingt durch die Viskositätsänderung, ein enger Kontakt mit der Oberfläche des Bauelementwafers, welcher Partikel und Unregelmäßigkeiten < 500 nm einschließt. Scherkräfte können während des Kontakts zu einer relativen Verschiebung der Wafer zueinander führen, wodurch sich die Fehlausrichtung vergrößert. Trotz guter optischer Justage wird im erhitzten Kontakt in der Regel ein realistischerer Wert von > 10 μm erreicht. Während der anschließenden Abkühlung der Kammer wird der Kontaktdruck stetig reduziert, um einen innigen Kontakt während der Erstarrung des Parylen-C zu gewährleisten.
- (b) \Rightarrow Sägen des Wafers \rightarrow Vereinzlung der Chips.

Das Ergebnis eines erfolgreichen Bondvorgangs ist in Abbildung 6.2.2 (b) gezeigt. Im Graustufenbild, aufgenommen mittels Infrarot-Transmissionsmikroskopie, ist der gebondete 200 mm Wafer mit 191 Bauelementen von der Seite des Deckelwafers aus zu sehen. Die Graustufenstreifen, hauptsächlich sichtbar am Waferrand, entstehen durch Schichtdickenschwankung des Parylen-C bei der Abscheidung. Die kreisförmigen Streifen werden durch Partikeleinschlüsse verursacht. Hervorzuheben ist, dass sich nur wenige kontaminierende Partikel an der Position

Tabelle 6.2.1: Schlüsselparameter für das Waferbonden mit Parylen-C als Klebeverbindung.

Parameter	Symbol	Wert
Zielschichtdicke	d_{par}	500 nm
Vakuum Absolutdruck	p_{vac}	10^{-4} mbar
Bondtemperatur	ϑ_B	280 °C
Bondanpressdruck	Δp_B	2000 mbar
Bondzeit	t_B	30 min.

der Pumpen selbst befinden. In diesem Stadium ist die Bearbeitung auf Wafer-Ebene abgeschlossen und der Wafer wird mechanisch gesägt, wobei die Bauelemente in der Aufbau- und Verbindungstechnik zu Chips vereinzelt werden.

6.3 Chip-Design und Layout Erstellung

Die 16 Parametervariationen der Mikropumpe (Kap. 5.4.6) wurden aus Gründen der Kosten- und Ressourcenersparnis auf einem 10.25 mm x 10.25 mm Chip, inklusive Rand für Ritzgräben, arrangiert und gefertigt. Mit diesen Abmaßen war es möglich, den zur Verfügung stehenden Raum des Maskensubstrats vollständig zu nutzen und vier Masken auf einem Substrat unterzubringen. Layout- und Technologieentwicklung fanden parallel statt.

Abbildung 6.3.1 (a) zeigt eine Übersicht des Chip-Designs der Bauelementschicht, dargestellt aus den überlagerten Masken der Justagemarken, gefüllten Isolationsgräben und der offenen Grabenätzung. Zu erkennen sind die einzelnen Mikropumpen sowie die kreisförmigen elektrischen Kontaktpads, welche auf einem 17 x 17 basierendem Standard-Raster für die Kontaktierung per Kontaktpins angeordnet sind. Die Freiflächen zwischen den kreisförmigen Kontaktpads dienen zum elektrischen Massenbezug der Bauelementschicht (Abb. 6.1.1). Gesägt werden die Chips entlang der „Ecken“-Strukturen (Abb. 6.3.1). Der gesamte Maskensatz umfasst sechs Masken in der Standard- und sieben Masken in der erweiterten-Technologie. Sämtliche Layouts dieser Arbeit wurden in der CAD-Software Autodesk AutoCAD 2018 erstellt und anschließend in das Format der Fotomasken konvertiert.

Ein vergrößerter Ausschnitt des Maskensatzes der Standard-Technologie für die Pumpenkonfiguration ($N_{\text{act}} = 4, N_{\text{kam}} = 1$) ist in Abb. 6.3.1 (b) dargestellt. Die an den elektrischen Kontaktpads entstehende Membran (Abb. 6.1.1) wird durch verzahnte Al_2O_3 -Isolationsgräben in der Bauelementschicht verankert. Aus Stabilitätsgründen besteht in diesem Bereich keine direkte Bondverbindung mit dem Deckelwafer. In der erweiterten Technologievariante sind die p-Si gefüllten Kontaktgräben in einem Bereich innerhalb des Kontaktpads angeordnet. Darüber hinaus ändert sich in dieser Version die Substrat-Öffnungsmaske von einer kreisförmigen Öffnung zu einer ringförmigen Öffnung (nicht gezeigt). Die mittleren Aktor-Elektroden werden über Zuleitungen in der Bauelementschicht mit dem elektrischen Potential vom Kontaktpad versorgt. Die Potentialtrennung geschieht über offene Gräben, welche sich ca. 50 μm vor der Pumpe in gefüllte

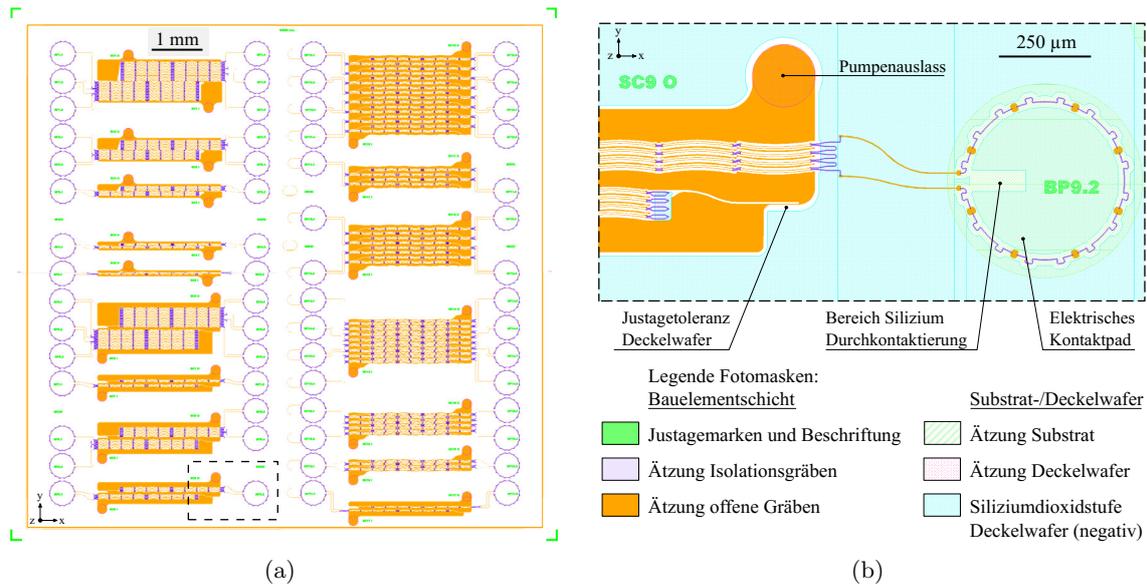


Abbildung 6.3.1: (a) Übersicht Chip-Design der Bauelementschicht für die Realisierung der 16 zu untersuchenden Parametervariationen der Mikropumpen. (b) Detail aus Maskenlayout für die Pumpe ($N_{act} = 4$, $N_{kam} = 1$).

Gräben abwechseln. Um eine bei der Ätzungen offener Gräben (Abb. 6.1.1, Prozessschritt (e)) prozessbedingte Überätzung zu kompensieren, wurde in der entsprechenden Maske eine Toleranz von 500 nm berücksichtigt. Abbildung 6.3.1 (b) zeigt zusätzlich die invertierte Maske zur Erzeugung der SiO_2 -Stufe. Die oben beschriebene Justagetoleranz während des Bondvorganges, wird im Design mit einem Bereich bis zu 20 μm Abstand zwischen Bondinterface und kritischen Strukturen berücksichtigt, um das Bonden der beweglichen Strukturen zu verhindern.

In den Pumpen mit $N_{kam} = 1$ werden bis zu 8 NED-Aktoren ($2 \times N_{act}$) pro elektrischen Kontaktpad versorgt. Bei den Pumpen mit $N_{kam} = 2$ sind es lediglich 4 NED-Aktoren pro Kontaktpad.

Kurzschlussproblematik und Technologieentwicklung

Während der elektrischen Charakterisierung der ersten mit Standard-Technologie prozessierten Scheiben (Kap. 6.1), wurde ein Komplettausfall der NED-Aktoren festgestellt, verursacht durch elektrische Kurzschlüsse. Als Ursache konnten die Anschlussstellen der Spacer zum Elektrodenspalt lokalisiert werden. Infolge dessen fand eine genauere Untersuchung, anschließende Maßnahmen zur Problembehebung sowie eine Technologieentwicklung basierend auf statistischen Methoden zur perspektivischen Vermeidung von Zellmodifikationen statt. Diese werden in Anhang D kurz diskutiert. Als Gegenmaßnahmen wurde eine Anpassung des Aktordesigns mit lokaler Vergrößerung der Elektrodenspalte an der Anschlussstelle zum Spacer implementiert sowie die Anpassung des Grabenrezepts bei der Spacer-Ätzung für nahezu parallele Seitenwände.

7 Experimentelle Charakterisierung der Bauelemente

Dieses Kapitel umfasst die experimentelle Charakterisierung der neuartigen Mikropumpen sowie den Vergleich mit den Vorhersagen aus der Modellbildung (Kap. 5). Der Schwerpunkt liegt hier auf dem Funktionsnachweis des lateralen Pumpprinzips in Novec7100 und Luft als Fördermedium. Weitere Untersuchungen beinhalteten die Überprüfung der Modularität der Mikropumpen sowie die experimentelle Bestimmung der Kennlinien der frequenz- und gegendruckabhängigen Flussrate und deren Vergleich mit den Modellvorhersagen. Eingangs werden prozessbedingte Eigenschaften der Mikropumpen sowie die Charakterisierung der NED-Aktoreinheit diskutiert. Zu Beginn der jeweiligen Abschnitte werden kurz die verwendeten Materialien und Messmethoden vorgestellt.

7.1 Optische und elektrische Charakterisierung

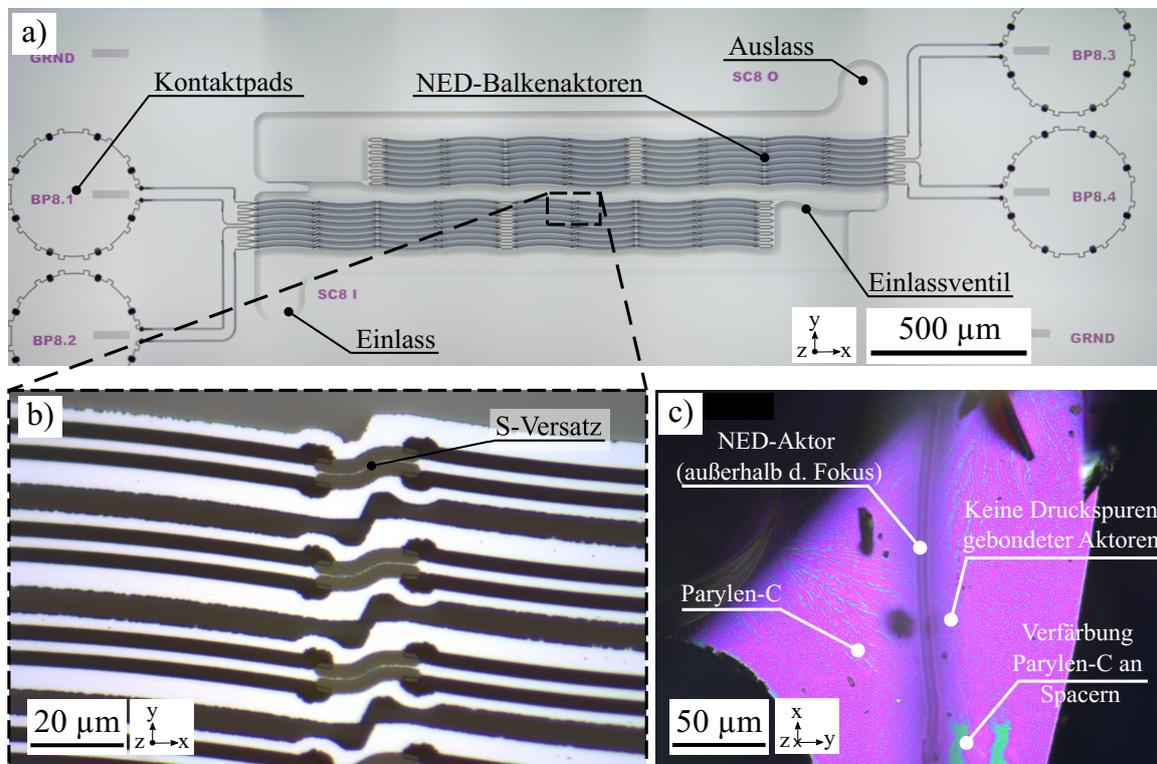


Abbildung 7.1.1: Optische Kontrolle gefertigter Strukturen. (a) Pumpe mit Konfiguration ($N_{act} = 8, N_{kam} = 1$) ohne Deckelwafer. (b) Vergrößerung der Aktoroberseite mit S-Versatz. Identifizierung leicht angerauter Elektroden. (c) Geöffneter Chip nach Deckelbonden. Fokussierung auf Parylen-Schicht.

Sowohl nach der Fertigung des Bauelementwafers, als auch nach dem Deckelwaferbonden werden die Bauelemente in der Regel optisch (Leica DM 8000 M Mikroskop [Lei20]) und elektrisch (Agilent B2912A SMU [Key20]) überprüft und vom Herstellungsprozess abhängige Eigenschaften untersucht. Dabei wird auf optische Auffälligkeiten geachtet sowie auf die Beweglichkeit der Aktoren und Ventile. Ein fehlerfreies Bauelement sollte weder feststellbare Anomalien wie beispielsweise Ätzhfehler, noch sprunghaftes oder auffälliges Verhalten in der elektrischen Charakterisierung aufweisen. Für die Überprüfung der Aktorbeweglichkeit wurden einige Chips in einem nicht zerstörungsfreien Verfahren geöffnet und die Parylen-C-Bondschiicht auf Druckstellen oder Beschädigungen untersucht sowie mit einem Nadelprober eine manuelle Auslenkung der Aktoren durchgeführt.

Abbildung 7.1.1 zeigt die Bauelementschicht einer Pumpenstruktur vor (Abb. 7.1.1 (a),(b)) und nach dem Bonden (Abb. 7.1.1 (c)). Auf der Oberseite sind nach der Fertigung keinerlei Anomalien zu erkennen. Die Vergrößerung zeigt leicht angeraute äußere Elektroden. Eine Separation der Elektroden durch die Spacer ist erkennbar, wird jedoch aufgrund des in Kapitel 6.3 beschriebenen Kurzschlussproblems durch die elektrische Charakterisierung verifiziert.

Abbildung 7.1.1 (c) zeigt die Parylen-C-Bondschiicht eines geöffneten Mikropumpenchips. Hier sind keine Druckspuren gebondeter Aktoren zu erkennen. Im Bereich der Spacer weist die Verfärbung auf einen geringen Schichtdickeinunterschied des Parylen-C hin, eine Beschädigung ist hier jedoch nicht zu erkennen. Die Beweglichkeit der Aktoren konnte nachgewiesen werden. Damit ist zugleich das Gelingen eines erfolgreichen Bondvorgangs von Bauelement- und Deckelwafer nachgewiesen, weil die Aktoren andernfalls mechanisch nicht frei beweglich wären.

Elektrische Charakterisierung und Isolationsverhalten

Bei allen gefertigten Chips wurde eine elektrische Verbindung zwischen Substrat und den Bereichen der Bauelementschicht, ausgelegt für die elektrische Erdung (Massenbezug), festgestellt. Als Grund konnte eine Verbindung über den Chiprahmen identifiziert werden, welche durch feine Späne beim mechanischen Sägen des Wafers entstanden sind. Folglich wurde der Massenbezug direkt über das Substrat des Bauteilwafers hergestellt und somit eine getrennte Potentialbelegung von Massenleitung und Substrat nicht möglich.

Das Isolationsverhalten und die elektrische Durchschlagfestigkeit der NED-Aktoren sowie der gefüllten Gräben wurde über die Aufnahme der I-V-Kennlinien bis leicht oberhalb von $U_{\max} = U_{\text{IPI}} \approx 373 \text{ V}$ (Tab. 5.3.2) bestimmt. Dabei wurde der Leckstrom in Abhängigkeit von der angelegten Gleichspannung aufgenommen. Die Kennlinien ausgewählter Strukturen sind in Abb. 7.1.2 gezeigt. Die mit Al_2O_3 -gefüllten Gräben, gemessen anhand von Teststrukturen, zeigen ein nahezu ohmsches Widerstandsverhalten (Abb. 7.1.2 (a)). Bei etwa 300 V beträgt der Widerstand 47 G Ω . Oberhalb von $U \approx 315 \text{ V}$, wurde bei allen gemessenen Teststrukturen ein sprunghafter Anstieg des Stroms gemessen, welcher mit einer optischen Modifikation der Struktur einherging und auf eine permanente Verbindung der Elektroden deuten lies. Als elektrischer Kurzschluss wird hier das Phänomen einer nicht reproduzierbaren I-V-Kennlinie mit signifikant verringertem elektrischem Widerstand bezeichnet. Aus der Literatur lässt sich eine Durchbruch-

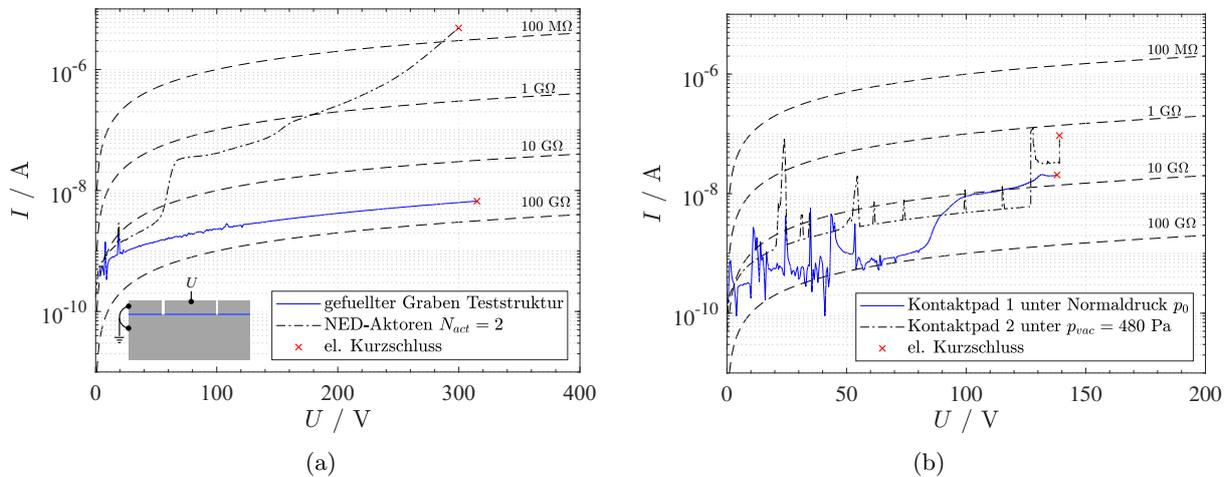


Abbildung 7.1.2: Strom-Spannungskennlinien ausgewählter Strukturen (Einzelmessungen). Gestrichelte Linien ermöglichen den Vergleich zu festen ohmschen Widerstandswerten. (a) Isolationsverhalten gefüllter Gräben u. NED-Aktoren. Einschub zeigt elektrische Kontaktierung, Substrat und Bauelementschicht sind über Chiprand verbunden. (b) Untersuchung Kurzschlussproblematik an elektrischen Zuleitungen.

feldstärke von ALD- Al_2O_3 von ca. $500 \text{ V}\mu\text{m}^{-1}$ [Kol00] entnehmen, was deutlich über dem hier bestimmten Wert von $\approx 130 \text{ V}\mu\text{m}^{-1}$ liegt. Gründe für die geringe Belastbarkeit können eine nicht vollständige Füllung der Gräben, elektrische Feldüberhöhung durch nicht plane und raue Seitenwände sowie nicht vollständig ausgebildete Oxidwände sein.

Bei den Aktoren zeigte sich ein anderes Bild. Fast alle vermessenen Strukturen wiesen eine sprunghafte Stromüberhöhung im Bereich $\approx 130 \text{ V}$ bis 250 V auf, gemessen in Luft, welche zu einem irreversiblen Kurzschluss führte. Die daraus resultierende zu geringe Antriebsspannung stellt eine signifikante Limitierung für die Funktionalität der Bauelemente dar, weshalb das zugrundeliegende Problem näher untersucht wurde. Die zur Ursachenanalyse durchgeführten Maßnahmen beinhalteten:

- a) Ausschlussuntersuchung elektrischer Durchschlag der Luft im Spalt
 \Rightarrow Aufnahme Kennlinie bei verringertem Umgebungsdruck.
- b) Untersuchung der defekten Pumpenstruktur im Infrarotmikroskop [Opt20] mittels Lock-In Thermografie [Bre10] \Rightarrow Lokalisierung der Kurzschlussstelle.
- c) Untersuchung möglicher Kurzschlussstellen im REM.

Zugehörige I-V-Kennlinien der Maßnahme a) sind in Abb. 7.1.2 (b) dargestellt. Gemessen wurde dieselbe Pumpenstruktur an zwei benachbarten Kontaktpads, jeweils bei Umgebungsdruck $p_{\text{atm}} = 10^5 \text{ Pa}$ und bei verringertem Umgebungsdruck von $p_{\text{vac}} = 480 \text{ Pa}$. In beiden Fällen kam es bei $\approx 138 \text{ V}$ zu einem Kurzschluss. Ebenso deutet das sprunghafte Verhalten der Kennlinie bei geringer Spannung ($U < 100 \text{ V}$) auf einen anderen Effekt hin als einen Durchbruch der Luft. Als Ursache konnte mittels Lock-In Thermoografie der Kurzschluss an den offenen Gräben (Kap. 6.3) der elektrischen Zuleitungen lokalisiert werden. Dies ist für einen exemplarischen Fall in Abb. 7.1.3 dargestellt. An nahezu allen während der elektrischen Charakterisierung kurzgeschlossenen

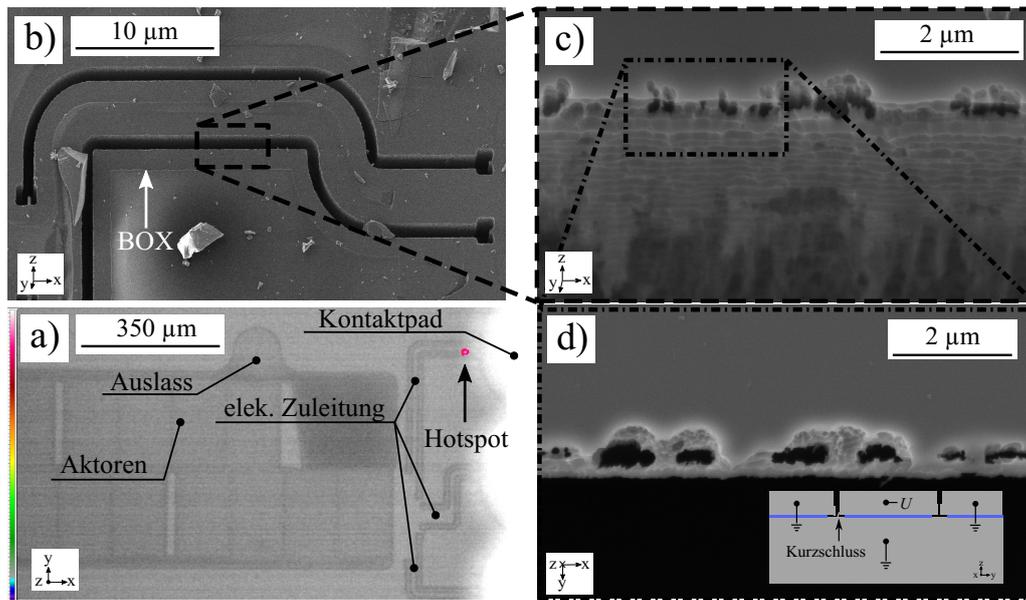


Abbildung 7.1.3: Untersuchung Kurzschlussproblematik an offenen Gräben der elektrischen Zuleitungen. (a) Lock-In Thermografieaufnahme mit lokalisiertem Hotspot an Kurzschlussstelle. (b) REM-Aufnahme. Einsicht durch Substratöffnung. Releaseätzung BOX-Schicht erkennbar. (c) Schrägansicht offener Gräben der Zuleitung, herstellungsbedingte unregelmäßige Ätzung, doppelte Seitenwand. (d) Doppelte Seitenwand an Verbindungsstellen gehalten, verursachen bei kritischer Feldstärke eine Verbindung (Kurzschluss) zum Substrat. Schematisch in Skizze dargestellt.

Strukturen lag die Ursache an einer permanent geschaffenen Verbindung an den Zuleitungen. Weiter wurde die Verbindung zwischen der potentialtragenden Zuleitung und geerdetem Substrat identifiziert. Der Chip wurde von der Substrat-Seite geöffnet und die Zuleitungen im REM untersucht. Abbildung 7.1.3 (b) zeigt die offenen Gräben der Zuleitungen. In den vergrößerten Abbildungen 7.1.3 (c) & (d) wird unregelmäßige Ätzung der Grabenwand deutlich. Zu erkennen ist eine Art „zweite Wand“, welche nur durch Silizium-Verbindungen von einigen Nanometern Breite gehalten wird (Abb. 7.1.3 (d)).

Aus den Ergebnissen schlussfolgernd wird davon ausgegangen, dass bei steigender elektrischer Spannung, die Feldstärke (d.h. elektrostatische Kraft) zwischen Zuleitung und Substrat einen kritischen Wert erreicht, welche die gering befestigten Wände abbrechen lässt und eine permanente Verbindung der Elektroden schafft. Die These wird weiterhin durch das sprunghafte Verhalten der I-V-Kennlinie bei geringen Spannungen gestützt. Hier kann es zu einem Ausbrennen bereits kleiner Verbindungen / Partikel im Spalt kommen. Damit ist das Verbrennen von kleinen Partikeln aufgrund der durch den elektrischen Strom erzeugten Joule’schen Wärme gemeint [Dem13]. Als Ursache für die Problematik wird von einer durch die Standardtechnologie (Kap. 6.1) bedingte gleichzeitige Grabenätzung mit deutlich verschiedenen Aspektverhältnissen (Mikrokanäle, Elektrodenspalte und Zuleitungen), wie bereits in der Untersuchung in Kapitel 6.3 ausgegangen. Aufgrund der oben angesprochenen permanenten Verbindung von Masseleitung und Substrat, blieb eine getrennte Potentialbelegung dieser und somit eine Verminderung der Problematik, durch z.B. ein schwebendes Potential des Substrats verwehrt.

In einigen wenigen Fällen konnten Aktorstrukturen bis nahezu 300 V elektrisch vermessen

werden, bevor ein Kurzschluss auftrat. Dabei wiesen die Bauelemente, hergestellt mit der erweiterten Technologie (Anh. D.2) eine höhere elektrische Belastbarkeit auf. Die Kennlinie einer ausgewählten Struktur mit $N_{act} = 2$, dargestellt in Abb. 7.1.2 (a), zeigt ein nicht-ohmsches Isolationsverhalten auf, mit abnehmendem Widerstand und exponentiellem Anstieg für Spannungen $U > 200$ V (hier in halblogarithmischer Darstellung). Abhängig von dem Spaltabstand und der Feldstärke dominieren in diesen Bereichen zunehmend nichtlineare Transportprozesse im Spalt, wie z.B. den durch Feldemission auftretenden Fowler-Nordheim Tunnelstrom zwischen den Elektroden [Fow28], [Kai16], [Sch00].

Die aus den Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse spielen eine entscheidende Rolle in der weiterführenden fluidischen Charakterisierung der Pumpen, da sich insofern eine Beschränkung in der Auswahl von fluidischen Fördermedien (Stichwort: Permittivität) ergibt. Aufgrund der systemkompatiblen Permittivität sowie für die Charakterisierung günstigen Eigenschaften (Kap. 5.3 elektrotechnische Rahmenbedingungen) von Novec7100 als Fördermedium, wird folglich die maximale Antriebsspannung auf $U_{fl} = 130$ V gesetzt, was einer äquivalenten Spannung von $U = 341.7$ V im Medium Luft entspricht (Gl. 4.15). Im Maximum können aufgrund der quadratischen Relation des Antriebs somit bis zu 71% der jeweiligen Leistungsparameter (Tab. 5.3.2) zugänglich gemacht werden. Durch das gewählte Design sind die Zuleitungen dabei nicht im Kontakt mit dem Fördermedium (Abb. 6.3.1) und erfahren keine Kraft höher als $F_{el}(U = 130$ V), was eine einheitliche Charakterisierung verschiedener Chips gewährleistet. Das Betreiben der Strukturen leicht unterhalb von $U < U_{IP1}$ wirkt zusätzlich einem Bauteilversagen entgegen.

Wird zukünftig der Herstellungsprozess wie in Kapitel 6 beibehalten, muss die Limitierung der Durchbruchfeldstärke gefüllter Gräben sowie die Kurzschlussproblematik der elektrischen Zuleitungen in der Auslegung der NED-Aktoren mit einer geringeren Antriebsspannung berücksichtigt werden. Eine Alternative kann dabei die im Anhang D.3 vorgestellte separate Herstellung des Elektrodenspaltes und offenen Gräben mit kleinem Aspektverhältnis sein. In diesem Fall kann die Dauer der Ätzung individuell auf das Aspektverhältnis angepasst werden, was folglich eine Überätzung, einen Notching-Effekt oder die Ausbildung von Strukturen wie in Abb. 7.1.3 minimiert oder gar verhindert. Eine Zusammenfassung der prozessbedingten Eigenschaften der gefertigten Strukturen ist in Tabelle 7.1.1 aufgelistet.

Tabelle 7.1.1: Zusammenfassung prozessbedingter Eigenschaften.

Eigenschaft	Wert	Bemerkung / Limitierung
max. Spannung U in Luft	≈ 315 V	$> U \rightarrow$ elekt. Durchbruch gefüllter Gräben
max. Spannung U_{fl} in Novec7100	130 V	festgelegt nach Problem an Zuleitungen
Durchbruchfeldstärke gefüllter Gräben	≈ 130 V/ μm	
Isolationswiderstand gefüllter Gräben	≈ 47 G Ω	bei 315 V
Isolationswiderstand offener Gräben	≈ 60 M Ω	bei 300 V
Bezug Massenpotential	-	über Substrat statt ü. Kontaktpad

7.2 Charakterisierung der Aktoreinheit

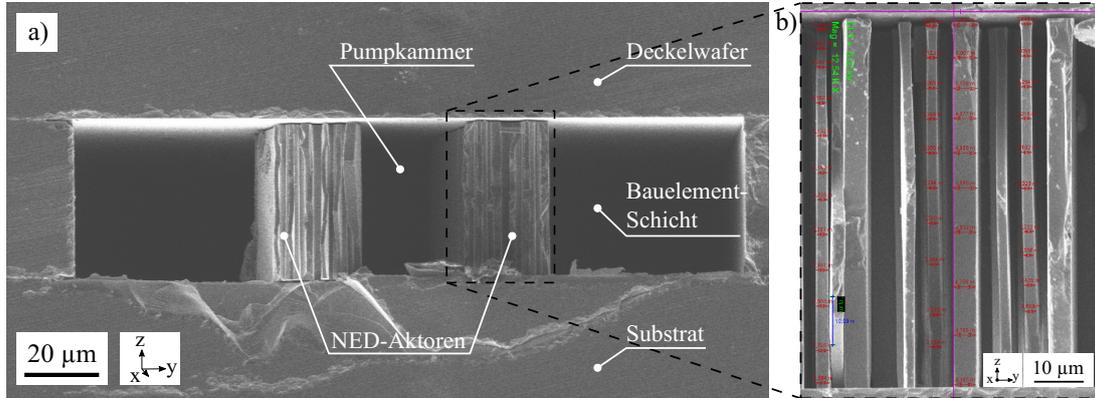


Abbildung 7.2.1: Senkrecht zur Längsachse der Aktoren gesägter Chip, zur Bestimmung der gefertigten Strukturbreiten. (a) Übersicht der Pumpe mit Konfiguration ($N_{act} = 2, N_{kam} = 1$). (b) Strukturbreitenmessung an mind. 10 Stellen entlang z -Richtung.

Die Charakterisierung der NED-Aktoren erfolgte vor dem Bonden des Deckelwafers und beinhaltet die Bestimmung der steuerspannungsabhängigen lateralen und vertikalen Auslenkungskennlinien sowie der Frequenzantwortkurven zur Abgrenzung des quasi-statischen Bereichs der Aktoren. Anhand der Untersuchungen wird ein Rückschluss auf die Validität und Aussagefähigkeit des entwickelten Aktor-FEM Modells gezogen.

Sämtliche Messungen erfolgten in Luft am digital holographischen Mikroskop (DHM). Im Vergleich zum klassischen Lichtmikroskop beruht das Prinzip auf der Holografie, bei welcher im allgemeinen mit kohärentem Laserlicht ein Intensitätsbild erzeugt, sowie die Phaseninformation des Messobjektes über einem geteilten Strahlengang aus Objekt- und Referenzstrahl konstruiert wird. Die Informationen werden mittels CCD-Kamera aufgezeichnet und am Rechner verarbeitet. Dabei kann eine vertikale Auflösung von < 1 nm unabhängig von der verwendeten Mikroskopvergrößerung erreicht werden [Kai16], [Sto16]. Für eine ausführliche Beschreibung zur digitalen Holografie wird auf die weiterführende Literatur verwiesen [Cuc99], [Kim11].

Tabelle 7.2.1: Elektroden-, Elektrodenspalt- und Ventilbreiten aus Querschnittuntersuchung im REM.

Struktur	Designwert	Mittelwert Messung \bar{t}_i	σ_{SD}	$\bar{t}_i + \sigma_{SD}$	$\bar{t}_i - \sigma_{SD}$
Obere Elektrode	3.46 µm	2.09 µm	0.17 µm	2.26 µm	1.92 µm
Mittlere Elektrode	3.00 µm	2.33 µm	0.18 µm	2.51 µm	2.15 µm
Untere Elektrode	5.83 µm	5.26 µm	0.49 µm	5.75 µm	4.77 µm
Elektrodenspalt	2.50 µm	2.73 µm	0.30 µm	3.03 µm	2.45 µm
Klappenventile	4.00 µm	3.48 µm	0.27 µm	3.75 µm	3.21 µm

Um Experiment und Simulation vergleichen zu können, ist eine Anpassung der Modellgeometrie an die real gefertigte Struktur notwendig. Hierfür dienten prozessierte Pumpenchips, die senkrecht zur Längsachse der Aktoren gesägt waren. Mit diesen Chips erfolgten die Aufnahme und Vermessung der Elektroden- und Elektrodenspaltprofile im REM. Im konkreten Fall wurde die Breite t_i der jeweiligen Struktur an mindestens 10 Positionen sowie an 3 verschiedenen Aktoren entlang der z -Richtung gemessen. Das Vorgehen ist repräsentativ in Abb. 7.2.1 gezeigt und

die Ergebnisse der Auswertung in Tab. 7.2.1 zusammengefasst. Entlang der Elektroden ist ein deutlicher Unterschied in den Strukturbreiten zu erkennen. Die Elektrodenspalte weisen ein sich verjüngendes Querschnittsprofil auf (Anh. D.1), wohingegen die Elektroden eher ein sich nach unten weitendes trapezförmiges Profil besitzen. Aus den Messdaten wird ein entsprechender Mittelwert \bar{t}_i und die Standardabweichung σ_{SD} der jeweiligen Struktur gebildet. Im Vergleich zum Design ist eine deutliche Verringerung der Strukturbreiten ersichtlich, welche im Fall der oberen Elektrode bis zu -40% betrug. Entlang des gemessenen Profils beträgt die Schwankungsbreite zusätzlich $\approx 10\%$.

Über die Mittelwerte lässt sich ein entsprechender Modellbereich bilden, welcher durch die Grenzen der Geometrien mit $\bar{t}_i + \sigma_{SD}$ und $\bar{t}_i - \sigma_{SD}$ beschränkt ist. Das bedeutet, es wird einmal der Fall eines steiferen Aktors ($\bar{t}_i + \sigma_{SD}$) mit vergrößertem Elektrodenspalt und einmal ein weicherer Aktor ($\bar{t}_i - \sigma_{SD}$) simuliert. Im Anschluss bestimmte Kenngrößen der realen Struktur sollten demnach innerhalb dieser beiden Grenzen liegen. Für die Simulationen werden die Geometrien der FEM-Modelle aus Kapiteln 5.3.1 und 5.4 angepasst, entsprechend der vertikalen und lateralen Bewegungssimulation. Modelliert wird weiterhin nur ein NED-Balkenaktor, da von einer äquivalenten Arbeitsweise ausgegangen wird (Kap. 5.4). Weiterführende Informationen zum FEM-Modell sind in Anhang A.3 aufgeführt.

Resonanzfrequenz: Für den Vergleich mit statischen Simulationsergebnissen der NED-Aktoren erfolgt die Eingrenzung des quasi-statischen Bereichs anhand der Frequenzantwort der Aktoren. Im folgenden werden die Auslenkungskennlinien der Aktoren ebenfalls bei statischer Anregung bestimmt. In einem Frequenz-Sweep wurde bei schrittweiser Erhöhung der Anregungsfrequenz die frequenzabhängige Auslenkung $w_y(U, f)$ aufgenommen. Die Eingrenzung des quasi-statischen Bereichs kann anhand der Vergrößerungsfunktion V erfolgen, welche das Verhältnis aus dynamischer- zu statischer Auslenkung ($w_{y,stat}$) angibt. Im quasi-statischen Bereich ist $V \approx 1$ [Kai16],[Meh00],[Sto16].

$$V(f) = \frac{w_y(U, f)}{w_{y,stat}(U)} \quad (7.1)$$

Um die Auslenkungsüberhöhung beim Durchgang der Resonanzfrequenz zu messen, wurde die Kurve mit einer Vorspannung von $U_{dc} = 10$ V und Peak-Peak Wechsellspannungsamplitude von nur $U_{ac} = 40$ V im Spannungssignal (Gl. 7.2) aufgenommen.

$$U(t) = U_{dc} + U_{ac} \sin(2\pi ft) \quad (7.2)$$

Repräsentativ ist $V(f)$ für die Konfiguration mit ($N_{act} = 1$), in Abb. 7.2.2 dargestellt, für die bei $f = f_{res} = 60.8$ kHz sowie $0.5f_{res}$ entsprechende Resonanzen auftreten. Die Resonanz bei $0.5f_{res}$ lässt sich durch die Abhängigkeit der elektrostatischen Kraft zum Spannungsquadrat (Gl. 4.14) zusammen mit Gl. (7.2) und der sich daraus ergebenden Frequenzverdopplung beschreiben [Kai16]. Auf eine Ausführung wird an dieser Stelle verzichtet. Für $f < 29$ kHz ergeben sich Werte von $1 < V < 1.07$, was als quasi-statischer Bereich definiert werden kann.

Zum Vergleich sind die simulierten Resonanzfrequenzen der Modellgrenzen ebenfalls in

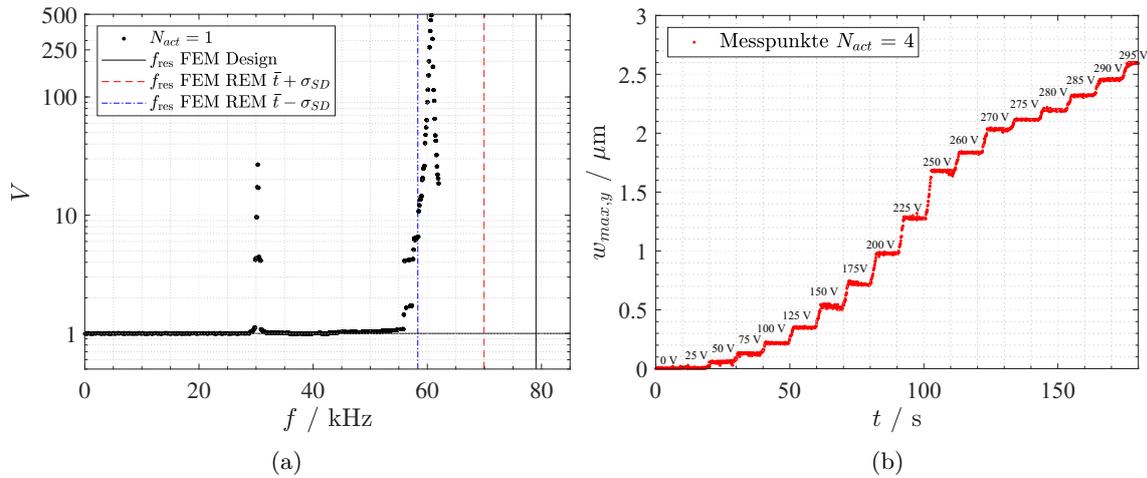


Abbildung 7.2.2: *Dynamisches Schwingungsverhalten und statische Auslenkung (a) Vergrößerungsfunktion (Frequenzantwort) für $N_{act} = 1$ und Vergleich mit Simulation. (b) Transiente Auslenkungskurve für $N_{act} = 4$ zur Verdeutlichung des elektrischen Signalverlaufs. Messung unter DHM, Auswertung in Tracker [Dou20].*

Abb. 7.2.2 aufgetragen. Der vermessene Aktorbalken liegt wie erwartet innerhalb dieser.

Auslenkungskennlinien: Die elektrische Ansteuerung erfolgte mit einer angepassten Stufenfunktion. Die größte darin enthaltene Flankensteilheit betrug 12.5 V/s mit anschließender Haltezeit von 8 s . In diesen Zeitbereichen kann von einer statischen Auslenkung der Aktoren ausgegangen werden. Gemessen wurde, soweit möglich, bis zu den eingangs beschriebenen Limitierungen in der Spannung. Die Auswertung der lateralen Auslenkung erfolgte anschließend in der Analyse Software *Tracker* [Dou20], in welcher die per Video aufgezeichneten Daten des Intensitätsbildes an einem festen Punkt entlang der Symmetrieachse (bei $L_a/2$) des Aktors verfolgt werden. Die Auslenkung des Aktorstapels mit $N_{act} = 4$, ist repräsentativ in Abb. 7.2.2 (b) dargestellt. Aus den Messpunkten der 8 s Haltezeit wird ebenfalls ein arithmetisches Mittel gebildet und die Standardabweichung bestimmt. Der Gesamtfehler eines sich pro Spannungswert errechneten Datenpunktes setzt sich schlussendlich aus der Standardabweichung sowie der Messunsicherheit des verwendeten $100\times$ -DHM-Objektives von $\Delta = 70 \text{ nm}$ [Epp14] zusammen. Fehler aus dem Video-Analyse Tool können aufgrund des im Nanometer liegenden Bereichs vernachlässigt werden.

Die Auswertung der Spannungs-Auslenkungskennlinien in y - und z - Richtung ist in Abb. 7.2.3 dargestellt. Unabhängig von der Anzahl der gestapelten Aktoren liegen deren Kennlinien nahezu identisch aufeinander, was auf eine äquivalente Arbeitsweise der Aktoren und Invarianz gegenüber der Stapelung schließen lässt. Für den Stapel $N_{act} = 4$ werden im Mittel um ca. -9% geringere Werte im Vergleich zu den anderen Strukturen gemessen. Im Rahmen dieser Arbeit ist diese Abweichung jedoch durchaus vertretbar und kann zukünftig durch eine größere Stichprobenmessung von Aktoren überprüft werden.

Im Vergleich zum Modellbereich liegen die gemessenen Werte nahe der Grenze des steiferen Aktors mit FEM-Geometrie ($\bar{t}_i + \sigma_{SD}$). Als Grund hierfür kann maßgeblich der kubische Ein-

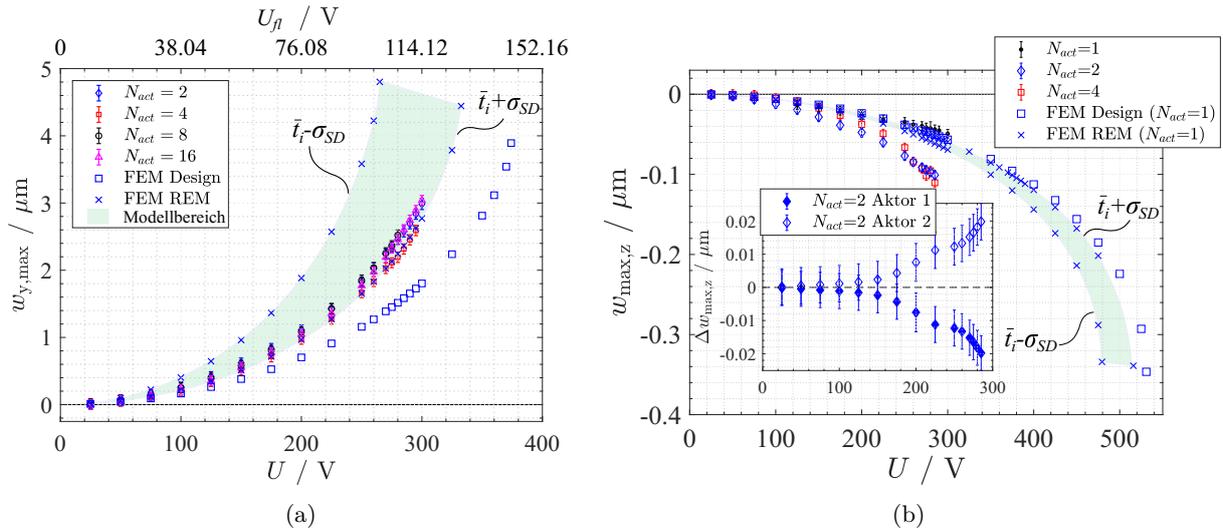


Abbildung 7.2.3: Statische Auslenkungs-Spannungskennlinien der NED-Aktoren gemessen in Luft. (a) Laterale Auslenkung verschiedener parallel gestapelter Aktoren. Vergleich mit FEM-Simulationen, Design (Abb. 5.3.8 b) und Modelldaten aus REM-Messung. Obere x-Achse gibt U_{fl} in Novec7100 an, für $\varepsilon_r(\vartheta = 23^\circ) = 6.914$ (Anh. A.3). (b) Vertikale Auslenkungskurven. Einschub y-Achse $\Delta w_{max,z} = w_{max,z,i} - \bar{w}_{max,z}$.

fluss (Gl. 5.4) auf das Flächenträgheitsmoment und dementsprechend auf die Biegesteifigkeit, verglichen zur quadratischen Abhängigkeit der elektrostatischen Kraft gefunden werden. Der Unterschied zur eingangs entworfenen, steiferen Geometrie verdeutlicht diesen Zusammenhang nochmals. Für äquivalente Steuerspannungen werden im Vergleich zum Design höhere Auslenkungen erreicht. Verständlicherweise kommt es durch eine weichere Struktur auch zur Verschiebung von U_{IP1} hin zu niedrigen Spannungen. Aus der Simulation wird für die Grenze ($\bar{t}_i + \sigma_{SD}$) eine maximal zulässige Antriebsspannung $U_{IP1} = 332.5 \text{ V}$ bestimmt, was in Novec7100 einer Spannung von $U_{fl} = 126.5 \text{ V}$ entspricht. Für die gefertigten Strukturen ist, aufgrund der im Modell getroffenen Annahmen, von einem leicht erhöhten Wert für U_{IP1} auszugehen, was den in Abschnitt 7.1 festgelegten Wert von $U_{fl} = 130 \text{ V}$ als maximale Steuerspannung zulässt. Bei dieser Spannung wird vom Aktor mit ($\bar{t}_i + \sigma_{SD}$) ein $\Delta V_a = 0.172 \text{ nL}$ erzeugt, was $\approx 16\%$ über dem Wert der entworfenen Balkenaktoren liegt (Tab. 5.4.2).

Tendenziell sind die hier erreichten Auslenkungen bei geringeren Antriebsspannungen vorteilhaft für den Betrieb des Bauelements, jedoch sollte dies zukünftig in der Herstellung bzw. im Entwurfsprozess berücksichtigt werden, um den Unterschied von Entwurf und gefertigter Struktur geringer ausfallen zu lassen.

Zur Vollständigkeit sind die Kennlinien der vertikalen Auslenkung einiger Aktorstapel in Abb. 7.2.3 (b) gezeigt. Für einen einzelnen Aktor findet sich eine gute Übereinstimmung mit dem simulierten Modellbereich. Für Aktorstapel mit $N_{act} > 1$ wurden höhere z -Auslenkungen bei äquivalenten Spannungen gemessen.

Sowohl das trapezförmige Querschnittsprofil der Elektroden als auch elektrische Randfelder, welche in der Simulation nicht berücksichtigt sind, haben einen Einfluss auf die Abweichung. Zum anderen gewinnt die Torsion des Aktors während der aktiven Auslenkung an Bedeutung (Kap. 5.3.1), was zu einer erhöhten z -Auslenkung führt. In der Simulation sind diese Effek-

te nicht explizit berücksichtigt. Der Einschub in Abb. 7.2.3 (b) zeigt eine Messung der aus Abb. 5.3.5 (b) vorhergesagten Torsion der Aktoren während der vertikalen Auslenkung. Für den Aktorstapel mit $N_{act} = 2$ wurde auf jeden Aktor jeweils ein Messpunkt gesetzt. Die in der y -Achse aufgetragene Abweichung $\Delta w_{\max,z} = w_{\max,z,i} - \bar{w}_{\max,z}$, entspricht der Differenz zwischen den Auslenkungen jedes Aktors (Index i) und der mittleren Auslenkung beider Aktoren. Dabei ist gut zu erkennen, dass sich ein Aktor im Vergleich zum Mittel hebt und der andere sich senkt, was einer Torsion um die Längsachse der des Aktorstapels entspricht.

Die entscheidende Aussage aus Abb. 7.2.3 (b) ist, dass für die hergestellten Strukturen nach wie vor $U_{VPI} > U_{IPI}$ gilt und somit die vertikale elektrische Instabilität die Antriebsspannung nicht zusätzlich limitiert.

Anhand der durchgeführten Untersuchung wird eine gute Übereinstimmung der Simulation mit realen Messwerten trotz Modellvereinfachungen gefunden, was die Validität des FEM-Modells bestätigt. Die Messergebnisse der Aktorik dienen zugleich dem experimentellen Nachweis der Funktionalität und erfolgreichen Implementation des entwickelten *S-Versatzes* zur Behebung der Zellverkürzungsproblematik (Kap. 5.3.2). Messungen an nicht gebondeten Bauelementen, eingetaucht in Novec7100, wurden aufgrund der hohen Flüchtigkeit des Novec7100 nicht durchgeführt, da sich die Ergebnisse bei vollständig gefüllten Elektrodenspalten entsprechend der in Abb. 7.2.3 (a) oberen x -Achse skalieren lassen. In der folgenden Charakterisierung kann von einer vollständigen Füllung der Elektrodenspalte mit der etablierten Füllprozedur (Anh. E.2) ausgegangen werden. Der Nachweis von vollständig gefüllten Elektrodenspalten wurde mit einem Öl experimentell untersucht und ist in Anhang E.3 beschrieben.

7.3 Fluidischer Aufbau, Instrumentation und Methodik

Zur fluidischen Charakterisierung der Mikropumpen wurde vorab ein entsprechender Aufbau konzipiert. Dieser Aufbau besteht aus einem individuell angepassten Gehäuse mit Chip-Fassung, sowie einer Messbank zur Montage der Fassung und anschließender elektrischer und fluidischer Kontaktierungsmöglichkeit. Die für die Charakterisierung verwendeten Messgeräte und Verfahren werden in den folgenden Abschnitten kurz erläutert.

Chip-Gehäuse

Eine einheitliche Chipgröße der Bauelemente von 10.25 mm x 10.25 mm x 1.1 mm gewährleistete eine konforme Nutzung des Aufbaus und des Chipgehäuses. Das Chip-Gehäuse soll dabei den Chip fest einspannen, einen dichten Verschluss zum fluidischen Ein- und Auslass herstellen sowie Zugang zu den elektrischen Kontakten des Chips schaffen. Ein weiterer Entwurfsaspekt galt dem leichten Auswechseln von fehlerhaften oder während der Messungen beschädigten Bauelementen. Von einer sonst in der AVT üblichen Klebtechnik wurde daher abgesehen [Ric98b], [Mes06]. Alle fluidischen Anschlüsse befinden sich auf der Oberseite des Chips und alle elektrischen Anschlüsse auf der Unterseite (Kap. 6.1), was eine einfache Integration der Chips in das Messsystem ermöglichte.

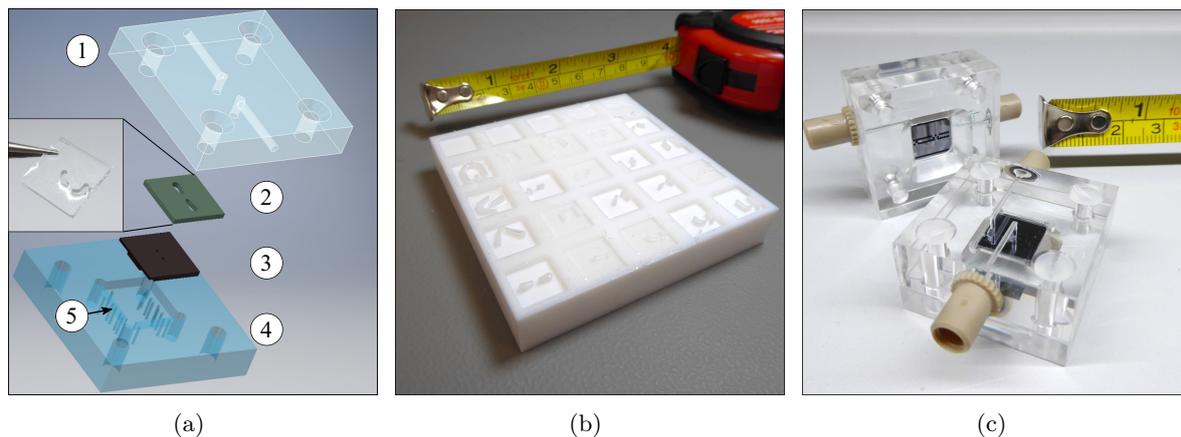


Abbildung 7.3.1: *Entwurfenes und gefertigtes Chip-Gehäuse zur fluidischen Bauelement-Charakterisierung. (a) CAD-Explosionsdarstellung: (1) Deckel mit Ein- und Auslasskanälen. (2) PDMS-Dichtmatte, Vergrößerung zeigt Fotografie. (3) Mikropumpenchip. (4) Bodenteil inkl. Chip-Fassung, sowie Öffnungen zur elektrischen Kontaktierung. (b) Fotografie der gefrästen PDMS-Abdruckform aus PTFE. (c) Fotografie des vollständig assemblierten Gehäuse mit Chip. Hier Bodenteil mit kegelförmiger-Öffnung zu Kontaktierung der Chips hergestellt mit Standard-Technologie.*

Das entworfene Chip-Gehäuse besteht aus zwei Teilen, einem Bodenteil inkl. der Fassung für den Chip und einem Deckel mit Kanälen für die Ein- und Auslasskontaktierung. Der Fluid-Anschluss an die Sensoren und Reservoirs erfolgte über sogenannte kegelförmige *NanoPorts*TM, welche an die entsprechenden Stellen des Deckels geklebt wurden. Zwischen Chip und Deckel wurde eine individuell gefertigte, 1 mm dicke, Dichtmatte aus Poly-dimethylsiloxane (PDMS) [Bra99], mit kanalartigen Aussparungen gelegt, welche die Fluid-Dichtheit zwischen Chip und Deckel erzielt. PDMS ist ein gerade in der Mikrofluidik häufig verwendetes Medium [McD02], da es eine kostengünstige und rapide Methode ist, individuell angepasste Testobjekte herzustellen. Das PDMS wurde dabei mittels bekannter Methoden [Sha16] in einer feinwerktechnisch gefrästen Abdruckform aus Polytetrafluoroethylene (PTFE), bekannt als Teflon, erzeugt. Dabei wurde für jeden Subchip eine eigene Abdruckform erstellt, gezeigt in Abb. 7.3.1 (b). Das Teflon ermöglicht durch seine hydrophoben Eigenschaften ein einfaches Ablösen des ausgehärteten PDMS aus dieser. Weiterhin soll in der hier verwendeten Nutzung die PDMS-Dichtmatte eine Leckage zwischen Ein- und Auslass über die Oberfläche des Chips verhindern und das Fluid von den Chipanschlüssen zu den Deckelanschlüssen leiten. Der Deckel wird an das Bodenteil geschraubt, was die PDMS-Matte fixiert und die Dichtheit erzeugt. Abbildung 7.3.1 (a) zeigt eine CAD-Explosionsdarstellung und Fotografie der PDMS-Dichtmatte und Abb. 7.3.1 (c) ein Foto assemblierter Gehäuse inklusive Chip, hergestellt mit der Standardtechnologie und PDMS-Dichtmatte. Das Bodenteil mit der quadratischen Chipfassung enthält eine kegelförmige Öffnung für den Zugang zu den elektrischen Kontakten des Chips. Boden sowie Deckel wurden aus durchsichtigem Poly-methylmethacrylat (PMMA), auch bekannt als Plexi-/Acrylglas gefertigt, um die optische Kontrolle des Chips und Position der PDMS-Dichtmatte auf dem Chip zu erleichtern.

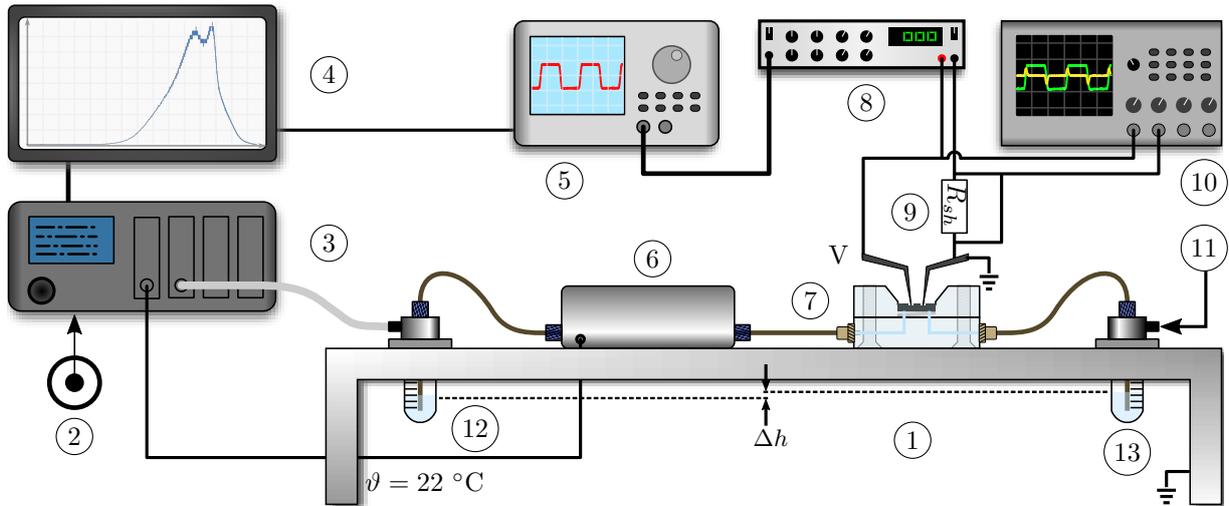


Abbildung 7.3.2: Schematische Darstellung des Messaufbaus der aktiven fluidischen Charakterisierung (nicht maßstabsgetreu). (1) Messbank mit magnetischer Oberfläche. (2) N_2 -Druckquelle. (3) Druckcontroller. (4) Mess-Rechner. (5) Funktionsgenerator. (6) Flussraten Sensor. (7) Bauelement im Chip-Gehäuse und Nadelprober Kontaktierung. (8) Verstärker. (9) Shunt-Messwiderstand. (10) Oszilloskop. (11) Anschluss für Gegendruck (vom Druckcontroller). (12) Flüssigkeit Vorratsreservoir. (13) Flüssigkeit Abfallreservoir.

Mikrofluidische Messbank

Der Versuchsaufbau ist schematisch in Abb. 7.3.2 skizziert. Auf der Messbank können die verwendeten Elemente wie Chip-Gehäuse, mikrofluidische Sensoren durch einfache Schraubfixierungen (Abb. 7.3.3) in Position gehalten werden. Die elektrische Kontaktierung erfolgte über Nadelprober mit magnetischem Fuß, welche an der Messbank mit paramagnetischer Oberfläche anhaften. Die Messbank selbst ist elektrisch geerdet. Zwei Flüssigkeitsreservoirs, meist genutzt als Vorrats- und Abfallreservoir, konnten auf gleicher nomineller Höhe ebenfalls befestigt werden. Als Druckquelle stand eine Stickstoff (N_2) Gasleitung mit maximal 5 bar Relativdruck zur Verfügung. Der Druckcontroller zur Drucksignalerzeugung ist leicht erhöht gegenüber der Messbank positioniert, um einen parasitären Rückfluss der Messflüssigkeit in diesen zu verhindern. Zur Minimierung von Dämpfungseffekten durch das Laden und Entladen elastischer Kapazitäten im fluidischen Messsystem wurden steife Schlauchkapillare aus PEEK und Tygon verwendet. Des Weiteren wurden die Wege zwischen Messgehäuse, Sensor und Reservoirs kurz gehalten, mit Schlauchlängen von nur einigen Zentimetern (≈ 15 cm Gesamtlänge). Der Innendurchmesser der Schläuche betrug $d_{ID} = 0.75$ mm.

Durchflusssensoren: Die Flussratenmessungen erfolgte mit einem kommerziellen Durchflusssensor (MFS2 *Elveflow*), Fotografie dargestellt in Abbildung 7.3.3 (a). Aufgrund der abgeschätzten Flussraten von einigen zehn $\mu\text{l}/\text{min}$, wurde ein Hochpräzisionssensor, basierend auf thermischem Messprinzip gewählt, mit dem Flussraten im Bereich $Q \in [0.4, 7] \mu\text{l}/\text{min}$ (Wasser) gemessen werden konnten. Die systematischen Fehler betragen für $Q < 0.4 \mu\text{l}/\text{min} \rightarrow \Delta Q = 20$ nL/min und für $Q > 0.4 \mu\text{l}/\text{min} \rightarrow \Delta Q = 5.5\%$ des gemessenen Wertes [Elv20]. Die Kalibrierung des Sensors für die Flussratenmessung von Novec7100 ist in Anh. E.1 beschrieben.

Druck-Controller: Zur Regelung und Drucksignalerzeugung ist ein Druckcontroller (OB1 MK3 Microfluidic Control System, *Elveflow*) Teil des experimentellen Aufbaus (Abb. 7.3.2 (3)). Über diesen konnten die 5 bar der N_2 -Druckquelle durch 2 Kanäle mit Auflösungen von $\Delta p_1 = 0.012 \pm 0.01$ kPa, $\Delta p_2 = 0.048 \pm 0.05$ kPa geregelt werden. An den Druckkanal- ausgängen befinden sich zusätzlich eingebaute Relativdrucksensoren. Hauptsächlich wurde der Druckcontroller zur Gegendruckerzeugung sowie zum Befüllen der Mikropumpen genutzt.

Spannungsversorger und Kontaktprober: Zur elektrischen Spannungsversorgung und Signalerzeugung diente ein Funktionsgenerator (Tektronix AFG 3102C), dessen Ausgangssignal ($U = 10$ V) über einen Breitbandverstärker (Krohn-Hite Model 7602M) verstärkt wurde (Abb. 7.3.2 (8), (9)). Die Signalüberprüfung erfolgte am Ausgang des Verstärkers mittels Oszilloskop (Agilent Technologies DSO-X 3034A) (Abb. 7.3.2 (10)). Die Verschaltung ist schematisch in Abbildung 7.3.2 dargestellt. Über einen Shunt-Widerstand R_{sh} wurden elektrische Kurzschlüsse im Messbetrieb detektiert. Für die elektrische Kontaktierung der Bauelemente auf der fluidischen Messbank wurden einfache manuelle Mikropositionierer (Quater Research Model XYZ-300) mit Kontaktnadeln aus Wolfram verwendet (Abb. 7.3.3 (a)). Durch die Einstellschrauben wird die Positionierbewegung in den drei Raumrichtungen mit einer Auflösung von 0.63 mm pro Umdrehung gesteuert.

Messmethodik: Als Steuersignal dient ein angepasstes Rechtecksignal mit einer Flankensteilheit von 5% der Periodendauer mit zusätzlicher Kantenglättung, gezeigt im Anhang in Abb. E.5 (a). Beide Anpassungen minimieren ein Überschwingen des Signals, welches durch die Signalverstärkung am Spannungsverstärker auftritt und zu Spannungs- und dementsprechenden Stromspitzen¹ führt. Jene lassen ein frühzeitiges Bauteilversagen wahrscheinlich werden. Ein Vergleich zwischen dem angepassten Rechtecksignal und einem harmonischen Sinus-Signal wird in der Auswertung gezogen (Abb. 7.4.7).

Die fluidischen Kennlinien werden durch Aufnahme an diskreten Zustandspunkten, d.h. bei fester Frequenz, Gegendruck aufgezeichnet, was eine einfache Nachbearbeitung der Daten ermöglicht. Die erzeugte Flussrate wird für eine Dauer von ca. 10 s aufgezeichnet und anschließend gemittelt und skaliert. Das Vorgehen ist ebenfalls im Anhang E.1 beschrieben. Alle in dieser Arbeit gezeigten Kurven (Datenpunkte) bestehen aus einem arithmetischen Mittel der jeweils selben Pumpenkonfiguration, gemessen an mindestens drei verschiedenen fehlerfreien Chips, um ein reproduzierbares Bauelementverhalten bestätigen zu können. Die zugehörigen Fehlerbalken sind demnach das Ergebnis des Gesamtfehlers, der sich zusammensetzt aus der Standardabweichung der Stichprobe sowie den systematischen Fehlern des Durchflusssensors. Ein Beispiel für die Konfiguration ($N_{act} = 4; N_{kam} = 1$) ist im Anhang E.4 in Abb. E.5 gezeigt.

Die Ermittlung der Gegendruck-Kennlinien erfolgte durch Beaufschlagung des Abfallreservoirs (Abb. 7.3.2 (11)) mit einem Überdruck relativ zum Umgebungsdruck, der über den Druckregler

¹Der Lade- und Entladestrom eines kapazitiven elektrischen Bauelements mit der Kapazität C hängt von der zeitlichen Änderung der Spannung nach $I(t) = C \frac{dU}{dt}$ ab. Besonders bei hochfrequenten Signalen mit großer Flankensteilheit können beim Überschwingen ungewollte Stromspitzen entstehen.

(Abb. 7.3.2 (3)) geregelt wird. Der Druck am Einlassreservoir entsprach dem Atmosphärendruck. Anschließend wurde der Durchfluss bei verschiedenen Gegendrücken aufgezeichnet. Es wurde darauf geachtet, dass der Höhenunterschied im Flüssigkeitsniveau zwischen Reservoir und Abfallbehälter bei $\Delta h \approx 0$ mm lag. Eine Beispielrechnung mit einem möglichen Höhenunterschied von $\Delta h = 1$ mm des Novec7100 zeigt, dass es dadurch zu einem hydrostatischen Druck von $\Delta p_{\text{hyd}} \approx 15$ Pa kommt, welcher zusätzlich als Gegendruck wirkt. Im Vergleich zum dem von der Pumpe erzeugten Drücken von einigen kPa ist der Einfluss des Flüssigkeitspegels vernachlässigbar ($\Delta p_{\text{hyd}} \ll \Delta p_b$), sowie klein im Vergleich zum systematischen Fehler des Druckreglers ist.

Um den Gegendruck Δp_b am Chipauslass zu bestimmen, wird der durch die Flussrate induzierte Druckabfall in den Schläuchen und Chipgehäuse analytisch unter Anwendung von Gl. (7.3) berechnet und zu den Messwerten der Druckreglerwerte addiert. Die hydraulischen Widerstände $R_{\text{hyd},i}$ wurden mit den Gleichungen der entsprechenden Querschnitte (Tab. 4.1.1), berechnet unter Verwendung der Länge L_i und Innendurchmesser d_{ID} der verwendeten Schläuche. In Gl. (7.3) sind Δp_{OB1} der am Relativdruck am Abfallreservoir und Q_p (Δp_{OB1}) die pro Gegendruck von der Pumpe erzeugten Flussrate.

$$\Delta p_b = \Delta p_{\text{OB1}} + \sum_i^n R_{\text{hyd},i} \cdot Q_p(\Delta p_{\text{OB1}}) \quad (7.3)$$

Aufgrund der Inkompatibilität des Flusssensors mit Gasen, erfolgte die Flussratenmessung über die Verfolgung eines Flüssigkeitstropfens aus Ethanol in einer Hämatokrit-Kapillare [Hir20]. Der Aufbau ist vergleichbar mit dem in Abb. 7.3.2, nur dass am Auslass des Chipgehäuses respektive Pumpe die Kapillare steckt. Diese besitzt einen Innendurchmesser von $d_{\text{ID}} = (1.15 \pm 0.08)$ mm. Über eine USB-Kamera konnte die Bewegung des Tropfens aufgezeichnet und vermessen werden. Die Datenverarbeitung erfolgte äquivalent zu Kapitel 7.2 per Video-Analyse Tool *Tracker* mithilfe dessen die Geschwindigkeit v_k des Tropfens bestimmt wurde. Über die Querschnittsfläche A_k der Kapillare, kann die Gasflussrate Q_{Gas} wie folgt bestimmt werden:

$$Q_{\text{Gas}} = v_k A_k = v_k \left(\frac{\pi}{4} d_{\text{ID}}^2 \right). \quad (7.4)$$

Dabei ist anzumerken, dass aufgrund der viskosen Reibung des Tropfens mit der Kapillarwand erst der Druck beschrieben durch Gl. (4.9) überwunden werden muss, welcher einem Gegendruck am Pumpenauslass entspricht. Der Gesamtmessfehler setzt sich zusammen aus der Fertigungstoleranz der Kapillare (Durchmesser) [Hir20], dem Standardfehler aus der linearen Regression der Geschwindigkeitsbestimmung, dem Pixelfehler (5 Pixel) beim Ausmessen der Skala im Video sowie der Standardabweichung aus der Mittelwertbildung.

Elektrische Kontaktierung und Befüllen der Bauelemente

Abbildung 7.3.3 zeigt den Messaufbau zur Charakterisierung der Mikropumpen, hergestellt mit der Standardtechnologie. Aufgrund des geringen Kompressionsverhältnisses der Pumpen-

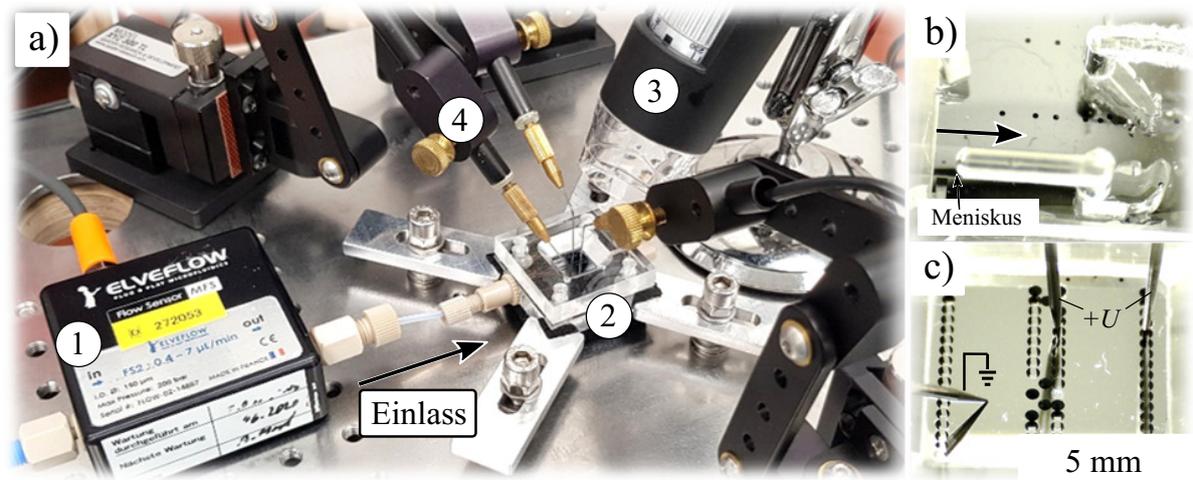


Abbildung 7.3.3: *Fotografie des Messaufbaus für die fluidische Bauteilcharakterisierung. a) (1) thermischer Durchflusssensor, (2) eingespanntes Chipgehäuse mit Mikropumpenchip, (3) Digitale Mikroskopkamera, (4) X-, Y-, Z-Kontaktprober mit Wolfram-Nadeln. b) Blick auf die Chipvorderseite während des externen Befüllens eines Mikropumpenchips. c) Elektrische Kontaktierung mittels Nadelprober des Chips hergestellt mit der Standardtechnologie.*

kammern (Kap. 5.4.6) sind die hier entworfenen Mikropumpen für Flüssigkeiten nicht selbstansaugend und müssen über externe Methoden vorgefüllt werden. Das Befüllen erfolgte mittels Druckcontroller und gefiltertem Novec7100 (Anh. E.1). Findet ein zu schnelles Befüllen der Pumpe statt, d.h. mit einer zu hohen Flussrate von $> 10 \mu\text{l}/\text{min}$, besteht das Risiko, dass Gasblasen in der Kammer verbleiben oder die Elektrodenspalte nicht vollständig befüllt sind. Verbleibende Blasen führen dann aufgrund ihrer Kompression während des Pumpvorgangs zu einem Versagen des Pumpeffekts [Jen18], [Ric98a], [Zen95a]. Die etablierte Prozedur zum Befüllen der NED-Mikropumpen ist im Anhang E.2 aufgeführt.

Abbildung 7.3.3 (b) zeigt den Meniskus des Novec im Einlasskanal des Chipgehäuses, kurz vor dem Erreichen der Pumpe. Nach dem Füllvorgang wird das Gehäuse umgedreht und fest mit der Messbank verspannt (Abb. 7.3.3 (a)). Über eine digitale Mikroskopkamera (Abb. 7.3.3 (a) (3)) können nun die Kontakte via Probernadeln kontaktiert werden. Dies ist in Abb. 7.3.3 (c) gezeigt. Die mittleren Elektroden der NED-Aktorblöcke werden dabei über den entsprechenden Kontakt am Chip mit U versorgt. Aufgrund der in Abschnitt 7.1 beschriebenen Verbindung der Bauelementschicht zum Substrat kann die Masse direkt am Substrat angelegt werden. Der Nachweis von vollständig gefüllten Elektrodenspalten ist im Anhang E.3 beschrieben.

7.4 Fluidische Charakterisierung der NED-Mikropumpen

Zunächst werden die Ergebnisse der Pumpen, entworfen für Flüssigkeiten mit Novec7100 als Fördermedium, präsentiert und in Abschnitt 7.4.3 die experimentellen Ergebnisse für das Pumpen von Luft vorgestellt. Eine Gegenüberstellung von experimentellen und simulierten Daten für das Pumpen von Novec7100 wird anhand einer Struktur vollzogen.

7.4.1 Kennlinien der Pumpen mit einer Kammer

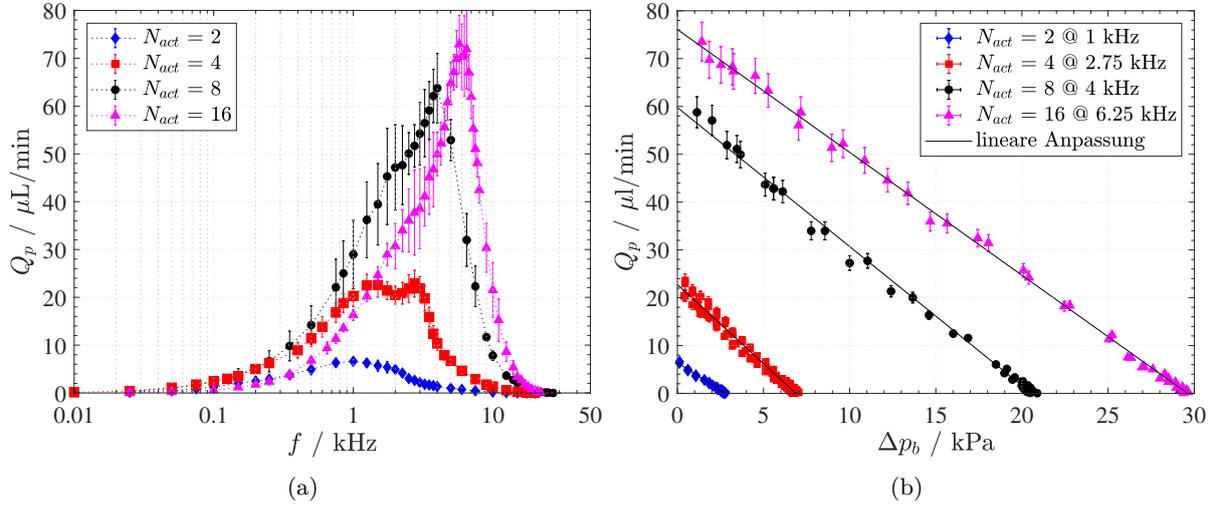


Abbildung 7.4.1: Kennlinien der Pumpen mit $N_{kam} = 1$ für $U_{fl} = 130$ V. (a) Frequenzabhängige Flussrate der Pumpen mit $N_{act} = 2, 4, 8, 16$. (b) Gegendruck-Kennlinien. Die lineare Anpassung verdeutlicht den Verlauf.

In Abbildung 7.4.1 sind die Kennlinien der Konfigurationen mit $N_{kam} = 1$ dargestellt. Ziel der Konfiguration war der experimentelle Nachweis einer erhöhten Druckerzeugung und dementsprechend höheren Maximalflussraten aufgrund der summierten Aktorkraft durch die parallele Stapelung der NED-Aktoren. Die Kennlinien besitzen wie in Kapitel 5.4 erläutert ein Maximum in der erzeugten Flussrate. Bis zu Q_{max} nimmt die Flussrate linear mit der Frequenz zu (Gl. (5.32)), was in Abb. 7.4.1 (a) in halblogarithmischer Darstellung gezeigt ist. Zudem ist die erwartete Erhöhung vom Q_{max} mit zunehmendem N_{act} zu erkennen. Durch den höheren Druck und damit der auf kürzeren Zeitskalen ablaufenden transienten Pumpdynamik findet sich das Maximum jeweils bei höheren Antriebsfrequenzen wieder (Kap. 5.4.4). Die Maximalwerte sind in Tabelle 7.4.1 zusammengefasst. Im Mittel liegen die relativen Messfehler bei $\Delta Q_p \approx 10\%$. Nach dem Maximum fallen die Flussraten bei allen Konfigurationen ab, bis bei $f \approx 20$ kHz die Pumpwirkung verschwindet.

Tabelle 7.4.1: Leistungsparameter der Pumpen mit $N_{kam} = 1$ in deren Maximum. Mittelwerte aus mindestens drei vermessenen Chips.

N_{act}	Q_{max} [$\mu\text{L}/\text{min}$]	$\Delta p_{b,max}$ [kPa]	$P_{fl,max}$ [μW]	$\Phi_{fl,max}$ [mW/cm^3]	bei f [kHz]
2	6.63 ± 0.56	2.79 ± 0.02	0.07 ± 0.005	0.02 ± 0.002	1.00
4	22.85 ± 2.78	6.88 ± 0.02	0.62 ± 0.04	0.17 ± 0.010	2.75
8	63.75 ± 7.27	20.55 ± 0.02	5.09 ± 0.25	1.15 ± 0.053	4.00
16	72.92 ± 6.06	29.61 ± 0.02	9.45 ± 0.53	1.50 ± 0.088	6.75

Die Messungen der Gegendruck-Kennlinien bei den Frequenzen von Q_{max} sind in Abb. 7.4.1 (b) dargestellt. Aufgrund der Linearität der Differenzdruck-Hubvolumen Kennlinien der NED-Balkenaktoren (Abb. 5.4.6) ist für die gegendruckabhängige Flussrate ebenfalls ein linearer Zusammenhang zu erwarten, welcher hier nachgewiesen werden konnte. Die Datenpunkte sind

zur Verdeutlichung mit einer linearen Anpassung überlagert. Eine Zunahme des adressierbaren Gegendrucks mit N_{act} ist auch hier zu erkennen. Eine direkte Verdopplung der Gegendrücke mit der Verdopplung von N_{act} war nicht zu erwarten, da sich durch die Stapelung der Aktoren ebenfalls der fluidische Kurzschluss über die Aktorspalte ändert. Dementsprechend sind die durch die Leckage auftretenden Verluste von ΔV_a pro Pumpzyklus geringer, was zu einem erhöhten Gegendruck führt (Kap. 5.4.4). Darüber hinaus ist für hohe Flussraten ($> 50 \mu\text{l}/\text{min}$) der Einfluss des Druckabfalls, hervorgerufen durch die laminare viskose Reibung, in den Zuleitungen zu erkennen. Dieser wirkt ähnlich wie ein statischer Gegendruck [Zen94b].

Vergleich mit Simulation

Für den Vergleich der Messergebnisse mit den Vorhersagen aus dem Simulationsmodell (Kap. 5.4.4) wurden zunächst die Kennlinien der Komponenten der gefertigten Strukturen bestimmt. Diese dienen im folgenden als Eingangsparameter der numerischen Lösung von Gl. (5.30). Im Falle der NED-Aktoren ist das Vorgehen dabei analog zu dem aus Kapitel 5.4. Sich dem Ergebnis der Aktorcharakterisierung anschließend wurden hier die Strukturen mit $\bar{t}_i + \sigma_{SD}$ betrachtet.

Im Fall der Durchflusskennlinien der Ventile, wurden zum einen die Strukturen mit der ursprünglich entworfenen Breite von $b_v = 4 \mu\text{m}$ (Kap. 5.4.3) und zum anderen die in der REM-Charakterisierung ermittelten Werte mit $\bar{b}_v - \sigma_{SD}$ bestimmt. Dementsprechend wird analog zu Aktorcharakterisierung eine obere sowie untere Modellgrenze angegeben. Der Übersicht halber sind die simulierten Kennlinien der Komponenten in Abb. E.7 im Anhang E.5 aufgeführt.

Das Signal der Steuerspannung, beschrieben durch Gl. (5.31) wurde mit einer maximalen Steuerspannung von $U_{\max} = U_{fl} = 130 \text{ V}$ sowie einem $\delta = 0.07$ modelliert. Der Wert für δ ergibt sich dabei aus dem Vergleich zwischen gemessenem und modelliertem Signal der Steuerspannung, dargestellt in Abb. E.5 (a) in Anh. E.4. Für die elastische Volumenverdrängung wurde aus Gründen der numerischen Stabilität ein konstanter Wert von $\sum \left(\frac{dV_i}{d\Delta p_a} \right) = 0.04 \text{ nL/kPa}$ festgelegt. Dieser Wert ergibt sich im Mittel aus den Volumenverdrängungen der Ventilsimulation über dem Druckbereich (Abb. E.7 (f)). Der Druck am Pumpenauslass wurde in den Simulationen auf einen Wert von $\Delta p_b = 0 \text{ kPa}$ gesetzt.

Der Einfluss des fluidischen Kurzschlusses Q_L über die Aktoren und Ventile ist in der Simulation über die Verlustverhältnisse (Abb. 5.4.15 (b)) der jeweiligen Aktorkonfigurationen (Gl. (7.5)) zusätzlich zu den Leckraten der Ventile $Q_v(-\Delta p)$ berücksichtigt. Ein $-\Delta p$ gibt dabei den Leckagefluss in Schließrichtung der Ventile an (Abb. 5.4.9(a)).

$$Q_L = - \left(\frac{V_L}{\Delta V_a} \right) Q_i - Q_v(-\Delta p) \quad (7.5)$$

Q_L wird von der Flussrate durch die Ventile Q_i in der jeweiligen Pumpphase entsprechend $Q_{av} - Q_L$ in der Saugphase und $Q_{ev} - Q_L$ in der Pumpphase abgezogen.

Der Vergleich der Vorhersagen mit den Flussraten-Kennlinien aus Abb. 7.4.1 ist in Abb. 7.4.2 für die Konfigurationen $N_{act} = 2, 4, 8, 16$ gezeigt. Der Gültigkeitsbereich des Modells erstreckt sich bis $\approx 21 \text{ Hz}$ (Kap. 5.4.4), was in Abb. 7.4.2 (a) über eine durchgezogene Linie dargestellt

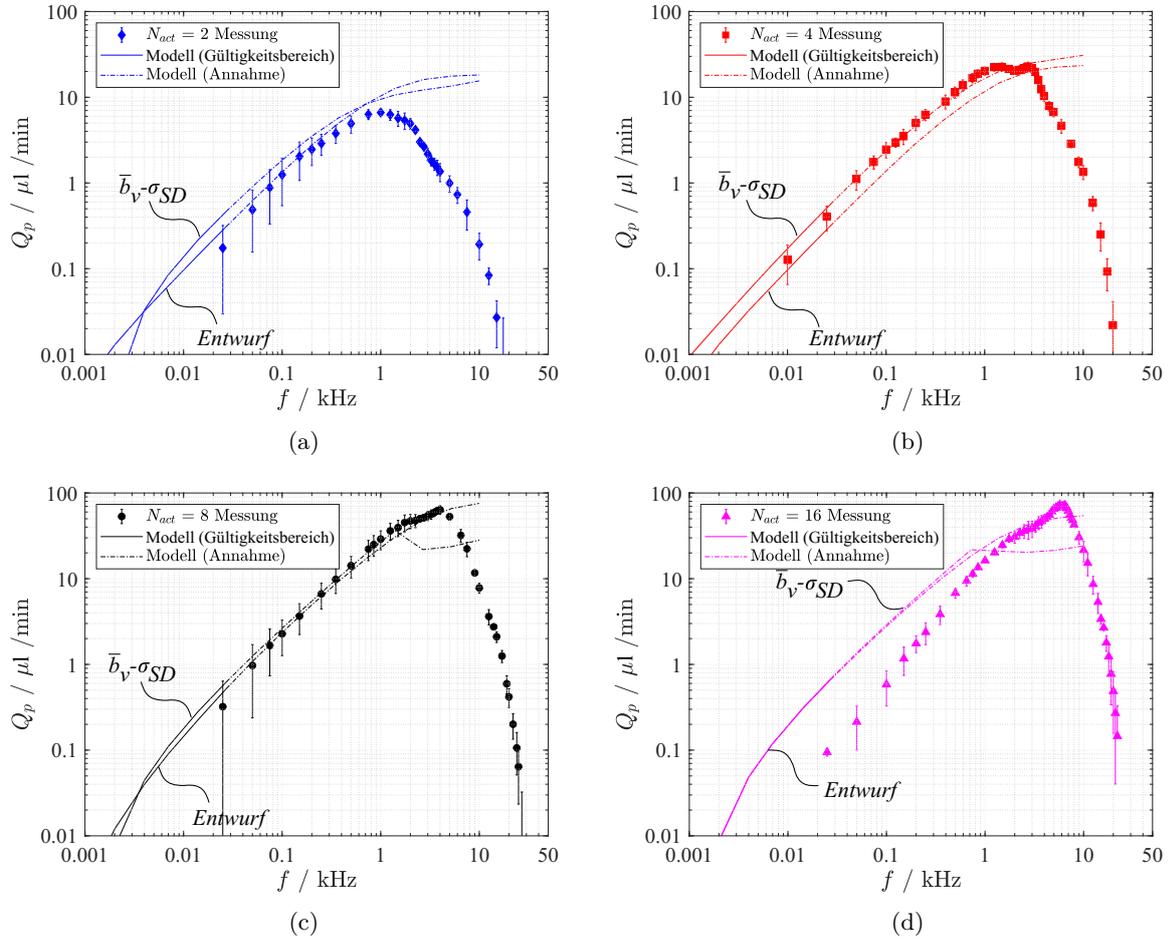


Abbildung 7.4.2: Vergleich Modellvorhersage und Messdaten der Flussraten-Frequenz Kennlinien der Pumpen mit $N_{kam} = 1$ bei $U_{fl} = 130$ V. (a) $N_{act} = 2$ (b) $N_{act} = 4$ (c) $N_{act} = 8$ (d) $N_{act} = 16$. Die durchgezogene Linie gibt Daten im Gültigkeitsbereich des Modells an. Die Kennzeichnung „Entwurf“ kennzeichnet die Simulationskurve, bestimmt mit dem Designwert der Ventilbreite von $b_v = 4$ μm .

ist. Messdaten wurden erst ab ca. $f \approx 10$ Hz aufgenommen, da unterhalb die Auflösung des Sensors für die entsprechenden Flussraten zu gering ist.

Es ist gut zu erkennen, dass die Messdaten bis 21 Hz für die Pumpen mit $N_{act} = 2, 4, 8$ nahe dem vorhergesagten Bereich des Modells liegen, was auf dessen Validität schließen lässt. Ferner lässt sich bis zu einer Frequenz von $f \approx 500$ Hz unvermittelt eine gute Übereinstimmung zwischen simulierten Daten und Messwerten finden. Im Frequenzband von $f \in [20, 500]$ kHz spiegelt das Modell den quasi-linearen Zuwachs der Flussrate wieder, wodurch weiterhin auf die Annahme eines quasi-statischen Kräftegleichgewichts der Pumpkomponenten in diesem Bereich geschlossen werden kann. Wie bereits in [Zen94b] diskutiert, kann von einem Übergangsbereich ausgegangen werden, in dem unter anderem auch die Dämpfung der Flüssigkeitsströmung durch die Ventile das dynamische Verhalten mitbestimmen. Für Frequenzen über $f > 500$ Hz bildet sich in den gemessenen Kurven das jeweilige Maximum aus, gefolgt vom Abfall der Flussrate. Im Modell tritt in den betrachteten Fällen erst ab ca. $\approx (3 - 10)$ kHz eine Sättigung der Flussrate ein. Darüber hinaus werden in der Modellrechnung für das weichere Ventil ($\bar{b}_v - \sigma_{SD}$) höhere

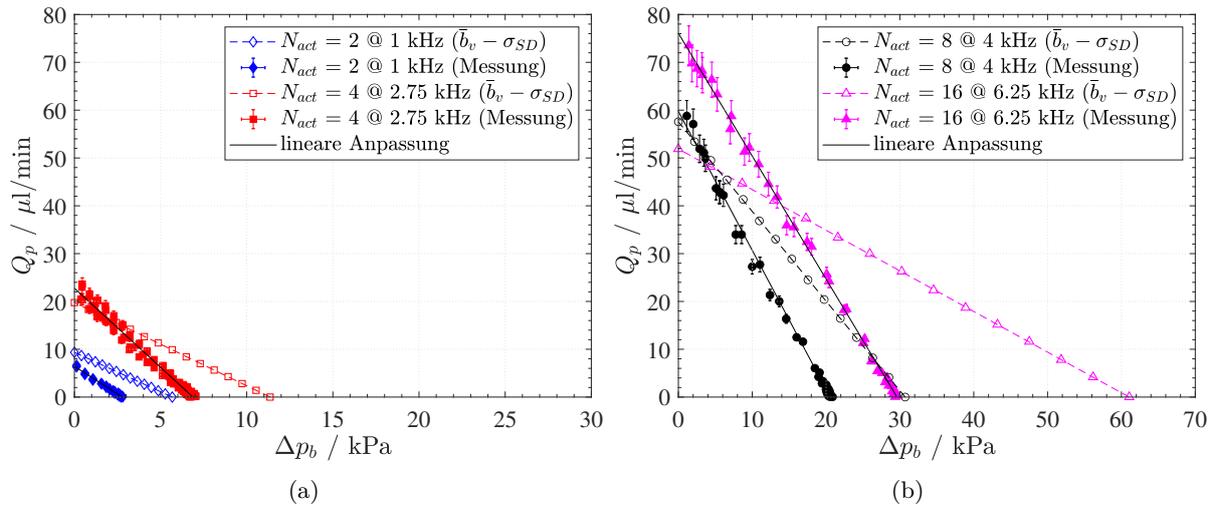


Abbildung 7.4.3: Vergleich zwischen Modellvorhersage und Messung der Flussraten-Gegendruck Kennlinien der Pumpen mit $N_{kam} = 1$ bei $U_{fl} = 130\text{ V}$. (a) Pumpen mit $N_{act} = 2, 4$. (b) Pumpen mit $N_{act} = 8, 16$. Gestrichelte Linien dienen der Verlaufsverdeutlichung.

Flussraten vorhergesagt, da es hier im Vergleich zu den Ventilen mit der Entwurfsbreite von $b_v = 4\ \mu\text{m}$, bei gleichen Drücken zu einem höheren Durchfluss kommt (Abb. E.7 (d)).

Tendenziell werden vom Modell in dessen Gültigkeitsbereich höhere Flussraten vorhergesagt, was auf die getroffenen Modellannahmen zurückzuführen ist (Kap. 5.4.4). Zum einen ist in der Simulation die innere Struktur der Pumpkammer sowie des Ein- und Auslasses sowie die externe Peripherie nicht berücksichtigt. Das Vorhandensein dieser Komponenten im gefertigten Bauteil führt zu weiteren lokalen Druckabfällen aufgrund diverser Effekte. Darunter zählen die zusätzliche viskose Reibung durch die kanalartige Struktur der Pumpe sowie Kanalverengungen, -aufweitungen oder Strömungsumlenkungen [Fox11], welche in Summe zu einer geringeren Flussrate im Vergleich zu den Werten aus dem Modell führt. Zum anderen ist im Experiment mit dem Einfluss der Trägheit der Flüssigkeit zu rechnen, welcher ebenfalls zu einem Druckabfall führt. Diese Druckabfälle führen lokal zu einer Änderung des Geschwindigkeitsfeldes, was sekundäre Mechanismen wie z.B. Wirbelbildung begünstigt [Fox11]. Schlussendlich hat die Gesamtheit diese Druckabfälle dann einen ähnlichen Effekt wie ein Gegendruck am Auslass der Pumpe und führt hier zur entsprechenden Abweichung zwischen Modell und Messung.

Für die Pumpe mit $N_{act} = 16$ gibt es speziell bei niedrigen Frequenzen eine Abweichung zwischen dem Modellbereich und Messwerten. Aufgrund der parallelen Stapelung von $N_{act} = 16$ NED-Balkenaktoren benötigt diese Pumpe entsprechend mehr Chipfläche als der Rest der hier betrachteten. Somit ist der hydraulische Widerstand hier am größten. Durch die Vereinfachung der Pumpenstruktur im Modell wird dieser Effekt nicht abgebildet.

Bei den simulierten Kennlinien mit den Ventilbreiten von $(\bar{b}_v - \sigma_{SD})$ ist darüber hinaus ab ca. 1 kHz eine Abflachung in der Flussrate, gefolgt von einem leichten Anstieg in den verschiedenen Pumpenkonfigurationen zu sehen. Eine ähnliche Reduktion mit darauffolgendem Anstieg bis zum Maximum kann ebenfalls in den Messwerten ausgemacht werden. Nach der Überprüfung im Modell ist dieser Effekt den unterschiedlichen Anstiegen der Druckdifferenz-Hubvolumenkennlinien, d.h. Steifigkeit, der NED-Aktoren im Zusammenspiel mit den Ventil-

kennlinien zuzuschreiben (Abb. 5.4.6 (a)). Wird eine in beiden Pumpphasen einheitliche Steifigkeit zusammen mit den Ventilen $\bar{b}_v - \sigma_{SD}$ angenommen, tritt dieser Effekt nicht auf.

In Abbildung 7.4.3 ist der entsprechende Vergleich der Flussraten-Gegendruck Kennlinien der Pumpen gezeigt. Die Simulationen wurden für Werte außerhalb des gültigen Modellbereichs durchgeführt, aufgrund der oben beschriebenen Auflösungsgrenze des thermischen Flusssensors.

Die simulierten Kennlinien führen in allen der betrachteten Fällen zu höheren Gegendruckwerten, als die per Messung bestimmten Kennlinien. Aus den Hubvolumen-Differenzdruck Kennlinien eines Balkenaktors mit $(\bar{t}_i - \sigma_{SD})$, gezeigt im Anhang in Abb. E.7 (c), konnte ein maximaler Differenzdruck von $\Delta p_{a,\max} = 16.91$ kPa für die passive Druckphase bestimmt werden. Dieser kann jedoch nur bei einer „idealen“-Modellpumpe ohne Leckraten oder Ventilverdrängungen erreicht werden (Abb. 5.4.11 (b)). Aus Kapitel (5.4.4) ist indes bekannt, dass sowohl die Volumenverdrängung, als auch die Leckraten der Ventile den erreichbaren Gegendruck signifikant reduzieren ($>$ Faktor 2). Zusätzlich beeinflusst der fluidische Kurzschluss die Dynamik und damit den Gegendruck. Zwischen den Messwerten und der Modellvorhersage liegt hier ebenfalls ein Faktor 2. Darunter zählen durchaus die oben erläuterten und im Modell nicht berücksichtigten Druckabfälle in der Pumpe. Demgegenüber wird der lineare absinkende Verlauf der Flussrate mit zunehmendem Gegendruck, wie in den Messdaten, vom Modell widergespiegelt.

Ertragsvolumen und fluidische Leistung

Aus Abbildung 7.4.1 (a) kann über die Bildung des Quotienten aus Flussrate und der Betriebsfrequenz das pro Pumpzyklus geförderte Ertragsvolumen $\Delta V = \Delta V_a - V_L$ errechnet werden, dargestellt in Abb. 7.4.4 (a). Mit zunehmender Anzahl gestapelter Aktoren steigt wie erwartet auch das maximale ΔV , aufgrund des durch die Bewegungsspalte abnehmendem Leckvolumens V_L . Für $N_{act} = 16$ ist dieses jedoch geringer als bei $N_{act} = 8$. Hier kann es durch die hohen Frequenzen (>1 kHz) zu einem bereits verringerten Hubvolumen ΔV_a kommen, da der Aktor durch die kurzen Schaltzeiten nicht mehr bis $w_{\max,y}$ auslenkt. Des Weiteren gewinnen durch den erhöhten Kammerndruck die elastischen Volumendeformationen der Ventile mehr Einfluss. Die dennoch vergleichsweise hohen Flussraten (Abb. 7.4.1 (b)) sind aufgrund der hohen Frequenzen zu erklären.

Im Maximum werden $\approx 33\%$ (67%) für $N_{act} = 2$, $\approx 59.5\%$ (40.5%) für $N_{act} = 4$ sowie $\approx 71.3\%$ (28.7%) für $N_{act} = 8$, des oben bestimmten maximalen Hubvolumens gefördert $\Delta V_a = 4 \times 0.172$ nL = 0.688 nL. Die Zahl in den Klammern gibt dabei das Verlustverhältnis ($V_L/\Delta V_a$) an. Hier lässt sich eine annähernde Übereinstimmung zur einfachen Abschätzung der Verlustverhältnisse aus Kapitel 5.4.5 (Abb. 5.4.15 (b)) finden. Für $V_L/\Delta V_a$ wird das in den gefertigten Aktoren, verglichen zum Design, höhere ΔV_a dabei durch die dünneren Elektroden (Tab. 7.2.1) und somit erhöhtem V_L ausgeglichen.

Die generierte fluidische Leistung definiert als Produkt aus $P_{fl} = Q_p(\Delta p_b)\Delta p_b$ ist in Abb. 7.4.4 (b) dargestellt. Aufgrund der linearen Abhängigkeit von $Q_p(\Delta p_b)$ vom Gegendruck folgt diese einer Parabel. Dementsprechend wird maximale Leistung bei $\Delta p_{b,\max}/2$ erzeugt und

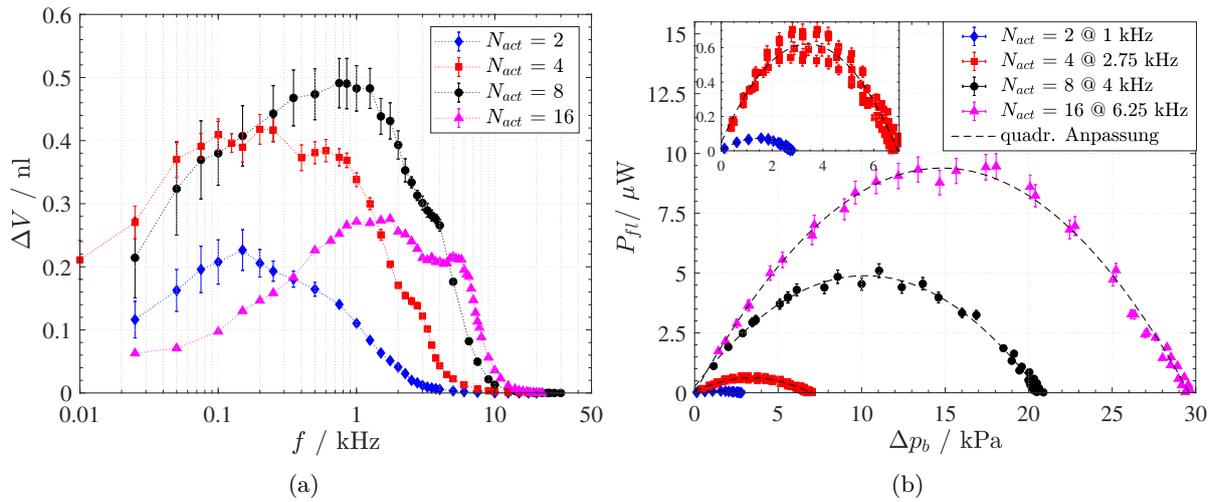


Abbildung 7.4.4: Kennlinien der Pumpen mit $N_{kam} = 1$ für $U_{fl} = 130$ V. (a) Ertragsvolumen pro Förderzyklus. (b) Fluidische Leistung. Quadratische Anpassung zur Verlaufsverdeutlichung. Einschub zeigt vergrößerten Ausschnitt.

lässt sich ebenfalls über Gl. (7.6) bestimmen [Sch11].

$$P_{fl} = \frac{1}{4} Q_{\max} \Delta p_{b,\max} \quad (7.6)$$

Die Konfiguration $N_{act} = 16$ erzeugt bis zu $P_{fl} \approx 10 \mu W$. Für Biegeaktoren ist bekannt, dass der größte Energieübertrag bei der Hälfte der maximalen Auslenkung und dem entsprechend der Hälfte der maximalen Kraft erzielt werden kann [Kai16], [Sch11].

Über eine Abschätzung der Chipfläche der jeweiligen Pumpenkonfiguration aus dem Layout lassen sich somit auch die Leistungsdichte bestimmen. Beide Parameter sind in Tabelle 7.4.1 zusammengefasst. In der Abschätzung wurden ebenfalls die elektrischen Kontaktpads berücksichtigt.

Aufgrund des Vorhandenseins von Novec7100 im elektrischen Feld des NED-Antriebs, ist die Kenntnis über die Frequenzabhängigkeit der Permittivität von Bedeutung, sowie deren Auswirkung auf die Funktionalität. Hier konnte auf Messdaten der Firma 3MTM zurückgegriffen werden, welche im Anhang A.3 aufgeführt sind. Hier ist zu entnehmen, dass es im Bereich $f \in [0.1, 100]$ kHz zu einer Änderung von $\Delta \epsilon_r(\vartheta = 22^\circ C) = 0.05$ kommt. Aus der Simulation des NED ($\bar{t}_i + \sigma_{SD}$) ergibt sich demnach eine Krümmungsänderung von $\Delta \kappa_{NED} = 0.086 \text{ m}^{-1}$ was einer Auslenkung von $\Delta w = 4 \text{ nm}$ oder $\Delta U_{PI} = 0.52 \text{ V}$ der lateralen Pull-In Spannung entspricht und damit vernachlässigbar klein gegenüber den Leistungsgrößen (Tab. 5.3.2) ist.

Eine fluidische Charakterisierung der Konfigurationen mit $N_{act} = 1$ war nicht möglich, da an den zur Verfügung stehenden gebondeten Chips die Einspannung der NED-Aktoren durch eine zu große Anzahl von HF-Dampf-Zyklen vollständig entfernt wurde (Kap. 6.1, Prozessschritt (g)). Die entsprechenden NED-Aktoren lagen somit auf dem Substrat auf und waren folglich durch den Kontakt von Substrat zur mittleren Elektrode elektrisch kurzgeschlossen. Durch Anpassung der HF-Dampf-Zyklen kann dieses Problem zukünftig gelöst werden, wie im Fall einiger nicht gebondeter Strukturen in Abb. 7.2.2 (a) & 7.2.3 (b) gezeigt.

Regelbares Verhalten

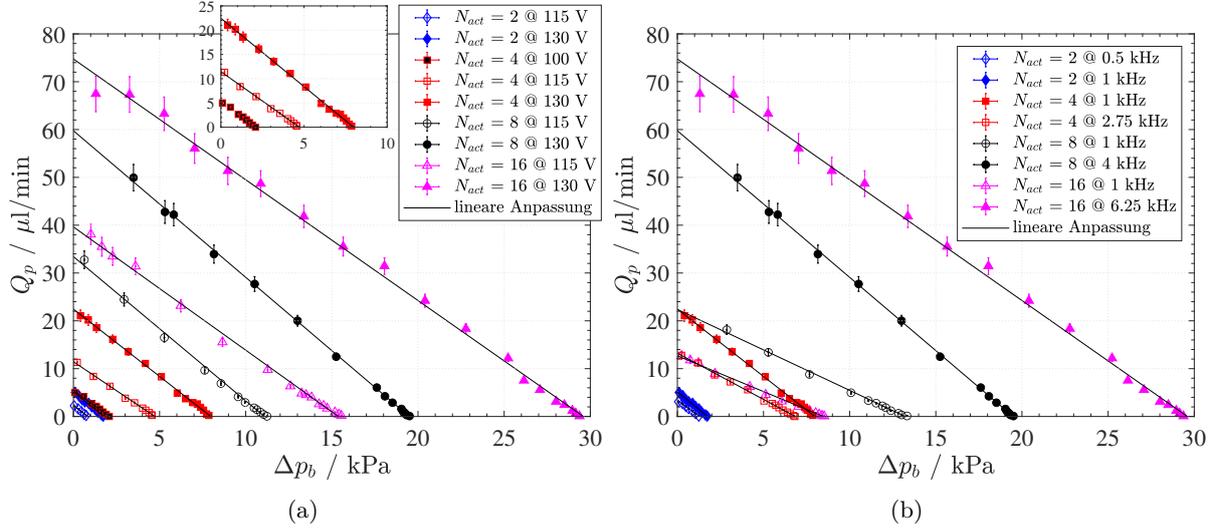


Abbildung 7.4.5: Gegendruck-Kennlinien der Pumpen mit $N_{kam} = 1$ für (a) verschiedene Steuerspannungen. (b) Für verschiedene Antriebsfrequenzen bei $U_{f1} = 130$ V.

Im folgenden wird die Abhängigkeit der Leistungsparameter von verschiedenen Kontrollparametern dargestellt. In Abbildung 7.4.5 sind die Gegendruck-Kennlinien unter Variation der Steuerspannung (Abb. 7.4.5 (a)), sowie der Antriebsfrequenz (Abb. 7.4.5 (b)) gezeigt. Bei Variation von U hin zu kleineren Steuerspannung verschieben sich die Kennlinien einer Pumpenkonfiguration parallel, d.h. mit gleichem Anstieg, zu kleineren Flussraten und entsprechend geringeren Δp_b . Dieses Verhalten lässt sich aus den Proportionalitäten des maximalen Hubvolumens (Gl. (5.23)) sowie des Differenzdrucks (Gl. (5.26)) ableiten. Wie bereits aus den Differenzdruck-Hubvolumen Kennlinien des NED-Balkenaktors bekannt (Abb. 5.4.6) wird durch die überproportionale Abnahme von $(Q_{max}, \Delta p_{b,max})$ die quadratische Abhängigkeit des elektrostatischen Antriebs von U deutlich (Gl. 4.14). Dies ist für 3 Spannungen der Konfiguration mit $N_{act} = 4$ nochmal in dem Einschub gezeigt.

Unter Variation der Antriebsfrequenz sinkt der Anstieg der Gegendruck-Kennlinien im Vergleich zur Kennlinie im jeweiligen Maximum $(Q_{max}, \Delta p_{b,max})$ der Pumpenkonfiguration. In Abbildung 7.4.5 (b) ist das Verhalten für Frequenzen im Maximum (Tab. 7.4.1) sowie bei geringerer Frequenz dargestellt. Der erreichbare maximale Gegendruck ändert sich jedoch nur geringfügig. Diese Abhängigkeit ist bereits aus der Simulation bekannt (Kap. 5.4.4).

Die Regelbarkeit der Flussrate über die Spannung ist am Beispiel der Konfiguration ($N_{act} = 4; N_{kam} = 1$) in Abb. 7.4.6 (a) dargestellt. Die zugehörigen Ertragsvolumina sind in Abb. 7.4.6 (b) gezeigt. Hier ist ebenfalls die durch die quadratische Abhängigkeit zur Steuerspannung überproportionale Zunahme der Flussraten mit zunehmendem U sichtbar.

Zur Verdeutlichung ist das mittlere Ertragsvolumen im Bereich $f \in [50; 250]$ Hz pro Steuerspannung in Abb. 7.4.6 (c) aufgetragen und mit der statischen Hubvolumen-Kennlinie des simulierten NED-Aktors $(\bar{t}_i + \sigma_{SD})$ gegenübergestellt. Der aus den Messdaten bestimmte Verlauf stimmt qualitativ gut mit den Simulationsergebnissen überein, was die Regelbarkeit des

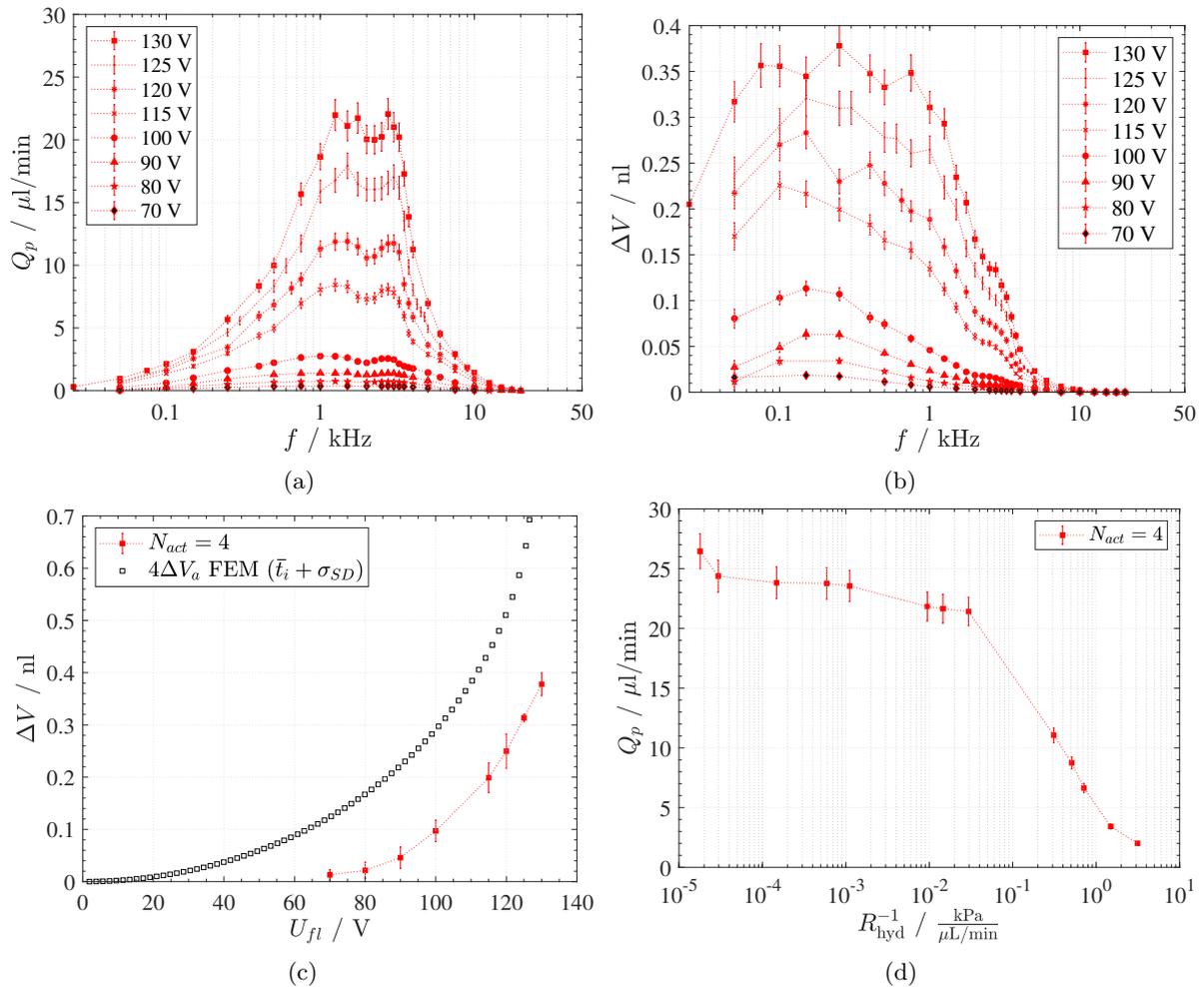


Abbildung 7.4.6: Regelbares Verhalten der Flussrate der Konfiguration ($N_{act} = 4; N_{kam} = 1$). (a) Flussraten-Kennlinien unter Variation der Steuerspannung (Konfiguration $N_{act} = 4; N_{kam} = 1$). (b) Steuerspannungsabhängiges Ertragsvolumen pro Antriebsfrequenz (Einzelchip-Messdaten). (c) Mittleres Ertragsvolumen im Bereich $f \in [50; 250]$ Hz in Abhängigkeit von U . (d) Abhängigkeit der Flussrate von der laminaren viskosen Reibung (hyd. Widerstand des Auslassschlauches), gemessen bei $f = 2.75$ kHz, $\Delta p_b = 0$ kPa. Punktlinien dienen der Verlaufsverdeutlichung.

Hubvolumens durch die Steuerspannung und somit den NED-Effekt bestätigt (Abb. 5.4.3 (b)). Die Differenz beider Kurven ist auf das Leckvolumen V_L zurückzuführen, welches als Totvolumen in der Kammer verbleibt. Für den hier gezeigten Fall werden im Mittel $\approx 48.2\%$ (51.8%) des Hubvolumens (Verlustverhältnis) gefördert. Bei den Messungen handelt es sich um die Werte aus einer Einzelchip-Messung.

Die Ergebnisse in Abb. 7.4.6 (d) zeigen die Abhängigkeit der Flussrate vom hydraulischen Widerstand auf der Auslassseite der Pumpe ($N_{act} = 4; N_{kam} = 1$). Dieser wurde durch die Schläuche zum Abfallreservoir über deren Länge sowie Innendurchmesser geändert und entsprechend für kreisförmige Querschnitte berechnet (Tab. 4.1.1). Mit zunehmendem Widerstand zeigt sich deutlich der Einfluss der viskosen Reibung, welcher zu einer Reduktion der Flussrate führt.

Der Einfluss verschiedener Antriebsmodi auf das Pumpverhalten ist in Abb. 7.4.7 repräsentativ am Beispiel der Konfiguration ($N_{act} = 4; N_{kam} = 1$) gezeigt. Zum einen ist hier der Effekt

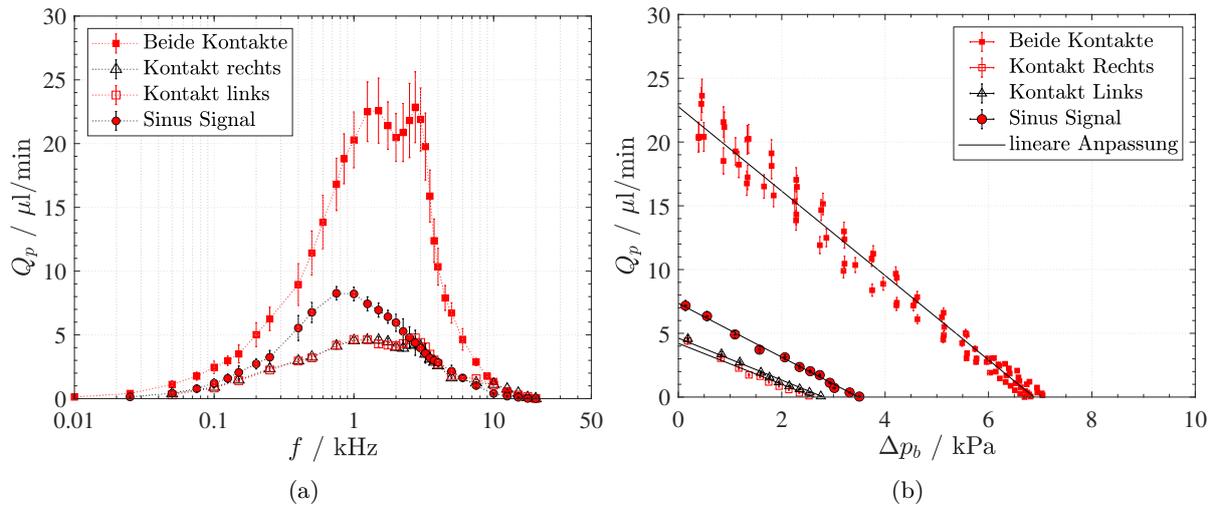


Abbildung 7.4.7: Ergebnisse der Konfiguration ($N_{act} = 4; N_{kam} = 1$) unter Ansteuerung verschiedener Antriebsmodi. (a) Flussraten-Kennlinien. Variation des Antriebssignals sowie Einzelaktuation der Aktorblöcke. (b) Zugehörige Gegendruck-Kennlinien.

eines harmonischen Antriebssignals (Sinussignal $U_{fl} \in [0; 130]$ V) untersucht und zum anderen die Auswirkung der Ansteuerung von nur einem elektrischen Kontakt, d.h. nur zwei der vier Hubvolumen erzeugenden Aktorblöcke (Abb. 5.4.1), mittels Rechtecksignal. Wie bereits in Kap. 5.4 am Kreisprozess der Pumpe erörtert, wird bei einem harmonischen Antriebssignal durch die geringere inkrementelle Spannungszunahme der Druck in der Kammer erst langsam aufgebaut, wodurch das Erreichen der Druckspitzen $\Delta p_{a,max}$ nicht möglich ist. Folglich werden geringere Flussraten erzeugt. Bei gleicher Spitze zu Spitze Antriebsspannung werden beim Sinussignal im Maximum nur $\approx 37\%$ der Flussrate im Vergleich zum Rechtecksignal erreicht. Als Referenz ist die bereits in Abb. 7.4.1 präsentierte Kennlinie der Konfiguration aufgetragen.

Im hier implementierten Design werden jeweils zwei der vier Aktorblöcke innerhalb der Pumpe, jedoch maximal acht NED-Aktorbalken über ein eigenes elektrisches Kontaktpad mit Spannung versorgt (Kap. 6.3). Daher sind z.B. in der Konfiguration mit ($N_{act} = 4; N_{kam} = 1$) die in der Pumpkammer gegenüberliegenden Balkenaktoren (Abb. 5.4.1) elektrisch getrennt. Wird nur einer der Kontakte angesteuert, d.h. es sind nur $N_{hub} = 2$ von vier Hubvolumen generierende NED-Balkenaktoren aktiv, kann trotzdem eine Pumpwirkung erzielt werden. Entgegen der Intuition werden dabei nur $\approx 20,5\%$ der vollen Flussrate generiert. Begründet ist dies durch die Tatsache, dass die beiden inaktiven Aktorblöcke nun passive elastische Komponenten in der Pumpkammer darstellen, welche eine Volumendeformationen erfahren. Daher existiert nach Gl. (5.30) ein zusätzlicher Beitrag zur Gehäuseelastizität im Nenner, welcher die Dynamik und dementsprechend die Flussrate beeinflusst. Die Einzelansteuerung beider Kontakte liefert dabei äquivalente Ergebnisse, was sich in den nahezu überlappenden Kennlinien erkennen lässt. Die zu den Antriebsmodi zugehörigen Gegendruck-Kennlinien sind in Abb. 7.4.7 (b) gezeigt.

Prinzipiell lassen sich damit die inaktiven NED-Aktoren zum Beispiel als kapazitive Sensorelemente nutzen. Durch einen geschlossenen Regelkreislauf könnten somit Änderungen der Leistungsparameter detektiert werden. Ein ähnlicher Ansatz wurde bereits in kunststoffbasierten Mikropumpen mit Piezo-Aktoren untersucht [Bar21].

Die experimentellen Daten bestätigen ein regelbares Verhalten der von den Bauelementen erzeugten Pumpwirkung, welches schlussfolgernd durch den NED-Effekt erzeugt wird. Damit ist der erste Funktionsnachweis von in der Waferebene operierenden elektrostatischen Aktoren zur Erzeugung eines kontrollierten und gleichgerichteten Flusses erbracht.

7.4.2 Kennlinien der Pumpen mit seriellen Kammern

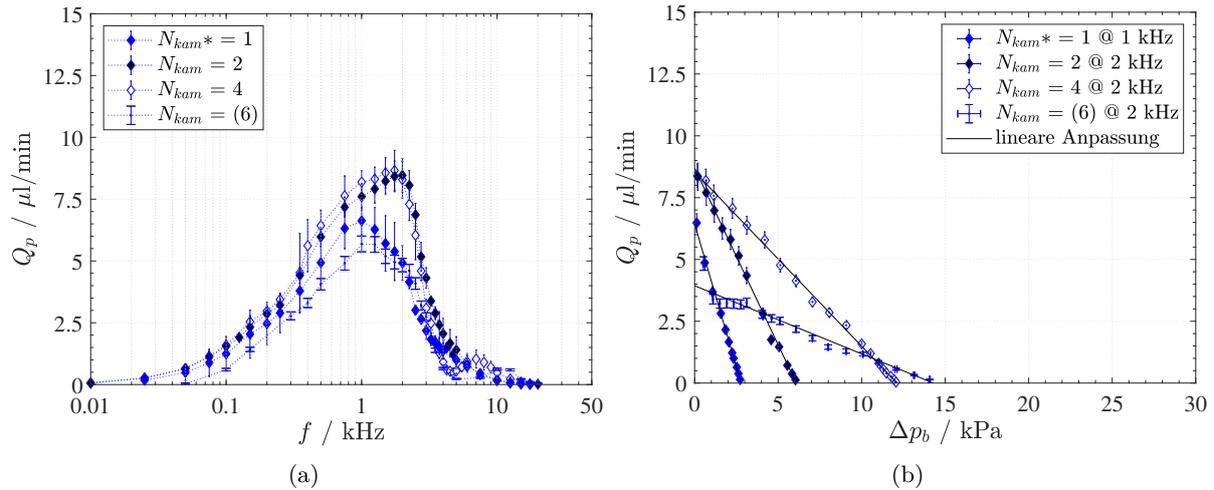


Abbildung 7.4.8: Kennlinien der Pumpen mit seriellen Kammern bei $U_{fl} = 130 \text{ V}$ ($N_{act} = 2$). Für die Pumpe mit $N_{kam} = 8$ wurden aufgrund von el. Kurzschlüssen nur sechs Kammern betrieben, hier gezeigt für eine Einzelchippmessung. (a) Flussraten-Kennlinie. (b) Gegendruck-Kennlinien.

Im folgenden werden die Ergebnisse der Pumpen mit einer seriellen Aneinanderreihung von Basis-Einheiten präsentiert. Äquivalent zu den Pumpen mit $N_{kam} = 1$ besteht eine Basis-Einheit aus einer Pumpkammer mit vier Aktorblöcken ($N_{hub} = 4$) und jeweils $N_{act} = 2$ parallel gestapelten NED-Balkenaktoren (Tab. 5.4.2). Durch die serielle Aneinanderreihung kommt es zu einer Addition der generierten Druckdifferenzen [Kim08], [Sch11], wodurch höhere Gegendrücke adressiert werden können als bei äquivalenten Pumpen mit einer Kammer (Kap. 5.4.4). Auf dem Chip wurden zum Nachweis dafür Pumpen mit $N_{kam} = 2, 4, 8$ seriellen Basis-Einheiten hergestellt (Abb. 6.3.1 (a)).

Die Flussraten-Kennlinien der vermessenen Pumpen sind in Abb. 7.4.8 dargestellt. Aus deren Verlauf lässt sich, wie erwartet, auf eine äquivalente Arbeitsweise der Konfigurationen schließen. Bei einer seriellen Anordnung werden mit zunehmenden Basis-Einheiten keine höheren Flussraten im Vergleich zur Pumpe mit einer Einheit (Kammer) erzeugt, da durch jede zusätzliche Einheit auch der hydraulische Widerstand der gesamten Pumpe erhöht wird, jede Einheit diesen jedoch überwindet.

Für die Konfiguration mit ($N_{act} = 2; N_{kam} = 8$) wurden vermehrt elektrische Kurzschlüsse an einem oder mehr der mit den acht Kontaktpads (Kap. 6.3) verbundenen Zuleitungen festgestellt. In Abb. 6.3.1 ist daher das Messergebnis eines Chip mit sechs aktiven der insgesamt acht Basis-Einheiten gezeigt. Die erreichten Flussraten sind leicht geringer aufgrund des durch die zwei inaktiven Einheiten verursachten hydraulischen Widerstands. Dennoch kann ein äquivalentes

Verhalten bestätigt werden.

Durch die gegenphasige Aktuierung (Kap. 5.1 u. Kap. 5.4.6) muss jede Basis-Einheit nur gegen $\Delta p_b/N$ des Gegendrucks arbeiten, mit N der Anzahl der seriellen Einheiten. Mit einer zunehmenden Anzahl von Basis-Einheiten sollten daher höhere Gegendrücke erzielt werden. Diese Annahme konnte durch die Messergebnisse der Gegendruck-Kennlinien (Abb. 7.4.8 (b)) experimentell bestätigt werden. Eine Verdopplung der Basiseinheiten führt dabei ebenfalls zu einer Verdopplung von $\Delta p_{b,\max}$. Im Falle der Konfiguration mit sechs Basis-Einheiten, konnte ebenfalls eine Vergrößerung von $\Delta p_{b,\max}$ gegenüber der $N_{kam} = 4$ gemessen werden, trotz der zwei inaktiven Kammern.

Der experimentelle Nachweis der Modularität der NED-Pumpen mit seriellen Basis-Einheiten bestätigt das Konzept (Kap. 5.1) und eröffnet damit eine weitere Möglichkeit, gezielt auf kompakte Weise Gegendrücke zu adressieren. Somit kann perspektivisch der Druck der Pumpen erhöht werden ohne Anpassung der Steuerspannung. Für die parallelen Stapel der NED-Balkenaktoren sind $N_{act} > 2$ denkbar, welche wiederum zu einer Druckerhöhung je Kammer führen. Die Leistungsparameter der Pumpen mit $N_{kam} \geq 1$ sind in Tab. 7.4.2 zusammengefasst.

Tabelle 7.4.2: Leistungsparameter der Pumpen mit $N_{kam} \geq 1$ in deren Maximum.

N_{kam}	Q_{\max} [$\mu\text{l}/\text{min}$]	$\Delta p_{b,\max}$ [kPa]	$P_{fl,\max}$ [μW]	$\Phi_{fl,\max}$ [mW/cm^3]	bei f [kHz]
1	6.63 ± 0.56	2.79 ± 0.02	0.07 ± 0.005	0.02 ± 0.002	1.00
2	8.46 ± 0.74	6.10 ± 0.02	0.22 ± 0.04	0.05 ± 0.005	2.00
4	8.46 ± 0.68	12.10 ± 0.02	0.43 ± 0.05	0.08 ± 0.005	2.00
(6)	5.66 ± 0.29	14.30 ± 0.02	0.34 ± 0.03	0.04 ± 0.003	1.50

7.4.3 Pumpen von Luft als gasförmiges Fördermedium

Als Ausblick werden an dieser Stelle die rein experimentell bestimmten Ergebnisse für das Pumpen von Luft präsentiert. Ein Vergleich mit Vorhersagen aus dem in Kap. 5.4.4 entwickelten Simulationsmodell ist nicht möglich. Hierfür wird ein adaptiertes Modell benötigt, welches die Kompressibilität von Gasen, speziell der Luft, sowie bei hohen Frequenzen die Trägheitseffekte von Aktor und Fördermedium berücksichtigt. Nichtsdestotrotz dient die Präsentation der Ergebnisse der Verdeutlichung des Potentials der NED-Mikropumpen für gasförmige Fördermedien sowie zum Aufzeigen von charakteristischen Unterschieden im Vergleich zu flüssigen Fördermedien.

Aufgrund der oben beschriebenen Kurzschlussproblematik an den elektrischen Zuleitungen (Kap. 7.1), war eine umfangreiche Charakterisierung für das Pumpen von Gasen nicht möglich. Die hier präsentierten Ergebnisse bestehen daher im Mittel aus zwei vermessenen Chips oder sind Einzelchipmessungen, gemessen bei Steuerspannungen von $U = 250$ V sowie $U = 275$ V. Repräsentativ werden einige Ergebnisse der Pumpen mit einer Kammer ($N_{kam} = 1$) und verschiedenen parallel gestapelten Aktoren vorgestellt.

Abbildung 7.4.9 (a) zeigt die Flussraten-Kennlinien der ursprünglich für Gase ($w_K = 3 \mu\text{m}$) entworfenen Pumpen mit $N_{act} = 8, 16$. In allen Fällen wurden primär negative Flussraten ge-

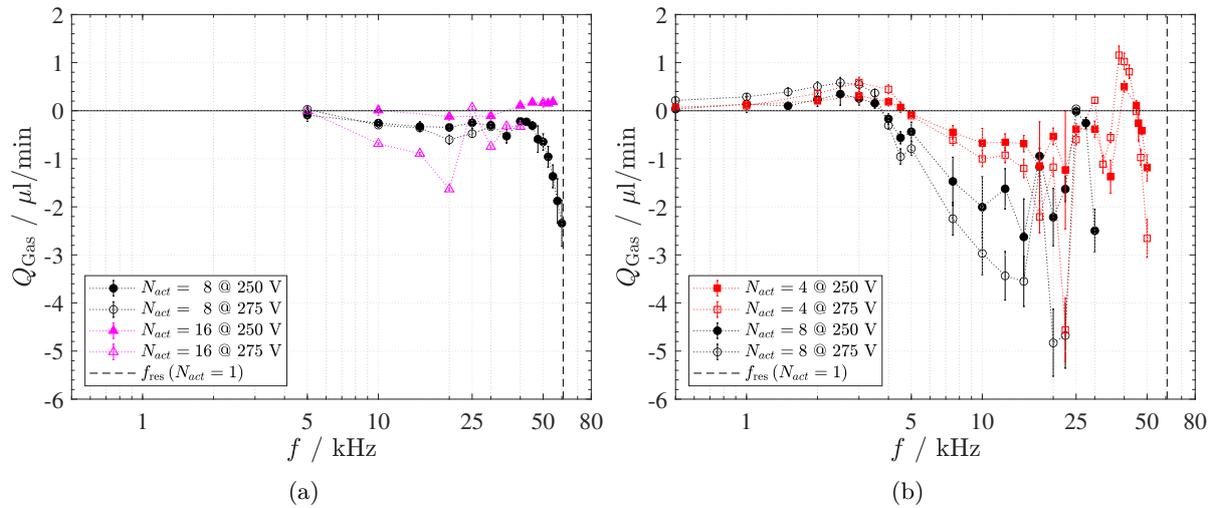


Abbildung 7.4.9: Flussraten-Kennlinien mit Luft als Fördermedium bei verschiedenen Steuerspannungen mit $N_{\text{kam}} = 1$. (a) Pumpen mit ($w_K = 3 \mu\text{m}$), ursprünglich entworfen für Gase. (b) Pumpen mit ($w_K = 47 \mu\text{m}$).

messen, d.h. der Gasfluss verlief vom eigentlichen Pumpenauslass zum Einlass. Von Null verschiedene Flussraten wurden erst ab einer Frequenz von ca. $f \geq 5 \text{ kHz}$ gemessen. Aufgrund der bei diesen Spannungen geringen Hubvolumina von $\Delta V_a (U = 250 \text{ V}, N_{\text{hub}} = 4) = 0.25 \text{ nL}$ und $V_a (U = 275 \text{ V}, N_{\text{hub}} = 4) = 0.33 \text{ nL}$ (aus Abb. E.7 (a)), liegen die gemessenen Flussraten unterhalb derer von Novec7100 trotz einer viel geringeren Viskosität der Luft. Zum einen ist dies auf den deutlich erhöhten hydraulischen Widerstand des Pumpkammerkanals mit einer Breite von $w_K = 3 \mu\text{m}$ zurückzuführen und zum anderen auf das dadurch erhöhte Leckvolumen (Kap. 5.4.5). Wie bereits in Kapitel 5.4.7 beschrieben, liegt aufgrund des fluidischen Kurzschlusses (Kap. 5.4.5) das Kompressionsverhältnis der eigentlich für Gase entworfenen Pumpen unter dem für das Pumpen von Luft benötigten Kriterium von $\varepsilon_{K,\text{Gas}} > 0.0281$. Des Weiteren ist anzumerken, dass aufgrund des viskosen Reibung des Messtropfens mit der Kapillarwand, erst der Druck beschrieben durch Gl. (4.9) überwunden werden muss. Dieser wirkt dabei wie ein statischer Gegendruck am Pumpenauslass [Zen94b]. Für die hier bestimmten Flussraten liegt der Gegendruck im Bereich 10-80 Pa, abhängig von der Flussrate sowie der Länge des Flüssigkeitstropfens.

Nahe der Resonanzfrequenz der Aktoren (Abs. 7.2), nimmt aufgrund der Resonanzüberhöhung die Auslenkung der Flussrate überproportional zu. Messungen für $f \approx f_{\text{res}}$ waren aufgrund des Versagens der Aktoren durch die hohe Spannung gegenüber der Messung in Abb. 7.2.2 nicht mehr möglich.

Bei den Pumpen, entworfen für Flüssigkeiten ($w_K = 47 \mu\text{m}$), konnte aufgrund des erhöhten Kompressionsverhältnisses (Tab. 5.4.3), eine verbesserte Pumpwirkung sowie ein Fluss in Vorwärtsrichtung gemessen werden. Die zugehörigen Flussraten-Kennlinien sind in Abb. 7.4.9 (b) gezeigt. Verglichen mit den Gaspumpen lässt sich ein reproduzierbares Verhalten im Bereich $f \in [4; 40] \text{ kHz}$ und den damit verbundenen negativen Flussraten finden.

Die Kompressionsverhältnisse der gefertigten Pumpen sind in Tabelle 7.4.3 zusammengefasst. Diese sind aufgrund der erhöhten relativen Auslenkung von $\approx 16\%$ (Kap. 7.4) zwischen gefe-

tigten und entworfenem Aktordesignpunkt (Tabelle 5.4.3) ebenfalls um diesen Wert erhöht.

Für die Bidirektionalität der Pumpen kommen verschiedene Ursachen in Frage. Zum einen ist für Antriebsfrequenzen oberhalb der Resonanzfrequenz der Klappenventile mit einer Pumpwirkung in negativer Richtung zu rechnen aufgrund der Phasenverschiebung zwischen Anregung und Antwort des Systems (Kap. 2.1.1) und beschrieben in [Zen95b]. Die Resonanzfrequenzen im Vakuum der gefertigten Ventile liegen bei $f_{\text{res,a}} = 41.87$ kHz und $f_{\text{res,e}} = 43.82$ kHz, für das Auslass- und Einlassventil entsprechend bestimmt über die FEM-Simulation. Unterhalb dieser Frequenzen kann es durch die Kompression des Gases zu Resonanzen kommen. Ein ähnlicher Effekt wurde von *Muller et. al* in [Mul03] untersucht.

Tabelle 7.4.3: Kompressionsverhältnisse der gefertigten Pumpen, mit einem Gesamthubvolumen von $\Delta V_a(N_{\text{hub}} = 4) = 0.688$ nL bei $U = U_{\text{IP1}}$. Flüssigkeiten ($w_k = 47$ μm , $V_0 = 8.82$ nL), Gase ($w_k = 3$ μm , $V_0 = 1.13$ nL).

N_{act}	$\varepsilon_{K,\text{fl}}$	$\varepsilon_{K,\text{Gas}}@U = 250$ V	$\varepsilon_{K,\text{Gas}}@U = 275$ V
4	0.044	$2.9 \cdot 10^{-4}$	$3.8 \cdot 10^{-4}$
8	0.048	$5.9 \cdot 10^{-4}$	$7.6 \cdot 10^{-4}$
16	0.065	$11.8 \cdot 10^{-4}$	$15.2 \cdot 10^{-4}$

Abschließend sei noch einmal darauf verwiesen, dass mit einer Optimierung der Pumpe für die Förderung von gasförmigen Medien perspektivisch sogar eine Selbstansaugung möglich wird, wodurch ein externes Befüllen der Pumpe entfällt.

8 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurden neuartige Mikropumpen auf Siliziumbasis vom Typ oszillierende Verdrängerpumpe mit einem in der Chipebene operierenden elektrostatischen Antrieb entwickelt, gefertigt und messtechnisch charakterisiert. Der Antriebsmechanismus ist aus einer am Fraunhofer IPMS entwickelten Klasse von Mikroaktoren, bekannt als nanoskopisch elektrostatischer Antrieb (NED), aufgebaut. Zum Einsatz kamen dabei erstmals beidseitig eingespannte laterale NED-Balkenaktoren, welche primär für den quasi-statischen Betrieb entwickelt und optimiert wurden. Eingebettet in einem Verbund aus drei Siliziumwafern und in Verbindung mit passiven, ebenfalls in der Ebene operierenden Klappenventilen, konnte ein regelbarer Fluss eines flüssigen und gasförmigen Fördermediums nachgewiesen werden.

Die Entwicklung der Mikropumpen ist durch zwei Schwerpunkte geprägt. Eingangs wurden Effekte, welche den Betrieb der NED-Balkenaktoren limitieren, untersucht sowie Schlüsselparameter und deren Auswirkung identifiziert. Es zeigte sich, dass in der durch Substrat und Deckelwafer begrenzten Chip-Umgebung der vertikale elektrostatische Pull-In zu den Begrenzungswafern als primäre Limitierung angesehen werden kann. Die zulässige Länge des Aktors ist über die damit verbundene Stabilitätsspannung beschränkt und bestimmt sich im Entwurf über die Wahl der lateralen Pull-In Spannung zwischen den NED-Elektroden.

Eine weitere inhärente Eigenschaft des NED-Prinzips ist die vornehmliche Verkürzung der Zellen im Betrieb. In beidseitig eingespannter Konfiguration, kann diese zu einem Komplettverlust der Aktorkrümmung und damit des generierbaren Hubvolumens führen. Besonders kritisch ist der Effekt für den Einsatz in einer Pumpe anzusehen, welche im quasi-statischen Bereich arbeitet. Der zur Lösung entwickelte Ansatz, genannt *S-Versatz*, zeichnet sich durch eine transversale Verschiebung der Zellen zueinander aus. Infolgedessen bleibt die Grundsteifigkeit des Balkenaktors erhalten, vor der die erzeugbare Druckdifferenz abhängt. Als Schlüsselparameter im Entwurf ist neben Geometrieparametern der NED-Zelle die Steuerspannung anzusehen. Unter Berücksichtigung obiger Effekte sowie technologischen Rahmenbedingungen, leitet sich aus ihr die Dimensionierung der NED-Balkenaktoren und dementsprechend die Miniaturisierung des Bauelements ab.

Für den Funktionsnachweis wurde Luft als gasförmiges sowie die dielektrische Flüssigkeit Novec7100, als flüssiges Fördermedium gewählt. Basierend auf den sich daraus ableitenden elektrotechnischen Randbedingungen wurde die Steuerspannung in Luft auf 400 V festgelegt und per Optimierungsverfahren ein Aktordesignpunkt bestimmt. Die vollständig im Fördermedium eingetauchten NED-Balkenaktoren nutzen dabei die relative elektrische Permittivität des Fluides als Verstärker der elektrostatischen Kraft zwischen den Elektroden. Konsequenterweise ist die Steuerspannung in Novec7100 geringer aufgrund der höheren Permittivität.

Der zweite Entwicklungsschwerpunkt beinhaltet den Entwurf und die Modellbildung der Mikropumpen mit dem bestimmten Aktordesignpunkt. Basierend auf dem präsentierten Konzept wurde ein modularer Ansatz zum Aufbau der Pumpe eruiert. In diesem können sogenannte Basis-Pumpeinheiten in verschiedenen Konfigurationen angeordnet werden, was zu unterschiedlichen Pumpeigenschaften führt. Insgesamt wurde ein Chiplayout mit 16 Designvarianten entworfen. Diese beinhalten serielle Anordnungen von NED-Aktoren und Basiseinheiten sowie die parallele Stapelung der Balkenaktoren. Letzteres führt zu einer Erhöhung des Drucks bei fester Steuerspannung. Damit unterscheidet sich der laterale Pumpenansatz in seiner Konfigurierbarkeit grundlegend von klassischen Mikromembranpumpen.

Über die Modellierung einer Basiseinheit konnte das Verhalten der Pumpe abgeschätzt werden. Hierbei wurde ein entsprechender Ansatz verfolgt, in dem die Kennlinien der Komponenten, wie Balkenaktor und Ventile zunächst getrennt bestimmt werden und anschließend in ein numerisches Modell zur Beschreibung der Pumpkammer einfließen. Ein entwickeltes Netzwerkmodell zur Abschätzung des fluidischen Kurzschlusses durch die Bewegungsspalte der Aktoren konnte experimentell verifiziert werden.

Die Charakterisierung der NED-Balkenaktoren bestätigte eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation, was die Validität des entwickelten FEM-Modells des Aktors belegt. In selbiger Untersuchung wurde auch die Funktionalität des entwickelten S-Versatzes experimentell verifiziert.

Ein entsprechend konzipierter Messaufbau sowie ein eigens entworfenes Chipgehäuse dienten zur fluidischen Bauteilcharakterisierung. Anhand der gemessenen Kennlinien der Pumpen konnte ein regelbares Verhalten der lateral angetriebenen NED-Mikropumpen nachgewiesen werden. Typische Antriebsfrequenzen der Mikropumpen liegen dabei im Kilohertz-Bereich, was sich auf den hohen Grad der Miniaturisierung und die damit verbundene mechanischen Steifigkeit der NED-Aktoren zurückführen lässt. Die Gegenüberstellung der experimentell bestimmten Kennlinien mit Simulationsdaten aus dem entwickelten Modell der Pumpe bestätigt das auf dem NED-Effekt beruhende elektromechanische Pumpprinzip. Im Gültigkeitsbereich des Modells lässt sich eine gute Übereinstimmung zum beobachteten Verhalten der Pumpe finden. Für die Abbildung der Effekte bei hohen Antriebsfrequenzen müssen transiente Effekte berücksichtigt werden, was eine Anpassung des Modells erfordert.

Die Etablierung einer Herstellungstechnologie mit stabilem Fertigungsprozess führte zur erfolgreichen Herstellung von Pumpenchips im Scheibenverbund. Der Prozess ist CMOS-kompatibel und beinhaltet verschiedene Technologiemodule, darunter das Bondverfahren von Deckel- und Bauteilwafer über eine Zwischenschicht. Perspektivisch ist damit eine hohe Integrierbarkeit der Pumpe in siliziumbasierte Mikrofluidiksysteme gegeben, was eine monolithisch und damit kostengünstige Fertigung ermöglicht.

Die in der Zielsetzung definierten Punkte wurden im großen Umfang erreicht. Somit ist der Funktionsnachweis einer neuen Art von mikromechanischem Druckgeber erbracht, welcher flüssige und gasförmige Medien fördert, dem Trend der Miniaturisierung folgt und monolithisch integrierbar ist. Die NED-Mikropumpen sind dementsprechend für eine Reihe von den im Stand

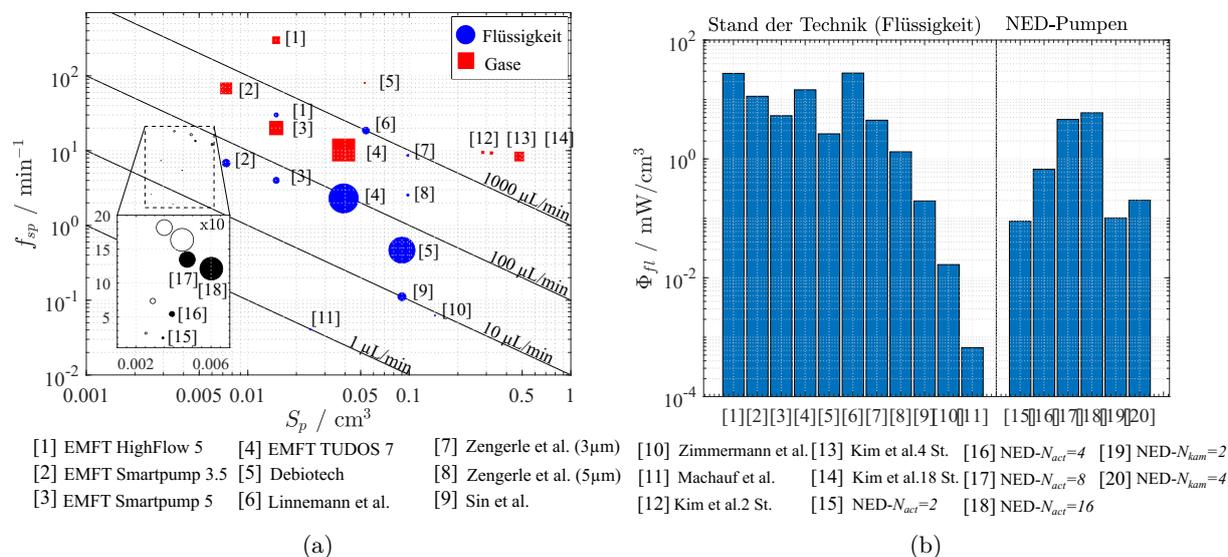


Abbildung 8.0.1: Vergleich der entwickelten NED-Pumpen mit ausgewählten Vertretern aus dem Stand der Technik (a) Selbstpumpffrequenz abhängig von der Bauelementgröße. Markergröße entspricht der Höhe der erreichten Gegendrücke. Ausschnitt zeigt 10x Vergrößerung der NED-Pumpen. Offene Kreise zeigen Erhöhung der Selbstpumpffrequenz bei Optimierung der Bauteilgröße. Speziell wurden hier die kreisförmigen elektrischen Kontakte nicht mit in die Bauteilgröße einbezogen. (b) Vergleich der erzeugten Leistungsdichte mit NED-Pumpen.

der Technik aufgeführten Anwendungen interessant. Der Nachweis des lateralen Antriebsprinzips von Mikropumpen in flüssigen Medien wurde in dieser Arbeit mit einer nichtleitenden Flüssigkeit erbracht. Entsprechend ergaben sich erheblich geringere Anforderungen an die Steuerelektronik, was eine Fokussierung der Arbeit auf den Entwurf der lateralen NED-Balkenaktoren sowie der Mikropumpe ermöglichte. Die NED-Mikropumpen sind jedoch nicht ausschließlich auf nichtleitende Flüssigkeiten beschränkt. Einzelne Basispumpeinheiten erreichen Flussraten von einigen $10 \mu\text{L}/\text{min}$ mit Bauteilvolumina $S_p < 0.01 \text{ cm}^3$, was durch die Anordnung der Einheiten über eine größere Chipfläche zukünftig auf Flussraten von einigen ml/min ausgebaut werden kann. Mit den vergleichsweise hohen Antriebsfrequenzen im Kilohertzbereich ist eine pulsationsfreie Förderung möglich. Aufgrund der erläuterten Kurzschlussproblematik war eine Charakterisierung der Gaspumpen nur eingeschränkt möglich. Die präsentierten Ergebnisse dienen daher ausschließlich als Nachweis des Funktionsprinzips zur Förderung gasförmiger Medien mittels lateralem NED. Folglich steht ein Nachweis einer selbstansaugenden NED-Pumpe aus.

Im Vergleich zum Stand der Technik können mit dem hier vorgestellten Prinzip Leistungsparameter in äquivalenter Größenordnung erzielt werden. Eine quantitative Gegenüberstellung mit ausgewählten Vertretern ist in Abb. 8.0.1 gezeigt. Die Prototypen der NED-Pumpen generieren vergleichbare Leistungsdichten, die sich durch den modularen Ansatz weiter anpassen lassen (Abb. 8.0.1 (b)). Jenes gilt auch für die Selbst-Pumpffrequenz als Vergleichsparameter, welche die Möglichkeit der Pumpen ihr eigenes Volumen pro Zeiteinheit zu fördern angibt (Abb. 8.0.1 (a)).

Aus Abbildung 8.0.1 (a) wird deutlich, dass die hier entwickelten Bauelemente zu den derzeit

kleinsten publizierten oszillierenden Verdrängermikropumpen zählen. Für eine Erhöhung der Selbst-Pumpfrequenz reicht jedoch eine Anordnung von der entwickelten NED-Basispumpeinheiten über eine größere Chipfläche nicht aus, da sich Chipvolumen und Flussrate linear vergrößern. Hier ist eine Optimierung der Basiseinheit selbst nötig. Zusätzlich lassen sich über die Anpassung der Bauteilgröße, speziell der elektrischen Kontakte, die Vergleichsparameter steigern. Dies ist in der Vergrößerung in Abb. 8.0.1 (a) gezeigt

Den größten Einfluss auf die Steigerung der Leistungsparameter der NED-Basispumpeinheiten wird der Reduzierung des fluidischen Kurzschlusses durch die Bewegungsspalte der Komponenten zugeschrieben. Neben der somit überproportionalen Erhöhung des geförderten Volumens, vergrößert sich auch der erreichbare Gegendruck, welcher sich an den Differenzdruck des spezifischen NED-Aktordesignpunktes annähert. Des Weiteren bietet die NED-Aktorik besonders für das Pumpen von Gasen neue Wege zur Implementierung von aktiven Ventilen in der Pumpe. Konsequenterweise spielt das generierbare Kompressionsverhältnis verbunden mit dem Pumpkriterium für Gase eine untergeordnete Rolle im Entwurf der Pumpen.

Gegenstand zukünftiger Arbeiten wird darüber hinaus die Entwicklung einer geeigneten Ansteuerlektronik sein. Zusammen mit der Optimierung des Bauelements auf entsprechend niedrige elektrische Zeitkonstanten soll unter Verwendung von amplitudenmodulierten Steuersignalen die Förderung von leitenden und polaren Flüssigkeiten ermöglicht werden.

Mit dem erbrachten Funktionsnachweis der NED-Balkenaktoren mit doppel S-förmiger Biegelinie in flüssigen Medien ist perspektivisch auch die Möglichkeit zur Realisierung weiterer aktiver mikrofluidischer MEMS-Bauelemente gegeben. Darunter sind Mikroventile sowie auch Mikromischer attraktive Bauelemente mit hohem Anwendungspotential.

Literatur

- [3M 20] 3M Deutschland GmbH. *Novec™ 7100 High-Tech Flüssigkeit: Datenblatt*. Hrsg. von 3M. 2020. URL: http://multimedia.3m.com/mws/media/6043970/3mtm-novectm-7100-engineered-fluid.pdf?fn=Novec%207100_Datenblatt_052014.pdf (besucht am 15. 10. 2020).
- [Abg07] P. Abgrall und A. Gué. „Lab-on-chip technologies: making a microfluidic network and coupling it into a complete microsystem—a review“. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 17.5 (2007), R15–R49. ISSN: 0960-1317. DOI: 10.1088/0960-1317/17/5/R01.
- [Acc21] Accuratus. *Aluminum Oxide, Al₂O₃ Ceramic Properties*. 2021. URL: accuratus.com/alumox.html.
- [Agu19] R. Aguilar, D. Torrealva, S. Moreira, M. A. Pando und L. F. Ramos. *Structural Analysis of Historical Constructions*. Bd. 18. Cham: Springer International Publishing, 2019. ISBN: 978-3-319-99440-6. DOI: 10.1007/978-3-319-99441-3.
- [All86] D. G. Allen und M. V. Sefton. „A model of insulin delivery by a controlled release micropump“. In: *Annals of biomedical engineering* 14.3 (1986), S. 257–276. ISSN: 0090-6964. DOI: 10.1007/BF02584274.
- [ANS19] ANSYS Inc. *Ansys Release v19.1 Documentation*. 2019. URL: https://ansyshelp.ansys.com/account/secured?returnurl=/Views/Secured/corp/v201/en/ans_elem/Hlp_E_TRANS126.html (besucht am 17. 02. 2020).
- [Ash98] M. Ashauer, H. Glosch, F. Hedrich, N. Hey, H. Sandmaier u. a. „Thermal flow sensor for liquids and gases“. In: *The Eleventh Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems*. 1998, S. 351–355. ISBN: 0-7803-4412-X. DOI: 10.1109/MEMSYS.1998.659781.
- [Ast02] A. Astle, A. Paige, L. P. Bernal, J. Munfakh, H. Kim u. a. „Analysis and Design of Multistage Electrostatically-Actuated Micro Vacuum Pumps“. In: *Micro-electromechanical systems (MEMS) - 2002*. MEMS. New York, NY: American Society of Mechanical Engineers, 2002, S. 477–486. ISBN: 0-7918-3642-8. DOI: 10.1115/IMECE2002-39308.
- [Ast07] A. Astle, L. Bernal, H. Kim, K. Najafi und P. Washabaugh. „A fully integrated high-efficiency peristaltic 18-stage gas micropump with active microvalves“. In: *IEEE 20th International Conference*. 2007, S. 131–134. DOI: 10.1109/MEMSYS.2007.4433033.
- [Atz10] L. Atzori, A. Iera und G. Morabito. „The Internet of Things: A survey“. In: *Computer Networks* 54.15 (2010), S. 2787–2805. ISSN: 13891286. DOI: 10.1016/j.comnet.2010.05.010.
- [Bar21] Bartels Mikrotechnik GmbH. *Application Note: Flow Controlled Micropumps*. 2021. URL: https://www.google.com/url?sa=t&rct=j&q=&esrc=s&source=web&cd=&ved=2ahUKEwicxsnJrYrWAhWyhPOHHcxiBLUQFjADegQIBRAD&url=https%3A%2F%2Fwww.servoflo.com%2Fimages%2FPDF%2Fapplication_note_gas_gb.pdf&usq=AOvVaw2CJSAXHYTnduPTdKKkvTyW (besucht am 19. 04. 2021).

- [Bas77] E. Bassous, H. Taub und L. Kuhn. „Ink jet printing nozzle arrays etched in silicon“. In: *Applied Physics Letters* 31.2 (1977), S. 135–137. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.89587.
- [Bra99] J. Brandrup, E. H. Immergut und E. A. Grulke, Hrsg. *Polymer Handbook*. 4. ed. Hoboken, N. J.: Wiley, 1999. ISBN: 9780471479369.
- [Bre10] O. Breitenstein, W. Warta und M. Langenkamp. *Lock-in thermography: Basics and use for evaluating electronic devices and materials*. 2. ed. Bd. 10. Springer series in advanced microelectronics. Heidelberg: Springer, 2010. ISBN: 9783642024177.
- [Bre49] A. Brenner und S. Senderoff. „Calculation of stress in electrodeposits from the curvature of a plated strip“. In: *Journal of Research of the National Bureau of Standards* 42.2 (1949), S. 105. ISSN: 0091-0635. DOI: 10.6028/jres.042.009.
- [Bru11] Henrik Bruus. *Theoretical microfluidics*. Reprinted with corr. Bd. 18. Oxford master series in physics Condensed matter physics. Oxford: Oxford Univ. Press, 2011. ISBN: 978-0-19-923508-7.
- [Byu14] C. Byun, K. Abi-Samra, Y.-K. Cho und S. Takayama. „Pumps for microfluidic cell culture“. In: *ELECTROPHORESIS* 35.2-3 (2014), S. 245–257. ISSN: 01730835. DOI: 10.1002/elps.201300205.
- [Ceg19] O. Cegielska und P. Sajkiewicz. „Targeted Drug Delivery Systems for the Treatment of Glaucoma: Most Advanced Systems Review“. In: *Polymers* 11.11 (2019). DOI: 10.3390/polym11111742.
- [Che06] C. Chen, J. Yeh und P. Wang. „Electrical breakdown phenomena for devices with micron separations“. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 16.7 (2006), S. 1366–1373. ISSN: 0960-1317. DOI: 10.1088/0960-1317/16/7/034.
- [Chi17] S. Chimakurthi, S. Reuss, M. Tooley und S. Scampoli. „ANSYS Workbench System Coupling: a state-of-the-art computational framework for analyzing multiphysics problems“. In: *Engineering with Computers* (2017). ISSN: 1435-5663. DOI: 10.1007/s00366-017-0548-4. URL: <https://doi.org/10.1007/s00366-017-0548-4>.
- [Con15] H. Conrad, H. Schenk, B. Kaiser, S. Langa, M. Gaudet u. a. „A small-gap electrostatic micro-actuator for large deflections“. In: *Nature Communications* 6 (2015), S. 10078. ISSN: 2041-1723. DOI: 10.1038/ncomms10078.
- [Con20] H. Conrad, H. Schenk, M. Gaudet, S. Langa, S. Uhlig u. a. „Electrostatic in-plane bending micro-actuators for large deflections: (Unveröffentlichtes Manuskript)“. *Science Advances*, 2020.
- [Cuc99] E. Cuche, P. Marquet und C. Depeursinge. „Simultaneous amplitude-contrast and quantitative phase-contrast microscopy by numerical reconstruction of Fresnel off-axis holograms“. In: *Applied Optics* 38.34 (1999), S. 6994. ISSN: 0003-6935. DOI: 10.1364/AO.38.006994.
- [Dem13] Wolfgang Demtröder. *Experimentalphysik 2: Elektrizität und Optik*. 6., überarb. u. akt. Aufl. 2013. Springer-Lehrbuch. Berlin und Heidelberg: Springer, 2013. ISBN: 978-3-642-29943-8.
- [Der21] H. Dereshgi, H. Dal und M. Yildiz. „Piezoelectric micropumps: state of the art review“. In: *Microsystem Technologies* (2021). ISSN: 0946-7076. DOI: 10.1007/s00542-020-05190-0.
- [Dol07] Alexander Doll. „Entwicklung einer Hochleistungsmikropumpe für eine Schließmuskelprothese“. Dissertation. Universität Freiburg, 2007.

- [Don21] C-W. Dong, L.-G. Tran und W.-T. Park. „A polymer membrane electrolysis micropump powered by a compact wireless power transmission system“. In: *Journal of Mechanical Science and Technology* 35.2 (2021), S. 697–706. ISSN: 1738-494X. DOI: 10.1007/s12206-021-0130-2.
- [Dou20] Douglas Brown. *Tracker: Video Analysis and Modeling Tool*. 2020. URL: <https://physlets.org/tracker/> (besucht am 17.11.2020).
- [Elv19] Elveflow. *User guide - MFS Flow sensor: Thermal based flow sensor for water and oils*. 2019.
- [Elv20] Elveflow. *Microfluidic Flow Sensor MFS Specifications*. 2020. URL: <https://www.elveflow.com/microfluidic-products/microfluidics-flow-measurement-sensors/microfluidic-liquid-mass-flow-sensors/> (besucht am 08.10.2020).
- [Eng21] Engineering Toolbox. *Resources, Tools and Basic Information for Engineering and Design of Technical Applications!* 2021. URL: https://www.engineeringtoolbox.com/material-properties-t_24.html.
- [Epp14] Nadja Epperlein. „Charakterisierung eines Digitalen Holographischen Mikroskops zur Analyse mikro- mechanischer Aktoren“. Masterarbeit. Cottbus: Brandenburgisch Technischen Universität C-S, 2014.
- [Fah16] L. Fahrmeir, C. Heumann, R. Künstler, I. Pigeot und G. Tutz. *Statistik: Der Weg zur Datenanalyse*. 8., überarbeitete und ergänzte Auflage. Springer-Lehrbuch. Berlin und Heidelberg: Springer Spektrum, 2016. ISBN: 9783662503713. DOI: 10.1007/978-3-662-50372-0.
- [Fau17] Sarah Faulkner. *Researchers develop micropump for patients with glaucoma*. 2017. URL: <https://www.drugdeliverybusiness.com/researchers-develop-micropump-patients-glaucoma/> (besucht am 03.01.2021).
- [Fis15] A. C. Fischer, F. Forsberg, M. Lapisa, S. J. Bleiker, G. Stemme u. a. „Integrating MEMS and ICs“. In: *Microsystems & Nanoengineering* 1.1 (2015), S. 241. DOI: 10.1038/micronano.2015.5.
- [For12] F. Fortin, F. De Rainville, M. Gardner, M. Parizeau und C. Gagné. „DEAP: Evolutionary Algorithms Made Easy“. In: *Journal of Machine Learning Research* 13 (2012), S. 2171–2175.
- [Fow28] Fowler R. H. und Nordheim L. „Electron emission in intense electric fields“. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character* 119.781 (1928), S. 173–181. ISSN: 0950-1207. DOI: 10.1098/rspa.1928.0091.
- [Fox11] R. Fox, A. McDonald, P. Pritchard und J. Leylegian. *Introduction to fluid mechanics*. 8. ed. Hoboken, NJ: Wiley, 2011. ISBN: 9780470547557.
- [Fra07] R. Frahnow. „Massendurchfluss- und Dichtemessung mit einer resonanten Messzelle in Volumenmikromechanik“. Dissertation. Technische Universität Chemnitz, 2007.
- [Gar06] S. V. Garimella, V. Singhal und Dong Liu. „On-Chip Thermal Management With Microchannel Heat Sinks and Integrated Micropumps“. In: *Proceedings of the IEEE* 94.8 (2006), S. 1534–1548. ISSN: 0018-9219. DOI: 10.1109/JPROC.2006.879801.
- [GC20] M. Golda-Cepa, K. Engvall, M. Hakkarainen und A. Kotarba. „Recent progress on parylene C polymer for biomedical applications: A review“. In: *Progress in Organic Coatings* 140 (2020), S. 105493. ISSN: 03009440. DOI: 10.1016/j.porgcoat.2019.105493.

- [Geb18] C. Gebhardt. *Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench: Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik*. 3., aktualisierte Auflage. München: Hanser, 2018. ISBN: 9783446457409.
- [Gei08] Andreas Geipel. „Novel two-stage peristaltic micropump optimized for automated drug delivery and integration into polymer microfluidic systems“. Dissertation. Universität Freiburg, 2008.
- [Ger04] I. Gerdes, F. Klawonn und R. Kruse. *Evolutionäre Algorithmen: Genetische Algorithmen - Strategien und Optimierungsverfahren - Beispielanwendungen*. Computational Intelligence. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2004. ISBN: 9783528055707. DOI: 10.1007/978-3-322-86839-8.
- [Ger95] T. Gerlach und H. Wurmus. „Working principle and performance of the dynamic micropump“. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 50.1-2 (1995), S. 135–140. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/0924-4247(96)80097-5.
- [Gho11] R. Ghodssi und P. Lin. *MEMS Materials and Processes Handbook*. Springer Science Business Media, LLC, 2011. ISBN: 978-0-387-47318-5.
- [Glo11] Globisch S. et al. *Lehrbuch für Mikrotechnologie: für Ausbildung, Studium und Weiterbildung*. München: Carl Hanser Verlag GmbH, 2011. ISBN: 978-3-446-42560-6.
- [Go14] D. Go und A. Venkattraman. „Microscale gas breakdown: ion-enhanced field emission and the modified Paschen’s curve“. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* 47.50 (2014), S. 503001. ISSN: 0022-3727. DOI: 10.1088/0022-3727/47/50/503001.
- [Göb05] Arndt Göbel. *Frage Leerlaufstrom / Leckstrom bei WLT: Email*. Hrsg. von S. Uhlig. 6.05.2020.
- [Gro12] D. Gross. *Technische Mechanik*. 11., bearbeitete Aufl. Springer-Lehrbuch. Berlin: Springer, 2012. ISBN: 978-3-642-19983-7.
- [Gro14] K. Grote und J. Feldhusen, Hrsg. *Taschenbuch für den Maschinenbau*. 24., aktualisierte und erweiterte Auflage. Berlin und Heidelberg: Springer Vieweg, 2014. ISBN: 978-3-642-38891-0.
- [Hal67] John Hall. „Electronic Effects in the Elastic Constants of n -Type Silicon“. In: *Physical Review* 161.3 (1967), S. 756–761. ISSN: 0031-899X. DOI: 10.1103/PhysRev.161.756.
- [Han96] N. Hansen und A. Ostermeier. „Adapting arbitrary normal mutation distributions in evolution strategies: the covariance matrix adaptation“. In: *Proceedings of 1996 IEEE International Conference on Evolutionary Computation (ICEC '96)*. Piscataway, N.J: Institute of Electrical and Electronics Engineers, 1996, S. 312–317. ISBN: 0-7803-2902-3. DOI: 10.1109/ICEC.1996.542381.
- [Her11] Markus Herz. „Optimierung der Förderrate einer piezoelektrischen Hochleistungs-Mikropumpe“. Dissertation. München: Technische Universität München, 2011.
- [Hir20] Hirschmann Laborgeräte. *Hämatokrit-Kapillaren*. 2020. URL: <http://www.hirschmann-laborgeraete.de/de-DE/artikelgruppe/91002> (besucht am 23.11.2020).
- [Hop10] M. Hopcroft, W. Nix und T. Kenny. „What is the Young’s Modulus of Silicon?“ In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 19.2 (2010), S. 229–238. ISSN: 1057-7157. DOI: 10.1109/JMEMS.2009.2039697.
- [Hsi16] H.-C. Hsieh und H. Kim. „A miniature closed-loop gas chromatography system“. In: *Lab on a chip* 16.6 (2016), S. 1002–1012. ISSN: 1473-0189. DOI: 10.1039/C5LC01553G.

- [Hwa10] Jun Young Hwang, Kwon-Yong Shin, Sang-Ho Lee, Kyungtae Kang, Heuseok Kang u. a. „Periodic fuel supply to a micro-DMFC using a piezoelectric linear actuator“. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 20.8 (2010), S. 085023. ISSN: 0960-1317. DOI: 10.1088/0960-1317/20/8/085023. URL: <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/0960-1317/20/8/085023/meta>.
- [Ive08] Brian D. Iverson und Suresh V. Garimella. „Recent advances in microscale pumping technologies: a review and evaluation“. In: *Microfluidics and Nanofluidics* 5.2 (2008), S. 145–174. ISSN: 1613-4982. DOI: 10.1007/s10404-008-0266-8.
- [Jen17] C. Jenke, J. Pallejà Rubio, S. Kibler, J. Häfner, M. Richter u. a. „The Combination of Micro Diaphragm Pumps and Flow Sensors for Single Stroke Based Liquid Flow Control“. In: *Sensors (Basel, Switzerland)* 17.4 (2017).
- [Jen18] C. Jenke, S. Kager, M. Richter und C. Kutter. „Flow rate influencing effects of micropumps“. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 276 (2018), S. 335–345. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/j.sna.2018.04.025.
- [Kai16] Bert Kaiser. „Simulation und Charakterisierung eines neuartigen mikromechanischen elektrostatischen Aktors“. Dissertation. Fraunhofer IPMS: Brandenburg University of Technology, 2016.
- [Kai18] B. Kaiser, S. Uhlig und S. Shashank. *DESIGNRULE TI-D01: Basis-Technology AN-EL75*. Intern, 26. März 2018.
- [Kai19] B. Kaiser, S. Langa, L. Ehrig, M. Stolz, H. Schenk u. a. „Concept and proof for an all-silicon MEMS micro speaker utilizing air chambers“. In: *Microsystems & Nanoengineering* 5.1 (2019), S. 1–11. DOI: 10.1038/s41378-019-0095-9.
- [Kan14] S. G. Kandlikar. „Review and Projections of Integrated Cooling Systems for Three-Dimensional Integrated Circuits“. In: *Journal of Electronic Packaging* 136.2 (2014), S. 024001. ISSN: 1043-7398. DOI: 10.1115/1.4027175.
- [Kar10] S. Karajgikar, S. Rao, Jeongsik Sin, D. Agonafer, Jung-Chih Chiao u. a. „Electro-Thermal Analysis of In-Plane Micropump“. In: *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies* 33.2 (2010), S. 329–339. ISSN: 1521-3331. DOI: 10.1109/TCAPT.2010.2040737.
- [Ken94] K. Kendall. „Adhesion: molecules and mechanics“. In: *Science (New York, N.Y.)* 263.5154 (1994), S. 1720–1725. ISSN: 0036-8075. DOI: 10.1126/science.263.5154.1720.
- [Ket00] A. Ketsdever und M. Micci. *Micropropulsion for small spacecraft*. Bd. v. 187. Progress in astronautics and aeronautics. Reston, Va: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2000. ISBN: 1563474484. URL: <http://site.ebrary.com/lib/alltitles/docDetail.action?docID=10516667>.
- [Key20] Keysight Technologies (Agilent) Deutschland GmbH. *B2912A Datenblatt*. 2020. URL: <https://www.keysight.com/en/pd-1983602-pn-B2912A/precision-source-measure-unit-2-ch-10-fa-210-v-3-a-dc-105-a-pulse?cc=DE&lc=ger> (besucht am 28.10.2020).
- [Kim05] H. Kim und K. Najafi. „Characterization of low-temperature wafer bonding using thin-film parylene“. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 14.6 (2005), S. 1347–1355. ISSN: 1057-7157. DOI: 10.1109/JMEMS.2005.859102.
- [Kim08] Hanseup Kim, Khalil Najafi und Luis P. Bernal. „Gas Micropumps“. In: *Comprehensive microsystems*. Hrsg. von Yogesh B. Gianchandani. Amsterdam: Elsevier, 2008, S. 273–299. ISBN: 9780444521903. DOI: 10.1016/B978-044452190-3.00042-2.

- [Kim11] Myung K. Kim. *Digital Holographic Microscopy: Principles, Techniques, and Applications*. Bd. 162. Springer Series in Optical Sciences. New York, NY: Springer Science+Business Media LLC, 2011. ISBN: 978-1-4419-7792-2.
- [Kim15] H. Kim, A. A. Astle, K. Najafi, L. P. Bernal und P. D. Washabaugh. „An Integrated Electrostatic Peristaltic 18-Stage Gas Micropump With Active Microvalves“. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 24.1 (2015), S. 192–206. ISSN: 1057-7157. DOI: 10.1109/JMEMS.2014.2327096.
- [Koc17] C. Koch und T. J. Rinke. *Photolithography: Basics of microstructuring*. 1st edition. Ulm: MicroChemicals, 2017. ISBN: 3981878213.
- [Kol00] J. Kolodzey, E. A. Chowdhury, T. N. Adam, Guohua Qui, I. Rau u. a. „Electrical conduction and dielectric breakdown in aluminum oxide insulators on silicon“. In: *IEEE Transactions on Electron Devices* 47.1 (2000), S. 121–128. ISSN: 0018-9383.
- [Kol05] A. Kole, J. Sin, W. Lee, D. Popa, D. Agonafer u. a. „Polymer Tube Embedded In-Plane Micropump for Low Flow Rate“. In: *24th Digital Avionics Systems Conference*. IEEE, 2005, S. 9.C.2–1–9.C.2–7. ISBN: 0-7803-9307-4. DOI: 10.1109/DASC.2005.1563485.
- [Kru00] Arvi Kruusing. „Analysis and optimization of loaded cantilever beam microactuators“. In: *Smart Materials and Structures* 9.2 (2000), S. 186–196. ISSN: 0964-1726. DOI: 10.1088/0964-1726/9/2/309.
- [Kuc14] Horst Kuchling. *Taschenbuch der Physik: Mit zahlreichen Tabellen*. 21., aktualisierte Aufl., Jub.-Ausg. 50 Jahre. München: Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verl., 2014. ISBN: 9783446442184.
- [Kui92] A. E. T. Kuiper. „Room-Temperature HF Vapor-Phase Cleaning for Low-Pressure Chemical Vapor Deposition of Epitaxial Si and SiGe Layers“. In: *Journal of The Electrochemical Society* 139.9 (1992), S. 2594. ISSN: 00134651. DOI: 10.1149/1.2221270.
- [Lan17] S. Langa, H. Conrad, B. Kaiser, M. Stolz, M. Gaudet u. a. „Technological aspects of a new micro-electro-mechanical actuation principle: Nano-e-drive“. In: *Microsystem Technologies* 15.6 (2017), S. 153–164. DOI: 10.1007/s00542-017-3360-6.
- [Lan18a] Sergiu Langa. *NED-VAMP-TEC / Projekt Nummer 230170 Losstand*. 7. Feb. 2018.
- [Lan18b] Sergiu Langa. *Process Flow MAS Basis Technology: 8ANEL75 TI-First uSpeaker uPump*. Intern, 5. Juli 2018.
- [Las04] D. J. Laser und J. G. Santiago. „A review of micropumps“. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 14.6 (2004), R35–R64. ISSN: 0960-1317. DOI: 10.1088/0960-1317/14/6/R01.
- [Leg06] B. Legrand, A. Rollier, D. Collard und L. Buchaillot. „Suppression of the pull-in instability for parallel-plate electrostatic actuators operated in dielectric liquids“. In: *Applied Physics Letters* 88.3 (2006), S. 034105. ISSN: 0003-6951. DOI: 10.1063/1.2165282.
- [Lei20] Leica Microsystems CMS GmbH. *Leica DM8000 M Datenblatt*. 2020. URL: <https://www.leica-microsystems.com/de/produkte/lichtmikroskope/p/leica-dm8000-m/downloads/>.
- [Leo06] Cornelius T. Leondes, Hrsg. *MEMS/NEMS*. Boston, MA: Springer US, 2006. ISBN: 978-0-387-24520-1. DOI: 10.1007/b136111.

- [Lin88] H. van Lintel, F. van de Pol und S. Bouwstra. „A piezoelectric micropump based on micromachining of silicon“. In: *Sensors and Actuators* 15.2 (1988), S. 153–167. ISSN: 02506874. DOI: 10.1016/0250-6874(88)87005-7.
- [Lin98] R. Linnemann, P. Woias, C.-D. Senfft und J. A. Ditterich. „A self-priming and bubble-tolerant piezoelectric silicon micropump for liquids and gases“. In: *The Eleventh Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems*. 1998, S. 532–537. ISBN: 0-7803-4412-X. DOI: 10.1109/MEMSYS.1998.659814.
- [Mac05] A. Machauf, Y. Nemirovsky und U. Dinnar. „A membrane micropump electrostatically actuated across the working fluid“. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 15.12 (2005), S. 2309–2316. ISSN: 0960-1317. DOI: 10.1088/0960-1317/15/12/013.
- [Mad09] M. J. Madou. *Fundamentals of microfabrication and nanotechnology: Manufacturing techniques for microfabrication and nanotechnology*. 3. ed. Boca Raton, Fla.: CRC, 2009. ISBN: 0849331803.
- [Mad15] E. Madenci und I. Guven. *The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS*. 2nd ed. 2015. Boston, MA und s.l.: Springer US, 2015. ISBN: 9781489975492. DOI: 10.1007/978-1-4899-7550-8.
- [Mai01] D. Maillefer, S. Gamper, B. Frehner, P. Balmer, H. van Lintel u. a. „A high-performance silicon micropump for disposable drug delivery systems“. In: *Technical Digest MEMS*. Hrsg. von IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems. 2001, S. 413–417. DOI: 10.1109/MEMSYS.2001.906566.
- [Man90] A. Manz, N. Graber und H. M. Widmer. „Miniaturized total chemical analysis systems: A novel concept for chemical sensing“. In: *Sensors and Actuators B: Chemical* 1.1-6 (1990), S. 244–248. ISSN: 09254005. DOI: 10.1016/0925-4005(90)80209-I.
- [Mar05] F. Marty, L. Rousseau, B. Saadany, B. Mercier, O. Français u. a. „Advanced etching of silicon based on deep reactive ion etching for silicon high aspect ratio microstructures and three-dimensional micro- and nanostructures“. In: *Microelectronics Journal* 36.7 (2005), S. 673–677. ISSN: 00262692. DOI: 10.1016/j.mejo.2005.04.039.
- [Mar10] D. Mark, S. Haeberle, G. Roth, F. v. Stetten und R. Zengerle. „Microfluidic lab-on-a-chip platforms: requirements, characteristics and applications“. In: *Chemical Society Reviews* 39.3 (2010), S. 1153–1182. ISSN: 0306-0012. DOI: 10.1039/b820557b.
- [Mat20] MathWorks. *interp1, 1-D data interpolation*. 2020. URL: <https://de.mathworks.com/help/matlab/ref/interp1.html> (besucht am 04.03.2020).
- [McD02] J. Cooper McDonald und George M. Whitesides. „Poly(dimethylsiloxane) as a Material for Fabricating Microfluidic Devices“. In: *Accounts of Chemical Research* 35.7 (2002), S. 491–499. ISSN: 0001-4842. DOI: 10.1021/ar010110q.
- [Meh00] J. Mehner. *Entwurf in der Mikrosystemtechnik*. Bd. 9. Dresdner Beiträge zur Sensorik. Dresden: Dresden University Press, 2000. ISBN: 3-931828-47-6.
- [Mes04] Ulrich Mescheder. *Mikrosystemtechnik: Konzepte und Anwendungen*. 2., überarbeitete und ergänzte Auflage. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2004. ISBN: 978-3-519-16256-8. DOI: 10.1007/978-3-322-84878-9.
- [Mes06] S. Messner, J. Schaible, H. Sandmaier und R. Zengerle. „Three-way silicon microvalve for pneumatic applications with electrostatic actuation principle“. In: *Microfluidics and Nanofluidics* 2.2 (2006), S. 89–96. ISSN: 1613-4982. DOI: 10.1007/s10404-005-0048-5.

- [Miy20] T. Miyakita, M. Nishikawara, K. Sawada, Y. Shinagawa, H. Yanada u. a. „Temperature Dependence of the Characteristics of an Electrohydrodynamic Pump With Plate–Bar Electrodes“. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* 56.1 (2020), S. 704–710. ISSN: 0093-9994. DOI: 10.1109/TIA.2019.2951119.
- [Moh19] S. Mohith, P. Navin Karanth und S. M. Kulkarni. „Recent trends in mechanical micropumps and their applications: A review“. In: *Mechatronics* 60 (2019), S. 34–55. ISSN: 09574158. DOI: 10.1016/j.mechatronics.2019.04.009.
- [Mot09] Makoto Motoyoshi. „Through-Silicon Via (TSV)“. In: *Proceedings of the IEEE* 97.1 (2009), S. 43–48. ISSN: 0018-9219. DOI: 10.1109/JPROC.2008.2007462.
- [Muk09] V. Mukundan und B. L. Pruitt. „MEMS Electrostatic Actuation in Conducting Biological Media“. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 18.2 (2009), S. 405–413. ISSN: 1057-7157. DOI: 10.1109/JMEMS.2009.2013398.
- [Mul03] M. Muller, L. Bernal, P. Washabaugh, T. Chou, H. Kim u. a. „Resonance Effects of Electrostatically Actuated Acoustic Jets“. In: *Aerospace Sciences Meetings*. [Place of publication not identified]: [publisher not identified], 2003. ISBN: 978-1-62410-099-4. DOI: 10.2514/6.2003-1272.
- [Nat67] H. Nathanson, W. Newell, R. Wickstrom und J. Davis. „The resonant gate transistor“. In: *IEEE Transactions on Electron Devices* 14.3 (1967), S. 117–133. ISSN: 1557-9646. DOI: 10.1109/T-ED.1967.15912.
- [New20] New Era. *NE-1002X Programmable Microfluidics Syringe Pump*. 2020. URL: <http://www.syringepump.com/download/NE-1002XBrochure.pdf> (besucht am 11.02.2020).
- [Ngu04] Nam-Trung Nguyen. *Mikrofluidik: Entwurf, Herstellung und Charakterisierung*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2004. ISBN: 9783322800695. DOI: 10.1007/978-3-322-80069-5.
- [Nik06] F. Niklaus, G. Stemme, J.-Q. Lu und R. J. Gutmann. „Adhesive wafer bonding“. In: *Journal of Applied Physics* 99.3 (2006), S. 031101. ISSN: 0272-9172. DOI: 10.1063/1.2168512.
- [Nik15] Nikolaos Vasilios. *Nonlinear Analysis of Structures: The Arc Length Method: Formulation, Implementation and Applications*. 2015. (Besucht am 06.02.2021).
- [Nis90] H. Nishiyama und M. Nakamura. „Capacitance of a strip capacitor“. In: *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology* 13.2 (1990), S. 417–423. ISSN: 01486411. DOI: 10.1109/33.56178.
- [Noh04] H. Noh, Kyoung-sik Moon, A. Cannon, P. J. Hesketh und C. P. Wong. „Wafer bonding using microwave heating of parylene for MEMS packaging“. In: *54th Electronic Components & Technology Conference*. Piscataway, NJ: IEEE, 2004, S. 924–930. ISBN: 0-7803-8365-6. DOI: 10.1109/ECTC.2004.1319448.
- [Ono00] T. Ono, D. Y. Sim und M. Esashi. „Micro-discharge and electric breakdown in a micro-gap“. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 10.3 (2000), S. 445–451. ISSN: 0960-1317.
- [Opt20] Opthotherm. *Thermal Imaging Microscope - Datenblatt: Semiconductor Device Failure Analysis*. 2020. URL: <http://www.optotherm.com/sentris-data-sheet.pdf>.
- [Pam02] S. Pamidighantam, R. Puers, K. Baert und H. A. C. Tilmans. „Pull-in voltage analysis of electrostatically actuated beam structures with fixedndashfixed and fixedndashfree end conditions“. In: *IEEE Transactions on Electron Devices* 12.4 (2002), S. 458–464. ISSN: 0018-9383. DOI: 10.1088/0960-1317/12/4/319.

- [Par13] J.-H. Park, M.-Y. Seo, Y.-B. Ham, S.-N. Yun und D.-I. Kim. „A study on high-output piezoelectric micropumps for application in DMFC“. In: *Journal of Electroceramics* 30.1-2 (2013), S. 102–107. ISSN: 1385-3449. DOI: 10.1007/s10832-012-9740-5.
- [Pas89] Friedrich Paschen. „Ueber die zum Funkenübergang in Luft, Wasserstoff und Kohlenensäure bei verschiedenen Drucken erforderliche Potentialdifferenz“. In: *Annalen der Physik* 273.5 (1889), S. 69–96. ISSN: 00033804. DOI: 10.1002/andp.18892730505.
- [Pel21] Pella Inc., Ted. *Properties of Vacuum Pump Oils*. 2021. URL: https://www.tedpella.com/vacuum_html/Vacuum_Pump_Oil_Properties.htm (besucht am 28.03.2021).
- [Piv13] L. D. Piveteau. „Disposable Patch Pump for Accurate Delivery“. In: *Drug Delivery & Formulation: Solution & Services* 2013.44 (2013), S. 16–20. (Besucht am 07.01.2021).
- [Plö99] A. Plöbl. „Wafer direct bonding: tailoring adhesion between brittle materials“. In: *Materials Science and Engineering: R: Reports* 25.1-2 (1999), S. 1–88. ISSN: 0927796X. DOI: 10.1016/S0927-796X(98)00017-5.
- [Puf17] W. Pufe. *Protokoll REM-EDX-Untersuchung Objekt: xr0351*. Intern, 13. Sep. 2017.
- [Ran04] T. Rannesberger. *3M Novec Fluids, Dielektrische Messungen, MEMS Entwicklung, Fraunhofer Cottbus: E-Mail*. Hrsg. von S. Uhlig. 14.04.2020.
- [Ric14] Martin Richter. *Mikropumpe schützt vor Erblindung*. 2014. URL: https://www.emft.fraunhofer.de/de/mediathek/Presse_und_Medien/2014-09-22_microaug.html (besucht am 03.01.2021).
- [Ric17] Martin Richter. *Micropump for Empowering Sensors in Mobile Devices*. München, 2017. URL: www.emft.fraunhofer.de.
- [Ric21] M. Richter. *Mikromembranpumpen – Portfolio der Fraunhofer EMFT*. München, 2021. (Besucht am 18.01.2021).
- [Ric98a] M. Richter, R. Linnemann und P. Woias. „Robust design of gas and liquid micropumps“. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 68.1-3 (1998), S. 480–486. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/S0924-4247(98)00053-3.
- [Ric98b] Martin Richter. „Modellierung und experimentelle Charakterisierung von Mikrofluidsystemen und deren Komponenten“. Dissertation. München: Universität der Bundeswehr, 1998.
- [Rik79] E. Riks. „An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems“. In: *International Journal of Solids and Structures* 15.7 (1979), S. 529–551. ISSN: 00207683. DOI: 10.1016/0020-7683(79)90081-7.
- [Ris02] M. Rising, K. Zavadil und P. Galambos. „Limits of electrochemical processes at Si electrodes used at high field for aqueous microfluidic MEMS applications“. In: *Proceeding Electrochemical Society Microfabricated Systems and MEMS VI PV2002* (2002), S. 144–152.
- [Rub17] A. Rubaye, I. Hameed und M. Kadhim. „A Review: Uses of Gas Chromatography-Mass Spectrometry (GC-MS) Technique for Analysis of Bioactive Natural Compounds of Some Plants“. In: *IJTPR (International Journal of Toxicological and Pharmacological Research)* 9.01 (2017). DOI: 10.25258/ijtp.v9i01.9042. URL: <https://www.myresearchjournals.com/index.php/IJTPR/article/view/9042>.
- [Sch00] Harald Schenk. „Ein neuartiger Mikroaktor zur ein- und zweidimensionalen Ablenkung von Licht“. Dissertation. Universität Duisburg-Essen, 2000.

- [Sch08] Harald Schenk. „Siliziumbasierte mikrooptische Modulatoren“. Habilitationsschrift. Brandenburgisch Technischen Universität C-S, 2008.
- [Sch11] Werner Karl Schomburg. *Introduction to microsystem design*. RWTHedition. Berlin und Heidelberg: Springer, 2011. ISBN: 978-3-642-19488-7.
- [Sch15] Werner Karl Schomburg. *Introduction to Microsystem Design*. 2nd ed. 2015. RWTHedition. Berlin, Heidelberg und s.l.: Springer Berlin Heidelberg, 2015. ISBN: 9783662470237. DOI: 10.1007/978-3-662-47023-7. URL: <http://gbv.eblib.com/patron/FullRecord.aspx?p=3567435>.
- [Sch16] H. Schenk, H. Conrad, M. Gaudet, K. Schimmanz, S. Langa u. a. „A MEMS transducer for interacting with a volumetric flow of a fluid and method of making the same“. Pat. DE102015210919A1. 2016.
- [Sch17] David Schuffenhauer. „Numerische Optimierung von Mikroaktoren“. Masterarbeit. Cottbus: Brandenburgischen Technischen Universität C-S, 2017.
- [Sch20] David Schuffenhauer. *Vergleich DoubleDome / TripleDome unter gleichen Optimierungsbedingungen*. Intern, 7. Jan. 2020.
- [Sch92] H. van der Schoot, S. Jeanneret, A. van den Berg und N. Rooij. „A silicon integrated miniature chemical analysis system“. In: *Sensors and Actuators B: Chemical* 6.1-3 (1992), S. 57–60. ISSN: 09254005. DOI: 10.1016/0925-4005(92)80030-2.
- [Sel19] F. Selbmann und F. Roscher. *Parylene-Bonden für Fraunhofer IPMS: Fortlaufender Bericht Parylene-Bonden*. Intern, 24. Juni 2019.
- [Sha16] S. Shaner. *PDMS (Silicone) Protocol*. 2016. URL: http://www.digitaladdis.com/sk/PDMS_Protocol_Kassegne_Lab_Shaner_2016.pdf (besucht am 11.02.2020).
- [Sha97] L. Shampine und M. Reichelt. „The MATLAB ODE Suite“. In: *SIAM Journal on Scientific Computing* 18.1 (1997), S. 1–22. ISSN: 1064-8275. DOI: 10.1137/S1064827594276424.
- [Shu08] Q. Shu, X. Huang, Y. Wang und J. Chen. „Wafer bonding with intermediate Parylene layer“. In: *2008 9th International Conference on Solid-State and Integrated-Circuit Technology*. Hrsg. von IEEE Staff. [Place of publication not identified]: I E E E, 2008, S. 2428–2431. ISBN: 978-1-4244-2185-5. DOI: 10.1109/ICSICT.2008.4735061.
- [Sil19] Silicon Wafer Microelectronics SWM. *200 mm Wafer AME75-BSOI 650-1-75 doped (Special) Datasheet*. 2019. URL: <https://www.svmi.com/de/silizium-wafer/silizium-auf-isolatoren-soi/> (besucht am 30.04.2019).
- [Sin04] J. Sin, W. H. Lee und H. E. Stephanou. „In-Plane Micropump: Design Optimization“. In: *NSTI-Nanotech* (2004).
- [Smi05] M. Smitha, A. Mhatre, D. Popa, J. Chiao, T. Ativanichayaphong u. a. „MEMS-based Implantable Drug Delivery System“. In: *TexMEMS* (2005).
- [Sou05] T. L. Sounart, T. A. Michalske und K. R. Zavadil. „Frequency-dependent electrostatic actuation in microfluidic MEMS“. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 14.1 (2005), S. 125–133. ISSN: 1057-7157. DOI: 10.1109/JMEMS.2004.839006.
- [Spe78] W. J. Spencer, W. T. Corbett, L. R. Dominguez und B. D. Shafer. „An electronically controlled piezoelectric insulin pump and valves“. In: *IEEE Transactions on Sonics and Ultrasonics* 25.3 (1978), S. 153–156. ISSN: 0018-9537. DOI: 10.1109/T-SU.1978.31006.
- [Ste93] E. Stemme und G. Stemme. „A valveless diffuser/nozzle-based fluid pump“. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 39.2 (1993), S. 159–167. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/0924-4247(93)80213-Z.

- [Sto16] Michael Stolz. „Experimentelle Untersuchungen an lateralen elektrostatischen Nanoaktoren“. Masterarbeit. Cottbus: Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg, 2016.
- [Ter79] S. C. Terry, J. H. Jerman und J. B. Angell. „A gas chromatographic air analyzer fabricated on a silicon wafer“. In: *IEEE Transactions on Electron Devices* 26.12 (1979), S. 1880–1886. ISSN: 0018-9383. DOI: 10.1109/T-ED.1979.19791.
- [Tim70] S. Timoshenko und J. N. Goodier. *Theory of elasticity*. 3rd ed. Engineering societies monographs. New York: McGraw-Hill, 1970.
- [Tim76] S. P. Timošenko und S. Woinowsky-Krieger. *Theory of plates and shells*. 2. ed., Internat. ed. Engineering societies monographs. Auckland: McGraw-Hill, 1976. ISBN: 0070858209.
- [Ton99] Q.-Y. Tong und U. Gösele. *Semiconductor wafer bonding: Science and technology*. The electrochemical society series. New York: Wiley, 1999. ISBN: 9780471574811.
- [Tsu97] Y. C. Tsui und T. W. Clyne. „An analytical model for predicting residual stresses in progressively deposited coatings Part 1: Planar geometry“. In: *Thin Solid Films* 306.1 (1997), S. 23–33. ISSN: 00406090.
- [Tur04] K. T. Turner. „Wafer bonding: mechanics-based models and experiments“. Dissertation. Massachusetts Institute of Technology, 2004.
- [Uhl18a] S. Uhlig. *NED-VAMP 2018 QIII Status Report*. Intern, 4. Juli 2018.
- [Uhl18b] S. Uhlig, M. Gaudet, S. Langa, K. Schimmanz, H. Conrad u. a. „Electrostatically Driven In-Plane Silicon Micropump for Modular Configuration“. In: *Micromachines* 9.4 (2018). ISSN: 2072-666X. DOI: 10.3390/mi9040190.
- [Ulr96] J. Ulrich und R. Zengerle. „Static and dynamic flow simulation of a KOH-etched microvalve using the finite-element method“. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 53.1-3 (1996), S. 379–385. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/0924-4247(96)80162-2.
- [Voc63] W. Vocke. „R. Frisch-Fay, Flexible Bars. VIII + 220 S. m. 121 Abb. London 1962. Butterworth. Preis geb. 50 s“. In: *ZAMM - Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 43.3 (1963), S. 143. ISSN: 00442267. DOI: 10.1002/zamm.19630430307.
- [Wan18a] S. Wang, Y. Yin, C. Hu und P. Rezai. „3D Integrated Circuit Cooling with Microfluidics“. In: *Micromachines* 9.6 (2018). ISSN: 2072-666X. DOI: 10.3390/mi9060287.
- [Wan18b] Y.-N. Wang und L.-M. Fu. „Micropumps and biomedical applications – A review“. In: *Microelectronic Engineering* 195 (2018), S. 121–138. ISSN: 01679317. DOI: 10.1016/j.mee.2018.04.008.
- [Wan21] C. Wang, X. Huang und K. Vafai. „Analysis of hotspots and cooling strategy for multilayer three-dimensional integrated circuits“. In: *Applied Thermal Engineering* 186 (2021), S. 116336. ISSN: 13594311. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2020.116336.
- [Whi08] Frank M. White. *Fluid mechanics*. 6th ed. McGraw-Hill series in mechanical engineering. New York: McGraw-Hill, 2008. ISBN: 978-0-07-293846-3.
- [Wib01] D. Wiberg, Eyre, B., Shcheglov, K., V. White und V. Garkanian. „Progress Toward Highly Miniaturized Vacuum Pumps“. In: *2nd Workshop on Harsh-Environment Mass Spectrometry 2001*. St. Petersburg, FL, 2001.
- [Woi05] Peter Woias. „Micropumps—past, progress and future prospects“. In: *Sensors and Actuators B: Chemical* 105.1 (2005), S. 28–38. ISSN: 09254005. DOI: 10.1016/j.snb.2004.02.033.

- [Wu10] B. Wu, A. Kumar und S. Pamarthy. „High aspect ratio silicon etch: A review“. In: *Journal of Applied Physics* 108.5 (2010), S. 051101. ISSN: 0272-9172. DOI: 10.1063/1.3474652.
- [Yos14] G. Yosefi, S. Mirzakuchaki, F. Raissi und S. Afrang. „Design and Analysis of a High Force, Low Voltage and High Flow Rate Electro-Thermal Micropump“. In: *Micromachines* 5.4 (2014), S. 1323–1341. ISSN: 2072-666X. DOI: 10.3390/mi5041323.
- [Zen92] R. Zengerle, A. Richter und H. Sandmaier. „A micro membrane pump with electrostatic actuation“. In: *IEEE Micro Electro Mechanical Systems '92*. 1992, S. 19–24. DOI: 10.1109/MEMSYS.1992.187684.
- [Zen93] R. Zengerle und A. Richter. „Mikropumpen als Komponenten für Mikrosysteme“. In: *Physik in unserer Zeit* 24.2 (1993), S. 86–90. ISSN: 00319252. DOI: 10.1002/piuz.19930240209.
- [Zen94a] R. Zengerle und M. Richter. „Simulation of microfluid systems“. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 4.4 (1994), S. 192–204. ISSN: 0960-1317. DOI: 10.1088/0960-1317/4/4/004.
- [Zen94b] Roland Zengerle. *Mikro-Membranpumpen als Komponenten für Mikro-Fluidsysteme: Zugl.: München, Univ. der Bundeswehr, Diss. : 1994*. Als Ms. gedr. Berichte aus der Halbleitertechnik. Aachen: Shaker, 1994. ISBN: 3826502167.
- [Zen95a] R. Zengerle, M. Leitner, S. Kluge und A. Richter. „Carbon dioxide priming of micro liquid systems“. In: *Proceedings IEEE Micro Electro Mechanical Systems '95* (1995), S. 340. DOI: 10.1109/MEMSYS.1995.472598.
- [Zen95b] R. Zengerle, J. Ulrich, S. Kluge, M. Richter und A. Richter. „A bidirectional silicon micropump“. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 50.1-2 (1995), S. 81–86. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/0924-4247(96)80088-4.
- [Zha14] W.-M. Zhang, H. Yan, Z.-K. Peng und G. Meng. „Electrostatic pull-in instability in MEMS/NEMS: A review“. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 214 (2014), S. 187–218. ISSN: 09244247. DOI: 10.1016/j.sna.2014.04.025.
- [Zha17] Y. Zhao, H. Veltkamp, H. Boer, Y. Zeng, J. Groenesteijn u. a. „Design Principles and Fabrication Method for a Miniturized Fuel Gas Combustion Reactor“. In: *The 3rd Conference on MicroFluidic Handling Systems*. 2017. URL: <https://research.utwente.nl/en/publications/design-principles-and-fabrication-method-for-a-miniaturized-fuel-> (besucht am 03.01.0021).
- [Zho16] C. Zhou, H. Zhang, Z. Li und W. Wang. „Chemistry pumps: a review of chemically powered micropumps“. In: *Lab on a chip* 16.10 (2016), S. 1797–1811. ISSN: 1473-0189. DOI: 10.1039/c6lc00032k.
- [Zim04] S. Zimmermann, J. A. Frank, D. Liepmann und A. P. Pisano. „A planar micropump utilizing thermopneumatic actuation and in-plane flap valves“. In: (2004), S. 462–465. DOI: 10.1109/MEMS.2004.1290622.

Veröffentlichungen

Patente

Gaudet, M.; Conrad, H.; Shashank; **Uhlig, S.**; Langa S.; Schuffenhauer D. (2020):
Crystalline Bonded Nanoscopic-Electrostatic Drive am 20.09.2020.
Fraunhofer-Erfindungsmeldung.

Conrad, H.; Gaudet, M.; Schenk, H.; **Uhlig, S.** (2017):
Micromechanical Devices with Mechanical Actuators am 10.01.2017. Erteilt.
DE 10 2017 200308 A1, WO 2018 130527 A1

Peer-Review Artikel

Uhlig, S.; Gaudet M.; Langa S.; Ruffert Chr.; Schenk, H. (2022): Highly integrable silicon micropumps using lateral electrostatic bending actuators.
In: *Microfluidics and Nanofluidics (Manuskript eingereicht am 28.02.2022)*.

Conrad, H.; Schenk, H.; Gaudet M.; Langa S.; **Uhlig, S.**; Stolz, M.; Kaiser, B. (2022): Electrostatic in-plane bending micro-actuators for large deflections.
In: *Science Advances (Manuskripteinreichung geplant)*.

Uhlig, S.; Gaudet, M.; Langa, S.; Schimmanz, K.; Conrad, H.; Kaiser, B.; Schenk, H. (2018): Electrostatically Driven In-Plane Silicon Micropump for Modular Configuration.
In: *Micromachines* 9 (4) 2018.

Borcia, R.; Bestehorn, M.; **Uhlig, S.**; Gaudet, M.; Schenk, H. (2018): Liquid pumping induced by transverse forced vibrations of an elastic beam. A lubrication approach.
In: *Physical Reviews Fluids* 3 (8) 2018.

Langa, S.; Conrad, H.; Kaiser, B.; Stolz, M.; Gaudet, M.; **Uhlig, S.**; Schimmanz, K.; Schenk, H. (2017): Technological aspects of a new micro-electro-mechanical actuation principle. Nano-e-drive.
In: *Microsystem Technologies* 15 (6) 2017, S. 153-164.

White-Paper

Uhlig, S.; Gaudet, M.; Langa, S.; Ruffert, Chr.; Conrad, H.; Schenk, H. (2020): Silicon-Based Microfluidic Control and Switching Valves.
In: *Fraunhofer Publica (Veröffentlichung, 30.09.2020)*.

Konferenzbeiträge

- Uhlig, S.;** Gaudet, M.; Langa, S.; Conrad, H.; Kaiser, B.; Stolz, M.; Schenk, H. (2018): Clamped-Clamped In-Plane Electrostatic Bending Actuators in Silicon-Based Microfluidic Devices. In: *22nd International Conference on Miniaturized Systems for Chemistry and Life Sciences*. MicroTAS. Kaohsiung, Taiwan, 11-15 November 2018. CBMS, S. 691-694.
- Uhlig, S.;** Gaudet, M.; Langa, S.; Schimmanz, K.; Conrad, H.; Kaiser, B.; Schenk, H. (2017): Electrostatically Driven In-Plane Silicon Micropump for Modular Configuration. In: *The 3rd Conference on MicroFluidic Handling Systems*. MFHS. Enschede, Netherlands, 4-6 October, S. 57-60.
- Gaudet, M.; **Uhlig, S.;** Stolz, M.; Arscott, S.; Conrad, H.; Langa, S.; Kaiser, B.; Schenk, H. (2017): Electrostatic bending actuators with a liquid filled nanometer scale gap. In: *30th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*. MEMS. IEEE. Las Vegas, NV, USA, 5-8 September, S. 175-178.
- Schenk, H.; Conrad, H.; Gaudet, M.; **Uhlig, S.;** Kaiser, B.; Langa, S.; Stolz, M.; Schimmanz, K. (2017): A contribution to the expansion of the applicability of electrostatic forces in micro transducers. In: *MOEMS and Miniaturized Systems XVI*. San Francisco, CA, USA, 28.Jan.-02.Feb., S. 1011603.

Erklärung Eigenanteil

Hiermit erkläre ich Sebastian Uhlig, als Verfasser der Dissertation, welchen Eigenanteil ich am Wissensinhalt der vorliegenden Arbeit habe. Der originelle Teil beginnt ab Kapitel fünf. Die Konzeption der Mikropumpe, entstand in einem Team aus vier Personen, aus welchem ein Patent mit mir als Patentanteilhaber hervorging. Das Konzept der Modularität, ebenfalls im Patent enthalten, entstammt einem Team aus zwei Personen, mir eingeschlossen.

Sämtliche Simulationen zum Balkenaktor (Kapitel 5.3), der Fluid-Struktur-Interaktion der Ventile (Kapitel 5.4) sowie analytische Abschätzungen wurden von mir erarbeitet und ausgeführt. Das Grundkonzept der Halbzellen-Simulation entstammt, wie gekennzeichnet, aus früheren Arbeiten der Arbeitsgruppe. Die Auswahl und Adaption des fluidischen Modells der Pumpe (Kapitel 5.4.4), sowie der Lösungsansatz zum Zellverkürzungsproblem (Kapitel 5.3.2) und dessen technische Umsetzung, entstammen ausschließlich eigenen Überlegungen.

Der Herstellungsprozess in Kapitel 6 wurde vom Geschäftsfeld Engineering des Fraunhofer IPMS konzipiert und entwickelt. Jedoch war nur durch enge Zusammenarbeit mit dem Engineering Team und darin enthaltenen Anpassung der Prozesse und Layouts eine schlussendlich erfolgreiche Implementation möglich. Die Erstellung sämtlicher Maskenlayouts sowie die statistische Versuchsplanung zur zukünftigen Vermeidung von Kurzschlüssen am Aktor, stammen aus eigenen Überlegungen und Ausführungen.

Die Konzeption des fluidischen Messaufbaus in Kapitel 7 sowie Auswertung und Interpretation sämtlicher experimentellen und simulierten Daten, entstammen eigenen Überlegungen und Arbeiten.

Danksagung

Ich möchte mich in erster Linie bei meinem Betreuer und Gutachter Prof. Harald Schenk bedanken, für die Möglichkeit der Finanzierung sowie unter seiner Leitung diese Arbeit ausführen zu dürfen. Einen herzlichen Dank geht auch an Prof. Mario Kupnik für die Begutachtung der Dissertation.

Weiterer Dank gebührt Frau Dr. Christine Ruffert, ohne welche es diese Dissertation eventuell nicht geben würde. Auch bedanke ich mich bei meinen Kollegen des Geschäftsfeldes monolithisch integrierte Aktor- und Sensorsystem am Fraunhofer IPMS.

Einen besonderen Dank, spreche ich Frau Sophie Wiesenberg aus, für die seelische Unterstützung auf den letzten Metern der Zielgeraden dieser Arbeit.

Zu guter Letzt bedanke ich mich bei meiner Familie für den Rückhalt während der Entstehungsjahre dieser Arbeit.

Anhang

A Anhang zu den Simulationsmodellen

A.1 Modell der Pumpdynamik

Als Basis für das Simulationsmodell in Kap. (5.4.4) dient die Kontinuitätsgleichung Gl. (4.5). Aus dieser lässt sich Gl. (A.1) ableiten, welche besagt, dass die zeitabhängige Masse m in der Pumpkammer nur über die statischen Fluidströmungen $Q_{ev}(p_e, \Delta p_a)$, $Q_{av}(p_a, \Delta p_a)$ durch die passiven Klappenventile am Einlass, respektive Auslass ändern lässt.

$$\frac{dm}{dt} = \varrho \left[Q_{ev}(p_e - \Delta p_a(t)) - Q_{av}(\Delta p_a(t) - p_a) \right] \quad (\text{A.1})$$

ϱ ist die Dichte des Mediums. Im allgemeinen Fall setzt sich die Masse aus der Flüssigkeitsmasse und der Masse potentieller Gaseinschlüsse zusammen $m = m_{\text{Fl}} + m_{\text{Gas}}$. Gleichung (A.1) kann für die Betrachtung von kompressiblen Medien $\varrho(p, t)$ sowie inkompressiblen Medien ($\varrho = \text{konstant}$) herangezogen werden. In der folgenden Ausarbeitung wird lediglich der Fall von inkompressiblen Fluiden betrachtet, bei dem sich die Änderung der Pumpkammermasse über die Volumenauslenkungen der beteiligten Komponenten ausdrücken lässt [Zen94a].

$$\frac{dm}{dt} = \varrho \frac{d}{dt} \left[V_0(\Delta p_a) + \Delta V_a(\Delta p_a, U) - V_{ev}(\Delta p_a, p_e) + V_{av}(\Delta p_a, p_a) - V_{\text{Gas}}(\Delta p_a) \right] \quad (\text{A.2})$$

Dabei ist $V_0(\Delta p_a)$ das Totvolumen der Pumpkammer im relaxierten Zustand, $V_{\text{Gas}}(\Delta p_a)$ das assoziierte Gasvolumen sowie $V_{ev}(p_e, \Delta p_a)$, $V_{av}(p_a, \Delta p_a)$ die Ventilverdrängungen (Abb. 5.4.9 (b)) und $\Delta V_a(\Delta p_a, U)$ der Hubvolumen-Kennlinie des Aktors (Abb. 5.4.6 (a)). Nach Ausformulieren des totalen Differentials¹ $\left(\frac{d}{dt}\right)$ und entsprechendem Umformen ergibt sich:

$$\Rightarrow \varrho \left[N_{hub} \frac{\partial \Delta V_a}{\partial U} \Big|_{\Delta p_a, N_{hub}=1} \frac{dU}{dt} + \frac{1}{N_{act}} \frac{\partial \Delta V_a}{\partial \Delta p_a} \Big|_{U, N_{act}=1} \frac{d\Delta p_a}{dt} - \frac{dV_{ev}(p_e, \Delta p_a)}{d\Delta p_a} \frac{d\Delta p_a}{dt} + \frac{dV_{av}(\Delta p_a, p_a)}{d\Delta p_a} \frac{d\Delta p_a}{dt} - \frac{dV_{\text{Gas}}}{d\Delta p_a} \frac{d\Delta p_a}{dt} + \frac{dV_0}{d\Delta p_a} \frac{d\Delta p_a}{dt} \right]. \quad (\text{A.3})$$

In Gl. (A.3) sind bereits die Parameter der Modularität N_{act} und N_{hub} berücksichtigt, mit denen sich der entsprechende Differenzdruck und das generierte Hubvolumen ausgehend von jeweils einem NED-Aktor skalieren lässt. Die grundlegende Differentialgleichung (A.4) zur Be-

¹ $\frac{d}{dt} = \left(\frac{\partial}{\partial \Delta p_a}\right) \left(\frac{d\Delta p_a}{dt}\right) + \left(\frac{\partial}{\partial U}\right) \left(\frac{dU}{dt}\right)$

schreibung der Pumpendynamik resultiert letztendlich durch Einsetzen von Gl. (A.3) in Gl. (A.1) und Umstellen nach der zeitlichen Differenzdruckänderung.

$$\frac{d\Delta p_a}{dt} = \frac{Q_{ev}(p_e - \Delta p_a) - Q_{av}(\Delta p_a - p_a) - N_{hub} \frac{\partial \Delta V_a}{\partial U} \Big|_{\Delta p_a, N_{hub}=1} \frac{dU}{dt}}{\frac{1}{N_{act}} \frac{\partial \Delta V_a}{\partial \Delta p_a} \Big|_{U, N_{act}=1} - \frac{dV_{ev}(p_e, \Delta p_a)}{d\Delta p_a} + \frac{dV_{av}(\Delta p_a, p_a)}{d\Delta p_a} - \frac{dV_{Gas}}{d\Delta p_a} + \frac{dV_0}{d\Delta p_a}} \quad (\text{A.4})$$

Die Ableitungen im Nenner von Gl. (A.4) sind die Kennlinien der Volumenverdrängungen der Komponenten der Pumpe sowie potentieller Gaseinschlüsse. Über die Definition der fluidischen Kapazität [Ngu04] mit $C = \varrho \frac{dV}{dp}$ lassen sich die Volumenverdrängungen durch diese ausdrücken.

$$\frac{d\Delta p_a}{dt} = \frac{1}{\varrho} \frac{Q_{ev}(p_e - \Delta p_a) - Q_{av}(\Delta p_a - p_a) - N_{hub} \frac{\partial \Delta V_a}{\partial U} \Big|_{\Delta p_a, N_{hub}=1} \frac{dU}{dt}}{\frac{1}{N_{act}} C_{Aktor} + C_{ev} + C_{av} + C_{Gas} + C_{V_0}} \quad (\text{A.5})$$

Aus den Proportionalitäten innerhalb der Gleichung lassen sich bereits qualitative Merkmale der Pumpendynamik ablesen. Der Absolutbetrag der Differenzdruckänderung ist ein Maß für die Betriebsfrequenzen der Mikropumpe. Höhere Betriebsfrequenzen sind demnach durch hohe Ventildurchflussraten zu erwarten. Konsequenterweise wird die Dynamik durch die elastischen Volumenverformungen von Aktor, Ventilen, Gaseinschlüssen sowie des Pumpengehäuses, verlangsamt [Ric98b], [Zen94a]. Dabei sind alle Komponenten im Nenner positiv. Die Differenziation der Zustandsgleichung der Gasbase ist negativ sowie die Kennlinie der Volumenverdrängung des Einlassventils aufgrund der Abhängigkeit zu $(p_e - p)$ [Ric98b].

In Gl. (A.5) sind bereits die Modularitätsparameter N_{act} und N_{hub} der NED-Mikropumpe berücksichtigt, mit denen sich der entsprechende Differenzdruck und das generierte Hubvolumen ausgehend von jeweils einem NED-Aktor skalieren lässt. Dementsprechend führt sowohl eine parallele Stapelung von NED-Aktoren $N_{act} > 1$ als auch ein durch $N_{hub} > 1$ vergrößertes Hubvolumen, zu einer größeren Änderung der Druckdifferenz und damit zu höheren Betriebsfrequenzen. In dieser Arbeit ist $N_{hub} = 4$.

A.2 FEM- und FSI-Simulations Setup

In sämtlichen 2D-FEM Simulationen in dieser Arbeit wurde ein ebener Verspannungszustand (*Plain-Strain*) angenommen. Durch die 2.5D-Geometrie und damit verbundene größere Ausdehnung der Strukturen in z -Richtung als in der (x, y) -Ebene ist dieser gerechtfertigt [Tim70]. In Plain Strain erfährt eine Struktur keine Dehnung in z -Richtung.

$$\varepsilon_{zz} \stackrel{!}{=} 0. \quad (\text{A.6})$$

Für die Normalspannungen in z -Richtung ergibt sich nach [Tim70],

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}). \quad (\text{A.7})$$

In ANSYS wird für die Berechnungen Plain Strain eine Tiefe von einer Längeneinheit angenommen, je nach Einheitensystem. In den durchgeführten Berechnungen wurde aufgrund der Abmessungen im Mikrometerbereich das μmKs -System verwendet. Die aus den Simulationen entnommenen Daten sind somit auf eine Strukturtiefe von $1\ \mu\text{m}$ bezogen und wurden anschließend auf die Höhe der hier genutzten Bauelementschicht von $75\ \mu\text{m}$ skaliert. Dieses kann durch einfache Multiplikation mit dem Faktor 75 geschehen.

Das Auftreten eventueller geometrischer Nichtlinearitäten in den 2D- und 3D-Simulationen wurde in ANSYS Workbench und APDL mit den Optionen **nlgeom,on** und **sstif,on** berücksichtigt [ANS19]. Geometrische Nichtlinearitäten treten bei Verschiebungen auf, welche in der Größenordnung der Strukturabmessungen liegen. Das zugrundeliegende Lösungsverfahren ist das *Newton-Raphson* Verfahren [Geb18], [ANS19].

Die Zusammenfassung der verwendeten Elementtypen je Domäne ist anschließend in Tab. A.1 gegeben. Eine Zusammenfassung der ANSYS Solver-Einstellungen für die Zwei-Wege Fluid-Struktur-Simulationen, welche für die Berechnung der Durchflusscharakteristik der Ventile verwendet wurde ist in Tab. A.2 gelistet.

Tabelle A.1: Verwendete Elementtypen nach Domänen aus [ANS19].

Domäne	2D (Halbzelle)	3D (Balken)
mechanisch (Struktur)	PLANE183	SOLID186
mechanisch (Bernoulli)	MPC-184	-
elektrisch	PLANE223	TRANS126

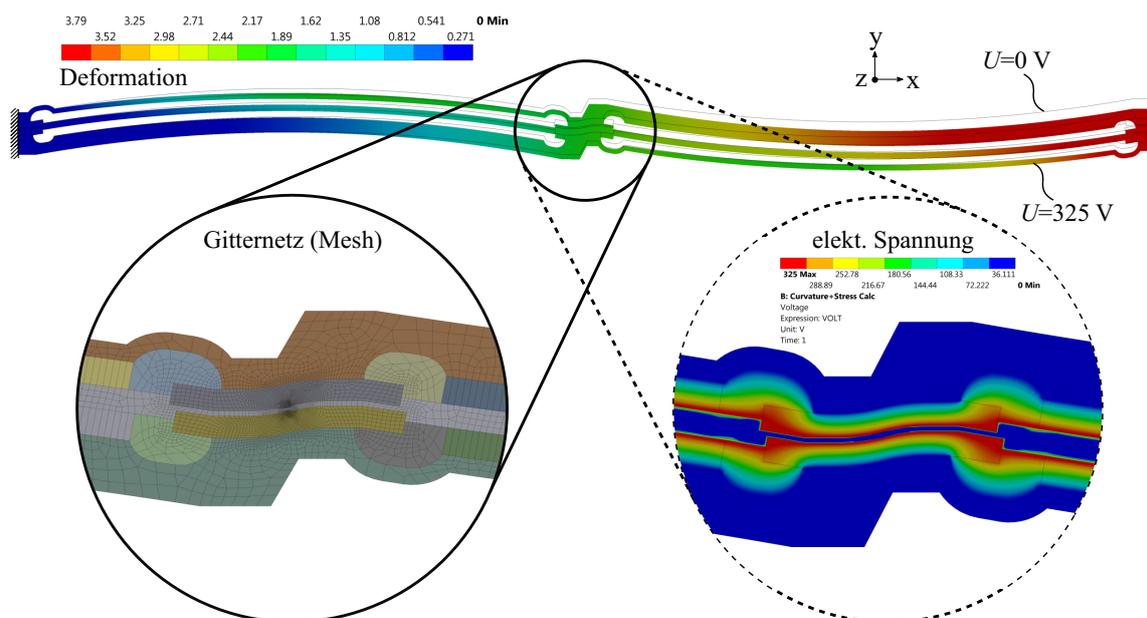


Abbildung A.1: Simulationsmodell des per Optimierungsverfahren bestimmten Designpunktes des NED-Balkenaktors in ANSYS Workbench. Das Modell enthält bereits die durch die Kurzschlussproblematik in der Fertigung etablierten Modifikationen in der Region der Spacer (Kap. 5.3.3).

Tabelle A.2: Zusammenfassung der Zwei-Wege-FSI Solver-Einstellungen in ANSYS Workbench

Toolbox	Eigenschaft	Einstellung/Wert	
Static Mechanical	Solver	Program Controlled	
	Large Deformation	On	
	Numerical Damping	0	
	Auto Time Stepping	On, Substeps	
FLUENT	Solver	Static, Pressure-Based, Absolut Velocity Formulation	
	Model	Viscous (Laminar)	
	Material: NOVEC7100	incompressible Liquid (Database)	
	Dynamic Mesh	Smoothing (Spring-Based), Remeshing 2.5D, Implicit Update	
	Solution Stabilization	Coefficient-Based = 10^3	
	Solution Methods	Coupled	
	Spatial Discretization	Gradient: Least Squares Cell-based Pressure: PRESTO! Momentum: Second Order Upwind	
	Solution Controls	Default	
	Residuals/Convergence-Criteria (Absolute)	Continuity, X-, Y-Velocity = 10^3	
	Initialization	Standard (Pressure, Velocity) = 0	
	max. Iterations/Coupling Step	75	
	System Coupling	Number of Steps	60-300
		Min. Iterations	1
Max. Iterations		13	
Data		10^2	
Transfer/RMS-Convergence Target			
Under Relaxation Factor		1	
Ramping		None	
Execution. Control Sequence	Mechanical = 1, FLUENT = 2		

Abbildung (A.1) zeigt das Simulationsmodell des Designpunktes des NED-Balkenaktors in ANSYS Workbench. Unter Ausnutzung der Symmetrie wurde der halbe Balkenaktor modelliert. In der Abbildung ist die Deformation des Aktors unter der elektrostatischen Kraft bei einer Spannungsdifferenz von $U = 325$ V zwischen den Elektroden gezeigt. Als Referenz sind die Umrisse des undeformierten Zustandes bei $U = 0$ V gezeigt. Die Vergrößerungen zeigen einerseits das Elementnetz (links) sowie den Verlauf des elektrischen Potentials (rechts).

Für die Berechnung der erreichten Druckdifferenzen des NED-Aktors wurde selbiges Modell verwendet. Hier wurde äquivalent zu Abb. 5.4.4 ein Druck auf den Seiten des Balkenaktors appliziert.

A.3 Anhang verwendeter Materialparameter

Kristallines Silizium: Die anisotropische Elastizität für den (100)-Silizium-Wafer kann aus [Hop10] entnommen werden. Allerdings muss hier darauf geachtet werden, dass ANSYS an der Matrixposition C_{44} der Steifigkeitsmatrix das Schubmodul G_{xy} und nicht G_{yz} , wie in [Hop10], erwartet. Mit dem Bezugskoordinatensystem $[110], [\bar{1}10], [001]$ (Abb. 4.3.1 (b)) lässt sich das Hooke'sche-Gesetz Gl. (4.21) in verjüngter Matrix Schreibweise (Voigt'sche Notation) wie folgt ausdrücken.

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 194.5 & 35.7 & 64.1 & 0 & 0 & 0 \\ 35.7 & 194.5 & 64.1 & 0 & 0 & 0 \\ 64.1 & 64.1 & 165.7 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 50.9 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 79.6 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 79.6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{bmatrix} \quad (\text{A.8})$$

Die Einheiten der Steifigkeitsmatrix sind in GPa angegeben. In orthotropischer Notation, welche für die Berechnung mit dem Elementtyp TRANS126 benötigt wird, können ebenfalls die Werte aus [Hop10] (Tab. A.3) entnommen werden. Hier ist ebenso darauf zu achten, dass ANSYS die Wertepaare $\nu_{xy}, \nu_{yz}, \nu_{zx}$ der Poisson'schen Querkontraktionszahl benötigt. Die Umrechnung der Werte ν_{ij} kann mit der Definition der Poisson'schen Querkontraktionszahl Gl. (A.9) sowie Gl. (A.10) erfolgen.

$$\nu_{ij} = \frac{\varepsilon_{ii}}{\varepsilon_{jj}} \quad (\text{A.9})$$

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = \frac{\nu_{ji}}{E_j} \quad (\text{A.10})$$

Elastische Luft: Für die elektrostatischen-Struktur Simulationen des NED-Balkenaktors mit dem Multi-Physics Element PLANE223, wird für die „elastische“ Luft ein Elastizitätsmodul benötigt. Dieses kann nach [ANS19] wie folgt abgeschätzt werden.

$$E_x = \left(\frac{V_{max}}{d_{min}} \right)^2 \left(\frac{\varepsilon_0}{200} \right) \quad (\text{A.11})$$

Für den $t_g = 2.5$ mm breiten Elektrodenspalt der NED-Aktoren ergibt dies ein $E_x = 1133.1$ Pa, mit d_{min} dem kleinsten es-Abstand im System.

Die Zusammenfassung der in ANSYS-Mechanical und -Fluent verwendeten Materialdaten ist in Tab. A.3 gegeben.

3M Novec7100 - Materialdaten In Abbildung A.2 sind Messdaten der Frequenz- sowie die Temperaturabhängigkeit von Novec7100 gezeigt. Die Daten wurden mit freundlicher Genehmigung von [Ran04] zur Verfügung gestellt.

Während der Charakterisierung der Mikropumpen herrschte eine konstante Labortemperatur

Tabelle A.3: Zusammenfassung der in Simulationen verwendeten Materialdaten

Material	Werte (mechanisch, elektrisch, fluidisch)	Referenz
Silizium (100) [110], $[\bar{1}10]$, [001]	$\rho = 2329 \text{ kg m}^{-3}$ $E_x = E_y = 169 \text{ GPa}$ $E_z = 130 \text{ GPa}$ $\nu_{xy} = 0.064$ $\nu_{yz} = 0.36$ $\nu_{xz} = 0.36$ $G_{yz} = G_{xz} = 79.6 \text{ GPa}$ $G_{xy} = 50.9 \text{ GPa}$	[Hop10]
Aluminiumoxid	$\rho = 3890 \text{ kg m}^{-3}$ $E_x = E_y = E_z = 375 \text{ GPa}$ $\nu_{xy} = \nu_{yz} = \nu_{xz} = 0.22$ $G_{yz} = G_{xz} = G_{xy} = 153 \text{ GPa}$ $\varepsilon_r = 9.1$	[Acc21]
„elastische“ Luft	$\rho(23^\circ\text{C}) = 1.178 \text{ kg m}^{-3}$ $E_x = E_y = E_z = 1133.1 \text{ Pa}$ $\mu(23^\circ\text{C}) = 1.822 \cdot 10^{-5} \text{ Pa s}$ $\varepsilon_r = 1.00056$	Gl. (A.11), [Eng21]
Novec7100	$\rho(23^\circ\text{C}) = 1520 \text{ kg m}^{-3}$ $\mu = 5.78 \cdot 10^{-4} \text{ Pa s}$ $\varepsilon_r(100\text{Hz} \cdots 100\text{kHz}, 22^\circ\text{C}) = 6.914$	[3M 20]

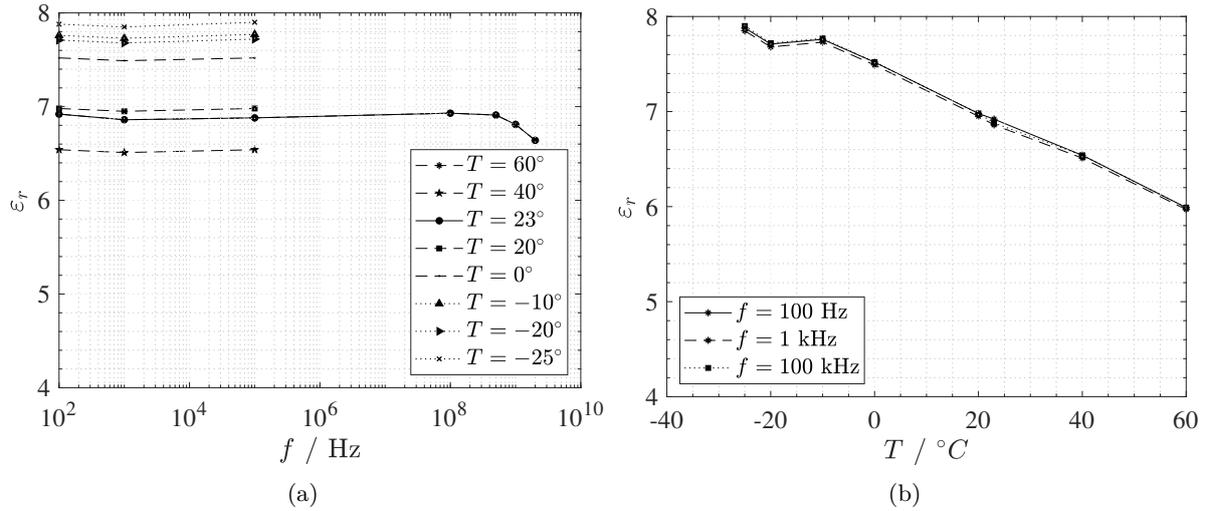


Abbildung A.2: Dielektrische Materialparameter von Novec7100 (3MTM), mit freundlicher Genehmigung [Ran04]. Linien dienen der Verlaufsverdeutlichung. (a) Relative Permittivität in Abhängigkeit der Antriebsfrequenz. (b) Relative Permittivität in Abhängigkeit der Temperatur. von $\vartheta = 22^\circ\text{C}$. Hier besitzt Novec7100 eine dielektrische Permittivität von $\varepsilon_r = (6.914 \pm 0.025)$ für Antriebsfrequenzen im Bereich von $f \in [0.1, 100] \text{ kHz}$ aufgrund der Frequenzabhängigkeit der Permittivität. Die sich daraus per Simulation ergebene Unsicherheit in der Krümmung beträgt:

$$\Delta\kappa_{\text{NED}} = \kappa_{\text{NED}}(\varepsilon_r = 6.9394) - \kappa_{\text{NED}}(\varepsilon_r = 6.8894) = -0.086 \frac{1}{\text{m}}, \quad (\text{A.12})$$

was einer Differenz in der lateralen Pull-In Spannung von $\Delta U_{\text{PI}} = 0.52 \text{ V}$ entspricht. Diese Unsicherheit ist im Vergleich zur üblichen Größenordnungen in diese Arbeit vernachlässigbar.

Tabelle A.4: Ausgewählte Materialdaten von 3M Novec7100 bei 25°C aus [3M 20]

Parameter	Symbol	Wert
Dichte	ρ_{fl}	1520 kg/m ³
dynamische Viskosität	μ	5.78·10 ⁻⁴ Pas
Oberflächenspannung	Γ	13.6 mN/m
Dielektizitätskonstante (100 Hz – 10 MHz)	ε_r	6.914
Durchbruchfeldstärke	E_L	11 V/μm
Spezifischer Widerstand	ρ	3.29·10 ⁹ Ωm
Dampfdruck	p_d	26.8 kPa
Siedetemperatur	ϑ_s	61°C

B Anhang Mechanischer Lastfälle

B.1 Pull-In Spannung für einen Aktor zwischen zwei Platten

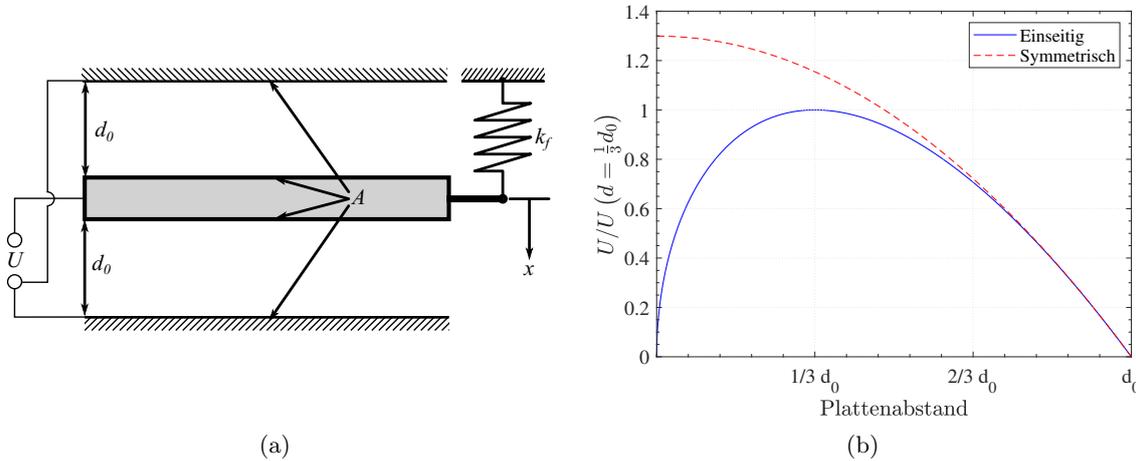


Abbildung B.1: (a) Schematische Darstellung des elektrostatischen Antriebsprinzips in symmetrischer Plattenkondensatoranordnung. (b) Abhängigkeit der elektrischen Spannung vom Plattenabstand im Kräftegleichgewicht. Beide Kurven sind auf das Maximum des einseitigen Falls bei $d = 1/3d_0$ normiert.

Im symmetrischen Fall ist der Aktor über die elastische Feder mit Federkonstante k_f zwischen zwei gleichartigen Gegenelektroden gelagert, dargestellt in Abb. B.1 (a). Beide Plattenkondensatoren besitzen die gleiche Kapazität sowie den gleichen Spannungsabfall. Für die Berechnung der Gleichgewichtsspannung addiert sich zum Kräftegleichgewicht des „einseitigen“ Falls (Gl. (4.17)) im symmetrischen Fall die Kraft des oberen Kondensatorsystem zu:

$$F_F = F_{el,1} - F_{el,2} \quad (\text{B.13})$$

$$\Rightarrow k_f x = \frac{1}{2} \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r A}{(d_0 - x)^2} U^2 - \frac{1}{2} \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r A}{(d_0 + x)^2} U^2 \quad (\text{B.14})$$

$$\Rightarrow U(x) = \sqrt{\frac{2k_f}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A} x \left(\frac{1}{(d_0 - x)^2} - \frac{1}{(d_0 + x)^2} \right)^{-1}} \quad (\text{B.15})$$

Abbildung B.1 (b), zeigt die Gleichgewichtsrelation der elektrischen Spannung (Gl. (B.15)) für den symmetrischen und zum Vergleich für den einseitigen Fall eines elektrostatischen Aktors. Hier ist deutlich zu erkennen, dass im symmetrischen Fall eine $\approx 30\%$ höhere elektrische Spannung erreicht wird als im einseitigen Fall.

Der Extrempunkt des symmetrischen Falls, kann bei $x = 0$ gefunden werden.

$$\frac{\partial U}{\partial x} = \sqrt{\frac{2k_f}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A} \frac{x(x-d_0)(x+d_0)}{|x-d_0||x+d_0|}} \stackrel{!}{=} 0 \rightarrow x_{\max} = 0 \quad (\text{B.16})$$

Anhand der zweiten Ableitung der Gesamtenergie des Systems $\left(\frac{\partial^2 W_{el}}{\partial x^2} \right)$, lässt sich eine Aussage

über die Art des Gleichgewichts bei $x = 0$ treffen. Für die Gesamtenergie gilt nach Gl.(4.13), zusammen mit dem oberen Kondensatorsystem.

$$W_{el} = -\frac{1}{2} \frac{\varepsilon A}{(d_0 - x)} U^2 + \frac{1}{2} \frac{\varepsilon A}{(d_0 + x)} U^2 + \frac{1}{2} k_f x^2 \quad (\text{B.17})$$

Dementsprechend folgt für die zweite Ableitung der Energie:

$$\frac{\partial^2 W_{el}}{\partial x^2} = -2\varepsilon A U^2 \left(\frac{1}{(d_0 + x)^3} + \frac{1}{(d_0 - x)^3} \right) - k_f. \quad (\text{B.18})$$

Bei $x = 0$ ist,

$$\frac{\partial^2 W_{el}}{\partial x^2} = -4 \frac{\varepsilon A U^2}{d_0^3} - k_f < 0, \quad (\text{B.19})$$

was bedeutet, dass es sich um ein **labiles** Gleichgewicht handelt [Kuc14].

B.2 Methodik zur Bestimmung der Biegesteifigkeit

Die Biegesteifigkeit der NED-Balkenaktoren kann unter anderem aus dem mechanischen Lastfall einer Zweipunktbiegung bestimmt werden [Gro12]. Hierzu wird ein Kragbalken aus den Aktorzellen konstruiert und am freien Balkenende eine senkrecht zur Längsachse wirkende Kraft $|\vec{F}|$ appliziert, gezeigt in Abb. B.2. Die FE-Simulation findet komplett in der mechanischen Domäne statt. Anschließend wird durch Auslesen der resultierenden Auslenkung w_{\max} , die laterale Biegesteifigkeit nach Gl. (B.20) bestimmt.

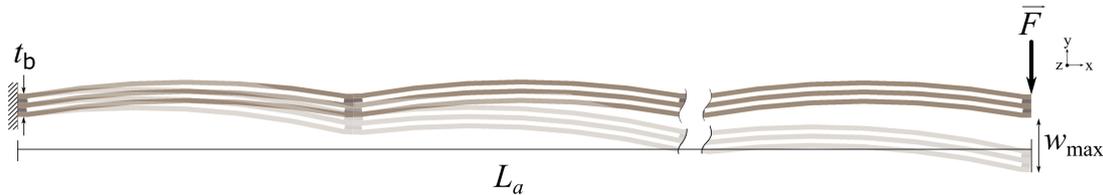


Abbildung B.2: FEM-Modell zur Bestimmung der Biegesteifigkeit der NED-Aktoren.

$$EI_z = \frac{1}{3} \frac{|\vec{F}| L_a^3}{w_{\max}} \quad (\text{B.20})$$

Völlig übereinstimmende Ergebnisse lassen sich für die Randbedingung einer Verschiebung statt einer Kraft finden. Da Gleichung (B.20) die Bernoullischen Annahmen enthält, wurde in der Simulation darauf geachtet, den Einfluss des Schubes auf die Balkenquerschnitte zu minimieren in dem das Verhältnis aus Balkenlänge zu Querschnittsbreite des konturierter Balkens mindestens fünf betrug ($L_a > 5t_b$) [Tim76].

B.3 Effektive Federkonstante des beidseitig eingespannten Balkens

$$EI \frac{\partial^4 w(x)}{\partial x^4} = q(x) \quad (\text{B.21})$$

Die vierfache Integration der Biegedifferentialgleichung Gl. (B.21) liefert:

$$\begin{aligned} EI \frac{\partial^3 w(x)}{\partial x^3} &= q_0 x + C_1 \\ EI \frac{\partial^2 w(x)}{\partial x^2} &= \frac{q_0 x^2}{2} + C_1 x + C_2 \\ EI \frac{\partial w(x)}{\partial x} &= \frac{q_0 x^3}{6} + \frac{C_1 x^2}{2} + C_2 x + C_3 \\ EI w(x) &= \frac{q_0 x^4}{24} + \frac{C_1 x^3}{6} + \frac{C_2 x^2}{2} + C_3 x + C_4. \end{aligned} \quad (\text{B.22})$$

Zusammen mit den Randbedingungen für den beidseitig eingespannten Fall:

$$w(x=0) = w(x=L_a) = 0 \quad (\text{B.23})$$

$$\frac{\partial w(x=0)}{\partial x} = \frac{\partial w(x=L_a)}{\partial x} = 0, \quad (\text{B.24})$$

ergibt sich $C_4 = 0$ und $C_3 = 0$. Entsprechend lassen sich für die verbleibenden Konstanten folgende Werte bestimmen:

$$\begin{aligned} C_2 &= \frac{-q_0 L_a^2}{6EI} + \frac{C_1 L_a}{2}, \\ C_1 &= \frac{-q_0 L_a}{2}, \end{aligned} \quad (\text{B.25})$$

$$\Rightarrow C_2 = \frac{q_0 L_a^2}{12EI}. \quad (\text{B.26})$$

Nach dem Einsetzen von Gl. (B.25) & Gl. (B.26) in Gl. (B.22) und vereinfachen, ergibt sich die Auslenkung des Balkens zu:

$$w(x) = \frac{q_0 x^2}{24EI} (L_a - x)^2. \quad (\text{B.27})$$

Die maximale Auslenkung kann mit $\partial w / \partial x \stackrel{!}{=} 0$ in der Balkenmitte bei $x = L_a/2$ gefunden werden und lautet:

$$w_{\max} \left(\frac{L_a}{2} \right) = \frac{q_0 L_a^4}{384EI}. \quad (\text{B.28})$$

Folgt man dem eindimensionalen linearen Hook'schen Gesetz (Gl. (4.21)) lässt mit der Definition der Streckenlast $q_0 = F/L_a$ und nach Umstellen von Gl. (B.28) der Faktor:

$$k_a = \frac{384EI}{L_a^3}. \quad (\text{B.29})$$

bestimmen, welcher die effektive Federsteifigkeit des beidseitig eingespannten Balkens darstellt.

B.4 Momentverlauf und Biegeenergie der Lastfälle

In diesem Abschnitt werden die Momentverläufe und folglich die Biegeenergien für die Lastfälle eines beidseitig eingespannten Biegebalken unter gleichmäßiger Streckenlast sowie des entwickelten $2M$ -Modells des NED-Balkenaktors (Kap. 5.4.2) bestimmt. Die Biegeenergie W_b für einen elastischen Körper der Länge L_a ist nach [Voc63] definiert als:

$$W_b = \frac{1}{2} \int_0^{L_a} \frac{M^2(x)}{EI} dx = \frac{EI}{2} \int_0^{L_a} \left(\frac{\partial^2 w(x)}{\partial x^2} \right)^2 dx. \quad (\text{B.30})$$

Dabei ist die zweite partielle Ableitung der Biegelinie $w(x)$ nach Gl. (5.9) direkt proportional zum Momentverlauf $M(x)$. Zunächst wird die Bestimmung der Biegeenergie des beidseitig eingespannten Biegebalken unter gleichmäßiger Streckenlast ausgeführt. Die entsprechende Biegelinie ist in Gl. (B.27) gegeben. Damit ergibt sich die zweite partielle Ableitung zu:

$$\begin{aligned} \frac{\partial w(x)}{\partial x} &= \frac{q_0}{24EI} (2L_a^2 x - 6L_a x^2 - 4x^3) \\ \Rightarrow \frac{\partial^2 w(x)}{\partial x^2} &= \frac{q_0}{12EI} (L_a^2 + 6x^2 - 6L_a x^2). \end{aligned} \quad (\text{B.31})$$

Eingesetzt in die Biegedifferentialgleichung Gl. (5.9) ist der Momentverlauf eine Parabel mit:

$$M = \frac{q_0}{12} (6L_a x^2 - L_a^2 - 6x^2). \quad (\text{B.32})$$

Das Einsetzen von Gl. (B.32) in Gl. (B.30) und integrieren sowie Vereinfachen, führt zum Ergebnis der Biegeenergie:

$$\Rightarrow W_b(q_0) = \frac{1}{2} \frac{q_0^2}{144EI} \frac{L^5}{5} = \frac{q_0^2 L_a^5}{1440EI}. \quad (\text{B.33})$$

Nun folgt die Bestimmung der Biegeenergie für das $2M$ -Balkenmodell des NED-Aktors (Abb. 5.4.2). Hier lassen sich die zweiten partiellen Ableitungen der drei Teilbereiche der Biegelinie wie folgt bestimmen:

$$M(x) = \begin{cases} \frac{1}{2} M' & , \quad 0 \leq x \leq \frac{1}{4} L_a \\ -\frac{1}{2} M' & , \quad \frac{1}{4} L_a \leq x \leq \frac{3}{4} L_a \\ \frac{1}{2} M' & , \quad \frac{3}{4} L_a \leq x \leq L_a. \end{cases} \quad (\text{B.34})$$

Der Verlauf ist ebenfalls in Abb. 5.4.2 (b) gezeigt. Eine Besonderheit des NED ist die Erzeugung eines Konstanten Biegemoments über Zellen gleicher Ausrichtung. Dabei ist M , das von der NED-Zelle erzeugte Biegemoment und M' das gesamt wirkende Moment am Ort S-Versatzes. Entsprechend ergibt sich für die Biegeenergien, nach Gl. B.30, in den Integrationsgrenzen von Gl. (B.34):

$$W_{b,i}(M) = \begin{cases} \frac{1}{2} \frac{M^2}{EI} \left(\frac{L_a}{4} \right) = \frac{1}{8} \frac{M^2}{EI} L_a & , \quad 0 \leq x \leq \frac{1}{4} L_a \\ -\frac{1}{2} \frac{M^2}{EI} \left(\frac{3}{4} L_a - \frac{1}{4} L_a \right) = \frac{1}{4} \frac{M^2}{EI} L_a & , \quad \frac{1}{4} L_a \leq x \leq \frac{3}{4} L_a \\ \frac{1}{2} \frac{M^2}{EI} \left(\frac{L_a}{4} \right) = \frac{1}{8} \frac{M^2}{EI} L_a & , \quad \frac{3}{4} L_a \leq x \leq L_a. \end{cases} \quad (\text{B.35})$$

Die Gesamtbiegeenergie W_b ist, mit $M = M'/2$ nach Gl. (5.20), folglich die Summe der drei Teilbereiche:

$$\begin{aligned} \Rightarrow W_b &= W_{b,1} + W_{b,2} + W_{b,3} = \frac{1}{8} \frac{M^2}{EI} L_a + \frac{1}{4} \frac{M^2}{EI} L_a + \frac{1}{8} \frac{M^2}{EI} L_a \\ &\Rightarrow = \frac{1}{2} \frac{M^2}{EI} L_a. \end{aligned} \quad (\text{B.36})$$

Durch gleichsetzen der Biegeenergien beider Lastfälle sowie der Verwendung der Streckenlast $q_0 = F/L = \Delta p_{a,\min} h_a$, lässt sich der Ausdruck zur Bestimmung der minimalen erzeugbaren Differenzdruck herleiten (Kap. 5.4).

$$\begin{aligned} W_b(q_0) &= W_b(M) \\ \Rightarrow \frac{q_0^2 L_a^5}{1440 EI} &= \frac{M'^2 L_a}{8 EI} \\ \Rightarrow \Delta p_{a,\min} &\stackrel{\text{mit Gl. (5.20)}}{=} \sqrt{720} \frac{M}{h_a L_a^2} \end{aligned} \quad (\text{B.37})$$

B.5 Überprüfung des Pull-In Verhaltens bei Druckerzeugung

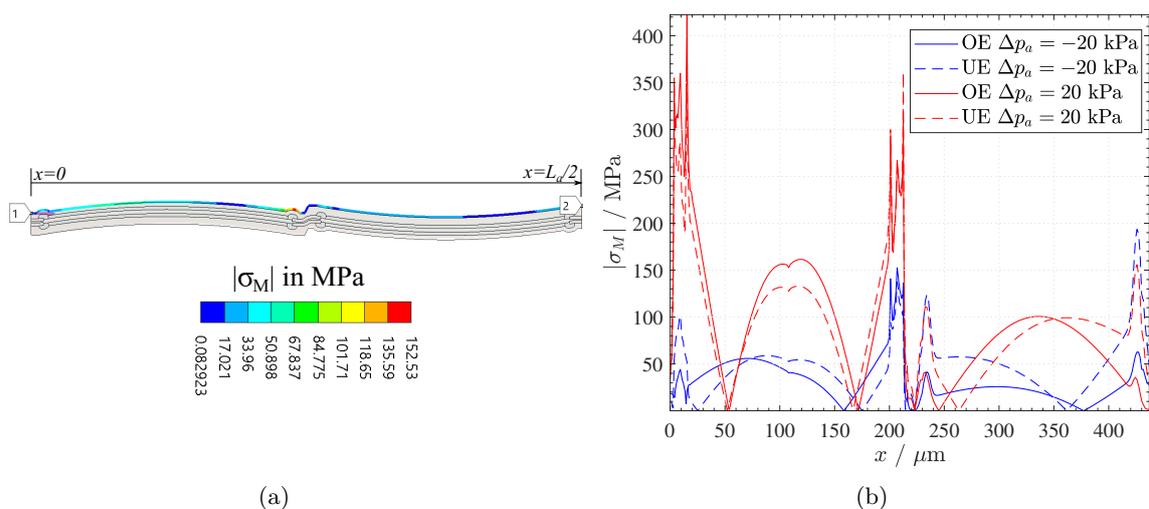


Abbildung B.3: (a) Extraktion der mechanischer Spannungen $|\sigma_M|$ entlang eines Pfades der oberen Elektrode (OE) bei einem $\Delta p_a = 20$ kPa und einer Steuerspannung von $U = U_{IP1,m} = 372.92$ V (vgl. Tab. 5.3.2). (b) Extrahierte $|\sigma_M|$ entlang definierter Pfade der oberen (OE) sowie unteren Elektrode (UE) bei jeweils einem Unterdruck von $\Delta p_a = -20$ kPa sowie Überdruck $\Delta p_a = 20$ kPa. Darstellung aus dem Simulationsmodell (vgl. Abb. A.1) des halben NED-Balkenaktors.

Die folgende Untersuchung trägt zur Unterstützung des Verständnisses der Ergebnisse aus Abb. 5.4.4 bei, in welcher die Änderung der lateralen Pull-In Spannung U_{PI} bei Druckdifferenzen über dem NED-Balkenaktor aufgetragen ist.

Im Kern führen Unterdrücke, definiert nach Abb. 5.4.4 (a) und überprüft bis $\Delta p_a = -25$ kPa zu keiner Änderung von U_{PI} . Für Überdrücke ($\Delta p_a > 0$) reduziert sich U_{PI} mit zunehmendem Δp_a .

Zur Unterstützung dieser Ergebnisse wurden die Intensitätswerte $|\sigma_M|$ [ANS19], der während der Biegung induzierten mechanischen Spannungen entlang der oberen (OE) und unteren Elektrode (UE) exemplarisch für einen Differenzdruck von jeweils $\Delta p_a = -20$ kPa und $\Delta p_a = 20$ kPa extrahiert und veranschaulicht. In beiden Fällen lag die Steuerspannung $U = U_{\text{PI}} = 372.92$ V (vgl. Tab. 5.3.2) am Aktor an. zur Erinnerung, beim Anlegen der elektrischen Spannung an den Elektroden wird, durch die kurzen Zeitkonstante (μs), sofort das Biegemoment M erzeugt und der Aktor beginnt sich auszulenken. Das auf beiden Aktorseiten befindliche Fluid hindert diese Bewegung, was zur Generation eines Druckes auf jeder Aktorseiten führt. Über dem Aktor stellt sich somit ein Differenzdruck ein, welcher ebenfalls auf dessen Elektroden wirkt

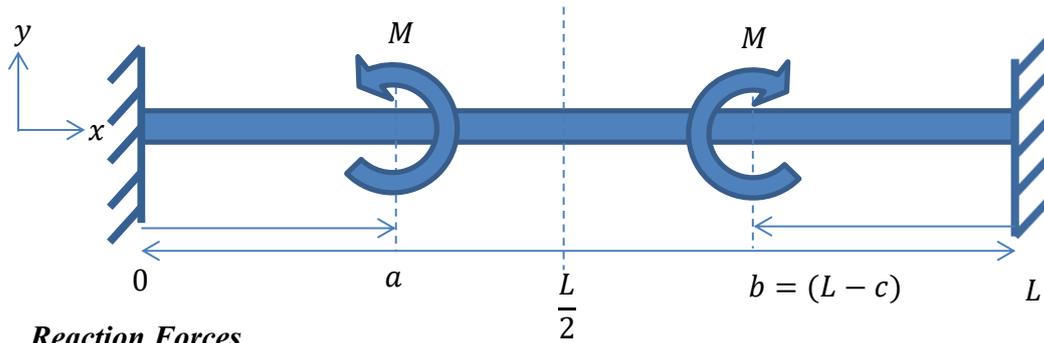
Abbildung B.3 (a) zeigt die schematische Darstellung der Extraktion von $|\sigma_M|$ entlang eines Pfades der OE bei $\Delta p_a = 20$ kPa. In Abb. B.3 (b) sind nun die $|\sigma_M|$ für beide Fälle des Differenzdrucks dargestellt, jeweils für beide Elektroden. Deutlich zu erkennen ist, dass es einen Unterschied in der Größe mechanischer Spannungen im Falle von Überdrücken ($\Delta p_a > 0$) im Vergleich zum Fall von Unterdrücken ($\Delta p_a < 0$) gibt. Besonders an den Positionen der gebogenen Elektroden der Dom-Geometrie ist der Unterschied messbar in Abb. B.3 (b) bei ca. $x = 100$ μm und $x = 350$ μm . Der explizite Verlauf entlang der halben Aktorlänge ist dabei jedoch nicht relevant.

Schlussendlich deuten höhere mechanischen Spannungen bei Überdrücken auf eine stärkere Verformung der Elektroden hin, was zu einem reduzierten Elektrodenspalt und folglich zu einem früheren Pull-In und damit geringeren U_{PI} führt.

Documentation on Calculation of the Bending Line of a Clamped-Clamped Beam under two Moment Loads

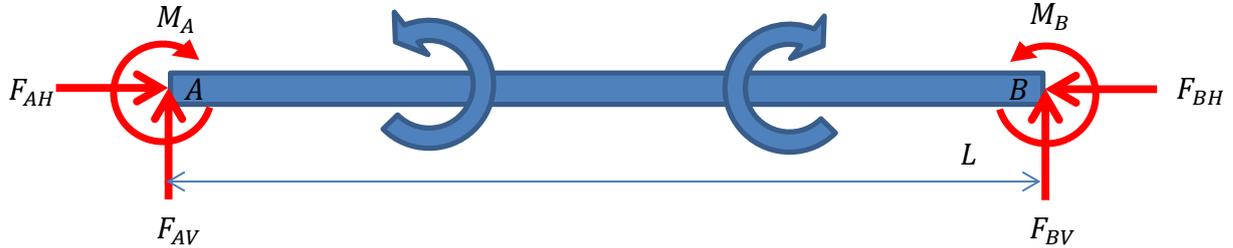
1. Problem Description

Double-sided clamped Bernoulli-Beam ($\omega' + \psi = 0$), with 2 Moments equal in magnitude M applied at positions $x = a, b$, where c is the distance measured from the end L .



2. Reaction Forces

- All Governing Reaction Forces in clamped points A, B are shown. The rotation of M_A is here defined as positive (+) direction.



4. Equilibrium Equations

The System is in equilibrium if the sum of all loads, reactions in one direction equals zero,
 $\sum_i F_i = 0$

$$\sum_i F_{iV} = 0 \rightarrow F_{AV} + F_{BV} = 0 \rightarrow \underline{F_{AV} = -F_{BV}} \quad (I)$$

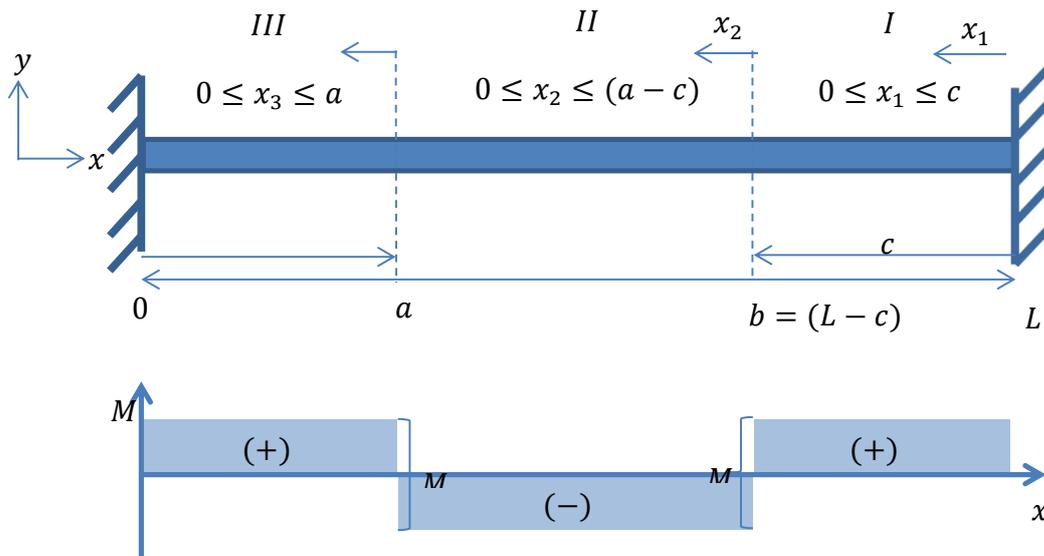
$$\sum_i F_{iH} = 0 \rightarrow F_{AH} - F_{BH} = 0 \rightarrow \underline{F_{AH} = F_{BH}} \quad (II)$$

$$\sum_i M_i = 0 \rightarrow M_A - M + M - M_B - F_{BV}L = 0 \rightarrow \underline{M_A = M_B + F_{BV}L} \quad (III)$$

All statically determined terms are expressed by the statically undetermined terms. However, we have 6 undetermined factors and only 3 equations. We need 3 more equations to fully calculate all 6 undetermined factors from a set of coupled equations.

5. Slicing

The applied Moments loads cause a discontinuity in the distribution of the Moment. Due to this discontinuity, the model needs to be sliced in 3 Parts.

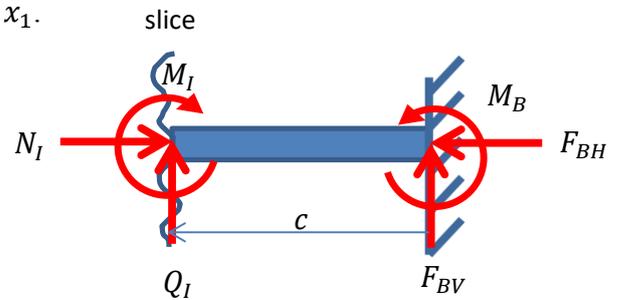


Part (I), $0 \leq x_1 \leq c$, the running variable is x_1 .

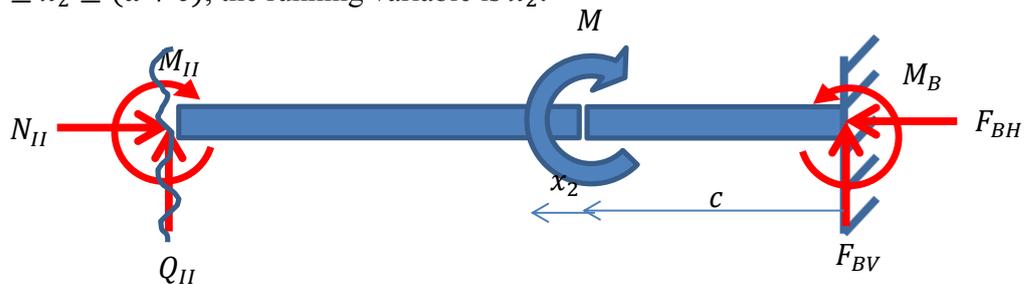
$$M_I = M_B + F_{BV}C$$

$$Q_I = -F_{BV}$$

$$N_I = F_{BH}$$



Part (II), $0 \leq x_2 \leq (a + c)$, the running variable is x_2 .

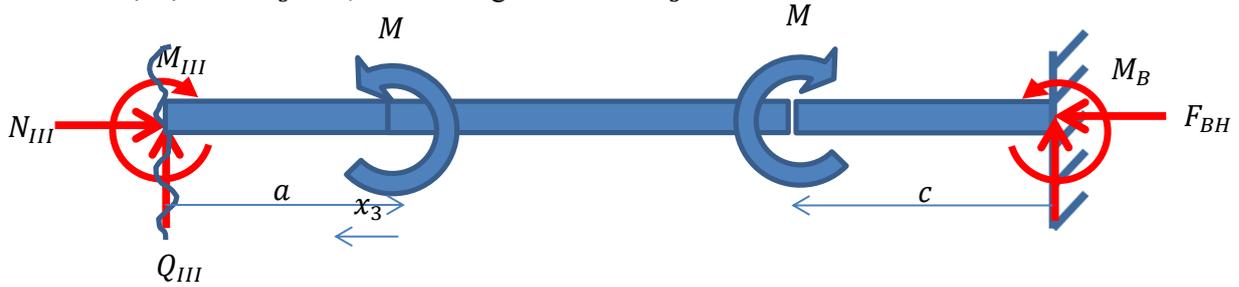


$$M_{II} = M_B - M + F_{BV}(x_2 + c)$$

$$Q_{II} = -F_{BV}$$

$$N_{II} = F_{BH}$$

Part (III), $0 \leq x_3 \leq a$, the running variable is x_3 .



$$M_{III} = M - M + M_B + F_{BV}(x_3 + (L - (a + c)))$$

$$Q_{III} = -F_{BV}$$

$$N_{III} = F_{BH}$$

6. Calculation of individual reaction forces, using Castigliano and Menambra sentences.

- a. Express Shape Changing energy $W_i(M_i, N_i, Q_i)$ as function of unknown reaction forces.

$$W = \frac{1}{2} \left[\int_{(L)} \frac{M_i^2}{EI} dx + \int_{(L)} \frac{N_i^2}{EA} dx + \int_{(L)} \frac{6 Q_i^2}{5 GA} dx + \int_{(L)} \frac{M_t^2}{GI_t} dx \right]$$

- b. Apply Castigliano

$$\frac{\partial W(Q_i)}{\partial Q_i} = w = 0, \quad \frac{\partial W(M_i)}{\partial M_i} = \psi = 0$$

- c. Solve for unknown reaction force

To a) General

No Torsional
Energy here

$$\frac{\partial W(Q_i)}{\partial Q} = \sum_i \left[\int_{(L)} \frac{M_i}{EI} \frac{\partial M_i}{\partial Q} dx + \int_{(L)} \frac{N_i}{EA} \frac{\partial N_i}{\partial Q} dx + \int_{(L)} \frac{6 Q_i}{5 GA} \frac{\partial Q_i}{\partial Q} dx + \int_{(L)} \frac{M_t^2}{GI_t} \frac{\partial Q_i}{\partial Q} dx \right]$$

$$\begin{aligned}
\frac{\partial W(F_{BH})}{\partial F_{BH}} &= \int_0^c \frac{M_I}{EI} \frac{\partial M_I}{\partial F_{BH}} dx + \int_0^c \frac{N_I}{EA} \frac{\partial N_I}{\partial F_{BH}} dx + \int_0^c \frac{6 Q_I}{5 GA} \frac{\partial Q_I}{\partial F_{BH}} dx \\
&+ \int_0^{(a+c)} \frac{M_{II}}{EI} \frac{\partial M_{II}}{\partial F_{BH}} dx + \int_0^{(a+c)} \frac{N_{II}}{EA} \frac{\partial N_{II}}{\partial F_{BH}} dx + \int_0^{(a+c)} \frac{6 Q_{II}}{5 GA} \frac{\partial Q_{II}}{\partial F_{BH}} dx \\
&+ \int_0^a \frac{M_{III}}{EI} \frac{\partial M_{III}}{\partial F_{BH}} dx + \int_0^a \frac{N_{III}}{EA} \frac{\partial N_{III}}{\partial F_{BH}} dx + \int_0^a \frac{6 Q_{III}}{5 GA} \frac{\partial Q_{III}}{\partial F_{BH}} dx = 0
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\frac{\partial W(F_{BV})}{\partial F_{BV}} &= \int_0^c \frac{M_I}{EI} \frac{\partial M_I}{\partial F_{BV}} dx + \int_0^c \frac{N_I}{EA} \frac{\partial N_I}{\partial F_{BV}} dx + \int_0^c \frac{6 Q_I}{5 GA} \frac{\partial Q_I}{\partial F_{BV}} dx \\
&+ \int_0^{(a+c)} \frac{M_{II}}{EI} \frac{\partial M_{II}}{\partial F_{BV}} dx + \int_0^{(a+c)} \frac{N_{II}}{EA} \frac{\partial N_{II}}{\partial F_{BV}} dx + \int_0^{(a+c)} \frac{6 Q_{II}}{5 GA} \frac{\partial Q_{II}}{\partial F_{BV}} dx \\
&+ \int_0^a \frac{M_{III}}{EI} \frac{\partial M_{III}}{\partial F_{BV}} dx + \int_0^a \frac{N_{III}}{EA} \frac{\partial N_{III}}{\partial F_{BV}} dx + \int_0^a \frac{6 Q_{III}}{5 GA} \frac{\partial Q_{III}}{\partial F_{BV}} dx = 0
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\frac{\partial W(M_B)}{\partial M_B} &= \int_0^c \frac{M_I}{EI} \frac{\partial M_I}{\partial M_B} dx + \int_0^c \frac{N_I}{EA} \frac{\partial N_I}{\partial M_B} dx + \int_0^c \frac{6 Q_I}{5 GA} \frac{\partial Q_I}{\partial M_B} dx \\
&+ \int_0^{(a-c)} \frac{M_{II}}{EI} \frac{\partial M_{II}}{\partial M_B} dx + \int_0^{(a+c)} \frac{N_{II}}{EA} \frac{\partial N_{II}}{\partial M_B} dx + \int_0^{(a+c)} \frac{6 Q_{II}}{5 GA} \frac{\partial Q_{II}}{\partial M_B} dx \\
&+ \int_0^a \frac{M_{III}}{EI} \frac{\partial M_{III}}{\partial M_B} dx + \int_0^a \frac{N_{III}}{EA} \frac{\partial N_{III}}{\partial M_B} dx + \int_0^a \frac{6 Q_{III}}{5 GA} \frac{\partial Q_{III}}{\partial M_B} dx = 0
\end{aligned}$$

For, $c = \frac{L}{4}$, we get.

$$IV \rightarrow 0 = \frac{1}{60} \frac{L(20 F_{BV} GA L^2 - 15 GALM + 30 GALM_B + 144 E F I_{BV})}{EI GA}$$

$$V \rightarrow 0 = \frac{2 F_{BH} L}{EA}$$

$$VI \rightarrow 0 = \frac{1}{2} \frac{L(F_{BV} L - M + 2 M_B)}{EI}$$

This brings us to the Linear equations system with 6 Equations and 6 undetermined factors

$$I \rightarrow F_{AH} - F_{BH} = 0$$

$$II \rightarrow F_{AV} + F_{BV} = 0$$

$$III \rightarrow -F_{BV} L + M_A - M_B = 0$$

Solving this equation system yields

$$F_{AH}, F_{BH}, F_{AV}, F_{BV} = 0$$

$$M_A = M_B = \frac{1}{2} M$$

$$M_I, M_{III} = \frac{1}{2} M ; M_{II} = -\frac{1}{2} M$$

Now we have for every sliced part the reaction forces and the moment distribution.

7. Bending-Line Differential Equation

Considering the Bernoulli assumptions ($\omega' + \psi = 0$) (inclination in x and y), the general Bending line equation is given as,

$$\omega'' = \frac{M}{EI}.$$

a) **Part I** ($0 \leq x_1 \leq \frac{L}{4}$)

$$\iint \frac{d^2 \omega}{dx^2} dx = \iint \frac{M_I}{EI} dx \rightarrow \omega_I = \frac{1}{4} \frac{Mx^2}{EI} + c_1x + c_2$$

The boundary conditions for part I are, $\omega_I(0) = 0, \omega_I'(0) = 0$, so that there is no deflection or inclination at the left clamped part.

$$\rightarrow c_1 = 0, c_2 = 0 \rightarrow \omega_I = \underline{\underline{\frac{1}{4} \frac{Mx^2}{EI}}}$$

b) **Part II** ($0 \leq x_1 \leq \frac{L}{2}$)

$$\omega_{II} = -\frac{1}{4} \frac{Mx^2}{EI} + c_3x + c_4$$

In Part II $\omega_{II}\left(\frac{L}{4}\right) = \omega_I\left(\frac{L}{4}\right)$, $\omega_{II}'\left(\frac{L}{4}\right) = \omega_I'\left(\frac{L}{4}\right)$.

$$\rightarrow c_3 = \frac{1}{4} \frac{ML}{EI}, c_4 = -\frac{1}{32} \frac{ML^2}{EI} \rightarrow \omega_{II} = \underline{\underline{-\frac{1}{4} \frac{Mx^2}{EI} + \frac{1}{4} \frac{MLx}{EI} - \frac{1}{32} \frac{ML^2}{EI}}}$$

c) **Part III** ($0 \leq x_1 \leq \frac{L}{4}$)

$$\omega_{III} = \frac{1}{4} \frac{Mx^2}{EI} + c_5x + c_6$$

In Part III $\omega_{III}(L) = 0, \omega_{III}'(L) = 0$, the boundary conditions are equal to part I, there is no deflection or inclination of the beam at its clamping. Which leads to,

$$\rightarrow c_5 = -\frac{1}{2} \frac{ML}{EI}, c_6 = -\frac{1}{4} \frac{ML^2}{EI} \rightarrow \omega_{III} = \frac{1}{4} \frac{Mx^2}{EI} - \frac{1}{2} \frac{MLx}{EI} + \frac{1}{4} \frac{ML^2}{EI}$$

Summarized this leads to :

$$\omega(x) = \begin{cases} \frac{1}{4} \frac{Mx^2}{EI} & , 0 \leq x \leq \frac{1}{4}L \\ -\frac{1}{4} \frac{Mx^2}{EI} + \frac{1}{4} \frac{MLx}{EI} - \frac{1}{32} \frac{ML^2}{EI} & , \frac{1}{4}L \leq x \leq \frac{3}{4}L \\ \frac{1}{4} \frac{Mx^2}{EI} - \frac{1}{2} \frac{MLx}{EI} + \frac{1}{4} \frac{ML^2}{EI} & , \frac{3}{4}L \leq x \leq L \end{cases}$$

C Anhang zur NED-Zell-Optimierung

Optimierungslauf der Drehpunktabtastung

Zur Untersuchung des Einflusses des Rotationspunktes auf die Krümmung der NED-Aktorzelle wurden Parameterwerte von P_{rot} im Bereich von $[-0.5; 2.7]$ untersucht. Für jeden Wert von P_{rot} wurde ein eigener Optimierungslauf gestartet, bei dem alle sonstigen Einstellungen und Parametergrenzen konstant blieben. Die Geometrieparametergrenzen sind in Tab. C.1 zusammengefasst.

Tabelle C.1: Zusammenfassung: Geometrieparametergrenzen der Drehpunktabtastung.

Parameter	Intervallgrenzen	Einheit
t_{oe}	[3; 6]	μm
t_{me}	[3; 6]	μm
t_{ue}	[3; 6]	μm
L_{HZ}	[50; 250]	μm
θ	[3; 20]	$^\circ$

Abbildung C.1 zeigt die Parameter der Halbzellenlänge, des Domwinkels, der Elektrodenstärken sowie der Biegesteifigkeit als Leistungsparameter je Optimierungslauf. Tendenziell wurde die Biegesteifigkeit gering gehalten, was ebenfalls in den Elektrodenstärken von ca. $3 \mu\text{m}$ je Optimierung zu erkennen ist. Ab einem Wert von $P_{rot} \approx 1.5$ ist der Domwinkel an der gesetzten Grenze von $\theta = 20^\circ$ angekommen, was zur Sättigung der Krümmung beiträgt, gezeigt in Abb. 5.3.7 (b).

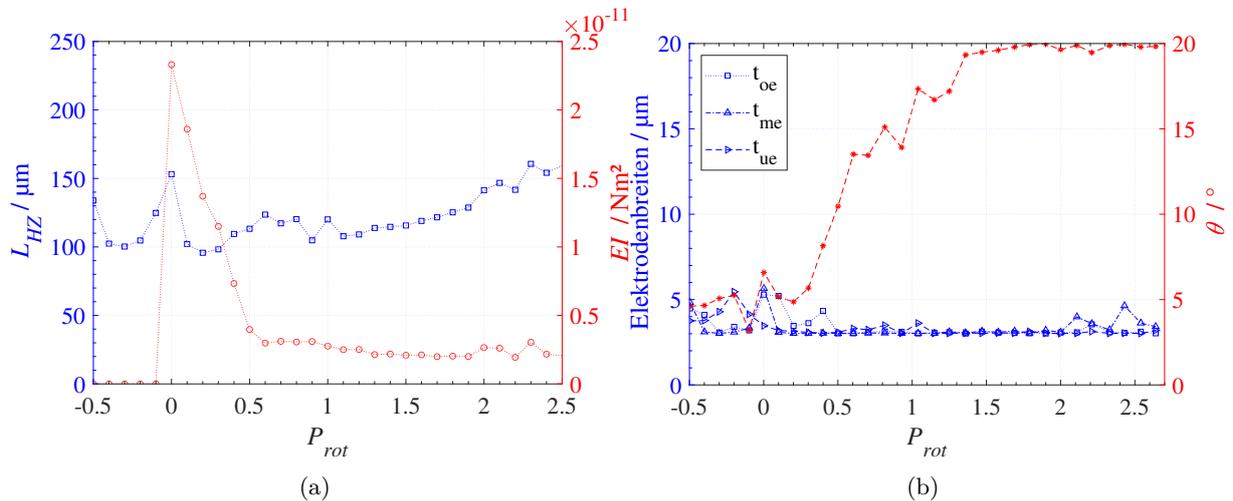


Abbildung C.1: Parameterverlauf bei Drehpunktabtastung. (a) Halbzellenlänge sowie Biegesteifigkeit je Optimierungslauf. (b) Elektrodenbreiten und Domwinkel gestrichelte Linien zur Verlaufsverdeutlichung.

Optimierungslauf des NED-Aktordesignpunktes

Der Optimierungslauf wurde mit der in Kap. 5 erläuterten Methode durchgeführt. Um die Rechenzeit zu reduzieren, wurde die Anzahl der freien Geometrieparameter (Tab. 5.3.1) von

zehn auf vier reduziert. Durch die kubische Abhängigkeit der Biegesteifigkeit, speziell des für Biegung in der (x, y) -Ebene zugehörigen Flächenträgheitsmoments I_z ,

$$I_z = \frac{b_a^3 h_a}{12}, \quad (\text{C.38})$$

führen breitere Elektroden tendenziell zu einem steiferen Aktor und dementsprechend einer geringeren Aktorkrümmung. Die mittlere Elektrode wurde daher konform gewählt, mit einer minimalen (Kap. 5.3, technologische Randbedingungen) Breite an deren Stützstellen von $t_{me,1} = t_{me,2} = 3 \mu\text{m}$. Um der Geometrie die Möglichkeit zu geben eine „lokale“ Verdickung in der Mitte der Aktorzelle auszubilden [Kai16], ist die Breite der oberen Elektrode (OE) an den Stützstellen eins und zwei jeweils ein Optimierungsparameter. Konsequenterweise darf die Breite der unteren Elektrode während des Optimierungslaufes an ihren Stützstellen folgende Werte annehmen.

$$t_{ue,i} = \begin{cases} 3 \mu\text{m} & , t_{ue,i} < 3\mu\text{m} \\ r_{el} t_{me} - t_{oe,i} & , \text{sonst}, i \in \mathbb{N}. \end{cases} \quad (\text{C.39})$$

Die Fallauswahl ist begründet durch die Tatsache, dass während des Optimierungslaufes es zum Fall $t_{oe,i} > 6 \mu\text{m}$ und damit $t_{ue,i} < 3 \mu\text{m}$ kommen kann, begründet durch die Generierung von Pseudo-Zufallszahlen (Kap. 5.2). Der verbleibende Optimierungsparameter ist die Halbzellenlänge, welche durch den vertikalen PI beschränkt ist (Kap. 5.3.1). Die freien Optimierungsparameter mit den manuell festgelegten Intervallgrenzen, sowie die konstanten Parameter sind in Tab. C.2 zusammengefasst. In Abb. C.2 ist die Krümmung als Zielfunktion sowie die Optimierungspara-

Tabelle C.2: Für den Optimierungslauf des NED-Aktordesignpunktes verwendeter Satz von Parametern nach Abb. 5.3.1. Die Leistungsparameter sind auf $75 \mu\text{m}$ Bauelementschichtdicke skaliert.

Parameter	Bedeutung	Wert / Parameterintervall	Optimierter Wert
$t_{oe,1}$	OE an Stützstelle 1	[3; 10] μm	3.00 μm
$t_{oe,2}$	OE an Stützstelle 2	[3; 10] μm	3.16 μm
θ	Domwinkel	[3; 10] $^\circ$	9.82 $^\circ$
L_{HZ}	Halbzellenlänge	[80; 110] μm	106.59 μm
$t_{ue,1}$	UE an Stützstellen 1	nach Gl.(C.39)	5.99 μm
$t_{ue,2}$	UE an Stützstellen 2	nach Gl.(C.39)	5.84 μm
U_{PI}	laterale PI-Spannung	400 V	-
$t_{me,1,2}$	ME an Stützstellen	3 μm	-
l_s	Spacerlänge	5 μm	-
P_{rot}	Rotationspunkt	0.65	-
r_{el}	Elektroden- Breitenverhältnis	3	-
Leistungsparameter	Bedeutung		Optimierter Wert
κ	Zellkrümmung	-	-98.81 m^{-1}
EI	Biegesteifigkeit	-	$9.41 \cdot 10^{-10} \text{ Nm}^2$
M	Biegemoment	-	$9.29 \cdot 10^{-8} \text{ Nm}$

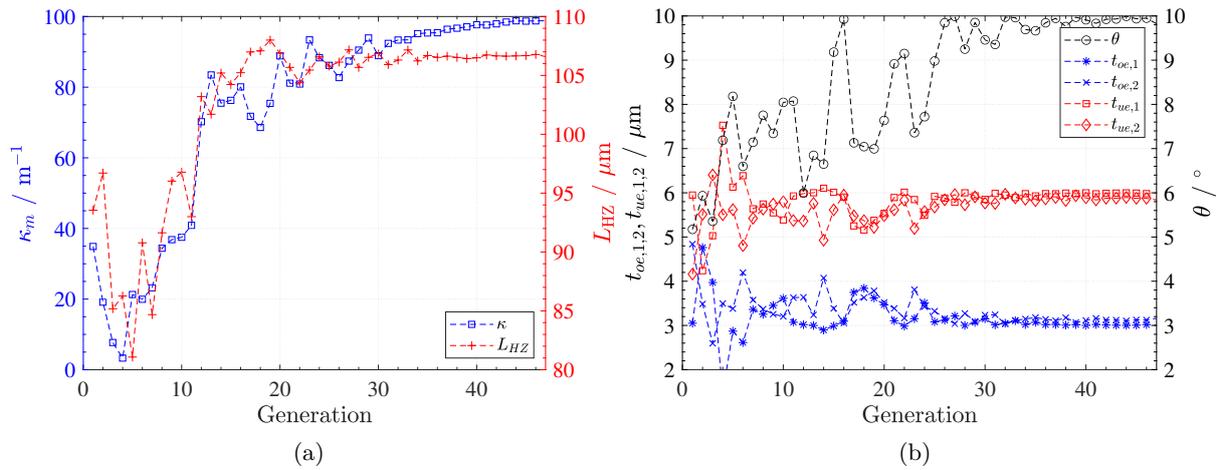


Abbildung C.2: Ergebnisse des Optimierungslaufs der Zellgeometrie. (a) Ziel- sowie (b) Konstruktionsparameter. Datenpunkte sind beste Individuen je Generation. Gestrichelte Linien zur Verlaufsverdeutlichung.

meter pro Generation aufgetragen. Aus dem Verlauf der Parameter lässt sich gut erkennen, dass in den letzten 10 Generationen nur noch minimale Änderungen in den Parametern stattfinden.

D Anhang zur Herstellungstechnologie

D.1 Kurzschlussproblematik an gefüllten Isolationsgräben

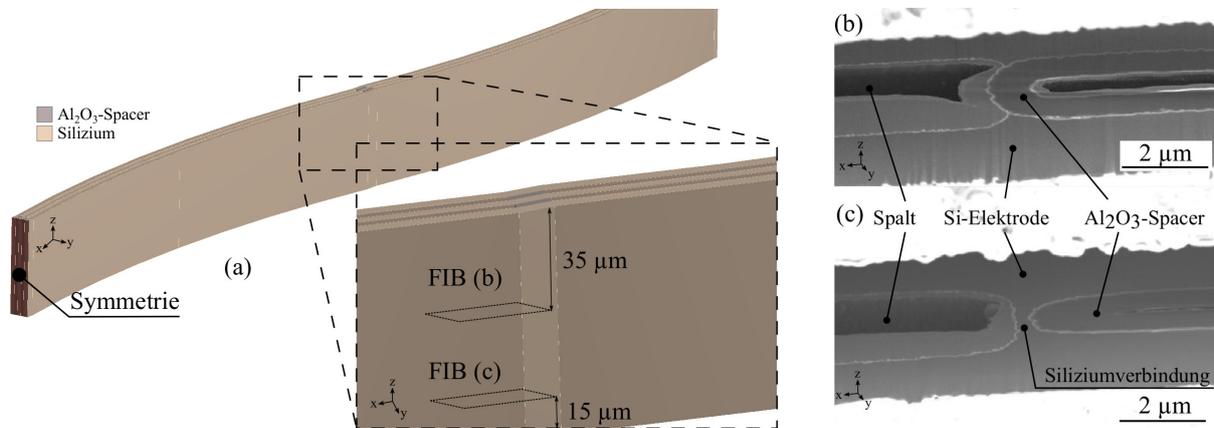


Abbildung D.1: Ursachenforschung elektrischer Kurzschluss am Übergang von gefülltem zu offenem Graben (Spacer-Elektrodenpalt). (a) 3D-Darstellung des NED-Aktorbalkens sowie der FIB-Schnitte. (b) SEM Aufnahme an FIB-Schnitt in der Mitte des Aktors zeigt die vollständige Separation der Elektroden durch gefüllten Al₂O₃-Spacer. (c) Residuale Siliziumverbindung, verantwortlich für den elektrischen Kurzschluss ca. 15 µm vom Boden des Aktors. Aus [Puf17].

Gefüllte Gräben zur elektrischen Isolation von Gebieten innerhalb einer beweglichen Struktur, wurden erstmals in [Sch00] realisiert und untersucht. Hier konnte gezeigt werden, dass das Grabenprofil einerseits für das Befüllen und andererseits das Freiätzen einer Anschlussstelle von gefülltem zum offenem Graben entscheidend ist. Sich nach unten weitende Gräben können beim Befüllen zu einer Hohlräumbildung im unteren Abschnitt und damit zu einer mechanisch instabilen Verbindungsstelle führen. Bei senkrechten Seitenwänden und der Annahme einer ideal konformen Abscheidung ist eine vollständige Auffüllung möglich. Profile mit abnehmender Breite wirken sich indessen positiv auf das hohlraumfreie Befüllen des Grabens aus, führen jedoch während der Ätzung eines umliegenden offenen Grabens zu einer Art Abschattungseffekt an der Anschlussstelle. Diese Abschattung kann zu einem Verbleib von Silizium tief im Graben und damit zu einem elektrischen Kurzschlusspfad führen [Sch00].

Während der elektrischen Charakterisierung auf den ersten mit Standard-Technologie prozessierten Scheiben (Kap. 6.1), wurde ein Komplettausfall der NED-Aktoren festgestellt, verursacht durch elektrische Kurzschlüsse. Als Ursache konnte mittels Infrarot-Mikroskopie die Anschlussstellen der isolierenden Spacer (gefüllter Graben) zum elektrostatischen Spalt (offener Graben) lokalisiert werden. Infolgedessen fand eine genauere Untersuchung, sowie Maßnahmen zur Problembehebung statt. Diese werden in den folgenden Abschnitten kurz diskutiert.

REM-Aufnahmen von der Ober- sowie Unterseite der Aktoren zeigten keinen sichtbaren Kurzschlusspfad zwischen den Aktor-Elektroden, was auf einen nicht-konformen Spaltquerschnitt mit möglichem Notching-Effekt an der Grenzfläche zur BOX-Schicht rückschließen lässt [Sch00]. Stattdessen konnte mittels fokussierter Ionenstrahl-Analysetechnik (engl. *Focused Ion Beam*) (FIB) das verantwortliche Problem innerhalb des Aktors identifiziert werden [Puf17]. Abbildung

D.1 (a) zeigt eine 3D-Darstellung des Aktorbalkens sowie zwei Stellen entlang dessen Höhe an denen jeweils ein FIB-Schnitt gesetzt wurde. In mittlerer Höhe des Aktors ($z=35\ \mu\text{m}$), ist die vollständige Separation der NED-Elektroden am Übergang von Spacer zu Elektrodenspalt sichtbar (Abb. D.1 (b)). Ebenfalls ist eine, trotz verjüngenden Profils, nicht-komplette Füllung des Spacers mit Al_2O_3 zu erkennen. Über einen zweiten FIB-Schnitt, etwa $15\ \mu\text{m}$ von der Unterseite des Aktors, ist eine residuale Siliziumverbindung zwischen den Elektroden zu erkennen, welche für den elektrischen Kurzschluss verantwortlich sind. Die teilweise Füllung im eigentlich offenen Elektrodenspalt stammt von gesputtertem Material während des FIB-Schnittes [Glo11], [Puf17]. Weiterhin bestand die Vermutung, dass das gleichzeitige Ätzen von Gräben mit Breiten $>$ des Elektrodenspalt (fluidische Mikrokanäle, Aktorzwischenräume), einen Einfluss auf die entstehenden Kurzschlüsse hat, da die Ätzdauer (Anzahl der Zyklen Abs. 6.1 (e)) durch die Gräben der kleinsten Breite festgelegt ist. Die daraufhin eingeleiteten Gegenmaßnahmen umfassten folgende Punkte:

- a) Anpassung Aktor-Design \rightarrow lokale Vergrößerung offener Gräben (Elektrodenspalt) an der Anschlussstelle zum Spacer um einen Abschattungseffekt zu verhindern sowie transversale Verschiebung Spacer Inseln gegenüber Elektrodenspalt (Abb. 5.3.9 (a)).
- b) Anpassung Grabenrezept bei Spacer-Ätzung \rightarrow für nahezu parallele Seitenwände.
- c) Statistische Versuchsplanung (*engl. Design of Experiments*) eines Technologieversuches \rightarrow Untersuchung Einfluss der Grabenrezepte sowie den Einfluss benachbarter, rings um den Aktor, offenen Gräben auf das Kurzschlussproblem zu untersuchen sowie die damit verbundene Vermeidung der Designanpassung.

Maßnahme a) beruht auf der Annahme eines erhöhten lateralen Auftreffens der Ionen und damit verbundenen Diffusion der Reaktionsprodukte während des DRIE-Prozesses, welche bei hohen Aspektverhältnissen maßgeblich durch die Fläche des nicht-maskierten Siliziums abhängt [Sch00], [Mad09], [Glo11]. Für die Herstellung der in dieser Arbeit verwendeten Bauelemente kam schlussendlich die Kombination aus den Maßnahmen a) & b) zum Einsatz für eine erste Generation funktionierender Bauelemente zu gewährleisten. Die implementierten Aussparungen in den äußeren Elektroden des Aktorbalkens (Abb. 5.3.9 (a)) wirken sich jedoch nachteilig auf die kompakte sowie konforme Stapelung der Aktoren und dementsprechendes zusätzlich platzsparendes Design der Bauelemente aus. Um zukünftig Bauelemente ohne die Zellmodifikationen herstellen zu können, wird im folgenden Abschnitt auf die Ergebnisse der Maßnahme c) eingegangen.

D.2 Erweiterte Technologie

Die erweiterte NED-75 μm -Technologie zeichnet sich über eine Durchkontaktierung der Bauelementschicht zum Substratwafer aus und eröffnet damit die Möglichkeit des elektrischen Kontaktes der Bauelementschicht, speziell der NED-Aktoren, direkt über das Substrat (Abb. 5.1.5 (c)). Dies stellt nachfolgend weniger Anforderung an die Aufbau- und Verbindungstechnik und ermöglicht zukünftig verschiedene Verbindungstypen wie Drahtbonden, FlipChip, Ball Grid Array

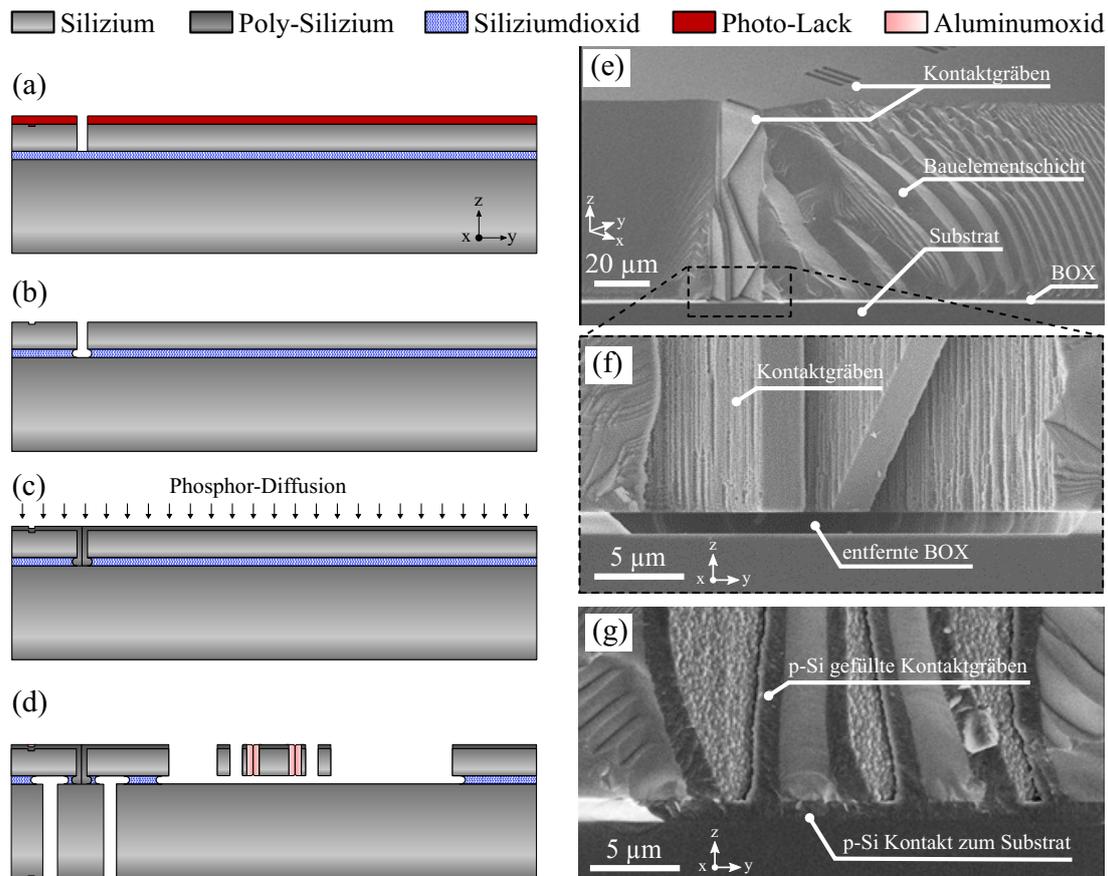


Abbildung D.2: Prozessfluss der erweiterten NED-Technologie. (a)-(d) Beschreibung im Text. (e-f) REM-Mikroskop Aufnahmen Waferquerschnitt. (e) Kontrolle Ätzung TSV. (f) Kontrolle BOX-Öffnung. (g) Kontrolle TSV-Füllung und Substratkontaktierung.

(BGA) oder Land Grid Array (LGA). Als Ausgangswafer dient ebenfalls ein BSOI-Wafer, welcher äquivalent zur Standard-Technologie (Kap. 6.1) präpariert wird. Die Herstellung der TSV's geschieht noch vor der Aktorherstellung. Weitere Prozessschritte umfassen:

- (a) DRIE-Prozess rechteckiger TSV's ($2.5 \mu\text{m}$ Breite x $15 \mu\text{m}$ Länge, Abb. D.2 (e))
- (b) Öffnung der BOX-Schicht über zyklisches HF-Dampfätzen
- (c) 2x Abscheidung und n-Dotierung von $1 \mu\text{m}$ feinkörnigem poly-Silizium mittels Niederdruck-CVD (LPCVD), beziehungsweise Phosphoroxychlorid (POCl_3) Diffusion bei 950°C
- (d) HF-Dampf Release-Ätzung. Zwischenschritte äquivalent zum Standard-Prozess (Abb. 6.1.1 (b-f))

Die Bestimmung der HF-Zyklenanzahl (Abb. D.2 (b)) sowie die Anzahl der Poly-Silizium Abscheidungen wurden über Vorversuche auf Test-Wafer durchgeführt, um die vollständige Entfernung des SiO_2 im Kontaktgraben, beziehungsweise die vollständige Verbindung zum Substrat zu verifizieren. Abbildung D.2 (e)-(f) zeigen Kontrollaufnahmen aus diesem Prozess. Zu erkennen ist, dass die Kontaktgräben nicht vollständig gefüllt sind, jedoch ein ausreichender Kontakt zum Substrat besteht.

D.3 Technologieentwicklung für ein modifikationsfreies Aktorzellendesign

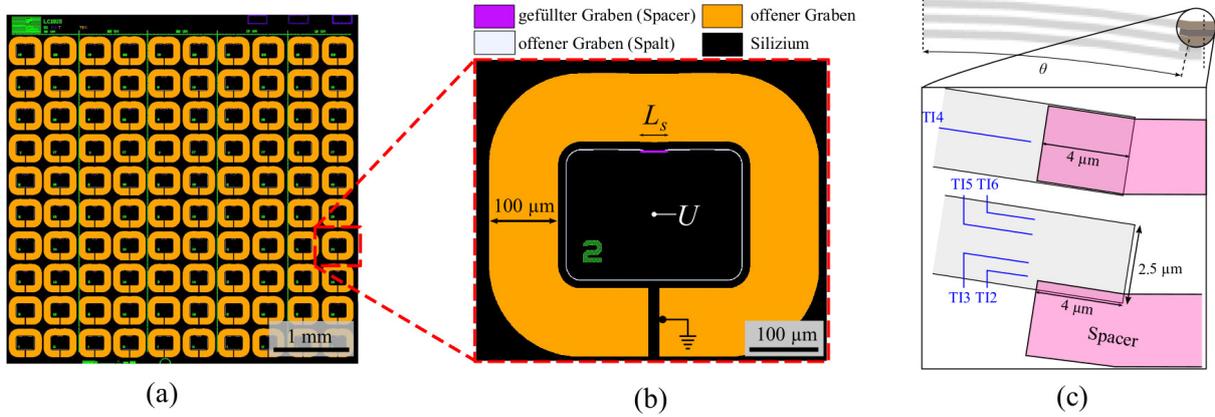


Abbildung D.3: *Layout des Technologieversuches. (a) Chipübersicht mit 100 Sub-chips (Test-Sites). (b) Test-Site mit $\theta = 2^\circ$ und 100 µm offenem Graben. (c) Designparameter der Verbindungsstelle.*

In dieser Untersuchung sollte geklärt werden, inwiefern Designparameter der NED-Aktoren einen Einfluss auf die elektrischen Kurzschlüsse an der Spacer-Elektrodenpalt-Verbindungsstelle nehmen unter Verwendung der oben beschriebenen Herstellungstechnologie. Weiterhin wird eruiert ob perspektivisch durch eine Prozessflussanpassung, das herstellungsbedingte Bauelementversagen gemindert und die NED-Zellen ohne die Modifikation ausgelegt werden können. Diese Untersuchung gilt als entscheidender Schritt für die zukünftige Auslegung der Aktoren sowie der Auslotung von Designgrenzen für eine erfolgreiche Anwendung (*engl. Design for Manufacturability*) der etablierten Technologie. Für die Untersuchung wurde eine Vielzahl von Verbindungsstellen entworfen, gefertigt und anschließend auf Wafer-Ebene elektrisch im Reinraum charakterisiert. Bei der Durchführung wurde ein statistischer Ansatz verfolgt. Berücksichtigte Designparameter sowie deren Grenzen sind dabei:

- der Domwinkel $\theta = [2^\circ, 10^\circ]$, $\theta \in 2\mathbb{N}$,
- die Spacer Insellänge $L_s = 2(l_s + 4) \in \{10, 20, 30\}$ µm (Abb. 5.3.1 & Abb. 5.3.9),
- die transversale Verschiebung der Spacer gegenüber dem Elektrodenspalt in 5 Konfigurationen (Abs. 5.3.2, Abb. 5.3.9).

Letzteres soll laut Prämisse, ähnlich zur Bogenmodifikation in den NED-Elektroden (Abb. 5.3.9), eine vergrößerte Angriffsfläche und damit verbundenem lateralen Auftreffen der Ionen während des DRIE-Prozesses sicher stellen. Einem eventuellen Abschattungseffekt soll damit entgegengewirkt werden. Alle Parametervariationen wurden auf dem selben Wafer realisiert. Weiterhin wurden folgende Technologievarianten auf unterschiedlichen Wafern untersucht. Die Aufzählung stimmt mit der Beschriftung in (Abb. D.4) überein.

- Ätzung + Füllung isolierender Graben mit annähernd parallelen Seitenwänden ohne umliegenden offenem Graben
 \Rightarrow Untersuchung Einfluss separate Ätzung von offenem Graben und Elektrodenspalt.
- Ätzung + Füllung isolierender Graben mit annähernd parallelen Seitenwänden mit umlie-

genden 100 μm offenem Graben

\Rightarrow Untersuchung Einfluss gleichzeitige Ätzung von offenem Graben und Elektrodenspalt (nach Standardtechnologie Abs. 6.1)

(c) Ätzung + Füllung isolierender Graben mit sich verjüngendem Querschnittsprofil mit umliegenden 100 μm offenem Graben

\Rightarrow Untersuchung Einfluss von alternativem Grabenrezept für Realisierung der Spacer-Inseln.

Abbildung D.3 (a) zeigt das Design einer Messstelle (Test-Site), welche die Verbindungsstelle abbildet und einen Domwinkel von $\theta = 2^\circ$ sowie 100 μm offenem Graben aufweist. In D.3 (b) ist das Design der Verbindungsstelle, äquivalent zum NED-Aktor, gezeigt. Der gefüllte Graben ragt 4 μm weit in den Elektrodenspalt hinein um zusätzlich einem Abschattungseffekt vorzubeugen. Des Weiteren sind die 5 Positionen der Spacer-Konfiguration angedeutet. In TI-2,-3 hat die obere Kante des Spacer-Verbindung zum Spalt, in TI-4 sitzt der Spacer übereinstimmend in der Mitte des Spalts und in TI-5,-6 überlappt der Spacer mit der unteren Kante den Elektrodenspalt.

Für die elektrische Charakterisierung wird der innere Bereich der Test-Site auf das Spannungspotential $U = 10\text{ V}$ gelegt und der äußere Bereich (äußere Elektrode) über den Rahmen geerdet. Gemessen wird der Leckstrom mit einer Source Measure Unit SMU Keithley KTL2636. Als Ursache für den Leckstrom können anteilig Tunnelströme, Kriechströme sowie eine stellenweise unvollständige Ausbildung der Al_2O_3 -Oxidwand in Betracht kommen [Sch00]. Als Compliance Grenze wird ein willkürlicher Wert von $I_c = 1\ \mu\text{A}$ festgelegt, bei dessen Überschreiten die Messung als Kurzschluss gewertet wird. Werte oberhalb des Messbereichs von 1 mA können nicht gemessen werden. Abhängig von der Luftfeuchtigkeit liegt der Leerlaufstrom der SMU bei 0.5-1 pA [Göb05]. Die Auswertung der Messwerte ist in Abb. D.4 präsentiert. Dargestellt ist jeweils der gemessene Leckstrom über die 5 Spacer-Konfigurationen. Dabei ist jeder Punkt das arithmetische Mittel aus 10x Einzelmessungen verschiedener Test-Sites mit der selben Konfiguration. Die Fehlerbalken ergeben sich aus der Standardabweichung der Stichprobe.

In Abb. D.4 (a) sind die Ergebnisse für die Technologievariante (a), mit einer vergrößerten Ansicht der Messwerte, gezeigt. Alle Messungen liegen deutlich unter der Grenze I_c , was auf eine vollständig frei-geätzte Verbindungsstelle ohne residuale Kurzschlüsse hindeutet. Es ist zu erkennen, dass der Leckstrom an der Position TI-4 leicht erhöht gegenüber den restlichen Konfigurationen ist. Des Weiteren kann kein signifikanter Unterschied zwischen den Spacer-Längen L_s gefunden werden. Bei gleichzeitiger Ätzung von Elektrodenspalt und Graben gestaltet sich ein anderes Bild. Abbildung D.4 (b) zeigt, dass für Spacer-Positionen $>\text{TI-2}$, die Leckstromwerte über I_c liegen und damit von einer festen Verbindung zwischen den Elektrodenkontakten ausgegangen werden kann. Für Winkel bis $\theta \leq 6^\circ$ liegen für die zentrale Pos. TI-4 die Werte sogar außerhalb des Messbereichs und sind daher nicht dargestellt. Für kurze Spacer ($L_s = 10\ \mu\text{m}$) wird jeweils ein leicht erhöhter Strom gemessen, sowie für alle gemessenen Winkel Leckstromwerte außerhalb des Messbereichs. In der Technologievariante (c) liegen sämtliche Messungen oberhalb Grenze I_c , zurückführend auf einen vorhandenen Kurzschlusspfad, sowie in Pos. TI-4 bereits außerhalb des Messbereichs liegende Werte. Hier ist von dem oben beschriebenen

Abschattungseffekt auszugehen, welcher besonders dominant für einen mittig zum Spalt ausgerichteten Spacer (Pos. TI-4) ist. Anhand dieser Erkenntnis fand diese Technologievariante (c) im weiteren Verlauf der Arbeit keine Anwendung mehr in der Herstellung der ersten Prototypen.

Schlussfolgernd lässt sich sagen, dass die gleichzeitige Ätzung von offenem Graben und Elektrodenspalt einen signifikanten Einfluss auf das Zurückbleiben von Kurzschlusspfaden zwischen den Elektroden hat. Ausschlaggebend hierfür kann die Verteilung der Ionen sein, welche während des DRIE-Prozesses eine höhere Angriffsfläche am offenen Graben mit $AR=0.75$ im Vergleich zum Elektrodenspalt mit $AR=30$ haben. Darüber hinaus weisen kurze Spacer ($L_s < 20 \mu\text{m}$) leicht höhere Leckströme auf und sind tendenziell anfälliger für die Entstehung eines Kurzschlusses. Dies wurde als zukünftige Design-Regel [Kai18] festgelegt. Aus dem Versuch ist ersichtlich, dass die Herstellung einer modifikationsfreien Verbindungsstelle möglich ist wenn der Elektrodenspalt zukünftig getrennt vom umliegenden Graben geätzt wird. Hierfür ist jedoch eine Anpassung des Standard-Prozessflusses (Abb. 6.1.1) notwendig, welche demnach einen zusätzlichen Prozessschritt für die Füllung des Elektrodenspalt es beinhaltet. Für die Realisierung der Gräben kann dieser z.B. durch eine SiO_2 Hartmaske sowie anschließender Öffnung dieser geschehen. Zusätzlich vergrößert sich der Maskensatz auf 7 Masken. Zukünftig sollte dementsprechend nach Anwendungsfall entschieden werden, ob die damit verbundenen erhöhten Kosten die engere Stapelung und erhöhte elektrostatische Kraft gegenüber dem Design mit Modifikation rechtfertigen.

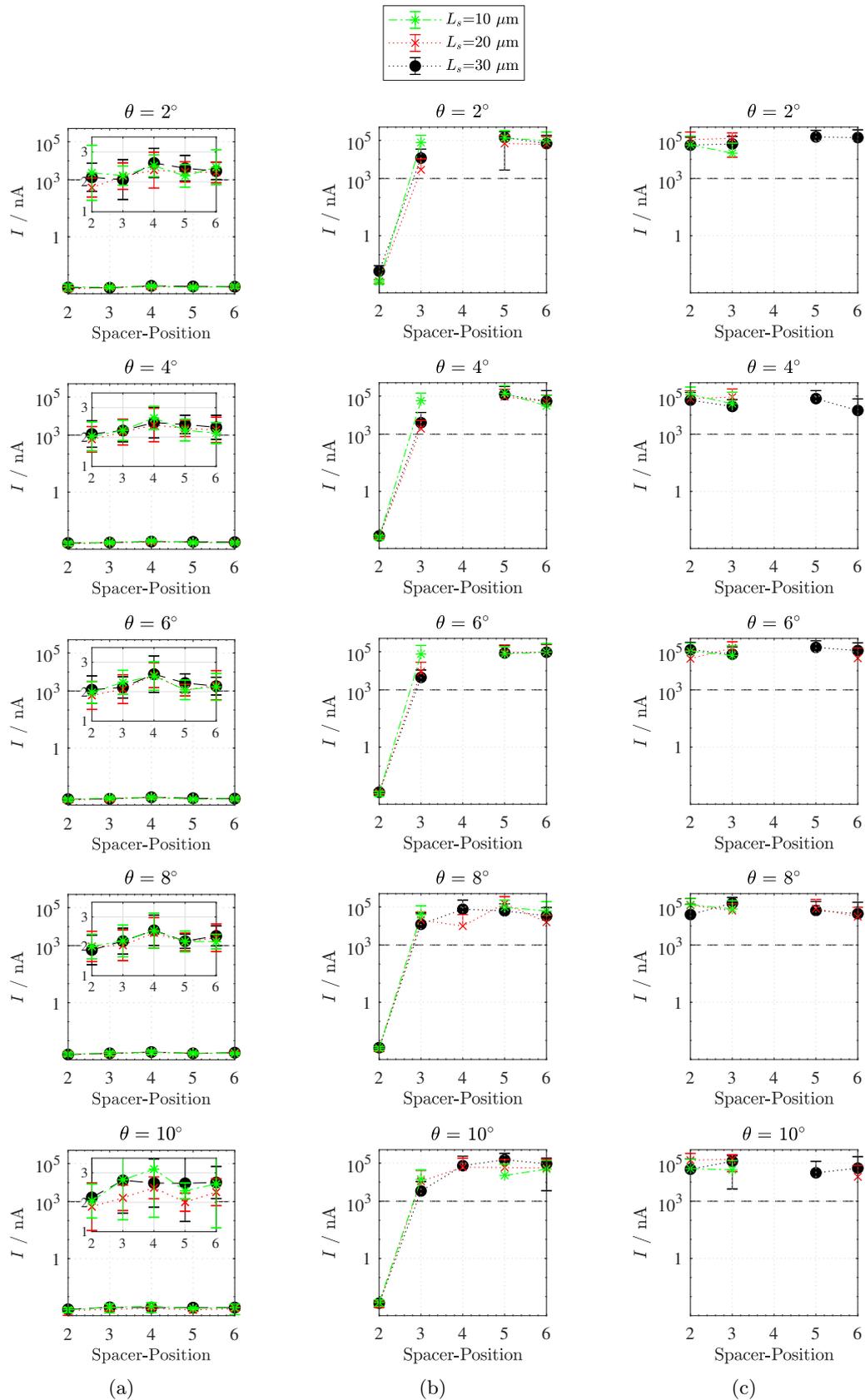


Abbildung D.4: Experiment zur Grabenätzung. (a) ohne Graben / Spacer Rezept mit parallelen Seitenwänden. (b) mit 100 μm Graben / Spacer Rezept mit parallelen Seitenwänden. (c) mit 100 μm Graben / Spacer Rezept mit verjüngenden Seitenwänden.

E Anhang zur Charakterisierung

E.1 MFS2-Durchflusssensor Kalibrierung

Die Kalibrierung des MFS2 thermischen Durchflusssensors erfolge nach dem in Abbildung E.1 gezeigten Versuchsschema. Hierbei wird ein definierter stationärer Fluss Q_{SP} des Fördermediums Novec7100 über eine Spritzpumpe (*New Era NE-1002X* [New20]) erzeugt und der Ausgabewert Q_{MFS2} des MFS2-Sensors gemessen. Anschließend wird eine Kalibrierungskurve erstellt, welche das Umrechnen der Sensorausgabedaten auf die realen Flussraten zulässt. Zur Vermeidung einer Verstopfung des Sensorröhrchens, wurde während der Messungen ein Filter mit $2\ \mu\text{m}$ Porengröße dem Sensor vorgeschaltet. Der Kalibrierung vorangehend, fand eine Reinigung des Sensors nach dem Herstellerprotokoll statt [Elv19]. Des Weiteren wurde sichergestellt, dass die *Elveflow*-Software internen Offset und Skalierung der Sensorwerte auf Null gesetzt waren.

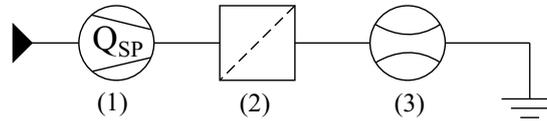


Abbildung E.1: Schaltplan zur Flussensors Kalibrierung. (1) Spritzpumpe mit Flussrate Q_{SP} . (2) Filter. (3) MFS2 thermischer Durchflusssensor, misst Q_{MFS2} .

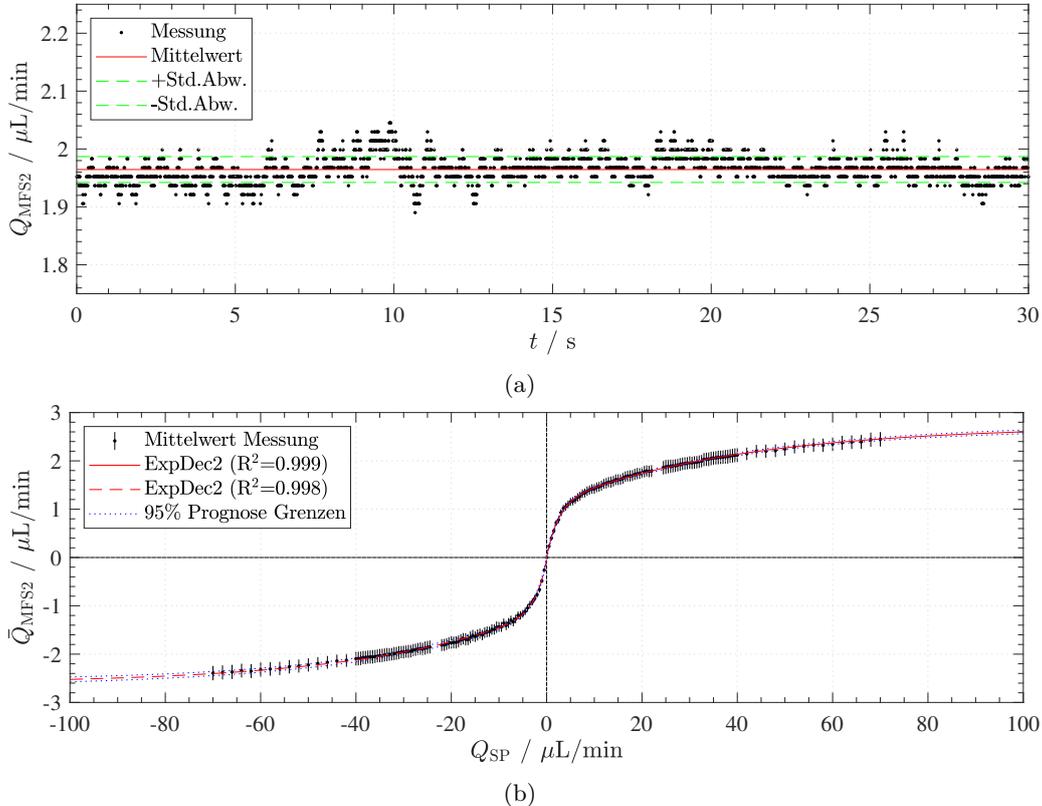


Abbildung E.2: (a) 30s Sensormessreihe für $Q_{SP} = 30\ \mu\text{L}/\text{min}$. (b) Kalibrationskurve des Durchflusssensors MFS2 für Novec7100 als Fördermedium.

Die Kalibrierungskurve wurde für verschiedene Flussraten im Bereich

($-70 \mu\text{L}/\text{min} \leq Q_{\text{SP}} \leq 70 \mu\text{L}/\text{min}$) erstellt, dargestellt in Abb. E.2 (b). Pro Datenpunkt wurde die Flussrate Q_{MFS2} über einen Zeitraum von ca. 30 s aufgezeichnet und ein entsprechendes arithmetisches Mittel \bar{Q}_{MFS2} ² gebildet. Auf diese Weise werden Schwankungen und Oszillation in der Flussrate heraus gemittelt, welche mitunter durch den Schrittmotor der Spritzpumpe verursacht werden. Dies ist exemplarisch für den Eingabewert von $Q_{\text{SP}} = 30 \mu\text{L}/\text{min}$ in Abb. E.2 (a) gezeigt. Aufgrund einer finiten in-stationären Phase des Flusses pro erzeugter Flussrate, begann die Aufzeichnung der Sensordaten ca. 20 s nach Einschalten der Spritzpumpe. Die dargestellten Fehlerbalken setzen sich als Summe aus dem systematischen Fehler des Sensors, sowie der ermittelten Standardabweichung pro Messreihe (Abb. E.2 (a)) zusammen.

$$Q_{\text{MFS2}} = A_1 e^{-\frac{Q_{\text{SP}}}{t_1}} + A_2 e^{-\frac{Q_{\text{SP}}}{t_2}} + Q_{\text{MFS2},0} \quad (\text{E.40})$$

Die in Abb. E.2 aufgetragenen Datenpunkte der Kalibrierungskurve sind über eine exponentielle Modell-Funktion der Form E.40 angepasst (*ExpDec2*). Aus der Literatur ist bekannt, dass für Flusssensoren, basierend auf einem thermischen Kalorimeterprinzip eine exponentielle Kurve zu erwarten ist [Ash98], [Jen17], [Ric98b]. Für positive und negative Werte wurde jeweils eine separate Anpassung durchgeführt. Die Werte der Anpassungsparameter sowie deren Standardfehler sind in Tabelle E.1 zusammengefasst.

Tabelle E.1: Zusammenfassung Anpassungsparameter und Standardfehler der MFS2-Kalibrierungskurve für Novec7100 (E.40)

Fitparameter	Positiver-Zweig	Negativer-Zweig
A_1	-1.086 ± 0.015	1.048 ± 0.020
A_2	-1.639 ± 0.016	1.528 ± 0.016
t_1	2.445 ± 0.068	-2.290 ± 0.088
t_2	39.53 ± 1.299	-35.56 ± 1.455
$Q_{\text{MFS2},0}$	2.732 ± 0.024	-2.616 ± 0.026

Weiterhin sind für die extrapolierten Werte bis $\pm 100 \mu\text{L}/\text{min}$ die Grenzen des Prognoseintervalls [Fah16] des Anpassungsmodells dargestellt. Diese lassen mit $\approx \pm 2\%$ Abweichung für z.B. die Vorhersage von $-100 \mu\text{L}/\text{min}$ auf eine ausreichende Genauigkeit des Verfahrens schließen. Für reale Flussraten außerhalb von $[-100; +100] \mu\text{L}/\text{min}$ werden für zukünftige Skalierungen mehr gemittelte Messdatenpunkte benötigt.

Sämtliche Flussraten des Novec7100, welche in dieser Arbeit mit dem MFS2 Sensor aufgenommen wurden, sind über die Anpassungskurve skaliert. Die eigentliche Skalierung erfolgt dabei über eine 1D-Interpolation der Sensormesswerte auf die reale Werte (in Abb. E.2 (b) x-Achse). Als Interpolationsmethode wurde ein kubisches Verfahren genutzt, welches über die *interp1*-Funktion in Matlab 2019b implementiert wurde [Mat20].

²Arithmetischer Mittelwert mit $\bar{Q}_{\text{MFS2}} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N Q_{\text{MFS2},i}$

E.2 Füllprozedur der Mikropumpe

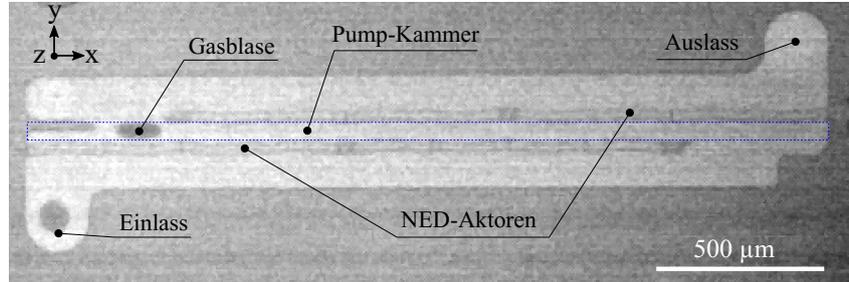


Abbildung E.3: Infrarotaufnahme nach Befüllen der Mikropumpe mit ($N_{act} = 2, N_{kam} = 1$). In Pumpkammer eingeschlossene Gasblase bei schnellem Befüllen mit ca. $50 \mu\text{l}/\text{min}$. Folglich Versagen des Pumpeffekts.

Findet ein zu schnelles Befüllen der Pumpe statt, d.h. mit einer Flussrate von $> 10 \mu\text{l}/\text{min}$, besteht das Risiko, dass Gasblasen in der Kammer verbleiben oder die Elektrodenspalte nicht vollständig gefüllt sind. Dieser Fall ist repräsentativ in Abb. E.3 (b) dargestellt, aufgenommen mittels Infrarotmikroskopie für die Konfiguration der Pumpe mit ($N_{act} = 2, N_{kam} = 1$). Hier wurde die Pumpe mit einer Flussrate von ca. $50 \mu\text{l}/\text{min}$ befüllt, bei dem eine Gasblase nahe des Auslassventils der Kammer zurückblieb. Ein zu schnelles Befüllen führt zu einem rapiden Vorschreiten des Flüssigkeitsmeniskus. Durch das Vorhandensein von Kanälen unterschiedlichen Querschnitts kann es zu einer nicht vollständigen Benetzung enger Zwischenräume kommen, während breitere Kanäle benetzt werden.

Die Etablierung der folgenden Prozedur führte letztendlich zu einem blasenfreien Befüllen und erfolgreicher Messung der Chips.

- (1) Applikation einer Flussrate von ca. $10 \mu\text{l}/\text{min}$.
- (2) Abschalten des Druckcontrollers, d.h. des Flusses, sobald Novec den Pumpeneinlass erreichte hat.
- (3) Einige Sekunden warten um ein Befüllen von kleinen Kanälen via Kapillarkräfte zu ermöglichen. Anhand einer Abschätzung der Fülldauer durch Kapillarkraft (Tab. E.2), lässt sich deutlich machen, dass die Elektrodenspalte und Leckspalte innerhalb von $\approx 1.75 \text{ s}$ durch die Kapillarkraft gefüllt werden können. Die Pumpkammer selbst benötigt jedoch bis zu $\approx 230 \text{ s}$ (bei rein waagerechter Füllung, ohne den Zufluss durch die anderen Spalte).
- (4) Erneute Applikation einer von ca. $10 \mu\text{l}/\text{min}$ bis Novec durch Pumpenauslass austritt.
 \Rightarrow Erzeugung der $10 \mu\text{l}/\text{min}$ werden diesmal durch erhöhten Eingangsdruck erzeugt aufgrund zusätzlichen hydraulischen Widerstandes der Pumpe selbst.
- (5) Leichte Erhöhung der Flussrate, durch erhöhen des Drucks am Controller, bis Flüssigkeit Abfallreservoir erreicht und Aufbau vollständig gefüllt ist.
 \Rightarrow Anschließend, Trennung der Verbindung zum Druckcontroller.

Die Füllgeschwindigkeit einer mit Flüssigkeit gefüllten waagerechten Kapillare lässt sich nach

[Sch15] mit Gl. (E.41) abschätzen.

$$u_k = \frac{1}{2\mu L_k} \frac{A_k^2}{U_k^2} \left(-\Delta p_p + \frac{A_k}{U_k} \Gamma \cos \theta_w \right) \quad (\text{E.41})$$

Darin sind Δp_p der externe Druck über die Kapillare, L_k , A_k und U_k , entsprechend die Länge, der Querschnitt und der Umfang der Kapillare sowie Γ die Oberflächenspannung und θ_w der Kontaktwinkel des Mediums. In Verbindung mit L_k kann die Füllzeit t_k abgeschätzt werden. Das Einsetzen von Gl. (E.41) in Gl. (E.42) liefert demnach für eine Kapillare/-Mikrokanal mit rechteckigem Querschnitt, mit $A_k = w_K \cdot h$ und $U_k = 2w_K + 2h$ die Fülldauer:

$$t_k = \frac{L_k}{u_k} = \frac{(w_K + h)}{w_K^2 h^2} \frac{8\mu L_k^2}{\left(-\Delta p_p + \frac{A_k}{U_k} \Gamma \cos \theta_w \right)}. \quad (\text{E.42})$$

Für den externen Druck Δp_p , wird hier ein hydrostatischer Druck $\Delta p_p = \rho g h$ angenommen, welcher durch eine Flüssigkeitssäule mit $h = 3$ mm Höhe erzeugt wird. Diese stammt aus der Geometrie des Chipgehäuses, da bei abgeschaltetem Druckcontroller die Flüssigkeitssäule diesen Höhenunterschied zwischen Einlass des Chipgehäuses und Einlass des Chips ausweist. ρ, g sind dabei die Dichte der Flüssigkeit und die Fallbeschleunigung, entsprechend. Außerdem ist zu beachten, dass sich die Flüssigkeit waagrecht zur Tischoberfläche im Chip bewegt und damit die Steighöhe durch Kapillarität vernachlässigt werden kann.

Mit der Oberflächenspannung aus Tabelle A.4 und den Geometrieparametern des Aktors 5.3.2, sind in Tabelle E.2 die abgeschätzten Fülldauern der markanten Kanäle innerhalb der Mikropumpe zusammengefasst.

Tabelle E.2: Abschätzung Fülldauern der Kanäle in der Mikropumpe durch Kapillardruck.

Parameter	L_k [μm]	U_k [μm]	A_k [μm^2]	t_k [s]
Einlass-/Auslass	400	550	2.41	$\approx 4 \cdot 10^{-4}$
Elektrodenpalt	75	445	550	≈ 1.75
Leckagespalte	12	1762	880	≈ 0.8
Kammer	3500	250	3750	≈ 583

E.3 Nachweis zur Füllung der NED-Elektrodenpalte

Der Nachweis von vollständigen, gefüllten Elektrodenpalten des NED-Aktors wurde per optischer Methode durchgeführt. Aufgrund der vergleichsweise hohen Flüchtigkeit von Novec7100 (bei 20°C z.B. $\approx 12 \times$ Wasser, $\approx 8500 \times$ Öl) wurde eine Flüssigkeit von geringerer Flüchtigkeit gewählt, welche jedoch ebenfalls eine geringe Oberflächenspannung für eine ausreichende Benetzbarkeit der Spalte besitzt. Zum Nachweis diente handelsübliches *Ultra Grade 19* (UG19) Vakuumpumpen-Öl. Die Flüchtigkeit ist definiert als Verhältnis des Dampfdrucks p_d der Flüssigkeit bezogen auf den Dampfdruck von Diethylether [Kuc14]. Eine Übersicht ist in Tab. E.3 aufgeführt.

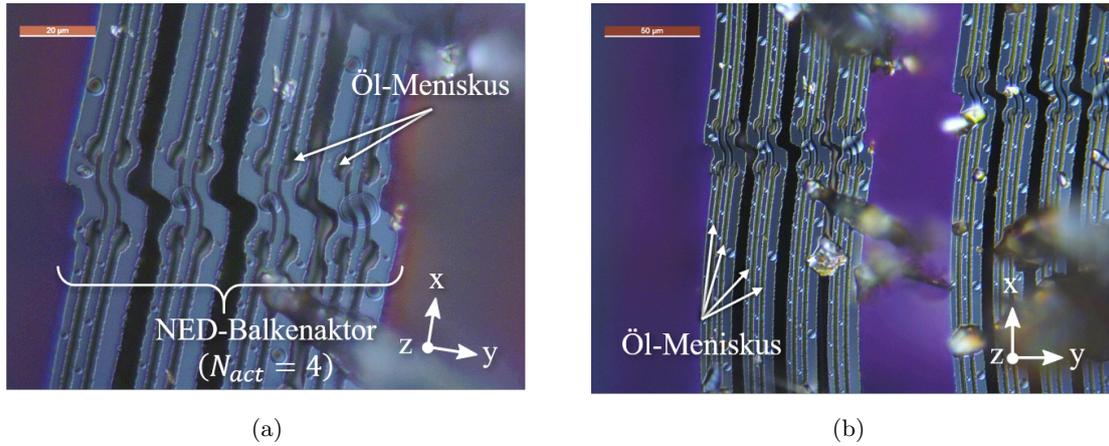


Abbildung E.4: Mikroskopische Aufnahmen im Interferenz-Kontrast Modus von geöffneten Pumpenchips nach Füllung mit UG19-Öl. (a) Draufsicht auf einen NED-Balkenaktor ($N_{act} = 4$), (b) Detailaufnahme. Öl-Menisken sind sichtbar.

Tabelle E.3: Vergleich der Flüchtigkeiten und Oberflächenspannungen bei 20°C.

Flüssigkeit	p_d in kPa	Flüchtigkeit	Γ in mN/m	Referenz
Diethylether	510	1	-	[Kuc14]
Novec7100	28.6	0.056	13.6	[3M 20]
UG19-Öl	$6.6 \cdot 10^{-6}$	$1.3 \cdot 10^{-8}$	30-40	[Pel21]
Wasser	2.33	$4.6 \cdot 10^{-3}$	72.75	[Kuc14]

Im Anschluss an das Befüllen mit der oben beschriebenen Methode (Abs. E.2), wurde der Chip vorsichtig geöffnet und unter dem Mikroskop die mit Öl gefüllten Elektrodenrillen identifiziert. Zwei repräsentative Aufnahmen sind in Abb. E.4 (a), (b) gezeigt, auf denen deutliche Öl-Menisken in den Elektrodenrillen der gesamten Aktoren zu erkennen sind. Die Aufnahmen wurden mit Interferenz-Kontrast Methode aufgenommen zur besseren Identifizierung der Oberflächenmorphologie der Menisken. Aus den Erkenntnissen kann, zusammen mit der um den Faktor 2.6 geringeren Oberflächenspannung des Novec7100 im Vergleich zu UG19-Öl, geschlossen werden, dass Analog ein vollständiges Befüllen der Elektrodenrillen während des Füllvorgangs erfolgt.

E.4 Erweiterte Messdaten

Zur Bestimmung des Modellparameters δ der Spannungssteuerfunktion (Gl. 5.31) ist in Abb. E.5 (a) Vergleich der mit Funktionsgenerator (Tektronix AFG3102, Kap. 7.3) generierten Antriebsspannung $U(t)$ sowie $dU(t)/dt$ bei einer Frequenz von $f = 3$ kHz gezeigt. Für ein Wert $\delta = 0.07$ ist die Abweichung von Messung und Modellfunktion minimal. Dieser Wert wurde in der Kennlinien-Simulation der hergestellten Pumpstrukturen verwendet (Abb. 7.4.2).

Abbildung E.5 (b) zeigt die Stichprobenmessung von 5 verschiedenen Mikropumpen der Konfiguration ($N_{act} = 4, N_{kam} = 1$) und die sich daraus über den Mittelwert pro Frequenz bestimmte Flussrate. Die Fehlerbalken ergeben sich aus den systematischen Messfehlern des Flussensors

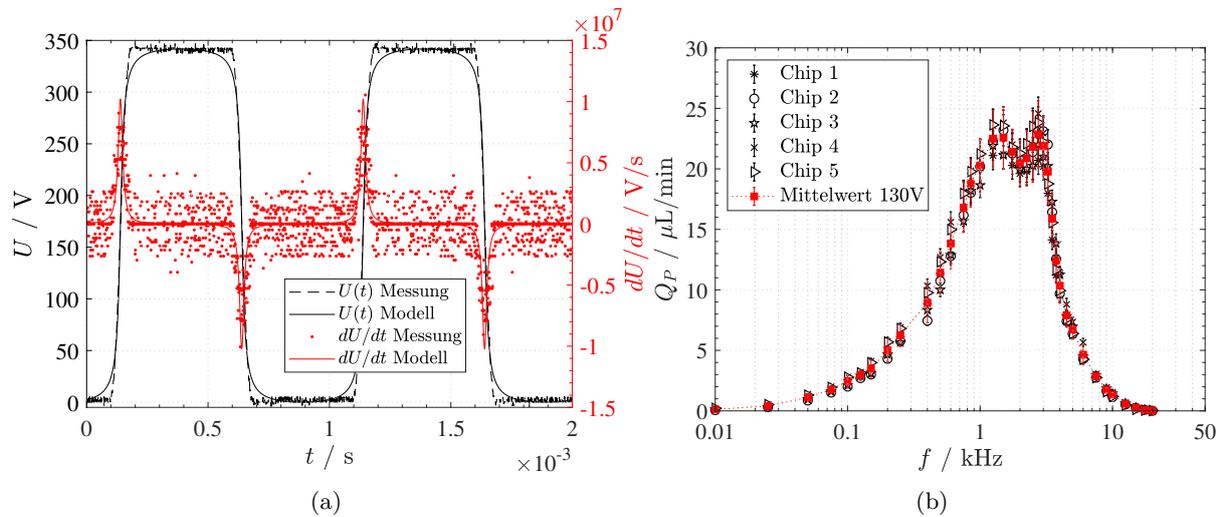


Abbildung E.5: (a) Vergleich Steuerspannung Messung und Modellfunktion mit $f = 3$ kHz zur Ableitung der Parameter mit $U_{\max} = 341.72$ V in Luft. (b) Varianz der Flussrate über fünf gemessene Chips der Konfiguration ($N_{\text{act}} = 4; N_{\text{kam}} = 1$)

(Kap. 7.3) sowie der Standardabweichung der Stichprobenmessung.

Messaufbau für die Bauelemente der Erweiterten-Technologie

Der Messaufbau zur Charakterisierung der Bauelemente hergestellt mit der Erweiterten-Technologie (Kap. D.2) ist in Abb. E.6 gezeigt und besteht aus einer am Fraunhofer IPMS entwickelten Schaltmatrix (2), welche die individuelle Adressierung der einzelnen Kontaktpads erlaubte sowie einer eigens entwickelten PCB-Platine zur Befestigung und Kontaktierung des Chipgehäuses. Der elektrische Kontakt wird über spezielle feder-gelagerte Kontaktpins (Pogo-Pins) hergestellt, welche zwischen der Platine und Chip im Bodenteil des Chipgehäuses sitzen.

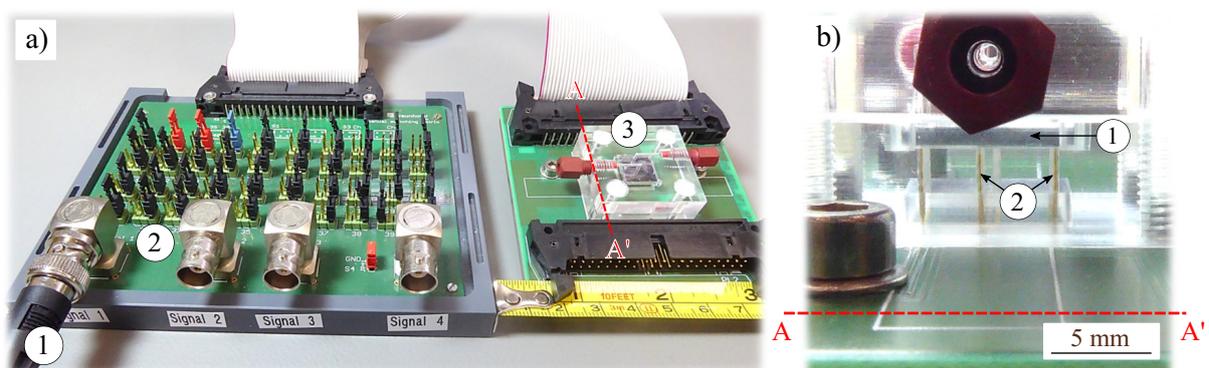


Abbildung E.6: Messaufbaus für die fluidische Bauteilcharakterisierung mittels Pin-Kontaktierung. a) Anschluss elektrisches Signal via BNC-Anschluss vom Verstärker (Abb. 7.3.2)(8), (2) Fraunhofer Schaltmatrix IDE-Flachbandkabelanschluss (40-polig), (3) designtes PCB-Board mit befestigtem Chipgehäuse. b) Querschnittsansicht in das Chipgehäuse, (1) Mikropumpenchip, hergestellt mittels Erweiterter-Technologie, bedeckt von PDMS-Matte (nicht sichtbar), (2) Kontaktpins in Bodenteil mit Chipfassung.

E.5 Kennlinien der Komponenten gefertigter Strukturen

Abbildung E.7 zeigt die Kennlinien des gefertigten NED-Aktors (Abb. 7.2.3) sowie der Ventile (Tab. 7.2.1). Die Kennlinien wurden analog zum Vorgehen aus Kap. 5.4 bestimmt.

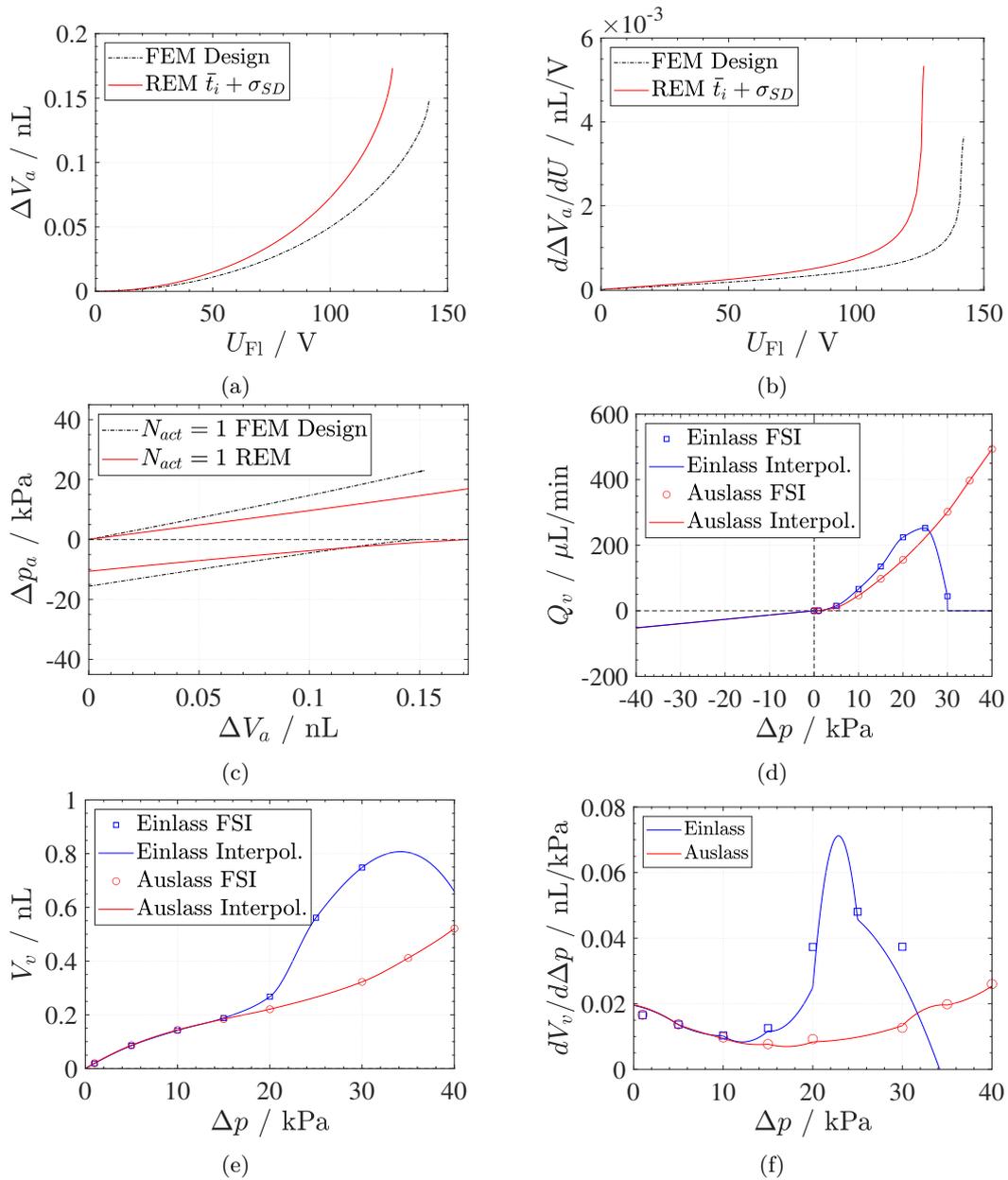


Abbildung E.7: Kennlinien des NED-Aktors und der Ventile mit $(\bar{t}_i + \sigma_{SD})$. (a) Hubvolumen abhängig von Steuerspannung in Novec7100. (b) Änderung der Hubvolumenkennlinie. (c) Druckdifferenz-Hubvolumen Kennlinie. (d) Durchflusscharakteristik der Ventile. (e) Ventilverdrängung. (f) elastische Volumendeformation der Ventile.