

Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 6570

Entwicklung eines Formgedächtnis-Mikrogreifers

E. Just
Institut für Mikrostrukturtechnik

Von der Fakultät für Maschinenbau der Universität Karlsruhe (T.H.)
genehmigte Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe
2001

Entwicklung eines Formgedächtnis-Mikrogreifers

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

von der Fakultät für Maschinenbau der
Universität Karlsruhe

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl. Ing. Elmar Just

Tag der mündlichen Prüfung:

16.11.2000

Hauptreferent:

Prof. Dr. V. Saile
Universität Karlsruhe

Korreferent:

Prof. Dr. –Ing. J. Schmidt
Universität Karlsruhe

Kurzfassung

Durch die immer komplizierter werdenden Mikrosysteme besteht in der Mikrosystemtechnik ein wachsender Bedarf an geeigneten Werkzeugen zur Herstellung und Montage der einzelnen Mikrobauteile. Besondere Bedeutung fällt dabei der Reinraum- und Vakuumtauglichkeit sowie der Zuverlässigkeit der Mikrogreifer und einer Positionierbarkeit bei der Montage zu.

Als Antrieb in Mikroaktoren kommen vielerlei Energiewandlungsprinzipien zum Einsatz. Eines davon ist der Formgedächtniseffekt (FG-Effekt). Dieser bei einigen metallischen Legierungen auftretende Effekt ist für die Mikrosystemtechnik besonders interessant, da er das höchste spezifische Arbeitsvermögen aller Antriebsprinzipien aufweist. Trotz dieses großen Vorteils steht die Nutzung des FG-Effektes in der Mikrosystemtechnik erst am Anfang.

Die vorliegende Arbeit beschreibt die Entwicklung des weltweit ersten monolithischen Formgedächtnis-Mikrogreifers mit integrierter Lageregelung. Aufbauend auf einer Übersicht über die Einsatzgebiete von Mikrogreifern wird ein Anforderungsprofil herausgearbeitet. Darauf aufbauend werden ein entsprechendes mechanisches Funktionsprinzip entworfen und eine analytische Grundauslegung der mechanischen Funktionselemente vorgenommen.

Der beschriebene Greifer besteht aus zwei antagonistisch arbeitenden Aktoren. Zum Öffnen des Greifers werden aktive Festkörpergelenke und zum Schließen ein Linearaktor vorgesehen. Beide Aktoren sind Bestandteil einer monolithisch aufgebauten Gesamtstruktur. Die gesamte Greiferstruktur wird computerunterstützt optimiert. Um bei Formgedächtnisaktoren große Stellwege und Kräfte zu erreichen, ist eine homogene Spannungsverteilung mit einem definierten Spannungswert in den Aktoren wichtig. Aufbauend auf einer CAO-Routine (Computer Aided Optimization) wurde eine Optimierungsroutine für das FEM-Programm (Finite Element Method) ANSYS entwickelt. Diese modifiziert die Geometrie des Greifers iterativ mit dem Ziel einer mechanischen Optimalstruktur.

Der $2.1 \times 5.8 \text{ mm}^2$ große Greifer wird mittels Laserschneiden aus NiTi-Blechen gefertigt. Dieser wird in vorgespanntem Zustand auf ein keramisches Substrat aufgeklebt. Dadurch wird eine Deformation in den Biegestrukturen erzeugt, welche über direkte elektrische Beheizung gesteuert werden kann. Damit kann der Formgedächtniseffekt in den zwei antagonistisch arbeitenden Aktoren des Greifers selektiv aktiviert und damit die Greiferöffnung gesteuert werden. Zum Einsatz kommen kaltgewalzte Bleche von $100 \mu\text{m}$ und $230 \mu\text{m}$ Dicke. Der $100 \mu\text{m}$ dicke Greifer erreicht bei einer Heizleistung von 23 mW innerhalb von 32 ms eine Greifkraft von 15 mN . Bei einer Materialdicke von $230 \mu\text{m}$ wird eine Greifkraft von 35 mN bei einer Heizleistung von 60 mW innerhalb von 50 ms erreicht. Beide Strukturen weisen eine Greifbewegung von $330 \mu\text{m}$ auf.

Für Positionierfunktionen wird der Greifer zu einem Greifsystem mit einer rückgekoppelten Lageregelung erweitert. Hierzu wird zwischen die beiden Aktoren ein optischer Spalt eingesetzt welcher sich zwischen einer Sende- und Empfangsdiode bewegt. Über die Verschiebung des optischen Spaltes kann dann die Greiföffnung detektiert werden. Rückgekoppelt über dieses Signal stellt ein PI-Regler (Proportionalitäts- und Integrations-Regler) über die Heizleistung die gewünschte Greiföffnung ein. Mit dieser integrierten Lageregelung erreicht der Greifer eine vorgegebene Greiföffnung innerhalb von 140 ms mit einer Genauigkeit von $3 \mu\text{m}$.

Development of a shape-memory-microgripper

Abstract

The rising complexity of microsystems induces a growing demand for assembly systems of single components. Special attention arises in the field of cleanroom and vacuum suitability as well as the reliability of the gripper in assembly systems.

For microactuation, various principles can be used. One of these principles is the shape-memory-effect. This effect, which occurs in some metallic alloys, is particularly interesting for microsystems technology, because it delivers the highest work output compared to other principles. Despite this advantage the use of shape-memory-alloys in microsystems technology is just beginning.

The present work describes the development of the first monolithic shape-memory-microgripper with integrated position control. Based on an overview of the application fields for microgrippers, a catalog of requirements is presented. Corresponding to this information a principle of mechanical function and an analytical design of the mechanical elements is projected.

The described gripper consists of two actuation units which form an antagonistic pair. For the opening movement a bending actuator and for the closing movement a folded beam structure are used. Both actuators are components of one monolithic structure. Stress and strain profiles have been calculated by finite element simulations (FEM). In order to avoid local stress concentrations in the actuation units upon loading and to optimize the work output of the shape-memory-effect, the lateral widths of the actuation units must be optimized. Based on a CAO-routine (Computer Aided Optimization) a tool for stress optimization for the FEM software ANSYS had been developed. This tool modifies the lateral widths of the structure in iterative steps with the purpose of a mechanical optimum.

The gripper of $2.1 \times 5.8 \text{ mm}^2$ lateral size is microfabricated from NiTi sheets by laser cutting. It is mounted on a substrate in a prestrained condition. Thus, a deformation is created in the beam structures, which can be controlled by electrical heating. By selective heating of the folded beam structure above the phase transition temperature, they recover their undeflected memory shape, which leads to the closing motion of the gripper. Grippers of different thickness were fabricated. The grippers of $100 \mu\text{m}$ thickness reach a gripping force of 15 mN within 32 ms at an electrical heating power of 23 mW. The $230 \mu\text{m}$ grippers close in 50 ms with a force of 35 mN heated by 60 mW. Both structures show a gripping-movement of $330 \mu\text{m}$.

For position control, the gripper is extended to a gripping-system with a feed-back control. For this purpose an optical position sensor is integrated in the gripper. This sensor consists of an optical slit between the two actuation units which is sandwiched between a UV sending- and a detection-diode, arranged in a transmission configuration. This allows a detection of the movement of the optical slit and thus of the gripping displacement. A signal for position control is performed by a software programmed PI-controller. This setup allows a gripping movement within 140 ms with a precision of $3 \mu\text{m}$.

Inhalt

1	EINLEITUNG.....	1
2	GREIFERTECHNOLOGIE.....	3
2.1	EINSATZGEBIETE UND ANFORDERUNGEN FÜR MIKROGREIFER	3
2.2	GREIFPRINZIPIEN – STAND DER TECHNIK	5
2.2.1	Sauggreifer	5
2.2.2	Adhäsionsgreifer	5
2.2.3	Magnetische Greifer.....	6
2.2.4	Elektrostatische Greifer	6
2.2.5	Abformgreifer	6
2.2.6	Mechanische Greifer.....	6
2.3	AUSWAHL DES GEEIGNETEN GREIFERTYPS	8
2.3.1	Greiferprinzip.....	9
2.3.2	Antriebsprinzip	9
3	GRUNDLAGEN VON FORMGEDÄCHTNISLEGIERUNGEN	10
3.1	FORMGEDÄCHTNISEFFEKTE	10
3.1.1	Der Einwegeffekt	12
3.1.2	Der Zweiwegeffekt	13
3.1.3	Pseudoelastizität.....	14
3.1.4	Spannungsabhängigkeit des Formgedächtniseffektes	15
3.2	MATERIALIEN UND DEREN EIGENSCHAFTEN.....	16
3.3	MATERIALHERSTELLUNG	18
3.3.1	Verwendete Materialien.....	19
3.3.2	Konditionierung des Materials.....	19
3.3.3	Verfahren zur Strukturierung von Formgedächtnislegierungen	19
3.3.4	Designentwicklung und Spannungsoptimierung.....	21
3.4	MATERIALUNTERSUCHUNGSMETHODEN.....	27
3.4.1	Elektrische und mechanische Eigenschaften	27
3.4.2	Thermische Eigenschaften	28
3.4.3	Programmierung mit LabVIEW.....	33
4	FGL-MIKROGREIFER.....	36
4.1	MATERIALEIGENSCHAFTEN	36
4.1.1	Teststrukturen	36
4.1.2	Charakterisierung der Teststrukturen	37
4.2	DESIGNENTWICKLUNG.....	40
4.2.1	Mechanische Auslegung	40
4.2.2	Analytische Auslegung des Greifers.....	42
4.2.3	Simulation und Spannungsoptimierung mit der FE-Methode	47
4.3	HERSTELLUNG	55
4.4	FUNKTION UND EIGENSCHAFTEN.....	57
4.4.1	Mechanische und elektrische Eigenschaften.....	57
4.4.2	Dynamische Untersuchung	61
4.4.3	Thermische Eigenschaften	62
4.4.4	Zusammenfassende Betrachtung.....	66
5	POSITIONIERUNG.....	67
5.1	FUNKTIONSPRINZIPIEN.....	67
5.1.1	Kapazitive Wegmessung.....	67

5.1.2	Induktive Wegmessung.....	68
5.1.3	Lichtoptische Wegmessung	69
5.1.4	Positionierung mit digitaler Bildverarbeitung.....	70
5.2	ERGEBNISSE DER OPTISCHEN POSITIONIERUNG.....	72
5.2.1	Lichtoptische Wegmessstrecke	72
5.2.2	Regelung	73
5.2.3	Regelung mit PI-Glied	76
6	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	78
7	LITERATURVERZEICHNIS	81

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
at%	Atomprozent
B2	Kristalltyp des austenitischen Gefüges
B19'	Kristalltyp des martensitischen Gefüges
R	Kristalltyp des rhomboedrigen Gefüges
CAO	<u>C</u> omputer <u>a</u> id <u>o</u> ptimization
DIPLOM	<u>D</u> igital <u>I</u> mage <u>P</u> rocessing <u>L</u> ibrary for <u>M</u> icrostructures
DSC	<u>D</u> ynamic <u>S</u> canning <u>C</u> alorimetrie = dynamische differenz Kalorimetrie
FE-	<u>F</u> inite <u>E</u> lement-
FEM	<u>F</u> inite <u>E</u> lement <u>M</u> ethod = Methode der finiten Elemente = FE-Methode
FG-	<u>F</u> ormgedächtnis-
FGL	<u>F</u> ormgedächtnislegierung
FZK	<u>F</u> orschungszentrum <u>K</u> arlsruhe
IMF	<u>I</u> nstitut für <u>M</u> aterial <u>f</u> orschung
IMT	<u>I</u> nstitut für <u>M</u> ikrostruktur <u>t</u> echnik
I-Regler	<u>I</u> ntegrationsregler
krz	<u>K</u> ubisch <u>r</u> aum <u>z</u> entrierte Kristallstruktur
LIGA	Prozesstechnik bestehend aus <u>L</u> ithographie, <u>G</u> alvanik und <u>A</u> bformung
NiTi	<u>N</u> ickel <u>T</u> itan
P-Regler	<u>P</u> roportional-Regler
PI-Regler	<u>P</u> roportional- <u>I</u> ntegral-Regler
PMMA	<u>P</u> oly <u>m</u> ethyl <u>m</u> eth <u>a</u> crylat
PT-100	Temperatursensor aus Platin
REM	<u>R</u> aster <u>E</u> lektron <u>M</u> ikroskop
SIM	<u>S</u> tress <u>I</u> nduced <u>M</u> artensite = Spannungsinduzierter Martensit
SMA	<u>S</u> hape <u>M</u> emory <u>A</u> lloys (englische Bezeichnung für FGL)
UV-Licht	<u>U</u> ltra <u>V</u> iolettes Licht
VI	<u>V</u> irtuelles <u>I</u> nstrument, Funktionselement der Programmiersprache LabVIEW
wt%	Gewichtsprozent

Symbole und Einheiten

Symbol	Einheit	Beschreibung
ε	[1]	Dehnung
ε_{1W}	[1]	Dehnung durch Einwegeffekt
ε_{2W}	[1]	Dehnung durch Zweiwegeffekt
ε_e	[1]	Elastischer Anteil der Dehnung
ε_{FGL}	[1]	Gesamtdehnung bei Formgedächtnislegierungen
ε_{kond-0}	[1]	Absolute Dielektrizitätskonstante
ε_{kond-r}	[1]	Relative Dielektrizitätskonstante
ε_{konv}	[1]	Gesamtdehnung bei konventionellen Werkstoffen
ε_p	[1]	Plastischer Anteil der Dehnung
ε_{PE}	[1]	Pseudoelastischer Anteil der Dehnung
ε_s	[1]	Wärmeabstrahlkoeffizient bzw. Abstrahlgüte [0..1]
ε_T	[1]	Thermischer Anteil der Dehnung
Δf_{a-m}	[J/m ³]	Differenz der spezifischen freien Energien zwischen Austenit und Martensit
γ	[1]	Scherung
$\Delta\gamma_{a-m}$	[1]	Betrag der Scherung der Umwandlung von Austenit zum Martensit
σ	[N/mm ²]	Spannung
σ_s	[W/m ²]	Strahlungskoeffizient $5.56 \cdot 10^{-8}$ W/m ²
$\tau_{i,a-m}$	[N/mm ²]	innere Schubspannungen
$\tau_{i,a-m,M}$	[N/mm ²]	Kritischer Wert der inneren Schubspannung
A	[mm ²]	Fläche
A_f	[°C]	Endtemperatur der Austenit-Umwandlung
A_s	[°C]	Starttemperatur der Austenit-Umwandlung
b	[μm]	Breite
C	[1]	Konstante
C_{kond}	[F]	Kapazität
ΔC_{kond}	[F]	Kapazitätsänderung
c_p	[J/(g*K)]	Wärmekapazität
d	[mm]	Durchmesser
E	[N/mm ²]	E-Modul
E_s	[J]	Emission durch Wärmestrahlung
F	[N]	Kraft
f	[μm]	Mechanische Auslenkung

G	[J]	Freie Enthalpie
G*	[J]	Erweiterte freie Enthalpie
ΔG^*	[J]	Differenz der erweiterten freien Enthalpie
H	[J]	Enthalpie
h	[μm]	Höhe
H*	[J]	Erweiterte Enthalpie
I_y	[mm^4]	Flächenträgheitsmoment bezüglich Biegung um die Y-Achse
L	[H]	Induktivität
l	[μm]	Länge
M_b	[Nm]	Biegemoment
M_f	[$^{\circ}\text{C}$]	Endtemperatur der Martensit-Umwandlung
M_s	[$^{\circ}\text{C}$]	Starttemperatur der Martensit-Umwandlung
$N_{\text{Faltungen}}$	[1]	Anzahl an Faltungen
P	[Mpa]	Druck
P	[1]	Proportionalitätskonstante
R	[mm]	Radius
S	[J/K]	Entropie
Δs_{a-m}	[$\text{J}/\text{m}^3\text{K}$]	Differenz der spezifischen Umwandlungsentropien zwischen Austenit und Martensit
s_1	[μm]	Mechanische Auslenkung des Verbindungssteiges
s_2	[μm]	Öffnungsweite der Greiferklauen
T	[K]	Temperatur
T_0	[$^{\circ}\text{C}$]	Transformationstemperatur zwischen austenitischer und martensitischer Phase
ΔT_M	[$^{\circ}\text{C}$]	Temperaturbetrag der zur Umwandlung notwendigen Unterkühlung
u	[1]	Eingangsgröße der Steuerung
U	[J]	Innere Energie
Δu_{a-m}	[J/m^3]	Differenz der spezifischen inneren Energien zwischen Austenit und Martensit
V	[m^3]	Volumen
ΔV	[m^3]	Volumenänderung
w	[μm]	Breite
W	[J]	Mechanische Arbeit

Publikationsliste

Die folgenden Veröffentlichungen sind im Rahmen dieser Arbeit entstanden:

- M. Kohl, E. Just, A. Strojek, K.D. Skrobanek, W. Pfleging, S. Miyazaki: Shape Memory Microvalves for High Pressure Applications. Actuator '98, Bremen, Germany, June 17-19, 1998, Conf. Proc. S. 473-477
- E. Just, M. Kohl, W. Pfleging and S. Miyazaki: SMA microgripper with integrated antagonism, Proc. Transducers 99, Sendai, Japan, June 7 - 10, 1999, pp. 1768-1771.
- E. Just, M. Kohl, W. Pfleging and S. Miyazaki: SMA Microgripper with Integrated Antagonism. Sensors and Actuators A, 83 (2000), S. 208 - 213
- E. Just, M. Kohl, W. Pfleging and S. Miyazaki: SMA microgripper, Proc. SMST 99, Antwerp Zoo, Belgium, Sept. 5 - 9, 1999.
- U. Gengenbach, A. Hofmann, B. Köhler, E. Just, M. Kohl, F. Eberle, F. Engelhardt, R. Scharnowell: Komponenten zum Aufbau modularer Mikrofertigungssysteme. Status Colloquium des Programms Mikrosystemtechnik, Karlsruhe, 30.-31. März 2000, Wissenschaftlicher Bericht FZKA 6423, S. 203 - 204
- E. Just, M. Kohl, and S. Miyazaki: Position Control of a SMA Microgripper. ESOMAT 2000, Como, Italy, Sept. 4 - 8, 2000.

Abbildungen

Abbildung 1: Beispiel eines Sauggreifers mit Kraftsensorik am Saugkopf [4].	5
Abbildung 2: Der Einwegeffekt: Spannung und Verformung sowie Kristallgitter in Abhängigkeit von der Temperatur.	13
Abbildung 3: Spannungs-Dehnungs-Diagramm für einen mit konstanter Last beaufschlagten Formgedächtnisaktor.	13
Abbildung 4: Der Zweiwegeffekt. Das Material „erinnert“ sich sowohl an eine Hoch- als auch an eine Tieftemperaturgestalt.	14
Abbildung 5: Schematische Darstellung der Pseudoelastizität.	15
Abbildung 6: Kristallstrukturen und Gitterkonstanten der Hochtemperatur-, Zwischen- und Tieftemperaturphase für NiTi.	17
Abbildung 7: Aufbau der Laseranlage zur Mikrostrukturierung.	20
Abbildung 8: Funkenerodierendes Strukturieren am Beispiel des Drahterodierens.	21
Abbildung 9: Belastungsfall einer einseitig fest eingespannten Biegebalkenstruktur mit Punktlast am Ende.	21
Abbildung 10: Optimierte Biegebalkenstruktur mit homogener Spannungsverteilung.	22
Abbildung 11: Netz aus finiten Elementen zur numerischen Lösung linearer Gleichungssysteme und anschließender Spannungsoptimierung am Beispiel einer Biegefeder.	23
Abbildung 12: Modell des Belastungsfalles mit Schwellenschicht (a), berechnete Spannungsverteilung (b) und die Vektoren des Schwellvorgangs (c).	24
Abbildung 13: CAO-Verfahren der Spannungsminimierung mit deutlichen Zeichen des Überwachens der Struktur.	25
Abbildung 14: Ablaufschema des modifizierten CAO-Verfahrens, Wachstum wird durch spannungsgesteuerte Wärmeausdehnung simuliert.	26
Abbildung 15: CAO-Verfahren der Spannungshomogenisierung.	26
Abbildung 16: Schematischer Aufbau zur Messung der mechanischen und elektrischen Kenngrößen.	27
Abbildung 17: Schematischer Aufbau der Messung des elektrischen Widerstands und die mechanische Auslenkung als Funktion der Temperatur im Kryostaten.	28
Abbildung 18: Charakteristische Kennlinie einer DSC-Kennlinie einer NiTi-Formgedächtnislegierung.	29
Abbildung 19: Messung der Wärmekapazität von NiTi. Der Mittelwert beträgt: $C_p = 0.501 \text{ J/(g}\cdot\text{K)}$.	30
Abbildung 20: Schematische Darstellung der Verfahren zur Analyse der Wärmewellen bei photothermischen Methoden zur Bestimmung der Wärmekapazität [43].	31
Abbildung 21: Wärmebildaufnahme und reale Struktur am Beispiel eines FGL-Ventilaktors [44].	32
Abbildung 22: Das Panel als grafisches User Interface am Beispiel der rückgekoppelten Lageregelung des Greifers.	33
Abbildung 23: Das Diagramm der grafischen Programmierung in Form eines Blockschaltbildes am Beispiel der rückgekoppelten Lageregelung des Greifers.	34
Abbildung 24: Hierarchie der miteinander verknüpften virtuellen Instrumente am Beispiel der rückgekoppelten Lageregelung des Greifers.	34
Abbildung 25: CAD-Zeichnung einer Doppelbiegebalken-Teststruktur.	36
Abbildung 26: REM-Bild einer typischen Schnittkante von FGL-Material mit 50,3 at.% Ni nach der Laserstrukturierung mit einem Nd:YAG Laser, Materialdicke 40 μm .	37
Abbildung 27: DSC-Analyse von FGL-Blech mit 50 at.% Ni der Dicke 100 μm . Die Probeneinwaage beträgt 10 mg.	38
Abbildung 28: Auslenkung und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit von der Temperatur gemessen an einer Biegebalkenteststruktur. Die Umwandlungstemperaturen von martensitischer, rhomboedrischer und austenitischer Umwandlung sind durch Pfeile markiert.	39
Abbildung 29: Wärmeleitfähigkeit von NiTi.	39
Abbildung 30: Schematischer Aufbau von konventionellen Lagern und Festkörpergelenken[46].	41

Abbildung 31: Unterschiedliche mechanische Greifermodelle. A) Parallelogrammgreifer, B) Scherengreifer, C) Wipphebelgreifer.	42
Abbildung 32: Funktionsprinzip der antagonistischen Greiferbewegung und die Ausführung mit Festkörpergelenken.	42
Abbildung 33: Vereinfachtes Modell der aktiven Gelenke mit dem Modell eines Biegebalkens.	43
Abbildung 34: Gestaltung der Festkörpergelenke. A): waagerechte Anordnung. B): Faltung des Biegebalkens für eine kompakte Bauweise. C): Rundung des Biegebalkens zur Vermeidung von Spannungsspitzen und zur Stabilisierung der Klauen.	44
Abbildung 35: Stabilisierung durch Selbstabstützung der Greiferklauen bei gerundeten Gelenkstrukturen. A): Verformung durch die an der Greiferklaue anliegende Greifkraft. B): Verbesserte Abstützung durch gerundete Form der Festkörpergelenke.	44
Abbildung 36: Selbsthemmung der Greifbewegung durch kurze und steife Zugstege.	45
Abbildung 37: Selbstverstärkung der Greifbewegung durch gerundeten Zugstab.	45
Abbildung 38: Schematischer Aufbau des meanderförmigen Linearaktors.	46
Abbildung 39: Design aus der analytischen Vorauslegung.	47
Abbildung 40: Beispiel für den Einfluss der Rundungsradien am Biegeaktor und am Zugsteg bei gleichbleibenden Biegelängen der Bauelemente.	48
Abbildung 41: Beispiel für den Einfluss der Biegelänge des Biegeaktors bei gleichbleibenden Rundungsradien der Bauelemente.	49
Abbildung 42: Beispiel für den Einfluss der Biegelänge des Zugsteges bei gleichbleibenden Rundungsradien der Bauelemente.	50
Abbildung 43: Designentwurf des Greifers entsprechend der analytischen Vorauslegung.	51
Abbildung 44: Modell des Greifers für die Spannungsoptimierung, rote Bereiche sind Schwellenschichten.	52
Abbildung 45: Spannungsoptimierung bei konstanter Zugkraft am Zugsteg. Links: Ausgangsstruktur mit weichen und inhomogen belasteten Bereichen $\sigma_{\max} = 160$ MPa. Mitte: Wachstum an belasteten Stellen der Schwellenschicht. Rechts: Durch 8 Iterationen optimierte Struktur mit Maximalspannung von $\sigma_{\max} = 70$ MPa und homogener Spannungsverteilung.	52
Abbildung 46: Modell des Gesamtgreifers zur Optimierung des Linearaktors. Der Greifer wird mit einer konstanten Auslenkung von $180 \mu\text{m}$ belastet.	53
Abbildung 47: Spannungsoptimierung des Greifers. Links: Ausgangsposition der Spannungsoptimierung. Rechts: Optimierte Struktur.	54
Abbildung 48: Simulierte Greifbewegung am optimierten Greifer. Rote Bereiche sind beheizte Aktorelemente.	55
Abbildung 49: REM-Aufnahme eines Greifer aus $100 \mu\text{m}$ dickem NiTi.	56
Abbildung 50: Sollmaße der Greiferstruktur (Maße in μm).	56
Abbildung 51: Photo eines Greifer vom Typ G-100 auf einem keramischem Grundträger.	57
Abbildung 52: Messung der mechanischen Eigenschaften an den Einzelaktoren.	58
Abbildung 53: Greiferöffnung und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit von der elektrischen Heizleistung am Beispiel des Greifertyps G-230.	59
Abbildung 54: Greiferöffnung in Abhängigkeit vom elektrischen Widerstand am Beispiel des Greifertyps G-230.	60
Abbildung 55: Auslenkung des Verbindungssteges bei einer Zugkraft von 88 mN am Beispiel des Greifertyps G-230.	60
Abbildung 56: Reaktionszeiten des Greifers ermittelt mit der zeitaufgelösten Widerstandsänderung des Greifers am Beispiel des Biegeaktors eines Greifers vom Typ G-100.	62
Abbildung 57: Infrarotaufnahme der Greifbewegung (Greifertyp G-100). Zeitliche Abfolge von links a) Greifer offen bis c) Greifer geschlossen.	63
Abbildung 58: Thermoaufnahme des Greifers im geschlossenen Zustand (Greifertyp G-100, $P_{\text{el}} = 22 \text{ mW}$).	64
Abbildung 59: Thermoaufnahme des Greifers im offenen Zustand (Greifertyp G-100, $P_{\text{el}} = 22 \text{ mW}$).	64
Abbildung 60: Simulation der Temperaturverteilung am Greifertyp G-100 bei einer Heizleistung von $P_{\text{el}} = 22 \text{ mW}$. Links: Der Linearaktor ist beheizt, der Greifer ist geschlossen. Rechts: Der Biegeaktor ist beheizt, Greifer ist geöffnet.	65
Abbildung 61: Schematischer Aufbau der kapazitiven Messung der Greiferöffnung.	68

Abbildung 62: Detektion der Verschiebung über eine Tauchspule.	69
Abbildung 63: Optische Wegmessung über zwei relativ zueinander verschiebbare Schlitzblenden.	70
Abbildung 64: Integration des FGL-Mikrogreifers auf dem Grundträger des modularen Werkzeugsystems im Mikromontagesystem MIMOSE. Links: Schematischer Aufbau des Grundträgers. Rechts: Auf Grundträger montierter FGL-Mikrogreifer.	71
Abbildung 65: Überwachung der Greiferbewegung des FGL-Mikrogreifers mit digitaler Bildverarbeitung des Systems DIPLOM.	71
Abbildung 66: CAD-Design und lasergeschnittene Struktur des positionierbaren Greifers.	72
Abbildung 67: Messgenauigkeit der lichtoptischen Transmissionsstrecke. Aufgetragen ist das Lichtschrankensignal in Abhängigkeit von der Relativverschiebung der zwei Schlitzblenden.	73
Abbildung 68: Regelstrecke der Greiferpositionierung.	73
Abbildung 69: Greiferregelung mit Proportionalitätsglied am Beispiel des Greifertyps G-230. Links: Proportionalitätsfaktor $P = 500$ mit deutlicher Regelabweichung, Rechts: Proportionalitätsfaktor $P = 1500$, System wird instabil.	75
Abbildung 70: Greiferregelung mit Integrationsglied am Beispiel des Greifertyps G-230: Links zu kleiner Skalierungsfaktor mit $I = 0.4$, das System ist träge, Rechts annähernd instabile Regelung durch zu großen Skalierungsfaktor $I = 2$.	76
Abbildung 71: Steuersignal der Regelung beim Wechsel der Greiferöffnung, Greifertyp G-230.	76
Abbildung 72: Regelung mit PI-Glied am Beispiel des Greifertyps G-230. Links: Treppenfunktion mit optimierten Parametern. Rechts: Sequenz verschiedener Sollpositionen. Im Grenzbereich oberhalb von 90 % und unterhalb von 10 % wird die Regelung träge.	77

Tabellen

Tabelle 1: Typische Greifobjekte in der Mikromontage.	3
Tabelle 2: Vor- und Nachteile der zur Auswahl stehenden Antriebsprinzipien.	8
Tabelle 3: Eigenschaften technisch wichtiger Formgedächtnislegierungen, eingeteilt in Legierungsgruppen [20,21].	16
Tabelle 4: Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur.	38
Tabelle 5: Transformationseigenschaften von NiTi.	40
Tabelle 6: E-Module und spezifische Widerstände von NiTi.	40
Tabelle 7: Code zur Berechnung der notwendigen Länge des Biegebalkens.	43
Tabelle 8: Maximale Maßabweichungen und Droplet-Häufigkeit der Strukturen.	57
Tabelle 9: Vergleich der Federkonstanten von Messung und der Simulation am Greifertyp G-100.	61
Tabelle 10: Vergleich der Federkonstanten von Messung und der Simulation am Greifertyp G-230.	61
Tabelle 11: Mechanische Kennwerte der untersuchten Greifer.	66

1 Einleitung

In der heutigen Technik zeigt sich ein Entwicklungstrend zur Miniaturisierung, der noch vor wenigen Jahren als unmöglich angesehen worden wäre. Durch immer kleiner werdende Bauelemente der Mikromechanik und Mikroelektronik können Systeme mit erstaunlichen Integrationsdichten, minimalen Abmessungen und gleichzeitig enormen Leistungsstärken entwickelt werden. Solche Systeme sind inzwischen in vielen Bereichen der Technik unentbehrlich. Selbst in Bereichen, von denen man dies nicht auf den ersten Blick erwartet, wie z.B. Schwermaschinen- und Schiffsbau, ist eine Neuentwicklung ohne Sensortechnik oder Mikroelektronik kaum noch denkbar. Auch im privaten Bereich will oder kann man nicht mehr auf moderne Kommunikations- und Medientechnik verzichten und ein Ende des Entwicklungsbooms ist nicht abzusehen.

Der Grundsteine für die Entwicklung solcher Mikrosysteme wurden von der Siliziumtechnik, der Basis der Mikroelektronik, gelegt. Basierend auf dieser Prozesstechnik wurden die ersten mikromechanischen Sensoren aus monokristallinem Silizium hergestellt. Durch fortschreitende Weiterentwicklung der Siliziumtechnik wurde eine breite Basis an Applikationen z.B. Airbagsensoren oder Druckköpfe für Tintenstrahldrucker entwickelt, die inzwischen in großen Stückzahlen auf dem Markt Absatz finden. In Anlehnung daran wurden Prozesstechniken auch für andere Materialien entwickelt, die damit die Zahl der Aktor- und Sensorprinzipien deutlich erweiterten.

Ein alternatives Mikrostrukturierungsverfahren ist die im Forschungszentrum Karlsruhe entwickelte LIGA-Technik (Lithographie, Galvanik und Abformung) zur Herstellung mikromechanischer Bauteile [1]. Hierbei werden die Mikrostrukturen durch Belichtung mittels Röntgenstrahlung mit Aspektverhältnissen von bis zu 1:100 und lateralen Abmessungen im Mikrometerbereich in Kunststoffschichten übertragen. Wesentlich ist dabei, dass sich die primäre Kunststoffstruktur über Mikrogalvanik in eine komplementäre Metallstruktur umformen lässt, die ihrerseits als Abformwerkzeug zur Massenherstellung mikrostrukturierter Kunststoffteile genutzt wird. Mit dieser Technik können Mikrostrukturen aus Polymeren und Metallen mit Strukturgenauigkeiten im μm -Bereich hergestellt werden. Darüber hinaus wurden weitere chemische und mechanische Strukturierungsverfahren für unterschiedlichste Materialien und unterschiedlichste Anwendungsfälle entwickelt.

Nur die Strukturierung von Material reicht nicht aus um ein funktionierendes Mikrosystem herzustellen. Meist müssen diese einzelnen Komponenten noch mechanisch kombiniert bzw. montiert werden. So müssen z.B. für ein einfaches optisches System, bestehend aus einer Kunststofflinse und einer Lichtleitfaser, beide Komponenten exakt zueinander positioniert und in einem geeigneten Gehäuse fixiert werden. Genau in diesem Bereich der Aufbau und Verbindungstechnik besteht jedoch noch ein großer Entwicklungsbedarf. Eines der Kernwerkzeuge sind dabei die Handhabungssysteme wobei die entscheidende Rolle dem Greifwerkzeug zukommt.

Für Handhabungssysteme der Mikromontage bestehen spezielle Anforderungen. Bedingt durch die minimalen Abmessungen und das damit veränderte Verhältnis von Volumen zur Oberfläche steigen Oberflächeneffekte wie z.B. Adhäsion stark an. Daher ist es häufig nicht mehr möglich, ein gegriffenes Objekt wieder loszulassen. Durch die kleinen Flächen entsteht beim Greifen eine sehr starke Flächenpressung, die nur über kontrollierbare Greifkräfte beherrscht werden kann. Eine weitere wichtige Anforderung ist die Partikelfreiheit. Bei der Herstellung von Mikrosystemen muss auf besondere Sauberkeit geachtet werden. Schon geringste Verunreinigungen durch Staub oder mechanischen Abrieb können ein Mikrosystem unbrauchbar machen. Daher werden solche Systeme häufig in Reinräumen oder in Vakuumumgebung prozessiert. Mikrohandhabungssysteme müssen daher vakuum- und reinraumtauglich

sein. Da derzeit ein großer Bedarf an Mikrogreifern für die Montage mikrooptischer und mikro-mechanischer Bauteile besteht, wird in dieser Arbeit besonderer Wert auf die Einsatzfähigkeit des Greifers in diesen Bereiche gelegt.

Erprobte Systeme der Makrotechnik lediglich zu verkleinern ist meist ungünstig, da die Wirkprinzipien dieser Technik, angefangen von Stellmotoren bis hin zu elektromagnetischen oder hydraulischen Greifwerkzeugen, aufgrund des schlechten Skalierungsverhaltens nicht angewendet werden können.

Derzeitige Montagesysteme der Mikrotechnik basieren auf mechanischen Greifern sowie Saug- und Adhäsionsgreifern. Jedes Wirkprinzip hat seine speziellen Anwendungsbereiche und auch seine spezifischen Nachteile. Sauggreifer und viele Adhäsionsgreifer versagen im Vakuum. Mechanische Greifer haben häufig den Nachteil, durch mechanisch bewegte Gelenke geringe Mengen an Abrieb zu erzeugen und damit die Umgebung und das zu montierende System zu verunreinigen.

Eine entscheidende Rolle bei Mikrogreifern spielt der Antrieb. Dieser besteht ebenfalls aus einem Mikroaktor. Erst in diesen Größenbereichen werden elektrostatische, piezoelektrische, magnetostruktive sowie Formgedächtnis-Antriebe sinnvoll. Spezielle Anforderungen sind große Kräfte und Stellwege bei geringen räumlichen Abmessungen. Die Ausnutzung hoher Wirkungsgrade ist bei Mikrostrukturen von geringerer Bedeutung, da die benötigten Energiemengen bei den Größenverhältnissen ohnehin sehr gering sind. Aus diesem Grund bietet sich das Wirkprinzip von Formgedächtnislegierungen (FGL) besonders an.

Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Übersicht über derzeitige Greifertechnologien und derzeitige Einsatzgebiete gegeben. Darauf basierend werden die Anforderungen an Mikrogreifer ermittelt. Nach einer Untersuchung der zur Greiferentwicklung nötigen Materialeigenschaften wird entsprechend den ermittelten Anforderungen ein Greifer für die Mikromontage entwickelt. Sein Antrieb basiert auf dem Prinzip des Formgedächtniseffektes. Optional wird der Mikrogreifer zu einem System mit rückgekoppelter Lageregelung erweitert.

2 Greifertechnologie

Neben monolithischer Integration, der Herstellung eines Bauteiles aus nur einem Grundmaterial ohne Montagevorgänge, werden in zunehmendem Maße auch Hybridintegrationen entwickelt. Hybridintegration bedeutet die Herstellung von Systemen aus unterschiedlichem Material und unterschiedlichen Herstellungsverfahren, die in einem anschließenden Schritt kombiniert werden. So zum Beispiel in der Mikrooptik, in der unterschiedlichste Komponenten wie Mikrolinsen, Spiegel, Lichtleitfasern sowie Auswertelektronik auf einem Grundsubstrat montiert werden. Für solche Systeme sind vielerlei Montagevorgänge nötig.

In der Makrotechnik werden Handhabungsroboter hoher Flexibilität und Zuverlässigkeit in vielen Gebieten des Maschinenbaus eingesetzt. Für die Montage von Systemen der Mikrotechnik besteht noch ein großer Entwicklungsbedarf an geeigneten Werkzeugen. Hierfür wäre die einfachste Lösung eine lineare Verkleinerung der Werkzeuge der Makrotechnik entsprechend der Objektgröße. Dies ist nicht realisierbar, da die Mikromontage zur Makrotechnik wesentliche Unterschiede aufweist, die den Einsatz von konventionellen Montagetechniken unmöglich machen. Die Anforderungen, Probleme und Besonderheiten der Mikromontage werden im Folgenden näher erläutert.

2.1 Einsatzgebiete und Anforderungen für Mikrogreifer

Wesentliche Hardwareschnittstellen bei der Montagetechnik sind die Material- und Teilezuführung sowie die Handhabungstechnik. Die wichtigste Komponente in der Mikrorobotik ist dabei der Greifer zur Handhabung kleinster Bauelemente. Typische Bauteile der Mikrotechnik sind in Tabelle 1 aufgeführt.

Objektklasse	Beispiele	Kantenlänge
Mechanische Einzelteile	Zahnräder, Biegezugungen, Wellenringe	50 – 1000 μm
Mikrooptische Elemente	Kugellinsen, Spiegelelemente, Wellenlängenfilter.	100 – 700 μm
Faserelemente	Glasfasern, Drähte	20 – 1000 μm

Tabelle 1: Typische Greifobjekte in der Mikromontage.

Die durch die geänderten Größenverhältnisse der Mikromontage entstehenden Besonderheiten sind:

Skalierungsverhalten der Kräfte

Ein großes Problem ist das Adhäsionsverhalten im Mikrobereich. Die Gewichtskraft reduziert sich entsprechend dem Volumen und damit mit der dritten Potenz der Abmessungen, die Van-der-Waals-Kraft jedoch nur mit der Fläche, also der zweiten Potenz. Dies hat zur Folge, dass kleine mikrotechnische Bauteile sich nicht mehr durch ihre Gewichtskraft vom Greifwerkzeug lösen.

Die Flächenpressung nimmt bei gleicher Greifkraft durch die immer kleiner werdenden Greifflächen deutlich zu. Die Folge für einen Greifer ist daher die Anforderung an eine feinfühligte Kraftdosierung oder Kraftmessung der Greifkräfte. Greifkräfte von 0.5 N führen auf einer Greiffläche von 0.5 x 0.5 mm zu einer Flächenpressung von 2 MPa. Bei Greifflächen von 50 x 50 μm erreicht diese 200 MPa. Bei einer derartigen Flächenpressung wird Kupfer schon plastisch verformt. Die Gewichtskraft liegt dagegen im Bereich von wenigen mN.

Zentriergenauigkeit

Enge Montagetoleranzen erfordern eine sehr genaue Positionierung und Zentrierung der Bauteile. Das bedeutet, dass die Greifer die Objekte nicht einfach nur absetzen, sondern dabei auch sehr genau positionieren müssen, welches wiederum eine reproduzierbare Positionierfähigkeit der Greifer erfordert. So müssen zum Beispiel bei der Montage von optischen Bauteilen die Montagetoleranzen häufig unter einem Mikrometer liegen.

Flexibilität des Einsatzgebietes

Häufig müssen dreidimensionale Bauteile mit komplizierter äußerer Objektgestalt montiert werden. Adhäsionsgreifer und Sauggreifer benötigen zum Greifen eine glatte Fläche am Objekt. In Fällen, in denen diese nicht zur Verfügung steht, versagen diese Greiferprinzipien.

Die Verknüpfung elektronischer, optischer und mechanischer Komponenten erfordert verschiedenste Fügetechnologien. So ist häufig während der Montage der Mikrobauteile neben statischen Drücken auch zusätzliche Energiezufuhr über Ultraschall oder UV-Licht aufzubringen. Um Beschädigungen am Bauteil zu verhindern, sollte ein häufiger Wechsel der Greifwerkzeuge vermieden werden. Um dies zu ermöglichen, muss ein Greifsystem flexibel im Einsatzgebiet sein.

Abmessungen der Werkzeuge

Für den Platzbedarf der gesamten Montageanlage sind geringe Abmessungen wünschenswert. Dadurch können Mikrobauteile auch in kleinen Gehäusen oder räumlich begrenzten Umgebungen montiert werden.

Vakuum und Reinraumbedingungen

Häufig lassen sich Mikrosysteme nur unter Reinraumbedingungen oder im Vakuum montieren, da jegliche Verunreinigungen das Mikrosystem funktionsunfähig machen würden. Da gerade die im Reinraum verwendeten Werkzeuge eine der wichtigsten Quellen der Verunreinigung sind [2], sind diese an die Reinraumbedingungen anzupassen. Konventionelle Methoden wie geschmierte Gleitlager, und damit abriebsbehaftete Lager, sind ebenso zu vermeiden wie elektrostatisch aufgeladene Flächen, die den Staub anziehen [3].

Aus diesen Besonderheiten lassen sich die folgenden grundlegenden Anforderungen an Mikrogreifer direkt ableiten:

- Kompakte Abmessungen,
- kontrollierbare Greifkräfte,
- sichere Funktionserfüllung beim Greifen und Lösen,
- Vakuum- und Reinraumtauglichkeit,
- Beherrschung der Adhäsionskräfte,
- Zentrier- sowie Positioniereigenschaften und
- Flexibilität bezüglich beliebiger dreidimensionaler Objektgestalt.

Je komplexer ein Greifersystem aufgebaut ist, um so störanfälliger, größer, schwerer herzustellen und teurer wird es. Daher sollten für einen wirtschaftlichen Einsatz eines Greifwerkzeuges möglichst einfache Lösungen gesucht werden.

2.2 Greifprinzipien – Stand der Technik

Bei dem weiten Spektrum an Anwendungen ist klar, dass es keine Universallösung eines Greifwerkzeuges geben wird. Je nach Geometrie, Abmessungen, Werkstoff und Montagesituation sind unterschiedliche Greiferprinzipien zu wählen. Im Folgenden werden die verschiedenen bisher eingesetzte Greifprinzipien vorgestellt.

2.2.1 Sauggreifer

Ein weit verbreiteter Greifertyp ist der Sauggreifer, der das Objekt mittels Unterdruck festhält. Im Allgemeinen handelt es sich dabei um einfache Saugpipetten. Durch Entlüften der Saugleitung kann das Objekt jederzeit abgesetzt werden. Mit dieser Technik können Objekte mit großen, glatten Greifflächen leicht und zuverlässig gegriffen werden. Der Saugkopf muss an die Form der zu greifenden Objekte speziell angepasst sein. Eine Zentrierung der Objekte ist nur über spezielle Saugköpfe möglich. Ein großer Nachteil dieser Greifer ist die Funktionsunfähigkeit im Vakuum. Abbildung 1 zeigt einen im Forschungszentrum Karlsruhe entwickelten Sauggreifer mit integrierter Kraftsensorik im Saugkopf [4].

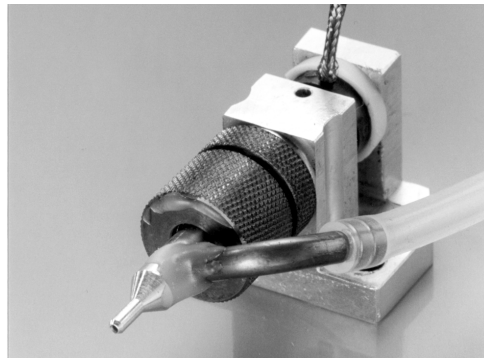


Abbildung 1: Beispiel eines Sauggreifers mit Kraftsensorik am Saugkopf [4].

Bei diesem Typ von Greifer ist die mechanische Bauteilbelastung durch den Unterdruck und die Greifflächen bestimmt. Mit Hilfe einer Kraftsensorik im Saugkopf ist auch eine definierte Haltekraft beim Absetzen möglich. Die Greifer lassen sich nur begrenzt miniaturisieren, wodurch die lateralen Abmessungen der Objekte ebenfalls eingeschränkt sind. Je nach Saugvermögen besitzen sie jedoch eine gute Haltekraft an Objekten mit glatten Oberflächen.

2.2.2 Adhäsionsgreifer

Für besonders empfindliche Bauteile mit ebenen Flächen werden meist Adhäsionsgreifer verwendet. Diese nutzen den Effekt der Oberflächenhaftung, um die zu montierenden Bauteile zu transportieren. Prinzipiell kann dies über zwei Arten geschehen:

- Ein Klebeband wird über einen Andruckkörper geführt. Mit dem Andruckkörper wird nun das zu greifende Objekt berührt, welches an dem Klebeband haften bleibt. Nach der Positionierung des Objektes am Zielort kann dieses nur vom Klebeband gelöst werden, wenn die Haftung am Zielort größer als die Haftung am Klebeband ist. Ein einfaches Ablegen ist dabei nicht möglich.
- Ein fluidischer Haftvermittler wird auf die Greiferspitze gegeben. Bei der Berührung des Objektes wird dieses über die Oberflächenkräfte festgehalten. Um das Objekt wieder abzusetzen, muss entweder die Viskosität des Fluids herabgesetzt werden oder das Fluid durch Erwärmen und anschließendes Verdunsten entfernt werden. Je nach Ob-

jektgewicht und Fluideigenschaften kann es passieren, dass sich das Objekt nicht wieder vom Greifer löst.

Die mechanische Bauteilbelastung ist dabei sehr gering. Jedoch kann das Objekt durch das Klebeband oder den fluidischen Haftvermittler verunreinigt werden. Hinzu kommt, besonders bei den fluidischen Adhäsionsgreifern, ein relativ komplizierter Aufbau. Dadurch ist die Miniaturisierbarkeit des Werkzeuges sowie auch die Abmessungen der Objekte deutlich begrenzt.

2.2.3 Magnetische Greifer

Der Einsatzbereich magnetischer Greifer ist auf magnetisierbare Materialien beschränkt. Sie sind im Aufbau sehr einfach und besitzen eine sehr gute Dynamik im Aufbringen der Haltekräfte. Sehr Vorteilhaft sind die geringen Betriebsspannungen magnetischer Aktoren. Beim Greifen haftet in ungünstigen Fällen nicht nur das Objekt am Greifer, sondern auch andere metallische Elemente, wie Elemente des zu montierenden Systems oder lose Einzelteile. Der Einsatzbereich von magnetischen Greifern ist durch die begrenzte Materialauswahl stark eingeschränkt [1].

2.2.4 Elektrostatische Greifer

Einfache elektrostatische Greifer bestehen aus einer auf mehrere tausend Volt aufgeladenen Metallplatte, die von einem Dielektrikum ummantelt ist. Effektiver ist ein Aufbau aus nebeneinander liegenden metallischen Streifen entgegengesetzter Polarität, die ebenfalls mit einem Dielektrikum ummantelt sind [5].

Trotz der hohen Spannungen werden nur sehr geringe Ströme für den Betrieb elektrostatischer Greifer benötigt. Beim Abschalten der Spannungen wird das Objekt jedoch meist nicht losgelassen, da sich die Spannung zu langsam abbaut und ein Umpolen der Spannung eher zu einer Verstärkung der Haltekraft führt. Damit sind mechanische Ablösehilfen nötig, welche den Vorteil des einfachen Aufbaus der elektrostatischen Greifer verringern.

Nachteilig wirken sich die hohen Spannungen aus, da sie Staubpartikel anziehen, was unter Reinraumbedingungen zu vermeiden ist und außerdem ICs beschädigen oder sogar zerstören kann.

2.2.5 Abformgreifer

Ein sehr selten eingesetzter Typ ist der Abformgreifer. Dieser passt die Geometrie der Greiferelemente während des Greifens an die zu greifenden Objekte an. Dies erfolgt meist über viele einzelne Greiferbacken. Möglich sind auch Lösungen über Formgedächtnisschäume oder Formgedächtnispolymere [5]. Durch das dynamische Anpassen der Greiferelemente werden die Flächenpressungen sehr gering. Für die Mikromontage ist jedoch der sehr komplizierte Aufbau in diesen Größenverhältnissen kaum zu verwirklichen.

2.2.6 Mechanische Greifer

In konventioneller Technik sind mechanische Greifer die am häufigsten verwendeten Greifertypen. Sie sind am flexibelsten bezüglich der Umgebungsbedingungen sowie der zu montierenden Objekte. Dies ist auch auf die Mikrotechnik übertragbar, wobei im Gegensatz zur Makrotechnik noch ein großer Entwicklungsbedarf für Objekte im Submillimeterbereich besteht. Für Mikrogreifer verwendbare Greiferprinzipien können unterteilt werden hinsichtlich:

- Greifbewegung (geradlinig, kreisförmig, zentrisch, einseitig etc.),
- Greifkraftverlauf (progressiv, konstant, degressiv),
- Antriebsprinzip (elektrostatisch, magnetisch, piezoelektrisch etc.) und
- Zahl der Greiferelemente (2, 3...).

Gemeinsames Merkmal ist die mechanische Greifbewegung. Die Antriebsbewegung wird über ein mechanisches Getriebe bzw. über eine mechanische Übersetzung in die Greifbewegung gewandelt. Die Gelenke der dabei mechanisch bewegten Teile stellen die größte Verunreinigungsquelle eines mechanischen Greifers da. Geschmierte Gleitlager und Wälzlager sind abriebbehaftet und auf kleinem Raum schwer zu verwirklichen. Die in konventionellen Handhabungstechniken verwendeten hydraulischen Antriebe sind ebenfalls nicht auf kleinstem Raum herzustellen.

Diese Probleme der Verunreinigung und der kleinen Bauweise lassen sich jedoch durch geeignete Bauprinzipien der Greifer umgehen. So können als Lagerungen Festkörperlager verwendet werden. Diese haben einen minimalen Platzbedarf, sind abriebfrei und sehr einfach herzustellen. Dabei wird das Lager durch ein Biegeelement aus geeignetem Material ersetzt. Für diese Funktion bieten sich Kunststoffe sowie duktile Metalle an.

Für das Antriebsproblem in kleinen Dimensionen existieren unterschiedliche Lösungen, die für Mikrogreifer geeignet sind:

- Formgedächtniseffekt,
- piezoelektrischer und
- elektromagnetischer Antrieb.

Häufig verwendet werden piezoelektrische Antriebe, welche eine sehr schnelle Bewegung des Greifers ermöglichen [6,7,8,9]. Piezoelektrische Greifer benötigen eine hohe Betriebsspannung und bewältigen nur geringe Wegstrecken, diese allerdings mit großen Kräften. Meist sind Piezogreifer in Silizium-Technik hergestellt und benötigen eine Übersetzung der kurzen Aktorwege.

Elektromagnetisch angetriebene Greifer sind in ihrem Aufbau sehr kompliziert, wodurch ihre Miniaturisierung stark begrenzt wird [10]. Hinzu kommt eine mechanische Führung der bewegten Elemente des Greifers. Diese Eigenschaften machen elektromagnetische Antriebe für Greifer der Mikromontage unattraktiv.

Mikrogreifer mit Formgedächtniseffekt basieren meist auf Formgedächtnisdrähten [11,12,13]. Das Prinzip ist reinraum- und vakuum-tauglich. Durch wachsende Verbreitung der Materialien in der Industrie werden diese kostengünstiger. Durch die großen Stellwege und die großen Kräfte des Formgedächtniseffektes ist dieses Prinzip besonders gut für die Mikroaktorik geeignet. Der größte Nachteil von Formgedächtnisaktoren ist die langsame Reaktionszeit. Dies ist charakteristisch für den Formgedächtniseffekt, da dieser thermisch induziert ist und die Wärmeabfuhr die Reaktionszeit einschränkt. Durch die Miniaturisierung und das damit geänderte Verhältnis von Oberfläche zu Volumen sowie verbesserte Wärmeabfuhr und gegebenenfalls aktive Kühlung nimmt die Dynamik deutlich zu. Für ein „sanftes“ und kraftgesteuertes Greifen ist ein sehr schnelles Greifen unvorteilhaft, da dadurch das Bauteil beschädigt werden kann. Eine größere Schnelligkeit des Greifens ist nur für unempfindliche Bauteile von Vorteil.

Die Vor- und Nachteile der genannten Antriebsprinzipien sind zusammenfassend in Tabelle 2 aufgeführt.

Prinzip	Vorteile	Nachteile
FGL	<ul style="list-style-type: none"> • Hohe Energiedichte • Große Stellwege • Vielfältige Formänderung (Zug, Druck, Torsion, Biegung) • Geringe Spannungen nötig • Greifer, Aktor, und Gelenke können aus dem selben Material gefertigt werden 	<ul style="list-style-type: none"> • Thermischer Effekt und dadurch begrenzter thermischer Einsatzbereich • Langsame Reaktionszeiten
Piezo-elekt-risch	<ul style="list-style-type: none"> • Kurze Reaktionszeiten • Große Kräfte • Statisch nur geringe Leistungsaufnahme 	<ul style="list-style-type: none"> • Komplizierter Aufbau • Leistungsaufnahme auch im statischen Betrieb • Zeitliche Veränderung der Materialkennwerte • Piezoeffekt elektrisch und thermisch labil • Starke Erwärmung im dynamischen Betrieb • Spröde Keramik
Elektro-magnetisch	<ul style="list-style-type: none"> • Viel Erfahrung aus der Makro-technik vorhanden • Keine Hysterese, kein Kriechen 	<ul style="list-style-type: none"> • Abwärmeproblem • Mechanische Führung nötig • Komplizierter Aufbau • Miniaturisierung eingeschränkt

Tabelle 2: Vor- und Nachteile der zur Auswahl stehenden Antriebsprinzipien.

Bimetallantriebe zeigen die gleichen thermischen Probleme wie FGL-Greifer. Sie besitzen diesen gegenüber keine Vorteile [14,15]. Durch die Materialpaarung entstehen noch zusätzliche Montageschritte, welche die Herstellung komplizierter und damit das Prinzip unattraktiver für die Mikromontage machen. Als Formänderung wird nur die Biegung genutzt, wodurch die Flexibilität eingeschränkt wird. Daher wird das Prinzip der Bimetallaktoren nicht weiter betrachtet.

2.3 Auswahl des geeigneten Greifertyps

Ziel der Arbeit ist es, einen Greifer für die Mikromontage mit den in Kapitel 2.1 aufgelisteten Eigenschaften zu entwickeln. Aus dem geplanten Anwendungsbereich der Handhabungstechnik mikrooptischer und mikromechanischer Bauteile wurden die folgenden zusätzlichen Anforderungen abgeleitet:

- Laterale Bauteilgröße von wenigen Milimetern,
- Möglichkeit weiterer Miniaturisierung,
- Greifkraft von 10 mN,
- Greifbewegung von 200 μm ,
- Positionierbarkeit,
- Flexibilität bezüglich beliebiger dreidimensionaler Objekte von bis zu 200 μm Größe.

2.3.1 Greiferprinzip

Aus der vorhergehenden Diskussion über die Vor- und Nachteile der Greiferprinzipien wird deutlich, dass das mechanische Greiferprinzip für die genannten Anforderungen am besten geeignet ist.

2.3.2 Antriebsprinzip

Für das Entwicklungsziel eines mechanischen Mikrogreifers ist die Auswahl eines geeigneten Antriebsprinzips sehr wichtig. In diesem Fall wurde für den zu entwickelnden Mikrogreifer der Formgedächtniseffekt als Antriebsprinzip gewählt, da seine hohe Leistungsdichte große Stellwege und Kräfte ermöglicht. Um die Anforderungen der Vakuum- und Reinraumtauglichkeit zu erfüllen, soll im Rahmen dieser Arbeit ein monolithischer Ansatz verfolgt werden.

Die Idee dabei ist die Nutzung der Formgedächtnislegierungen als ein „intelligentes“ Material, welches für statische Stützelemente sowie für Aktor und Gelenkteile gleichermaßen genutzt werden kann. Hierbei können Verunreinigung durch den Einsatz von Festkörpergelenken aus FGL-Material vermieden, sowie eine beliebige Miniaturisierung durch monolithische Herstellung erreicht werden. Dadurch sind die Anforderungen an kompakte Abmessungen sowie Reinraumtauglichkeit erfüllbar.

Der intrinsische FGL-Effekt verspricht eine zuverlässige und reproduzierbare Funktion. Zentrier- und Positionierfähigkeit, sowie Kontrollierbarkeit der Greifkräfte sollen durch ein geeignetes Design des Greifers realisiert werden. Da die Rückumwandlung beim Zweiwegeeffekt dem Einwegeffekt in Zuverlässigkeit und Leistungsdichte nachsteht, basiert die Greiferentwicklung in dieser Arbeit auf dem Einwegeffekt.

3 Grundlagen von Formgedächtnislegierungen

1951 wurde an einer Gold-Cadmium-Legierung erstmals eine Materialeigenschaft beobachtet, die als Formgedächtniseffekt bezeichnet wird [16]. Dieser wurde erst 12 Jahre später an einer NiTi-Legierung weitergehend untersucht und veröffentlicht [17]. Inzwischen wird der Formgedächtniseffekt seit mehr als 30 Jahren erfolgreich für verschiedene Anwendungen eingesetzt. Seit seiner Entdeckung steigt die Zahl der Applikationen kontinuierlich an. Eine besondere Bedeutung unter den verwendeten Materialien kommt den NiTi-Legierungen zu, da diese die größten Stellwege aufweisen, die Formgedächtniseffekte relativ unempfindlich gegen hohe Temperaturen sowie mechanische Spannungen sind und diese Materialien biokompatibel sind.

3.1 Formgedächtniseffekte

Als Formgedächtniseffekt (FG-Effekt) wird die Fähigkeit eines Materials bezeichnet, sich auch nach starker quasiplastischer Deformation durch Erwärmung oder Rücknahme der Belastung an seine ursprüngliche Gestalt zu „erinnern“. Innerhalb gewisser Belastungsgrenzen erfolgt die Gestaltänderung vollkommen reversibel. Zu beobachten ist dieser Effekt besonders bei metallischen Legierungen (z.B. NiTi), aber auch in geringerem Maße bei Keramiken (z.B. ZrO_2) und Polymeren (z.B. PTFE). Diese Arbeit beschränkt sich auf metallische Legierungen und dabei besonders auf NiTi-Basislegierungen, da diese den stärksten Formgedächtniseffekt zeigen und die Umwandlungstemperaturen von weniger als 120 °C für den geplanten Einsatzzweck am besten geeignet sind.

Je nach Legierungsanteilen, Spannungsverhältnissen und Fehlerhäufigkeit des Gefüges im Bauteil sowie der Einsatztemperatur des Bauteiles können drei unterschiedliche Effekte auftreten. Dies sind der Einwegeffekt, der Zweiwegeffekt und die Pseudoelastizität. Diese 3 Effekte tragen zu den Verformungen bei, womit sich die Zahl der Verformungsanteile gegenüber konventionellen Materialien erhöht.

$$\varepsilon_{konv} = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_T \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_{FGL} = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_T + \varepsilon_{1W} + \varepsilon_{2W} + \varepsilon_{PE} \quad (3.2)$$

Konventionelle Materialien besitzen einen elastischen ε_e , einen plastischen ε_p und einen thermischen ε_T Anteil der Dehnung ε_{konv} bestimmt. Die Gesamtdehnung bei Formgedächtnismaterialien ε_{FGL} setzt sich zusätzlich aus den spannungs- und temperaturabhängigen pseudoelastischen Dehnungen ε_{PE} sowie den Einweg- ε_{1W} und Zweiwegdehnungen ε_{2W} zusammen.

Im Allgemeinen treten bei Formgedächtnislegierungen alle drei beschriebenen Effekte überlagert auf und müssen daher bei der Charakterisierung immer gemeinsam betrachtet werden.

Voraussetzung für den FG-Effekt ist eine martensitische Phasenumwandlung 1. Ordnung [18,19]. Namensgeber dieser reversiblen diffusionslosen Phasenumwandlung im festen Zustand war Adolf Martens, der Leiter der königlich mechanischen Versuchsanstalt und als Leiter des Material-Prüfungsamtes in Dahlem. Ihm zu Ehren wurde zunächst das Härtegefüge einer Eisen-Kohlenstofflegierung als Martensit benannt. Mit zunehmendem wissenschaftlichem Verständnis konnte diese Phasenumwandlung auch auf Umwandlungen in anderen Eisen- sowie auch Nichteisenmetallen, auf Keramiken (ZrO_2) und Polymere (PTFE) ausgeweitet werden.

Bei der martensitischen Umwandlung handelt es sich um eine temperatur- oder spannungsinduzierte Phasentransformation zwischen einer Hochtemperaturphase, dem Austenit, und der Martensit genannten Tieftemperaturphase. Die Phasentransformation findet diffusionslos, also frei von Drift oder Wanderung der Atome, weit unterhalb der Schmelztemperatur statt. Die dabei beteiligten Phasen Austenit und Martensit weisen geordnete Gitterstrukturen auf. Beim Abkühlen aus der austenitischen Phase wird das Gefüge durch koordinierte Atombewegungen ohne Gitterverformungen in die verzwilligte martensitische Phase überführt [20]. Die bei der Phasentransformation erzeugte Deformation kann durch Umwandlung verschiedener Martensitvarianten abgebaut werden. Beim Erwärmen findet die ebenfalls deformationslose Rücktransformation in den Martensit statt. Die Temperatur, bei der die austenitische Umwandlung beginnt, wird als Austenit-Starttemperatur A_s , die der vollendeten Umwandlung wird als Austenit-Finish-Temperatur A_f bezeichnet. Analog dazu beginnt die Rücktransformation mit der Martensit-Starttemperatur M_s und endet mit der Martensit-Finish-Temperatur M_f . Bei einer kristallographisch vollständig reversiblen Transformation stellt sich nach der Rücktransformation exakt die gleiche Gitterstruktur ein. Damit ist die Phasenumwandlung beliebig oft exakt gleich reproduzierbar. In diesem Fall spricht man von Thermoelastizität. Die auftretenden Kristallstrukturen werden in Kapitel 3.2 ausführlicher erläutert.

Die treibende Kraft der Phasenumwandlung ist durch die Differenz der spezifischen freien Energien der beiden Phasen Δf_{a-m} gegeben [18,21]. Zwischen den beiden Phasen existiert ein enger Bereich einer Gleichgewichtstemperatur T_0 , bei der eine Koexistenz der beiden Phasen möglich ist. Diese Temperatur wird von der chemischen Zusammensetzung der Legierung und den Gittereigenschaften bestimmt.

Die Umwandlung in den Martensit findet jedoch nicht direkt nach Unterschreiten der Umwandlungstemperatur T_0 statt. Erst ab einer gewissen Temperaturdifferenz ΔT_M unterhalb der Gleichgewichtstemperatur T_0 erreicht die Differenz der spezifischen freien Energien Δf_{a-m} den zur Umwandlung erforderlichen Wert und die martensitische Phase bleibt stabil. Unter der Annahme eines konstanten Volumens gilt:

$$\Delta f_{a-m} = \Delta u_{a-m} - T \cdot \Delta s_{a-m} \quad (3.3)$$

Δu_{a-m} ist die Differenz der spezifischen inneren Energien und Δs_{a-m} die spezifische Umwandlungsentropie. Die zur Umwandlung nötige Energie Δf_{a-m} hängt ab von äußeren Spannungen, Eigenspannungen sowie Ausscheidungen und Versetzungen. Analoges gilt bei der Umwandlung in den Austenit. Die aufgeführten Berechnungen gelten nur für die reversiblen Anteile der Umwandlung eines idealisierten Materials. Die irreversiblen Anteile sind schwer zu berechnen, bei jedem Bauteil anders und werden in der folgenden Berechnung nicht betrachtet. Bei der Umwandlungstemperatur T_0 , der Temperatur des metastabilen Gleichgewichts, gilt:

$$\Delta f_{a-m} = \Delta u_{a-m} - T_0 \cdot \Delta s_{a-m} = 0 \Rightarrow \Delta s_{a-m} = \frac{\Delta u_{a-m}}{T_0} \quad (3.4)$$

Durch einsetzen von 3.3 in 3.4 ergibt sich:

$$\Delta f_{a-m} = \frac{\Delta u_{a-m} \cdot (T_0 - T)}{T_0} = \Delta s_{a-m} \cdot (T_0 - T) \quad (3.5)$$

Die treibende Kraft ist also proportional zur Unterkühlung ($T_0 - T$). Unterhalb von T_0 kann die Phasenumwandlung außer durch thermische Energie auch spannungsinduziert über äußere mechanische Spannungen bewirkt werden. Diese die Umwandlung auslösenden Spannungen

sind innere Schubspannungen $\tau_{i,a-m}$. Unter der vereinfachten Annahme, dass eine Scherung um den Betrag $\Delta\gamma_{a-m}$ zur Umwandlung ausreicht, erhält man [21]:

$$\tau_{i,a-m} = \frac{df_{a-m}}{d\gamma_{a-m}} \approx \frac{\Delta f_{a-m}}{\Delta\gamma_{a-m}} \quad (3.6)$$

unter Verwendung von 3.3 ergibt sich:

$$\tau_{i,a-m} = \frac{\Delta s_{a-m} \cdot (T_0 - T)}{\Delta\gamma_{a-m}} \quad (3.7)$$

Die Martensit-Starttemperatur M_s wird durch die Gleichgewichtstemperatur und die notwendige Unterkühlung ΔT_M bestimmt.

$$M_s = T_0 - \Delta T_M \quad (3.8)$$

Damit ergibt sich bei der Temperatur $T = M_s$ die für die Martensitbildung notwendige kritische innere Schubspannung $\tau_{i,a-m,M}$ aus (3.5), (3.6) und $\Delta T_M = (T_0 - T)$:

$$M_s = T_0 - \Delta T_M = T_0 - \frac{\tau_{i,a-m,M} \cdot \Delta\gamma_{a-m}}{\Delta s_{a-m}} \quad (3.9)$$

Durch die zur Umwandlung nötige Energiedifferenz aufgrund der elastischen Deformation um $\Delta\gamma_{a-m}$ entsteht eine Differenz der Umwandlungstemperaturen M_s und A_s . Diese bewirkt eine Hysterese bei der Zyklisierung zwischen den beiden Phasen.

Die in dieser Berechnung vernachlässigten irreversiblen Anteile der Umwandlung bewirken eine Differenz zwischen den Start- und Finish-Temperaturen A_s und A_f sowie zwischen M_s und M_f . Dadurch wird die Hysterese geneigt und weiter vergrößert. Wird bei einer Umwandlung die Finish-Temperatur nicht erreicht, also nicht vollständig umgewandelt, so tritt eine veränderte kleinere Hysterese auf. Durch die reversiblen Anteile der Umwandlung entsteht also eine Abhängigkeit der Hysterese von der vorhergehenden Umwandlung.

3.1.1 Der Einwegeeffekt

Wird ein FGL-Bauteil im martensitischen Zustand im Bereich unterhalb eines kritischen Wertes verformt, so findet lediglich reversible Martensitumformung durch Verschieben der Zwillingsgrenzen statt. Bei einer anschließenden Erwärmung erfolgt eine Umwandlung in die Hochtemperaturphase und es stellt sich die ursprünglich aufgeprägte Form wieder ein. Tritt bei einer nachfolgenden Abkühlung in den martensitischen Zustand keine weitere Formänderung auf, so spricht man vom Einwegeeffekt. Dieser ist in Abbildung 2 veranschaulicht. Die Gestalt der Hochtemperaturphase kann mittels thermomechanischer Vorbehandlung dem Material aufgeprägt werden.

Das unbelastete und damit unverformte Material liegt im kalten Zustand in martensitischem Gefüge vor (Zustand a)). Wird dieses nun durch eine Kraft belastet, so wird es durch Verschieben der Zwillingsgrenzen verformt (Zustand b)). Weil dabei die Orientierung der Zwillinge gleichgerichtet wird, spricht man vom Entzwillingen. Dieser Vorgang erlaubt eine plastische Verformung bei NiTi von bis zu 8 % [20,21] relativer Dehnung. Bei einer anschließenden Erwärmung findet eine Phasenumwandlung in den austenitischen Zustand statt und das Material nimmt seine ursprüngliche Form wieder an. Dabei wird bei angelegter Kraft durch

die Transformation Arbeit verrichtet. Wird die Krafteinwirkung beendet und das Material anschließend wieder unter die Umwandlungstemperatur abgekühlt, so findet die Rücktransformation in den martensitischen Zustand durch Zwillingsbildung statt. Ohne angelegte Kraft verharrt das Material in dieser Form und kann erst durch Krafteinwirkung wieder verformt werden. Auch bei einer nachfolgenden unbelasteten Erwärmung in die Hochtemperaturphase findet zwar eine Phasenumwandlung in die austenitische Phase statt, die makroskopisch erkennbare Form bleibt jedoch erhalten.

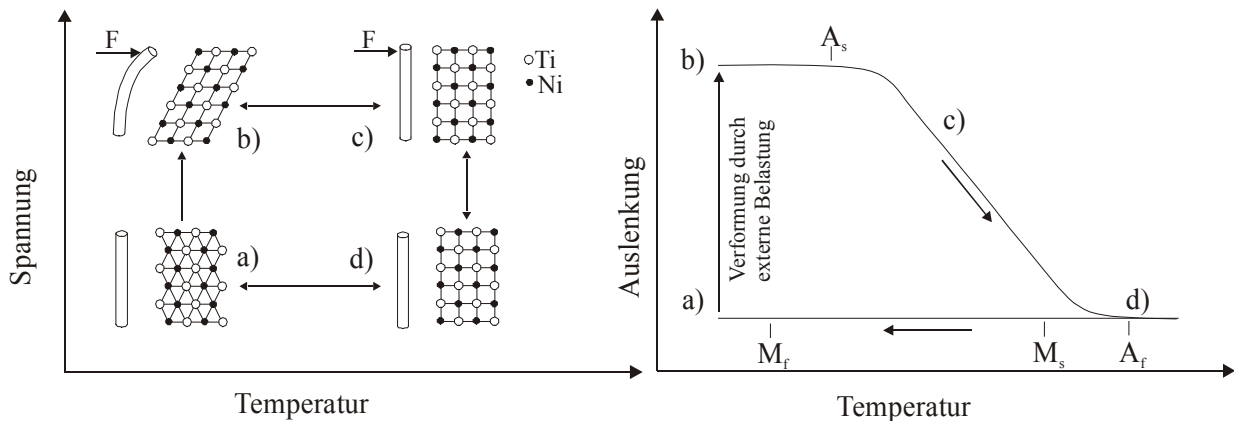


Abbildung 2: Der Einwegeffekt: Spannung und Verformung sowie Kristallgitter in Abhängigkeit von der Temperatur.

Beim thermischen Zyklieren zwischen b) und c) ist durch die konstante Belastung auch die Spannung im Material konstant. Die Querschnittskontraktion durch Längenänderung unter Volumenkonstanz wird dabei vernachlässigt.

Dieses Zyklieren zwischen Hoch- und Tieftemperaturphase kann im Spannungs-Dehnungs-Diagramm (Abbildung 3) veranschaulicht werden.

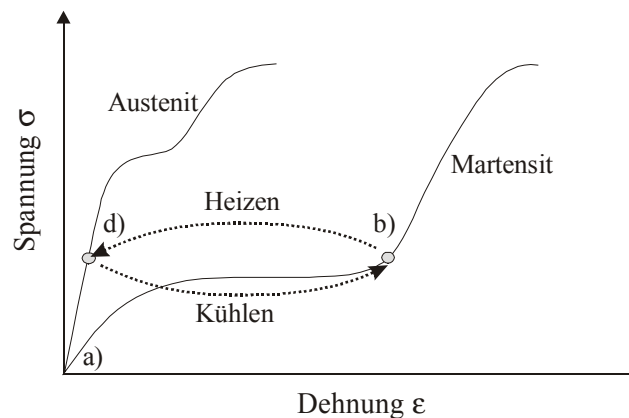


Abbildung 3: Spannungs-Dehnungs-Diagramm für einen mit konstanter Last beaufschlagten Formgedächtnisaktor.

3.1.2 Der Zweiwegeffekt

Wenn ein Bauteil ohne äußere Belastung einen reversiblen Formänderungseffekt beim Erwärmen und beim Abkühlen aufweist, so spricht man von einem Zweiwegeffekt. Dabei „erinnert“ sich das Material an seine Form aus der Hoch- und aus der Tieftemperaturphase und es tritt eine makroskopisch erkennbare Gestaltänderung auf. Dieser in Abbildung 4 gezeigte Effekt kann bei NiTi-Legierungen bis zu 6 % [20,21] relativer Dehnung bewirken und kann im

Gegensatz zum Einwegeffekt beim Erwärmen sowie beim Abkühlen mechanische Arbeit verrichten.

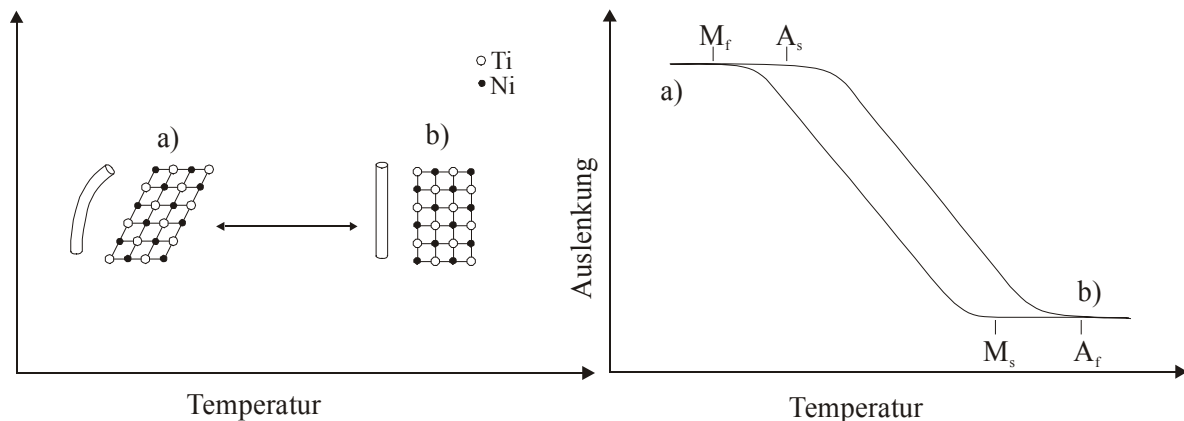


Abbildung 4: Der Zweiwegeeffekt. Das Material „erinnert“ sich sowohl an eine Hoch- als auch an eine Tieftemperaturgestalt.

Für einen zweiten Formgedächtniseffekt bei der Rücktransformation in die martensitische Phase bedarf es einer Vorzugsrichtung bei der Zwillingsbildung. Diese Vorzugsrichtung kann durch Eigenspannungen entstehen, welche durch Gitterfehler, gerichtete Versetzungsstrukturen, Ausscheidungen oder durch eingebrachte Fremdatome in einer effektfreien Randschicht hervorgerufen werden [20]. Es existieren unterschiedliche Verfahren um eine Vorzugsrichtung in der Tieftemperaturphase zu implementieren. Die sehr duktilen NiTi-Legierungen werden dazu meist im martensitischen Zustand irreversibel plastisch verformt und es entstehen gerichtete Gitterstörungen, welche für eine Vorzugsrichtung des martensitischen Gefüges sorgen. Auch durch wiederholtes thermisches Zyklieren unter Last, sogenanntes „Trainieren“ kann eine Vorzugsrichtung festgelegt werden, wie auch beim Herstellungsprozess durch eingebrachte Fremdatome in einer Randschicht. Diese verliert jedoch dabei ihren Gedächtniseffekt verliert.

3.1.3 Pseudoelastizität

Neben der thermisch induzierten Umwandlung kann eine Phasentransformation vom austenitischen zum martensitischen Gefüge auch durch mechanische Spannungen ausgelöst werden. Dies tritt ein, wenn sich das Material oberhalb der Austenit-Finish-Temperatur A_f befindet. Dieser in Abbildung 5 gezeigte Effekt wird auch gummeielastischer Effekt genannt, wenn die Umwandlung nur durch Zwillingsbewegung im martensitischen Gefüge stattfindet [22].

Dabei führt die am Kristallgitter anliegende Spannung durch makroskopische Verformung des Materials zu einem Ausweichen des Gitters durch diffusionsloses Umklappen der Gitterstruktur in eine entzwillingte martensitische Struktur. Diese scheinbar plastische Verformung kann bei NiTi-Legierungen bis zu 7 % [20,21] relativer Dehnung betragen, ohne dass irreversible Gitterstörungen auftreten. Mit abnehmender mechanischer Spannung wandelt sich das Material wieder zurück in die austenitische Struktur um und nimmt die ursprüngliche Gestalt wieder an. Mit zunehmender Temperatur steigt die zur Umwandlung nötige Spannung bis zu einer Grenztemperatur M_d , ab der keine spannungsinduzierte Martensitumwandlung mehr stattfindet. Ab dieser Temperatur ist die für die Martensitumformung nötige Spannung größer als die für plastische Verformung des Materials im austenitischen Zustand, wodurch das Material nicht mehr in martensitische Struktur ausweicht, sondern das austenitische Gefüge irreversibel plastisch verformt wird.

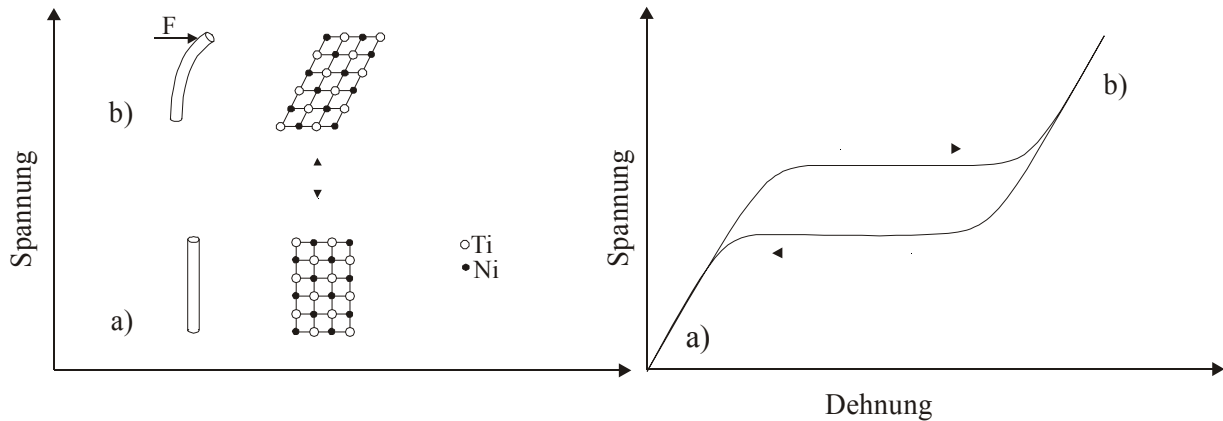


Abbildung 5: Schematische Darstellung der Pseudoelastizität.

3.1.4 Spannungsabhängigkeit des Formgedächtniseffektes

Wird eine Probe mit dem Volumen V_0 unter einer Spannung σ um ε gedehnt, so kann die mechanische Arbeit W wie folgt beschrieben werden:

$$W = V_0 \cdot \sigma \cdot \varepsilon \quad (3.10)$$

Die Enthalpie H setzt sich aus der inneren Energie U sowie dem Druck und dem Volumen zusammen. Bei der erweiterten Enthalpie H^* nimmt das Anfangsvolumen V_0 , die Spannung σ sowie die Dehnung ε zusätzlichen Einfluß:

$$H = U + P \cdot V \quad \text{und} \quad H^* = U + P \cdot V - V_0 \cdot \sigma \cdot \varepsilon \quad (3.11)$$

Die freie Enthalpie G sowie die erweiterte freie Enthalpie G^* beinhalten weiterhin einen Anteil der sich aus der Temperatur T und der Umwandlungsentropie S zusammensetzt.

$$G = U + P \cdot V - T \cdot S \quad \text{und} \quad G^* = U + P \cdot V - T \cdot S - V_0 \cdot \sigma \cdot \varepsilon \quad (3.12)$$

Für den Fall, dass sich Austenit- und Martensitphase im Gleichgewicht befinden, kann die Differenz der erweiterten freien Energie ΔG^* wie folgt beschrieben werden:

$$\Delta G^* = \Delta U + P \cdot \Delta V - T \cdot \Delta S - V_0 \cdot \sigma \cdot \Delta \varepsilon = 0 \quad (3.13)$$

Da bei Formgedächtnislegierungen die Volumenänderung ΔV vernachlässigbar klein sind, ergibt sich:

$$\Delta G^* = \Delta H - T \cdot \Delta S - V_0 \cdot \sigma \cdot \Delta \varepsilon = 0 \quad (3.14)$$

Durch Differentiation von (3.14) folgt:

$$-dT \cdot \Delta S - V_0 \cdot d\sigma \cdot \Delta \varepsilon = 0 \quad (3.15)$$

bzw.:

$$\frac{d\sigma}{dT} = -\frac{\Delta S}{V_0 \cdot \Delta \epsilon} \Rightarrow d\sigma = \left(-\frac{\Delta S}{V_0 \cdot \Delta \epsilon} \right) \cdot dT \quad (3.16)$$

Diese Beziehung ist als Clausius-Clapayron-Gleichung bekannt und macht deutlich, dass bei der spannungsinduzierten martensitischen Phasenumwandlung ein linearer Zusammenhang zwischen der Temperatur und der Spannung besteht. Dieser Zusammenhang wird als Spannungsrate bezeichnet.

3.2 Materialien und deren Eigenschaften

Der Formgedächtniseffekt ist als Wirkprinzip in der Mikrotechnik von großem Interesse, da er lange Stellwege mit hohen Kräften bei geringen Antriebsspannungen erreicht. Hinzu kommen die unterschiedlichen Aktionsprinzipien (Zug-Druck, Biegung und Torsion), welche eine Vielfalt an Anwendungen ermöglichen. Die Auswahl an verwendbaren Materialien ist jedoch stark eingeschränkt.

Theoretisch können alle Metalle, die eine thermoelastische martensitische Umformung aufweisen, auch einen Formgedächtniseffekt zeigen [21]. Die Stärke des Effektes und die Umwandlungstemperatur sind jedoch ein entscheidendes Kriterium für die technische Nutzbarkeit. Somit können die technisch interessanten Materialien in zwei Gruppen eingeteilt werden. Dies sind NiTi- und Cu-Basislegierungen [20]. Fe-Basislegierungen sind nur in Ausnahmefällen interessant, da sie einen nur sehr geringen oder gar keinen FG-Effekt zeigen. Die Umwandlungstemperaturen dieser Legierungen liegen außergewöhnlich hoch [20]. In Tabelle 3 sind die wichtigsten Eigenschaften der drei Legierungsgruppen zusammengefasst.

	NiTi	Cu-Zn-Al	Cu-Al-Ni
Zusammensetzung [wt%]	Ti + 54,3-56,1 Ni	Cu + 15-30 Zn, 3-7 Al	Cu + 10-14 Al, 2-5 Ni
Dichte [g/cm ³]	6,4 – 6,5	7,8 – 8,0	7,1-7,2
Zugfestigkeit [N/mm ²]	800 – 1000	400 – 700	700 – 800
Bruchdehnung [%]	40 – 50	10 – 15	5 – 6
Umwandlungstemperaturen [°C]	-150...+120	-100...+100	+80...+200
Maximale Dehnung bei Einwegeffekt [%]	8	5	5
Maximale Dehnung bei Zwewegeffekt [%]	6	1	1
Maximale Dehnung bei Pseudoelastizität [%]	7	2	2
Problemstellen	Teuer	Entmischung	Schlecht kaltumformbar
Vorteile	Größte Effekte, sehr korrosionsbeständig	Kostengünstig	Kostengünstig, hohe Umwandlungstemperaturen

Tabelle 3: Eigenschaften technisch wichtiger Formgedächtnislegierungen, eingeteilt in Legierungsgruppen [20,21].

Hauptvertreter der technisch eingesetzten Legierungen ist die NiTi-Gruppe. Diese auch als Nitinol bezeichneten Materialien besitzen die stärksten FG-Effekte und sind temperatur- und korrosionsbeständig. Eine besonders für den Bereich der Bio- und Medizintechnik wichtige Eigenschaft ist die Biokompatibilität von NiTi. Nachteilig ist die schlechte Zerspanbarkeit und die hohen Kosten dieser Legierungsgruppe.

Binäre NiTi-Legierungen mit FG-Effekt haben in der austenitischen Hochtemperaturphase eine kubisch raumzentrierte (krz) Kristallstruktur (B2-Struktur). Bei der Phasenumwandlung zum Martensit entsteht eine monokline Kristallstruktur (B19'-Struktur) [19,21]. Beim thermischen Zyklieren tritt eine Hysterese von 20-40 K zwischen der Transformation von Austenit zu Martensit und der Rücktransformation auf.

In Abhängigkeit von der chemischen Zusammensetzung der Legierung und der thermomechanischen Vorbehandlung kann es bei NiTi-Basislegierungen zu einer Transformation in eine rhomboedrisch verzerrte Zwischenphase, der sogenannten R-Phase, kommen. Sie beginnt während des Abkühlens aus der Hochtemperaturphase bei der Starttemperatur R_s und endet mit R_f . Beim Zyklieren zwischen der austenitischen und der R-Phase tritt nur eine sehr kleine Hysterese im Bereich von 2 K auf. Sie wird durch den geringen Scherwinkel zwischen den beiden Phasen bestimmt, da hierbei nur geringe Gitterveränderungen und damit auch nur geringe Reibungseffekte auftreten. Durch die geringe Hysterese ist dieses Verhalten besonders interessant für die Aktorik [23]. Ein positiver Nebeneffekt ist eine geringe Ermüdung und eine enorme Langzeitstabilität. Andererseits sind die pseudoplastischen Dehnungen beim Einwegeffekt mit 0,5 % sehr klein. Diese Dehnungen lassen sich direkt aus dem Scherwinkel von $0,7^\circ$ ableiten. Typische Kristallstrukturen und deren Gitterkonstanten sind für NiTi in Abbildung 6 gezeigt.

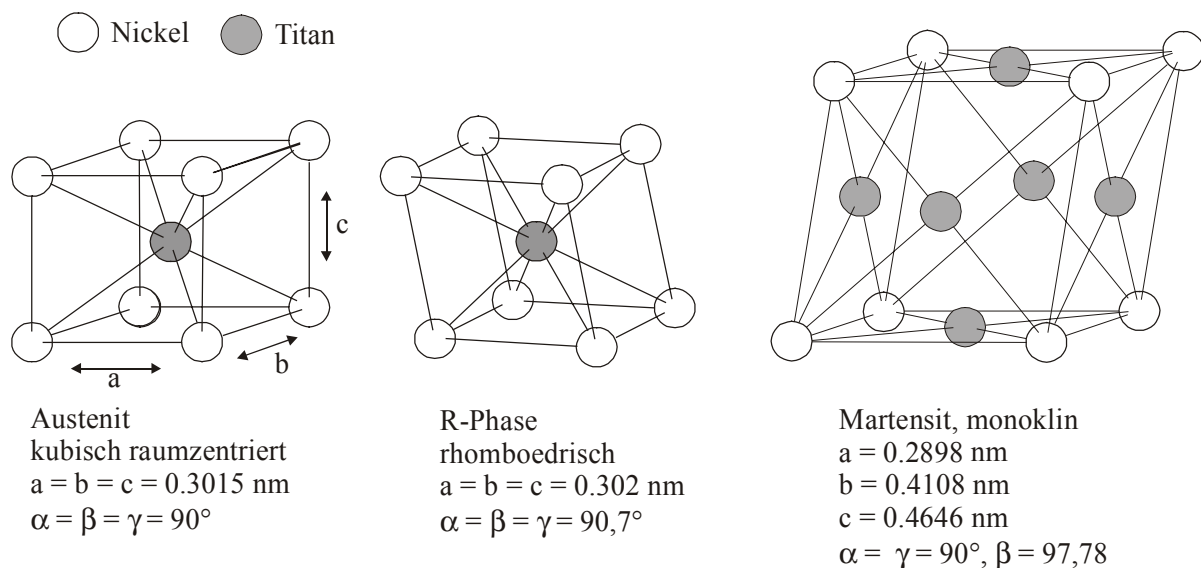


Abbildung 6: Kristallstrukturen und Gitterkonstanten der Hochtemperatur-, Zwischen- und Tieftemperaturphase für NiTi.

3.3 Materialherstellung

Es werden drei Verfahren zur Herstellung von Formgedächtnismaterialien eingesetzt, die sich in den erzeugten Materialdicken und deren Eigenschaften unterscheiden.

- Schmelzen mit anschließendem mechanischen Umformen durch Walzen oder Ziehen,
- Schmelzspinnen und
- Sputtern.

Industriell wird nur erstgenanntes Verfahren eingesetzt. Bei diesem werden durch Strangpressen eines Schmelzrohrlings sogenannte Knüppel hergestellt und anschließend zu Blechen gewalzt oder zu Drähten gezogen. Meiste Anwendung finden Drähte, welche auch in großer Auswahl erhältlich sind. Die Walzverfahren können in Warm- und Kaltwalzen eingeteilt werden.

Das problemlosere und weiter verbreitete Verfahren ist das Kaltwalzen. Dabei wird der Rohling bei Raumtemperatur auf weniger als 80 % seiner Dicke verdünnt. Ein anschließendes Wärmebehandeln mit „Abschrecken“ im Wasserbad ist Voraussetzung für die nächste Walzstufe um ein störungsfreies Gitter zu erhalten. Die Gesamtumformung beim Kaltwalzen resultiert aus elastischer, pseudoelastischer, plastischer und pseudoplastischer Verformung. Bei der Wärmebehandlung nimmt das Material durch den Formgedächtniseffekt wieder bis auf den Teil der plastischen Dehnung an Dicke zu. Eine bleibende defektfreie Verringerung der Materialdicke um mehr als 20 % ist pro Walzstufe beim Kaltwalzen nicht möglich.

Das Verfahren des Warmwalzens findet bei Temperaturen von 700 bis 850 °C statt. Zwischen den Walzstufen findet ebenfalls eine Wärmebehandlung mit anschließendem „Abschrecken“ im Wasserbad statt. Die Dickenreduktion beträgt 40 %, wobei allerdings häufig eine Versprödung des Materials auftritt.

Gewalzte NiTi-Bleche sind in Dicken bis 500 µm als Standardmaterial erhältlich. Dünnere NiTi-Bleche in Dicken bis 5 µm sind nur als Sonderanfertigung zu beziehen.

Beim Schmelzspinnverfahren (Meltspinning) wird die flüssige Schmelze unter Schutzgasatmosphäre auf eine kalte, rotierende Kupferwalze gegossen. Die Schmelze erstarrt beim Kontakt mit der Walze sehr schnell und kann direkt als 20 bis 60 µm dicker Endlosstreifen von der Walze abgeführt werden [24]. Dieses Verfahren befindet sich noch in der Entwicklung und wird meist nur in Forschungseinrichtungen angewendet. Ein besonderer Vorteil des Verfahrens liegt in dem schnellen Abkühlen der Schmelze, wodurch auch Sonderlegierungen hergestellt werden können [25].

Für Schichten von weniger als 20 µm Dicke ist das Sputterverfahren besonders geeignet. Bei diesem Verfahren werden Argonionen beschleunigt auf ein Grundsubstrat, das sogenannte Target, geschossen. Diese schlagen dort Metallatome aus dem Target heraus, welche sich anschließend auf dem Substrat abscheiden. Die ersten gesputterten NiTi-Filme wurden 1990 vorgestellt [26]. Inzwischen wurden auch NiTiCu- und NiTiPd-Filme erfolgreich hergestellt [27,28].

Im Rahmen dieser Arbeit werden ausschließlich kaltgewalzte Bleche mit 100 und 200 µm Dicke verwendet. Greifer aus dünneren Schichten herzustellen ist für den geplanten Einsatzbereich nicht sinnvoll, da die Greifkraft und die Stabilität des Greifers für den Einsatz in der Handhabungstechnik zu gering wird.

3.3.1 Verwendete Materialien

Die in dieser Arbeit verwendeten Bleche aus NiTi stammen von der Universität Tsukuba (Japan) [29]. Nach Angaben des Herstellers wurden die Folien durch mehrfaches Kaltwalzen und Zwischenglühen hergestellt. Die Wärmebehandlung erfolgte im Vakuumofen. Die Eigenschaften der Materialien werden ausführlich in Kapitel 4.1 beschrieben.

3.3.2 Konditionierung des Materials

Durch den Herstellungsprozess mittels Kaltumformen entsteht im Material eine mit Versetzungen durchzogene Gitterstruktur, die den Formgedächtniseffekt behindert. Hinzu kommt eine etwa 1 μm dicke Oxidschicht auf der Oberfläche des Materials. Diese muss vor einer weiteren Wärmebehandlung entfernt werden, damit während der thermischen Behandlung der Sauerstoffgehalt im Material nicht ansteigt. Die eindiffundierenden Sauerstoffatome würden den Formgedächtniseffekt behindern und zu einer Versprödung des Materials führen.

Um dies zu verhindern, werden die Bleche erst in einem Isopropanol-Bad entfettet und anschließend die Oxidschichten der Bleche in einer Ätzlösung aus Flusssäure und Salpetersäure im Ultraschallbad entfernt. Anschließend werden die Bleche gereinigt und in Vakuum (10^{-4} mbar) für 20 Minuten bei 530 °C getempert. Dabei rekristallisiert das Gefüge des Materials und die Gitterfehler heilen aus.

Der verwendete Temperofen besteht aus einem evakuierbaren Quarzglasrohr, welches in einen Strahlungssofen gelegt wird. Die zu tempernde Probe befindet sich dabei in einer Spannvorrichtung in dem Glasrohr. Die Spannvorrichtung unterstützt das Einprägen des Bleches in möglichst ebenem Zustand. Dies ist für das Laserschneiden von großer Bedeutung, da bei Unebenheiten im Schnittweg des Lasers die Fokussierung auf dem Blech ungenauer wird.

Um eine möglichst sauerstofffreie Vakuumumgebung zu schaffen wird der Ofen vor der Evakuierung mit hochreinem Stickstoff gespült und anschließend evakuiert. Nach dem Tempervorgang wird das Quarzglas aus dem Ofen entnommen und mit Stickstoff gespült, wodurch das Abkühlen deutlich beschleunigt wird.

3.3.3 Verfahren zur Strukturierung von Formgedächtnislegierungen

Zur Strukturierung von Formgedächtnislegierungen stehen mehrere Verfahren zur Auswahl. Eine mechanische Bearbeitung ist bei den lateralen Abmessungen und den geforderten Schnittgenauigkeiten des Greifers nicht mehr möglich. Daher stehen typische Mikrostrukturierungsverfahren wie Laserschneiden, Erodieren, und lithographische Verfahren zur Auswahl. Das mechanische Herstellungsverfahren des Stanzens wäre für größere Stückzahlen sehr interessant und moderne Stanzverfahren erlauben auch die geforderte Strukturgenauigkeit. Für eine Einzelfertigung ist es jedoch zu aufwendig das dafür nötige Stanzwerkzeug zu fertigen. Lithographische Verfahren, kombiniert mit nasschemischem Ätzen sind besser für Materialien im Dickenbereich von weniger als 50 μm geeignet. Für die verwendeten NiTi-Bleche im Dickenbereich von 100 bis 230 μm hat sich das Laserschneiden als am besten geeignetes Verfahren aufgrund seiner Genauigkeit und Flexibilität erwiesen.

3.3.3.1 Mikrostrukturierung durch Laserschneiden

Zur Strukturierung von NiTi-Blechen mittels Laserschneiden wird ein Nd:YAG-Festkörperlaser verwendet. Bei diesem wird ein mit Neodym dotierter Einkristall aus Yttrium-Aluminium-Granat durch Photonenbeschuss mittels einer gepulsten Blitzlampe zur Emission von kohärentem Licht der Wellenlänge 1064 nm angeregt. Durch Fokussierung des kohärenten Lichtes auf den Schnitt wird das Material teilweise verdampft und teilweise geschmolzen.

Ein Gasstrom von Schutzgas sorgt während des Schneidens für ausreichende Kühlung und einen besseren Materialabtrag. Abbildung 7 zeigt schematisch den Aufbau der Laseranlage zur Mikrostrukturierung. Das vom Laser (a) emittierte kohärente Licht wird am Spiegel (b) zur Fokussierungseinheit umgeleitet. Die Linse (c) fokussiert den Strahl auf die Probe (g). Durch die Düse (e) wird das Prozessgas (f) durch den Schnittspalt geblasen, wo es das aufgeschmolzene Material von der Probe (g) nach unten herausbläst. Der X-Y-Tisch (h) verschiebt die Probe (g) entsprechend der Schnittführung in X- und Y-Koordinaten. Als Prozessgas (f) wird Argon verwendet und dieses erfüllt gleichzeitig auch die Funktion des Schutzgases (d). Durch Verwendung einer CAD-CAM-Schnittstelle (Computer Aided Design, Computer Aided Manufacturing) können beliebige Geometrien vorgegeben werden, die dann aus der Folie herausgeschnitten werden.

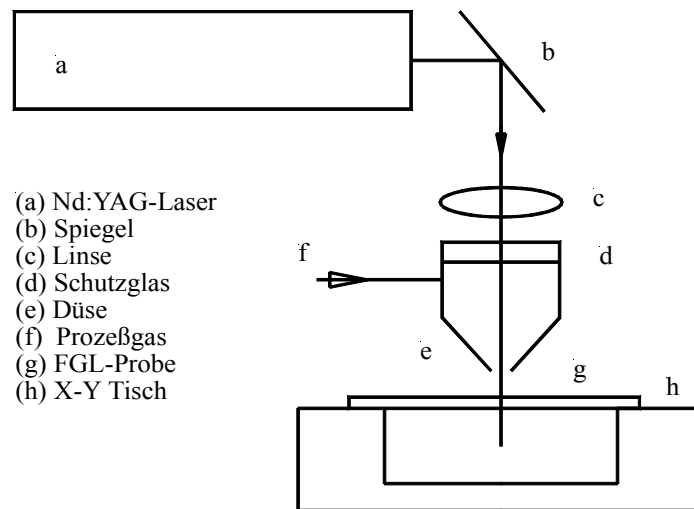


Abbildung 7: Aufbau der Laseranlage zur Mikrostrukturierung.

3.3.3.2 Mikrostrukturierung durch Erodieren

Neben der Lasertechnik ist auch das Verfahren der Funkenerosion für die Einzelfertigung zur Strukturierung von NiTi geeignet. Hierbei wird der Materialabtrag durch viele kurz nacheinander folgende elektrische Funken zur Strukturierung des Materials genutzt. Die elektrischen Funken erzeugen an der Oberfläche des Materials mikroskopische Krater. Der Abtrag findet jedoch nicht einseitig nur am Bauteil statt, sondern es wird auch an der strukturierenden Elektrode Material abgetragen. Durch Funkenerosion kann jeder elektrisch leitende Werkstoff unabhängig von seiner Härte und Spanbarkeit strukturiert werden.

Es existieren unterschiedliche Arten des Funkenerodierens [30], verschieden durch die Art der abtragende Elektrode und die erzeugte Struktur. Zur Oberflächenstrukturierung können Gegenformen oder Senkelektroden verwendet werden. Diese werden in geringem Abstand zu der Oberfläche des Werkstückes gehalten, bis durch den Funkenabtrag die gewünschte Struktur erreicht ist.

Zum Schneiden von Strukturen werden meist Drahtelektroden verwendet. Diese werden, wie in Abbildung 8 schematisch gezeigt, kontinuierlich durch den Schnittspalt gezogen. Dadurch kann eine Änderung der Schnittbreite durch den Abtrag an der Drahtelektrode verhindert werden. Die Drähte bestehen je nach gewünschter Abtragsstärke, Schnittqualität und dem zu bearbeitenden Werkstoff aus Kupfer oder Messing in Drahtstärken von 20 μm bis 250 μm . Im Schnittspalt befindet sich während des Abtragens ein Dielektrikum. Dieses bewirkt, dass die Entladung an der Stelle der geringsten Spaltbreite gebündelt wird. In dem Entladungskanal entstehen sehr hohe Temperaturen die den Werkstoff verdampfen oder schmelzen. Durch das

Dielektrikum wird das Werkstück zusätzlich gekühlt und abgetragenes Material aus dem Schnittspalt gespült.

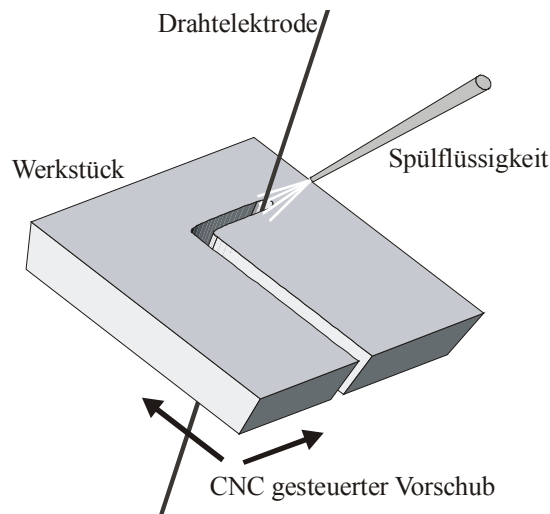


Abbildung 8: Funkenerodierendes Strukturieren am Beispiel des Drahterodierens.

3.3.4 Designentwicklung und Spannungsoptimierung

Bei der Entwicklung von Mikroaktoren aus Formgedächtnislegierungen versucht man im Allgemeinen eine dauerhafte Schädigung des Gefüges und damit einen Verlust an Formgedächtniseffekt zu vermeiden. Um große Kräfte und Stellwege über Formgedächtniseffekte zu erzielen, sollte möglichst viel Volumen des Materials in den Effekt mit einbezogen werden, ohne dabei einzelne Bereiche zu überlasten. Die direkte Konsequenz daraus ist, dass ein Bauteil, welches für Formgedächtniseffekte effektiv genutzt werden soll, auf homogene Spannungsverläufe und damit homogene Dehnungsverteilungen formoptimiert werden muss [35].

3.3.4.1 Konventionelle Methoden

Bei einfachen Geometrien bietet sich eine analytische Formoptimierung an. Dabei werden die durch die Belastung der Struktur verursachten Momenten- und Kräfteverläufe im Material berechnet und diesen entsprechend eine nötige Geometrievariation des Bauteils ermittelt. Im Folgenden wird an Hand einer einfachen Biegebalkenstruktur solch eine analytische Spannungsoptimierung exemplarisch durchgeführt.

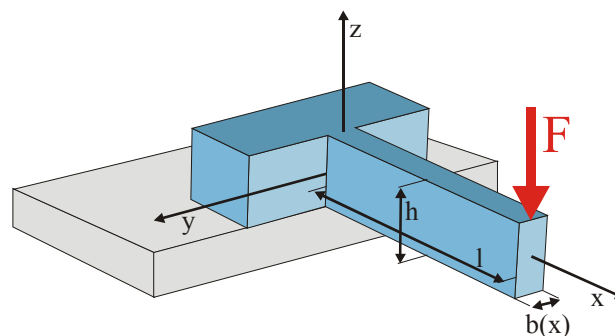


Abbildung 9: Belastungsfall einer einseitig fest eingespannten Biegebalkenstruktur mit Punktlast am Ende.

Der zu berechnende Belastungsfall ist in Abbildung 9 dargestellt. Es ist ein einseitig fest eingespannter Balken mit einer Punktbelastung am Ende. Dabei ergibt sich die folgende Spannungsverteilung im Bauteil [31]:

$$\sigma(x, z) = \frac{M_b(x)}{I_y(x)} \cdot z \quad (3.17)$$

Aus dem Belastungsfall an dem Balken der Länge l resultiert ein linearer Verlauf des Biegemomentes:

$$M_b(x) = F \cdot (l - x) \quad (3.18)$$

Für einen rechteckigen Querschnitt der Breite $b(x)$ und der Höhe $h(x)$ ergibt sich folgendes Flächenträgheitsmoment $I_y(x)$:

$$I_y(x) = \frac{b(x) \cdot h(x)^3}{12} \quad (3.19)$$

Der Einfachheit halber wird angenommen, dass der Balken aus Blechmaterial hergestellt wird, wodurch die Höhe konstant ist, demnach $h(x) = h$. Zur Spannungsoptimierung wird nur die Balkenbreite variiert. Entlang der Höhe der Struktur liegt das Spannungsmaximum immer im Randbereich, also bei $z = h/2$.

$$\sigma_{\max}(x) = \sigma(x, z = h/2) = \frac{M_b(x)}{I_y(x)} \cdot \frac{h}{2} \quad (3.20)$$

Ziel der Optimierung ist eine homogene Spannungsverteilung am Bauteil. Die Randspannung sollte also konstant bleiben sowie die zulässige Spannung σ_{zul} nicht überschreiten. Damit gilt als Optimierungsvorgabe: $\sigma_{\max}(x) = \text{konst} \leq \sigma_{\text{zul}}$. Es ergibt sich aus (3.17-3.20) der folgende Verlauf der optimierten Balkenbreite $b(x)$:

$$b(x) = \frac{M_b(x) \cdot 6}{\sigma_{\max} \cdot h^2} = \frac{6 \cdot F \cdot l}{\sigma_{\max} \cdot h^2} \cdot \left(1 - \frac{x}{l}\right) = \text{konst} \cdot \left(1 - \frac{x}{l}\right) \quad (3.21)$$

Die Breite des Balkens muss für eine optimale Spannungsverteilung also linear abnehmen je näher man an die Punktbelastung kommt.

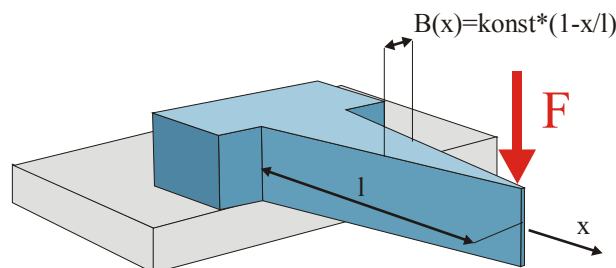


Abbildung 10: Optimierte Biegebalkenstruktur mit homogener Spannungsverteilung.

Im allgemeinen ist eine analytische Spannungsoptimierung zwar möglich, jedoch für kompliziertere Bauteilgeometrien und Belastungsfälle so aufwendig, dass computerunterstützte numerische Lösungsverfahren erforderlich sind. Als Beispiel solcher Lösungsverfahren wird die Methode der finiten Elemente im Folgenden beschrieben.

3.3.4.2 FEM-Verfahren

Die Methode der finiten Elemente FEM (Finite Element Method) [31,32,33] reduziert die Belastung einer komplizierten Geometrie mit inhomogener Belastung auf viele aneinander-grenzende kleine Einzelemente mit einfacher Geometrie, die sogenannten finiten Elemente. Über Eckpunkte, die sogenannten Knotenpunkte, werden die Elemente miteinander verknüpft. Das Bauteil wird dabei in so kleine Elemente eingeteilt, dass in ihnen von einer homogenen Belastung ausgegangen werden kann. Dadurch ist eine numerische Lösung linearer sowie auch nichtlinearer Gleichungssysteme bei vielen Problemstellungen bezüglich Festigkeitsfragen, Strömungsverläufen, Temperaturverteilungen, magnetischen Fragestellungen und vielem mehr möglich.

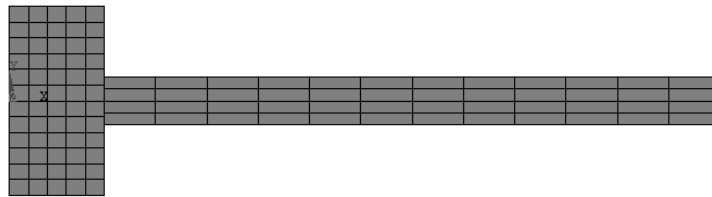


Abbildung 11: Netz aus finiten Elementen zur numerischen Lösung linearer Gleichungssysteme und anschließender Spannungsoptimierung am Beispiel einer Biegefeder.

3.3.4.3 Spannungsoptimierung mittels CAO

Das Ziel einer Spannungsoptimierung ist durch zwei Punkte zu beschreiben [34,35]. Diese sind:

- Eine homogene Spannungsverteilung ($\sigma = \text{konst}$), deren
- homogene Spannung in einem optimalen Bereich liegt ($\sigma_{\min} < \sigma_{\text{hom}} < \sigma_{\max}$).

Bei der Spannungsoptimierung mit Hilfe von CAO (Computer Aided Optimization) wird das FEM-Verfahren als Basis benutzt, um die Belastungen und die Spannungen im Bauteil nach jedem Optimierungsschritt neu zu ermitteln. Hierzu wurde eine von Prof. Mattheck im Forschungszentrum entwickelte Gestaltoptimierungsstrategie [36,37,38] der Spannungsminimierung an das Optimierungsziel der Spannungshomogenisierung angepasst und über eine Batch-Programmierung in das kommerziell erhältliche FEM-Programm ANSYS implementiert.

Die Gestaltoptimierungsstrategie von Mattheck orientiert sich am biologischen Wachstum am Beispiel vom Baum- und Knochenwachstum. So besitzen Bäume in den äußeren Bereichen des Stammes zwischen Holz und Rinde eine Wachstumsschicht, das sogenannte Kambium. Diese Schicht reagiert mit der Bildung von dickeren Jahresringen auf lokal überhöhter Spannung, wodurch der Spannungsüberhöhung entgegengewirkt wird. Beim Knochenwachstum kann neben dem Hinzufügen von Material an stark belasteten Stellen auch in weniger belasteten Zonen Material abgebaut werden. Dadurch wird eine Leichtbauweise und eine homogene Spannungsverteilung erreicht. Genau diese zwei Wachstumsarten wurden auf die Spannungsoptimierung übertragen.

- Grundidee: Verstärken des Materials entsprechend der Belastungen
- Optional: Entfernen von unbelastetem Material (Gewichtseinsparung)

Als Ausgangspunkt steht ein Modell eines zu optimierenden Bauteils mit den entsprechenden Belastungen. Das Modell wird, wie in Abbildung 12 gezeigt, analog zum Kambium des Baumes mit einer Schwellschicht in den Randschichten der belasteten Bereiche ausgestattet. In einem ersten Schritt, dem Analyseschritt, werden mit der FE-Methode die mechanischen

Spannungen im Bauteil berechnet. Anschließend wird das Bauteil, in einer vorher definierten Schwellenschicht, entsprechend den mechanischen Belastungen mit fiktiven thermischen Belastungen beaufschlagt, wodurch über thermische Dehnungen der zweite Schritt, der Schritt des Schwellens, ausgelöst wird. Hierbei ist die thermische Belastung die alleinige Belastung im Bauteil und bewirkt eine Wärmeausdehnung in den „heißen“, also den stärker belasteten Bereichen. Die zuvor höchstbelasteten Bereiche sind nun die heißesten und dehnen sich daher am stärksten aus. Während dieser Wärmedehnung wird die Schwellenschicht „weich“ gemacht um mögliche Verspannungen mit der darunter befindlichen Reststruktur auszuschließen. Optional kann zu dem „Anwachsen“ auch eine Materialabnahme aktiviert werden und damit biologisches Knochenwachstum simuliert werden.

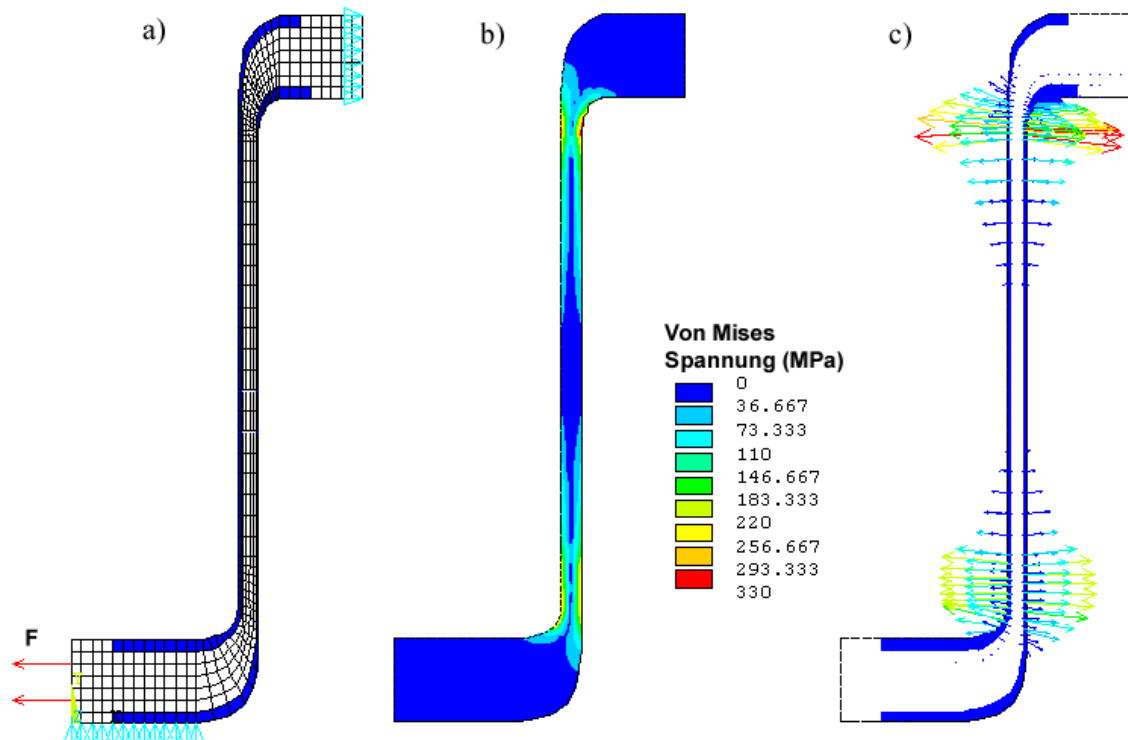


Abbildung 12: Modell des Belastungsfalles mit Schwellenschicht (a), berechnete Spannungsverteilung (b) und die Vektoren des Schwellvorgangs (c).

Nach diesem Verfahren „wächst“ das Bauteil an allen Bereichen, an denen eine Spannung im Material anliegt. Dies führt letztendlich zu einer Spannungsminimierung. Eine derartige Spannungsminimierung führt zu einer Versteifung des Bauteils. Dabei kann es leicht zu einem Überwachsen der Strukturen kommen. Abbildung 13 zeigt die Iterationsschritte einer Spannungsoptimierung nach diesem Verfahren.

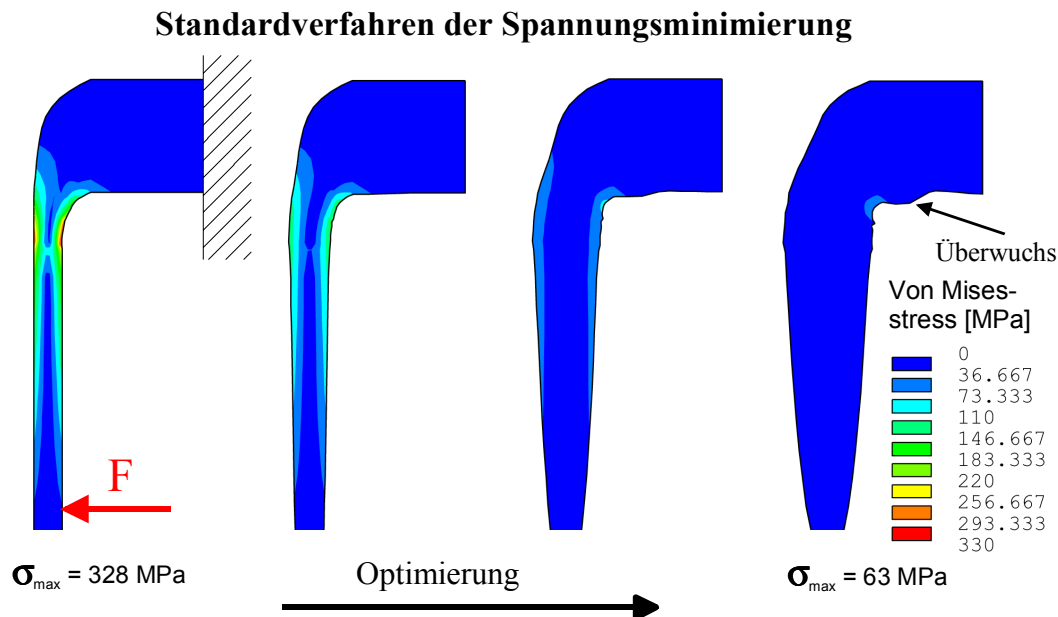


Abbildung 13: CAO-Verfahren der Spannungsminimierung mit deutlichen Zeichen des Überwachens der Struktur.

Es ist dabei deutlich erkennbar, dass die Struktur überwächst. Schon nach wenigen Iterationsschritten geht in dem gesamten Bauteil die Spannung zurück. Bevor jedoch die Spannung den gewünschten Grenzwert von 60 MPa erreicht fängt die Struktur an zu überwachsen, es bilden sich Kerben und damit Kerbspannungen, die maximale Spannung nimmt wieder zu.

Mit dem Ziel, einen möglichst großen Anteil des Bauteiles für den Formgedächtniseffekt zu nutzen, sollten jedoch die Dehnungen bzw. die Spannung in einem möglichst großen Bereich diesen Grenzwert erreichen. Daher sind die folgenden Änderungen in dem Verfahren nötig:

- Definition eines optimalen Spannungsbereiches für FGL-Aktoren (σ_{\min} , σ_{\max}),
- Wachstum findet nur in dem definierten Spannungsbereich $\sigma_{\min} < \sigma < \sigma_{\max}$ statt,
- Materialabnahme in zu wenig belasteten Bereichen $\sigma < \sigma_{\min}$,
- Materialabnahme nur bis zu einer definierten Minimalstruktur. Im aktuellen Fall ist durch das Laserschneiden eine minimale Stegbreite von 40 μm vorgegeben.
- Abbruchkriterium: Spannung des zu optimierenden Bereiches liegt vollständig im definierten Spannungsbereich ($\sigma_{\min} < \sigma_{\text{hom}} < \sigma_{\max}$).

Die Optimierungsstrategie wurde entsprechend verändert. Geht man dabei von einer Struktur mit minimalen Abmessungen aus und lässt diese anwachsen, so ist eine Materialabnahme nicht mehr nötig. Aus diesem Grund wurden alle in dieser Arbeit vorgenommenen Spannungsoptimierungen mit dem Verfahren der Spannungshomogenisierung und reinem Wachstum durchgeführt. Als Abbruchkriterium für die Optimierungsroutine wird demnach eine Grenzspannung definiert, die unterschritten werden soll. Sobald in allen Bereichen die vorhandene Spannung unter diesen kritischen Wert gesunken ist, sieht das Programm die Aufgabe der Optimierung als erfüllt an und beendet die Routine. Abbildung 14 zeigt das Ablaufschema des modifizierten Verfahrens.

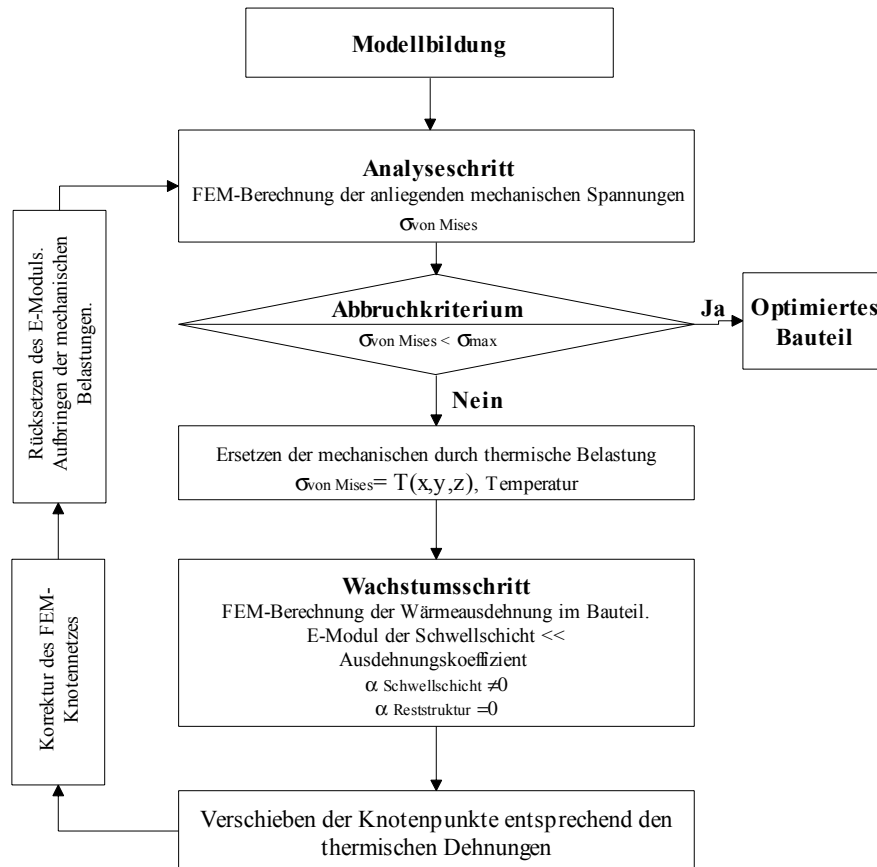


Abbildung 14: Ablaufschema des modifizierten CAO-Verfahrens, Wachstum wird durch spannungsgesteuerte Wärmeausdehnung simuliert.

Mit dem für FGL-Bauteile modifizierten Verfahren erreicht man, wie in Abbildung 15 zu sehen, einen sehr weiten und homogenen Spannungsverlauf, der ein Optimum an Formgedächtniseffekt ausnutzt. Die Spannung liegt beinahe im gesamten Bereich des Biegebalkens auf dem gewünschten Wert von 60 MPa, ohne dass die Struktur überwächst oder versteift.

Verfahren der Spannungshomogenisierung

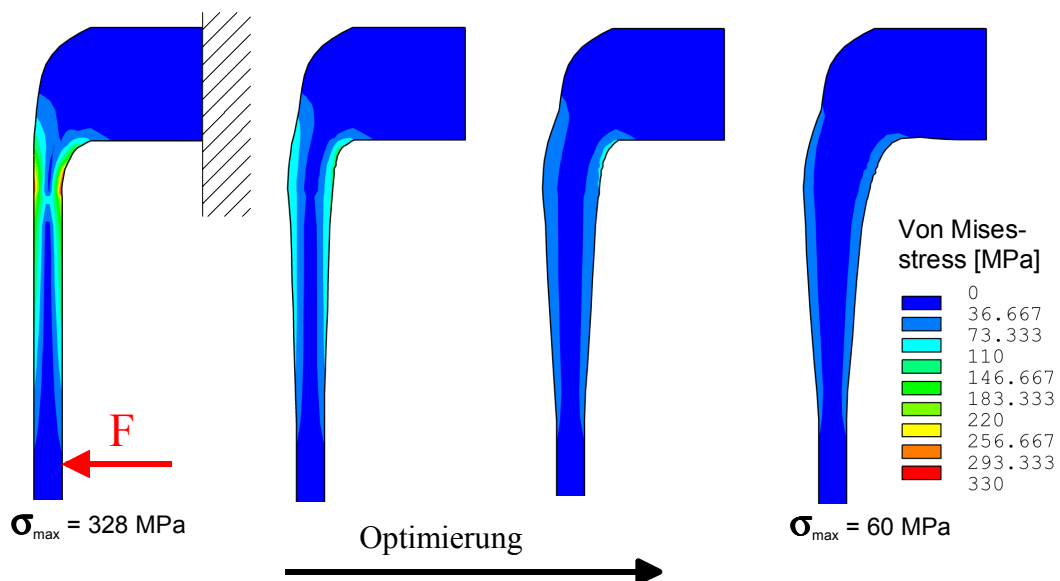


Abbildung 15: CAO-Verfahren der Spannungshomogenisierung.

3.4 Materialuntersuchungsmethoden

Für die Entwicklung und Dimensionierung von Mikroaktoren ist die Kenntnis der temperaturabhängigen elektrischen und mechanischen Eigenschaften unerlässlich. So ist für die Auslegung eines elektrisch betätigten FGL-Aktors mit die wichtigste Kenngröße der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Temperatur-Kennlinie in Abhängigkeit des Gefüges sowie die zur Umwandlung nötige Heizleistung. FGL-Aktoren werden in der Mikrotechnik meist elektrisch beheizt. Zusätzliche Information über den Gefügestand bekommt man über den Widerstand, da dieser ein Maß für die Gefügestandumwandlung ist. Weitere wichtige Kenngrößen sind:

- Umwandlungstemperaturen,
- elektrischer Widerstand,
- maximale Spannung σ_{\max} ,
- maximale Dehnung ϵ_{\max} ,
- E-Modul,
- Wärmeleitfähigkeit und
- Wärmekapazität c_p .

Im Folgenden sollen die hier verwendeten Methoden der Charakterisierung der elektrischen, mechanischen und thermischen Eigenschaften sowie auch die Programmierung der Versuchsaufbauten erläutert werden.

3.4.1 Elektrische und mechanische Eigenschaften

Zur Charakterisierung eben dieser Kenngrößen werden, wie in Abbildung 16 gezeigt, Doppelbiegebalken sowie in einem späteren Schritt auch Einzelelemente des Greifers verwendet. Diese auf einem keramischen Substrat (0.6 mm Al_2O_3 Sinterkeramik) befestigten Teststrukturen werden mit unterschiedlichen Lasten in Form von kalibrierten Mikrogewichten belastet. Gleichzeitig wird die Auslenkung der Struktur und der elektrische Widerstand in Abhängigkeit von der Temperatur oder der Heizleistung ermittelt.

Um den Widerstand exakt bestimmen zu können, wird über die 4-Punkt-Methode die Spannung und der dabei fließende Strom separat am Aktor gemessen. Damit werden der Widerstand der Leitungen, sowie die Übergangswiderstände an den Kontakten umgangen, welche bei den geringen Widerständen der Strukturen im Bereich von weniger als 1Ω einen Fehler in gleicher Größenordnung hervorrufen würden. Mit den verwendeten Messgeräten HP 34401A und Fluke 45 kann der Widerstand mit einer Genauigkeit von weniger als 0.002Ω ermittelt werden.

Zur Messung des Einflusses der Heizleistung wird diese über steuerbare Netzteile in einer Treppenfunktion proportional geregelt und auf jeder Stufe die Auslenkung ermittelt.

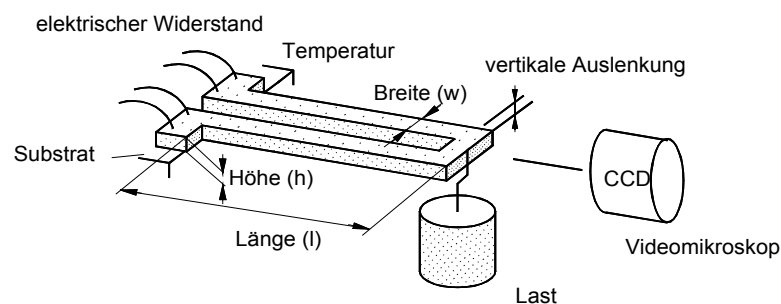


Abbildung 16: Schematischer Aufbau zur Messung der mechanischen und elektrischen Kenngrößen.

Zur Ermittlung des Temperatureinflusses auf die Messgrößen wird hier ein Kryostat verwendet. Dadurch wird eine homogene Temperaturverteilung unter genauer Temperaturvorgabe über einen längeren Zeitraum erreicht, so dass sich im Aktor ein stationärer Zustand einstellen kann. Die Auslenkung der Biegebalken wurde dabei über ein Videomikroskop rückwirkungsfrei mit einer Genauigkeit von $\pm 2 \mu\text{m}$ ermittelt. Der dabei verwendete Kryostat ist in Abbildung 17 dargestellt. Dieser besteht aus einem Druckbehälter (h), der mittels Vakuumpumpe (g) auf ein Isoliervakuum von $< 10^{-3}$ mbar evakuiert werden kann. Die Probe (a) befindet sich auf dem Probenhalter (b) im Zentrum des Strahlungsschildes (e). Über den direkten Kontakt des Probenhalters (b) mit der Heizung (c) und der Kühlung (d) kann die Temperatur der Probe genau eingestellt werden. Das Kühlelement (d) wird kontinuierlich mit einem konstanten Strom von flüssigem Stickstoff (i,k) durchströmt. Zur Regulierung der Temperatur wird die Heizung (c) mit einem PID-Regler (m) (P_roportionalitäts-, I_ntegrations- und D_ämpfungsglied) angesteuert. Die Temperatur der Probe wird mit einem PT100 Thermoelement (l) direkt unter der Probe (a) an dem keramischen Probenträger ermittelt. Die mechanische Auslenkung der Probe kann durch das Fenster (f) mit Hilfe eines Videomikroskopes ausgemessen werden. Beim Messen in thermisch stationärem Zustand sind, ermöglicht durch das Isoliervakuum des Druckbehälters und das Strahlungsschild, die Temperaturverluste sowie Temperaturzunahmen im Gleichgewicht. Bei diesem Aufbau ist eine Messung von $-50 \text{ }^\circ\text{C}$ bis $+200 \text{ }^\circ\text{C}$ möglich.

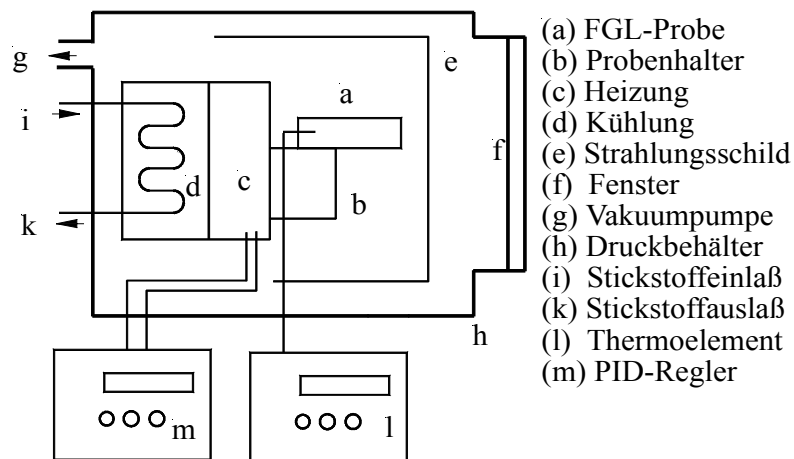


Abbildung 17: Schematischer Aufbau der Messung des elektrischen Widerstands und die mechanische Auslenkung als Funktion der Temperatur im Kryostaten.

3.4.2 Thermische Eigenschaften

3.4.2.1 Phasenumwandlungstemperaturen und Wärmekapazität

Eine sehr exakte Methode zur Bestimmung der Umwandlungstemperaturen sowie der Wärmekapazität ist die dynamische Differenzen-Kalorimetrie (DSC Difference Scanning Calorimetrie) [39].

Bei diesem Verfahren wird die zu untersuchende Probe sowie eine Referenzprobe mit einem Temperaturgefälle beaufschlagt. Dadurch entsteht ein Wärmestrom durch die Probe. Dieser Wärmestrom wird bei beiden Proben kontinuierlich gemessen und miteinander verglichen, während die Probentemperatur über den zu untersuchenden Temperaturbereich mit einer Geschwindigkeit von 10 K/min zyklisch verfahren wird. Die verwendete Referenzprobe muss aus einem Material bestehen, welches in dem Temperaturbereich keine kristallographische Umwandlung aufweist. Ein häufig verwendetes Referenzmaterial ist Saphir.

Kommt es in der Probe zu einer Gefügetransformation, so wird durch die Transformationsenthalpie Wärmeenergie verbraucht bzw. frei, was sich wiederum im Wärmefluss der Probe auswirkt. Dadurch entsteht eine Differenz der Wärmeströme von der Probe und der Referenz, wodurch sich die Transformationstemperaturen bestimmen lassen. Aus den Wärmeströmen kann die Wärmekapazität ermittelt werden.

In Abbildung 18 ist eine typische Kennlinie einer DSC-Analyse einer NiTi-Formgedächtnislegierung gezeigt. Über die Schnittpunkte der Tangenten der Grundlinie mit denen der Flanken der Transformationspeaks können die Phasentransformationstemperaturen bestimmt werden. Es zeigen sich in der in Abbildung 18 gezeigten Kurve beim Abkühlen die für NiTi typischen zwei Phasentransformationen für die rhomboedrische und die martensitische Phase. Beim Aufwärmen wird nur ein Peak für die austenitische Phasentransformation registriert.

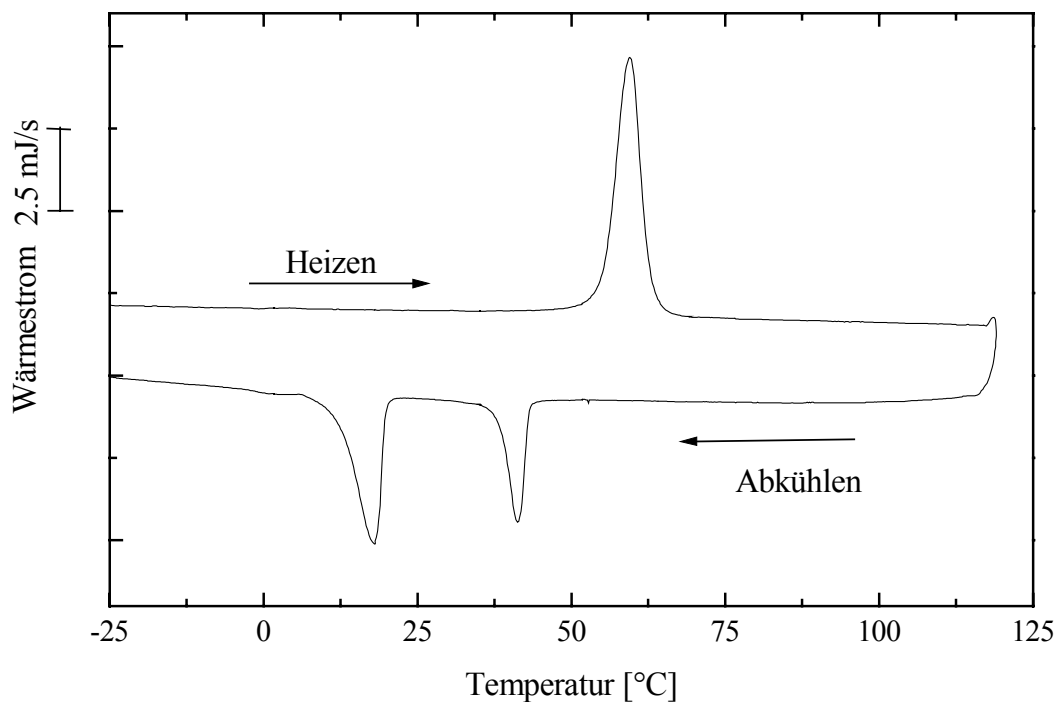


Abbildung 18: Charakteristische Kennlinie einer DSC-Kennlinie einer NiTi-Formgedächtnislegierung.

Wenn sich die Wärmekapazität der Probe von der Referenz unterscheidet, entsteht beim linearen Aufheizen eine Wärmestromdifferenz. Diese ist proportional zur Wärmekapazität der Probe und zur Heizrate. Für eine definierte Heizrate wird meist das sogenannte Iso-Rampe-Iso-Verfahren angewendet. Hierbei wird von einem isothermen Anfangszustand mit definierter Heizrate auf einen zweiten isothermen Zustand verfahren. Aus der Differenz der Wärmeströme kann dann die Wärmekapazität bestimmt werden. Abbildung 19 zeigt den typischen Verlauf einer Wärmekapazitätsmessung an NiTi. Der Peak bei 60 °C entsteht durch die Phasenumwandlung und ist nicht aussagekräftig für die Wärmekapazität.

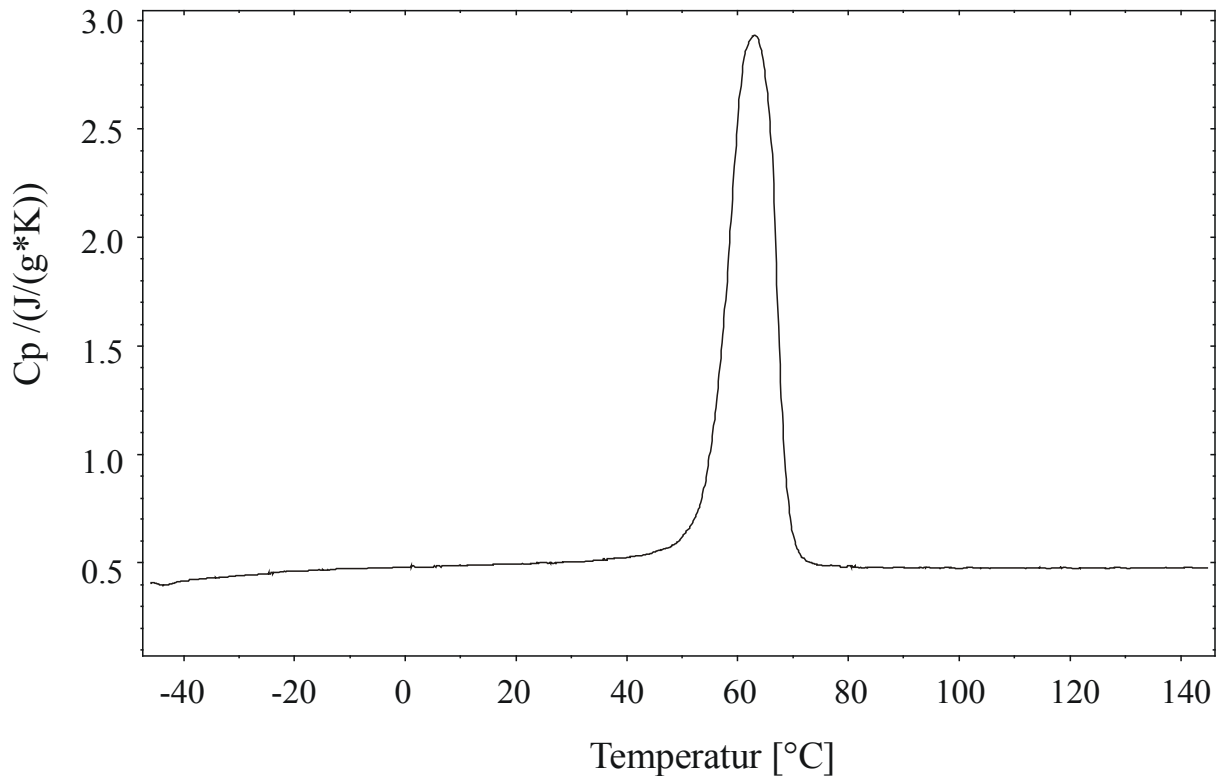


Abbildung 19: Messung der Wärmekapazität von NiTi. Der Mittelwert beträgt: $C_p = 0.501 \text{ J/(g}\cdot\text{K)}$.

3.4.2.2 Wärmeleitfähigkeit

Für eine zerstörungsfreie Messung der Wärmeleitfähigkeit von dünnen Schichten bieten sich photothermische Verfahren an. Dabei werden durch Einstrahlen von intensitätsmoduliertem Licht thermische Wellen an der Oberfläche der Probe erzeugt und deren zeitlicher Verlauf ermittelt [40,41]. Thermische Wellen sind räumlich und zeitlich periodische Temperaturoszillationen. Sie unterliegen einer starken Dämpfung. Daher ist ihre Reichweite stark begrenzt. Die Eindringtiefe ist von der Modulationsfrequenz des eingestrahlenen Lichtes sowie der Wärmeleitfähigkeit des Materials abhängig [42]. In Werkstoffen mit hoher Wärmeleitfähigkeit (z.B. Kupfer) kann die Eindringtiefe bis zu einigen Millimetern, bei schlechten Wärmeleitern auch nur wenige Hundert Mikrometer betragen. Erhöht man die Modulationsfrequenz, so nimmt die Eindringtiefe ab.

Durch eine Variation der Frequenz können damit Tiefenprofile des Materials erstellt werden. Da Strukturfehler und Defekte thermische Wellen streuen, kann mit dieser Methode auch eine Strukturanalyse erstellt werden.

Um die Wärmewellen zu analysieren, werden unterschiedliche Verfahren verwendet. In Abbildung 20 sind die am häufigsten verwendeten Methoden schematisch dargestellt [43].

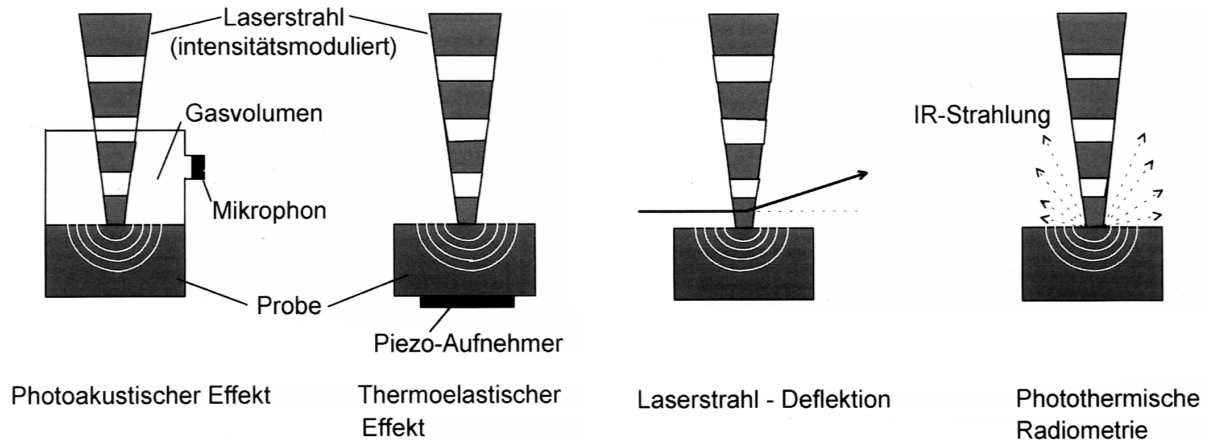


Abbildung 20: Schematische Darstellung der Verfahren zur Analyse der Wärmewellen bei photothermischen Methoden zur Bestimmung der Wärmekapazität [43].

3.4.2.3 Wärmebildaufnahmen

Die Kenntnis der Temperaturverteilung ist wichtig, um beurteilen zu können, in welchen Bereichen der Aktor bereits über die Transformationstemperatur erwärmt wurde und ob einzelne Bereiche überhitzen.

Eine Temperaturmessung über aufgebrachte Thermoelemente ist an Mikrostrukturen nicht möglich, da die Wärmeabfuhr durch den Kontakt mit dem Aktor so stark wäre, dass mit diesen Messwerten keinerlei Aussage getroffen werden könnte. Temperaturmessungen an Mikrostrukturen sind generell nur durch kontaktlose Verfahren möglich.

Ein dazu geeignetes Verfahren ist die Thermographie. Hierbei wird lediglich die Wärmestrahlung gemessen ohne den Aktor selbst zu beeinflussen. Die von einem Körper abgegebene Wärmestrahlung ist gegeben durch die Emission E_s :

$$E_s = \varepsilon_s \cdot \sigma_s \cdot T^4 \quad (3.22)$$

Sie entspricht der abgestrahlten Wärme pro Flächeneinheit, ist also von der Temperatur T , dem Strahlungskoeffizienten σ_s ($\sigma_s = 5,56 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2$), und vom Wärmeabstrahlkoeffizienten ε_s abhängig [31]. Da die Temperatur die gesuchte Größe ist, bleibt als Unbekannte der Wärmeabstrahlkoeffizient ε_s . Reelle Körper emittieren weniger Wärme als ein ideal strahlender Körper, ein sogenannter „schwarzer Strahler“. Der Wärmeabstrahlkoeffizient ε_s gibt an, wie viel im Vergleich zu einem „schwarzen Strahler“ der Körper an Wärme emittiert.

Eine Bestimmung des Wärmeabstrahlkoeffizienten von NiTi ist jedoch nicht sinnvoll, da die Oberfläche der Strukturen durch die Wärmeeinwirkung des Lasers während des Herstellungsverfahrens unterschiedlich verfärbt wird. Diese Felder mit unterschiedlicher Färbung bewirken einen inhomogenen Wärmeabstrahlkoeffizienten, wodurch keine repräsentativen Messergebnisse erzielt werden können. Um dieses Problem zu umgehen, wurden die Aktoren mit Graphitlack beschichtet. Dieser besitzt annähernd den Wärmeabstrahlkoeffizienten eines schwarzen Strahlers (Idealwert von 1).

Für die Wärmebildaufnahmen am Greifer wurde eine Thermokamera der Firma GoRaTec vom Typ TVS-2000 verwendet. Diese hat eine Auflösung von $256 \cdot 200$ Punkten auf einer Fläche von $5 \times 4 \text{ mm}^2$, wodurch sich eine Ortsauflösung von ca. $20 \mu\text{m}$ ergibt. Die optische Unschärfe der Kamera reduziert diese Auflösung auf ca. $70 \mu\text{m}$. Die zeitliche Auflösung der Kamera beträgt ca. 300 ms. Abbildung 21 zeigt exemplarisch die Aufnahme einer kreisförmigen

gen Mikrostruktur aus NiTi, die für FGL-Ventile entwickelt wurde [44], in beheiztem Zustand.

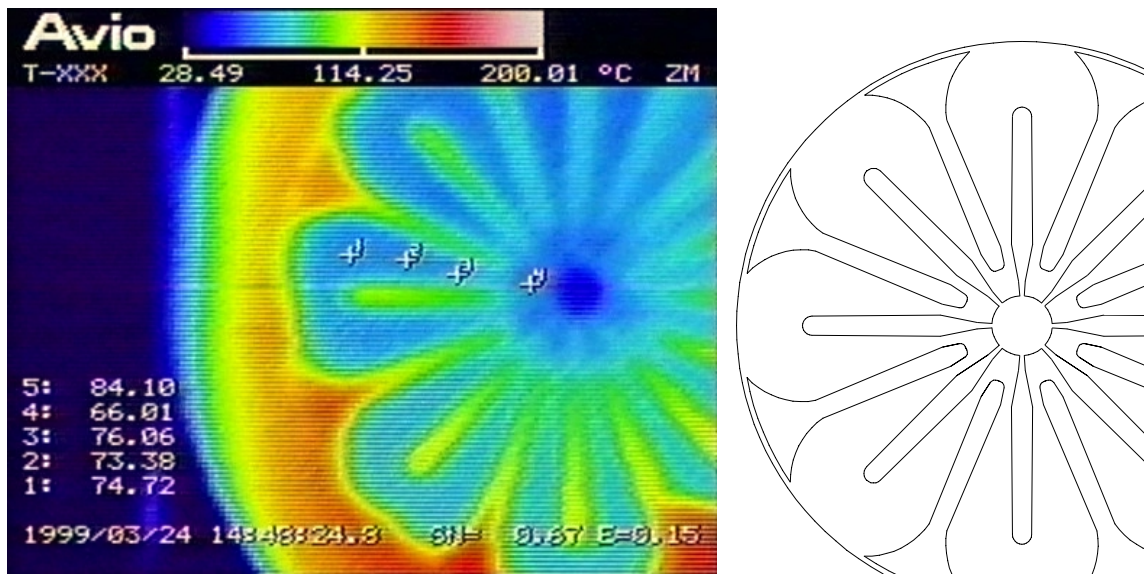


Abbildung 21: Wärmebildaufnahme und reale Struktur am Beispiel eines FGL-Ventilaktors [44].

3.4.3 Programmierung mit LabVIEW

Für die Charakterisierung und Ansteuerung der Aktoren ist eine computerunterstützte Erfassung der Messwerte und Ausgabe von Steuergrößen nötig. Da es für diese Mess- und Steuerungsaufgaben keine fertigen Softwarelösungen gibt, wurden alle Steuerungen neu programmiert. Besonders bei der in Kapitel 5 beschriebenen rückgekoppelten Lageregelung kommt es auf eine schnelle und genaue Datenverarbeitung an. Deshalb wurde als Programmiersprache LabVIEW 4.1 gewählt. Diese ist für derartige Steuerungen besonders geeignet.

LabVIEW ist eine Programmierumgebung in der Art moderner Programmiersprachen wie C oder Delphi. Der entscheidende Unterschied zwischen LabVIEW und konventionellen Programmiersprachen ist die Art der Programmierung. Konventionelle Programmiersprachen sind textorientiert. LabVIEW ist eine graphische Programmiersprache mit einem Quellcode in Form von Blockschaltbildern. Hierbei werden zwei grundlegenden Elemente der Programmierung verwendet. Das Panel, gezeigt in Abbildung 22, welches als interaktives User Interface für die Bedienung und Darstellung der Messwert aus- und eingabe dient, und das in Abbildung 23 dargestellte Diagramm, welches in Form von Blockschaltbildern den Quellcode der Programmierschnittstelle darstellt.

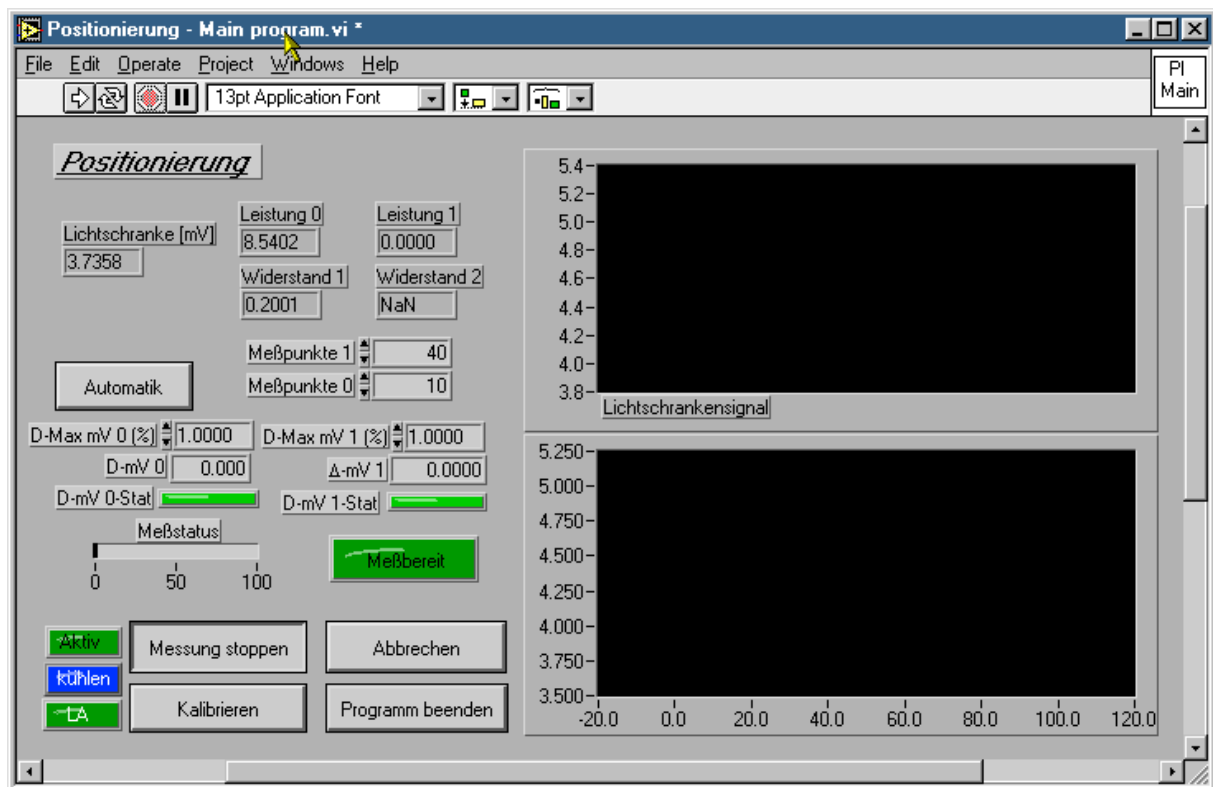


Abbildung 22: Das Panel als grafisches User Interface am Beispiel der rückgekoppelten Lageregelung des Greifers.

Die Datenverarbeitung erfolgt über sogenannte virtuelle Instrumente (VI's) die als Icon im Diagramm dargestellt werden. Verbunden werden diese VI's über Datenleitungen in Form von Kabelverbindungen. Jedes in LabVIEW geschriebene Programm ist ein VI und kann in ein weiteres VI als sogenanntes Sub-VI eingebunden werden. Dadurch entsteht eine Hierarchie der verknüpften Programme untereinander, wie sie in Abbildung 24 am Beispiel der rückgekoppelten Lageregelung des Greifers dargestellt ist.

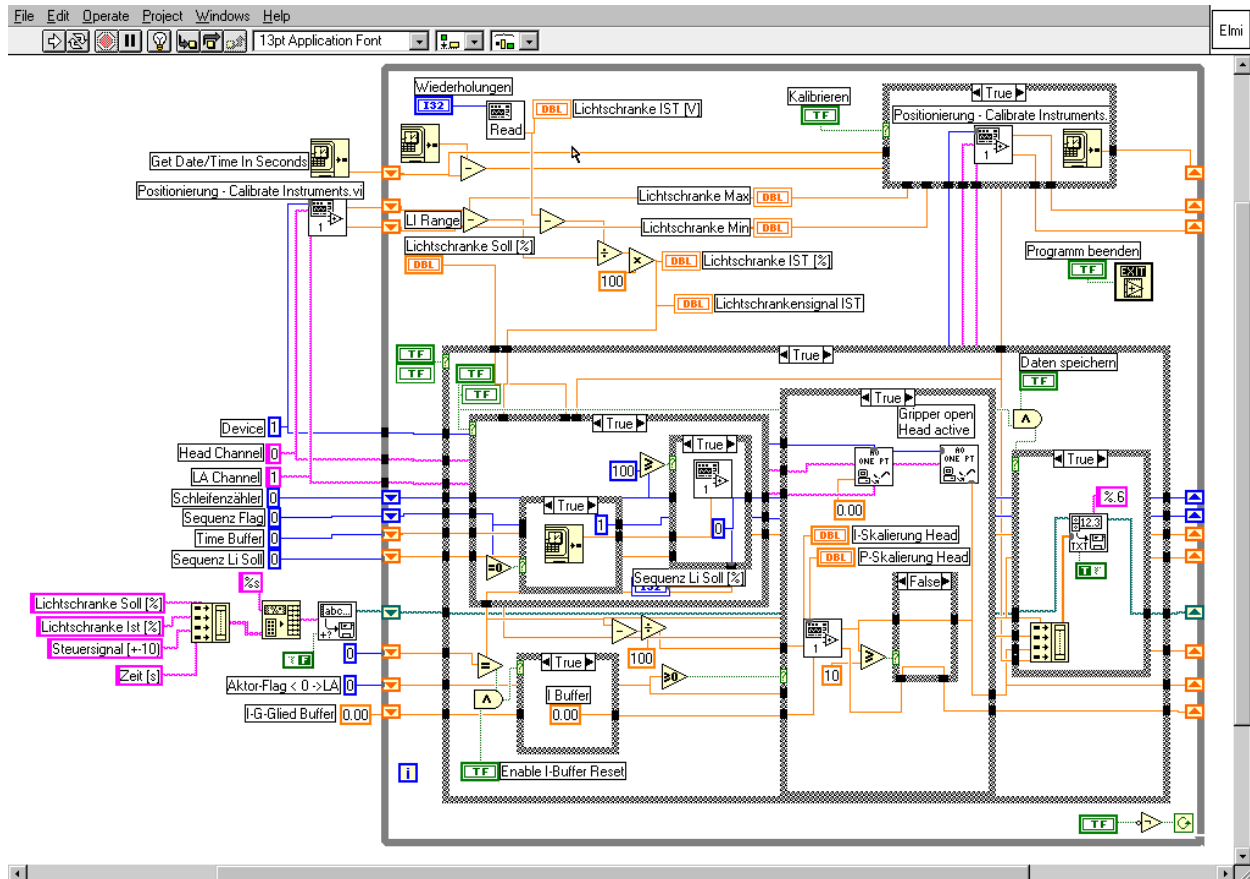


Abbildung 23: Das Diagramm der grafischen Programmierung in Form eines Blockschaltbildes am Beispiel der rückgekoppelten Lageregelung des Greifers.

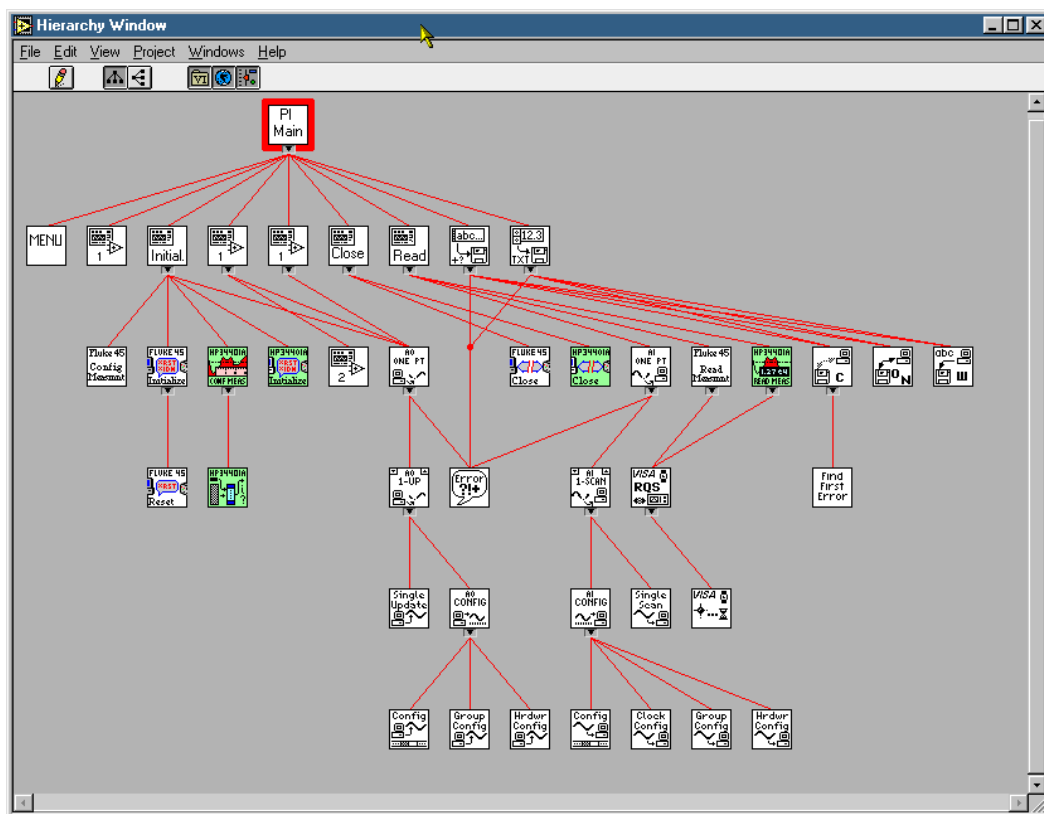


Abbildung 24: Hierarchie der miteinander verknüpften virtuellen Instrumente am Beispiel der rückgekoppelten Lageregelung des Greifers.

Prinzipiell kann jede Schnittstelle des Computers damit angesprochen werden. Für einige standardisierte Schnittstellen, wie zum Beispiel die GPIB-Schnittstelle (IEEE 488), die seriellen (RS-232) oder die parallelen Schnittstellen, sind für LabVIEW bereits Bibliotheken zur Kommunikation vorhanden so dass diese relativ einfach angesprochen werden können. Auch PC-Messkarten, sogenannte Data Acquisition Boards für analoge sowie digitale Datenein- und ausgabe stehen meist schon Bibliotheken zur Verfügung. Damit beschränkt sich die Programmierung häufig nur noch auf die Datenverarbeitung, Speicherung sowie grafische Darstellung der Ergebnisse.

4 FGL-Mikrogreifer

Als Grundmaterial für die Entwicklung der Formgedächtnis-Mikrogreifer wird NiTi verwendet. Das vom Hersteller gelieferte Material ist thermisch unbehandelt und in seinem thermischen und mechanischen Verhalten nicht vollständig charakterisiert. Im folgenden Kapitel werden Messungen vorgestellt, mit denen an Teststrukturen die für die Greiferentwicklung wichtigen Eigenschaften der Ausgangsmaterialien ermittelt werden. Anschließend werden die Entwicklung des Greiferdesigns und die typischen Eigenschaften des Greifers erläutert.

4.1 Materialeigenschaften

Das zur Verfügung stehende Material ist eine NiTi-Legierung mit einem Anteil von 50 at.% Ni. Die Bleche werden vom Hersteller durch Kaltwalzen mit einem Verformungsgrad von 20 % und anschließender thermischer Konditionierung hergestellt. Die Oxidschichten der kaltgewalzten Bleche werden nasschemisch entfernt. Anschließend werden die Bleche 20 Minuten lang bei 530 °C thermisch konditioniert. Die Dicken der FGL-Bleche betragen 100 µm und 230 µm.

Die thermischen Eigenschaften der Materialien werden über DSC-Analysen und photothermische Verfahren ermittelt. Zur Bestimmung der mechanischen und elektrischen Eigenschaften werden Messungen im Kryostaten entsprechend Kapitel 3 durchgeführt.

4.1.1 Teststrukturen

Durch Laserschneiden werden Doppelbiegebalken als Teststrukturen hergestellt. Das Design ist in Abbildung 25 dargestellt. Das Verfahren des Laserschneidens wird in Kapitel 3 beschrieben. Der Verbindungssteg zwischen den Kontaktflächen dient dabei als mechanische Stabilisierung beim Laserschneiden und anschließend als Montagehilfe. Die Strukturen werden auf einen keramischen Grundträger geklebt und der Verbindungssteg mechanisch entfernt. Anschließend werden die Doppelbiegebalken thermisch und mechanisch charakterisiert.

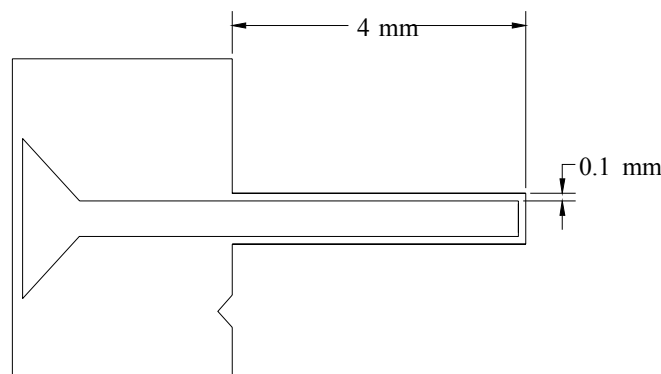


Abbildung 25: CAD-Zeichnung einer Doppelbiegebalken-Teststruktur.

Abbildung 26 zeigt ein Raster Elektronen Mikroskop Bild (REM-Bild) vom der Schnittkante einer mit einem Nd:YAG Laser strukturierten 40 µm dicken Folie aus FGL-Material mit 50,3 at.% Ni. Die Schnittkante zeigt eine wellige Struktur, die auf den gepulsten Betrieb des Lasers und das Ausblasen der Schmelze zurückzuführen ist. Beim Laserschneiden beträgt die Maßabweichung von der Sollgeometrie zwischen ± 3 µm und ± 5 µm. Im Dickenbereich zwischen 230 µm und 100 µm beträgt die Breite des Schnittspaltes in den FGL-Folien 30-50 µm. Die Schwankungen der Schnittspaltbreite und der Schnittgenauigkeit sind durch die verwendeten Schneiddüsen, deren Herstellungsqualität, Umgebungsbedingungen sowie durch die

schwankende Laserleistung bedingt. Im vorliegenden Fall beträgt die minimale, reproduzierbar herstellbare Stegbreite $40\ \mu\text{m}$. Das mit der verwendeten Laseranlage erreichbare maximale Aspektverhältnis ist bei einer Dicke von $230\ \mu\text{m}$ annähernd 6.

Auf der Unterseite der Folien kann es zu einer Grat- und Schmelztröpfchenbildung kommen, die durch ausgeblasene, erstarrte Schmelze verursacht wird. Diese werden mechanisch und nasschemisch entfernt (siehe Kapitel 3). Durch eine Optimierung der Prozessparameter beim Laserschneiden ist eine gratfreie Strukturierung prinzipiell möglich [45] wurde jedoch nicht durchgeführt. Neben der Gratbildung kann durch das Aufschmelzen der Legierung an den Schnittkanten eine Wärmeeinflusszone von bis zu einigen μm entstehen. Die Einflussgrößen der Gratbildung sowie der Wärmeeinflusszone sind Pulsdauer, Energieeintrag, Düsengeometrie, Abtrag der Schmelze und der Fokus des Lasers [45].

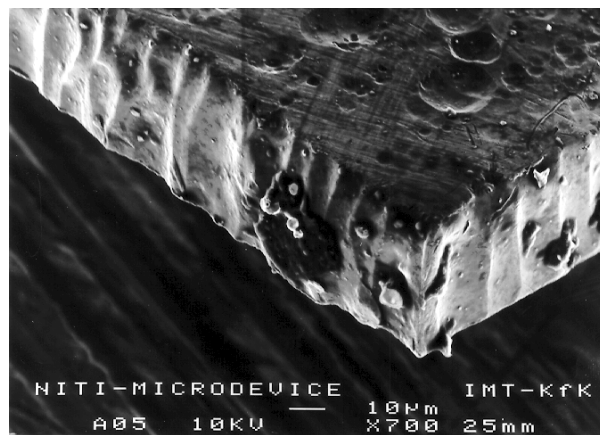


Abbildung 26: REM-Bild einer typischen Schnittkante von FGL-Material mit 50,3 at.% Ni nach der Laserstrukturierung mit einem Nd:YAG Laser, Materialdicke $40\ \mu\text{m}$.

4.1.2 Charakterisierung der Teststrukturen

Zur Charakterisierung der Teststrukturen werden sie auf ihre thermischen, mechanischen und elektrischen Eigenschaften untersucht. Die Materialuntersuchung umfasst zunächst die DSC-Analyse, mit der die Transformationstemperaturen bestimmt werden können. In Kombination mit lastabhängigen Widerstands- Auslenkungskennlinien wird anschließend das elektrische und mechanische Verhalten des Materials bestimmt.

4.1.2.1 DSC Analyse

In Abbildung 27 ist die DSC Kennlinie des verwendeten NiTi-Materials abgebildet. Die Probeneinwaage beträgt $10\ \text{mg}$. Das Material zeigt beim Aufheizen eine einstufige Transformation vom martensitischen zum austenitischen Gefüge. Die Transformation beginnt bei $A_s = 56^\circ\text{C}$, erreicht ihr Maximum bei 61°C und endet bei $A_f = 66^\circ\text{C}$. Beim Abkühlen kommt es zu einer zweistufigen Umwandlung von der austenitischen zur rhomboedrischen und anschließend zur martensitischen Struktur. Die rhomboedrische Umwandlung beginnt bei $R_s = 44^\circ\text{C}$ und endet bei $R_f = 40^\circ\text{C}$. Die Umwandlung in die martensitische Struktur beginnt bei $M_s = 20^\circ\text{C}$ und endet unterhalb der Raumtemperatur bei $M_f = 12^\circ\text{C}$. Oberhalb der Raumtemperatur findet bei rein elektrischer Beheizung lediglich eine Umwandlung zwischen austenitischer und R-Phase statt. Bleibt die Belastung des Aktors unterhalb der für die Bildung von spannungsinduziertem Martensit nötigen Spannung, so wäre es möglich, die reine rhomboedrische Transformation mit sehr schmaler Hysterese in Widerstand und Auslenkung zu nutzen. Hieraus ergäben sich die folgenden Vorteile:

- Durch die schmale Hysterese kann eine Beziehung zwischen Auslenkung und Widerstand hergestellt werden, über die die Auslenkung des Aktors geregelt werden könnte [46,47].
- Die reine rhomboedrische Umwandlung ist sehr langzeitstabil, und damit wäre ein Aktor für eine große Zyklenzahl geeignet [48].

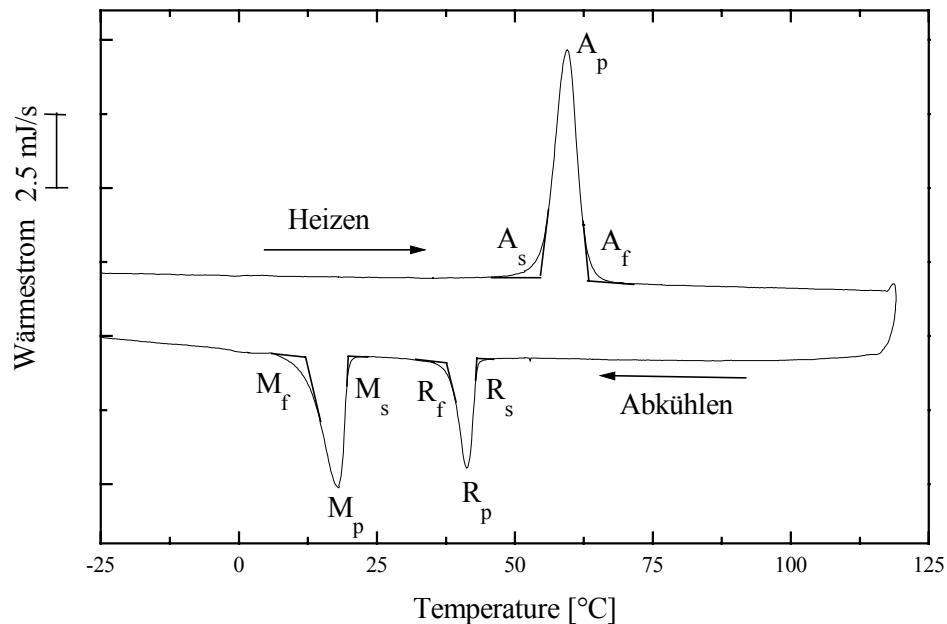


Abbildung 27: DSC-Analyse von FGL-Blech mit 50 at.% Ni der Dicke 100 μm . Die Probeneinwaage beträgt 10 mg.

Die über die DSC-Analyse gemessene Wärmekapazität steigt mit zunehmender Temperatur gering an. Der Verlauf ist in Tabelle 4 aufgeführt, der Mittelwert beträgt $5.01 \text{ J}/(\text{g}\cdot\text{K})$.

Temperatur [°C]	20	22	24	26	28	30
Wärmekapazität [$\text{J}/(\text{g}\cdot\text{K})$]	0,496	0,497	0,502	0,501	0,504	0,509

Tabelle 4: Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur.

4.1.2.2 Thermische Ansteuerung im Kryostaten

Abbildung 28 zeigt eine mechanisch-elektrische Kennlinie einer Teststruktur unter thermischer Ansteuerung im Kryostaten. Es ist bei der Widerstands- sowie auch bei der Auslenkungskennlinie eine zweistufige Umwandlung zu erkennen. Der Beginn der rhomboedrischen Transformation ist durch den Anstieg des Widerstandes und der Auslenkung bei 44°C gekennzeichnet. Der Beginn der martensitischen Umwandlung ist am Widerstandsmaximum bei ca. 27°C zu erkennen. Die Austenit Start Temperatur liegt etwa bei 58°C .

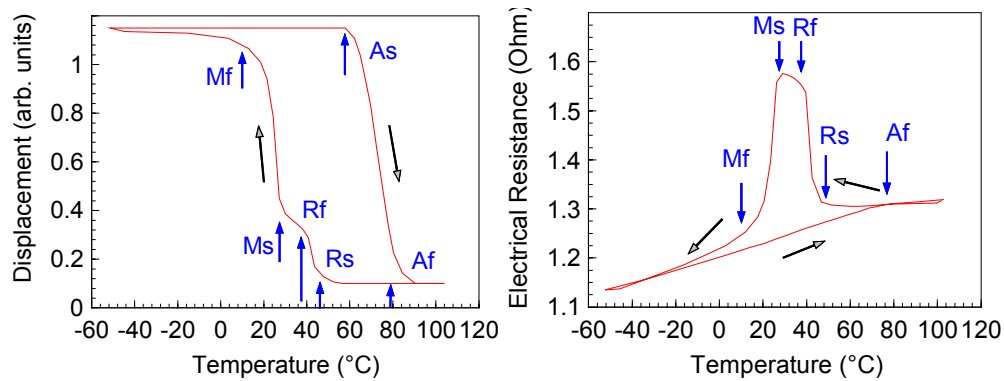


Abbildung 28: Auslenkung und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit von der Temperatur gemessen an einer Biegebalkenteststruktur. Die Umwandlungstemperaturen von martensitischer, rhomboedrischer und austenitischer Umwandlung sind durch Pfeile markiert.

Mit Hilfe von FEM Simulationen wird aus den Auslenkungen der E-Modul im austenitischen Zustand von $E_{\text{aust}} = 70 \text{ GPa}$ ermittelt. Der bei Raumtemperatur und einer Dehnung von 1.5 % auf die gleiche Art bestimmte Ersatz E-Modul in der R-Phase beträgt 10 GPa. Diese Werte werden für die weitere FEM-Simulationen und Spannungsoptimierungen der Greifer als Grundlage verwendet.

4.1.2.3 Wärmeleitfähigkeit

Für die Simulation von NiTi-Aktoren ist es wichtig, die Wärmeleitfähigkeit zu kennen. Diese wurde mit dem in Kapitel 3.2 beschriebenen photothermischen Verfahren ermittelt. In Abbildung 29 sind die Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessung zu sehen. Sie zeigen eine schwache Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Temperatur des Materials.

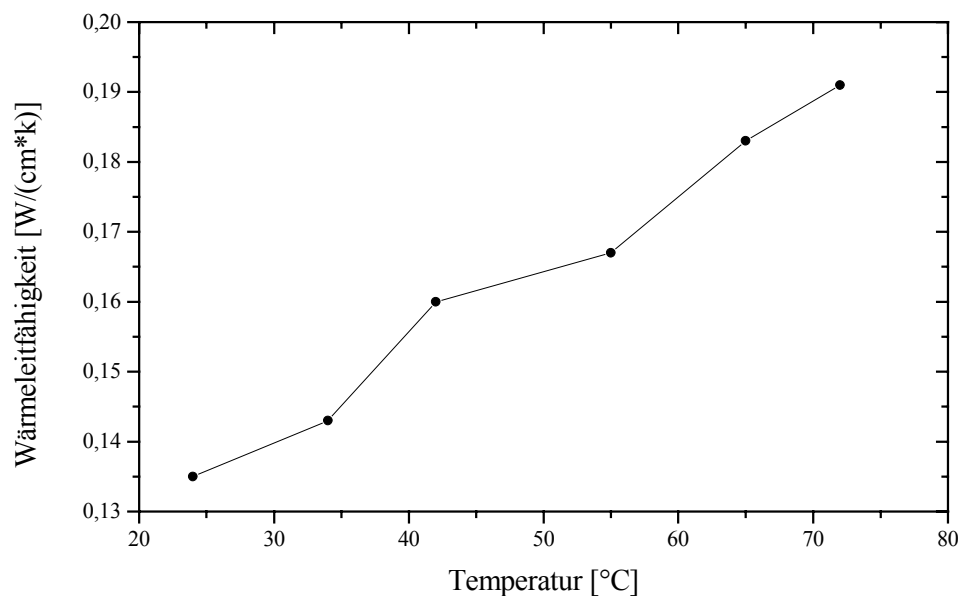


Abbildung 29: Wärmeleitfähigkeit von NiTi.

4.1.2.4 Zusammenfassende Bewertung

In diesem Kapitel wurden die thermischen, mechanischen und die elektrischen Eigenschaften von kaltgewalztem NiTi-Blech untersucht. Die Transformationseigenschaften sind in Tabelle 5 zusammengefasst. Die E-Module sowie der spezifische Widerstand des Materials sind in Tabelle 6 aufgeführt.

Transformationstemperaturen [°C] aus DSC						Phasentransformation beim vollständigen Zyklieren von der Hochtemperaturphase zur Tieftemperaturphase und zurück
A _s	A _f	R _s	R _f	M _s	M _f	
56	66	44	40	20	12	B2->R->B19'->B2

Tabelle 5: Transformationseigenschaften von NiTi.

Ersatz E-Modul bei 1.5% Dehnung [GPa] T = 20°C	E-Modul [GPa]	Spez. Widerstand [$\mu\Omega\text{m}$]	
	T > A _f	T = 20°C	T = A _f
10	70	1,04	0,82

Tabelle 6: E-Module und spezifische Widerstände von NiTi.

Die Wärmeleitfähigkeit beträgt im Mittel 0,164 W/(cm*K). Die Wärmekapazität 5,01 J/(g*K).

4.2 Designentwicklung

Die in Kapitel 4.1 untersuchten Materialeigenschaften und die in Kapitel 2 genannten Anforderungen werden zur Grundlage der Designentwicklung des Greifers herangezogen. Kapitel 4.2 beschreibt die Auslegung des Greifers entsprechend diesen Rahmenbedingungen. Gemäß der Auswahl der Greif- und Antriebsprinzipien aus Kapitel 2 wird das mechanische Greifprinzip auf der Basis von Formgedächtnislegierungen gewählt.

4.2.1 Mechanische Auslegung

Zur Erfüllung der Anforderungen sind das Funktionsprinzip und die mechanische Funktion wichtig.

- Sichere Funktionserfüllung beim Greifen und Lösen, Flexibilität bezüglich der Objektgestalt

Diese Anforderungen sind durch das mechanische Greifprinzip und den intrinsischen Formgedächtniseffekt als Antrieb direkt erfüllbar.

- Vakuum und Reinraumtauglichkeit

Das Formgedächtnisprinzip an sich sowie die elektrische Ansteuerung des Aktors sind für sich bereits vakuum- und reinraumtauglich. Ein Schwachpunkt mechanischer FGL-Greifer ist die abriebbehaftete Lagerung mechanisch bewegter Teile. Die Technik konventioneller Makrotechnik über gedichtete Wälzlager, hydraulische oder pneumatische Lager ist in der Mikro-technik nicht realisierbar.

Durch Modifikation des Konstruktionsprinzips der Lagerung kann dieses Problem jedoch leicht umgangen werden. Die Auslegung des Greifers mit Festkörpergelenken vermeidet jegliche Verunreinigung und ist damit vakuum- und reinraumtauglich.

Festkörpergelenke sind Biegeelemente, die gegenüber der restlichen Struktur deutlich geringer Biegesteif sind. Abbildung 30 zeigt den Aufbau eines Scherengreifers, ausgelegt mit konventionellen Lagern und mit Festkörpergelenken.

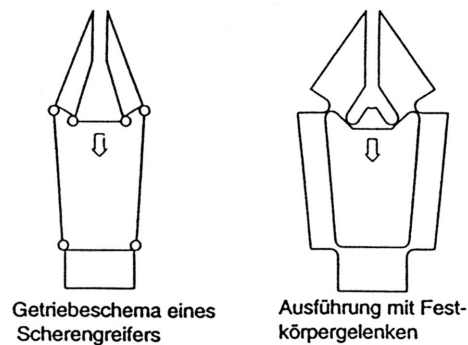


Abbildung 30: Schematischer Aufbau von konventionellen Lagern und Festkörpergelenken[46].

Konventionelle Festkörpergelenke sind meist spritzgegossene Elemente aus Polypropylen oder Polyamid. Diese werden häufig als kombiniertes Deckelscharnier z.B. bei Shampoo-Flaschen verwendet. Sie erreichen eine Lebensdauer von mehreren Millionen Lastspielen [49].

- Miniaturisierung

Die Art der Lagerung bietet neben der Abriebfreiheit noch einen weiteren großen Vorteil. Der gesamte Greifer, also die Aktoreinheit sowie auch die Gelenke und statischen Tragelemente, können aus ein und demselben Material ohne weitere Montagevorgänge hergestellt werden. Dies bezeichnet man allgemein als monolithische Bauweise. Sie ermöglicht neben der Miniaturisierung auch eine sehr schnelle und kostengünstige Herstellung.

Mechanische Greifprinzipien unterscheiden sich durch die Art der Klauenbewegung, die Zuführung der Greifkraft sowie die Lagerung der bewegten Elemente. Eine erste Einschränkung der Auswahl erfolgt über die Art des Antriebs.

- Antagonistischer Antrieb

Der Formgedächtniseffekt wird thermisch induziert. Durch eine direkte elektrische Beheizung, also durch Wärmeentwicklung im stromdurchflossenen Material, kann der Aktor aktiv schnell beheizt, jedoch nur langsam abgekühlt werden. Nutzt man nur einen Aktor zum Schließen der Greiferklauen und ein Federelement zur Rückstellung, so kann der Aktor zwar durch starke Beheizung schnell schließen, die Öffnung des Greifers ist jedoch durch die Wärmeableitung des Greifers beschränkt. Aus diesem Grund wird der Greifer mit zwei antagonistisch arbeitenden Aktoren ausgelegt, wobei einer zum Schließen, der zweite zum Öffnen der Klauen dient.

- Scherengreifer

Die Wahl der Lagerung der Greiferklauen am Greifer ist entscheidend für die Baugröße und die Komplexität des Greifers. In Abbildung 31 sind unterschiedliche mechanische Greifermodele gezeigt. Parallelogrammgreifer haben den besten Verlauf der Greiferbewegung, da sie die Greiferklauen parallel zueinander bewegen, ohne eine Längsverschiebung des Objektes zu bewirken, sind jedoch in ihrem Aufbau komplex und nicht gut miniaturisierbar. Verwendet man Wipphelgreifer, so leidet die Baugröße durch den geringen Platz für den Antrieb zwischen den Wipphelhebeln. Scherengreifer sind in ihrem Aufbau am einfachsten und am kompaktesten. Aus diesem Grund wurde dieses mechanische Modell gewählt.

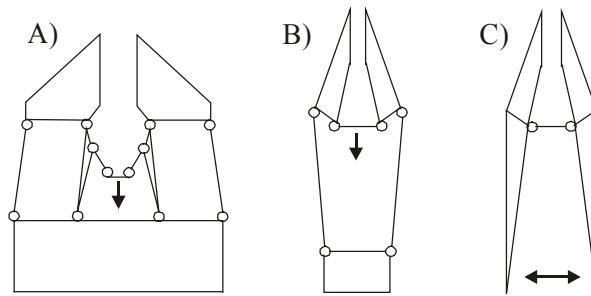


Abbildung 31: Unterschiedliche mechanische Greifermodelle. A) Parallelogrammgreifer, B) Scherengreifer, C) Wipphelgreifer.

Aus dem Funktionsprinzip des Scherengreifers resultiert die in Abbildung 32 dargestellte Funktion der antagonistisch angesteuerten Greifbewegung.

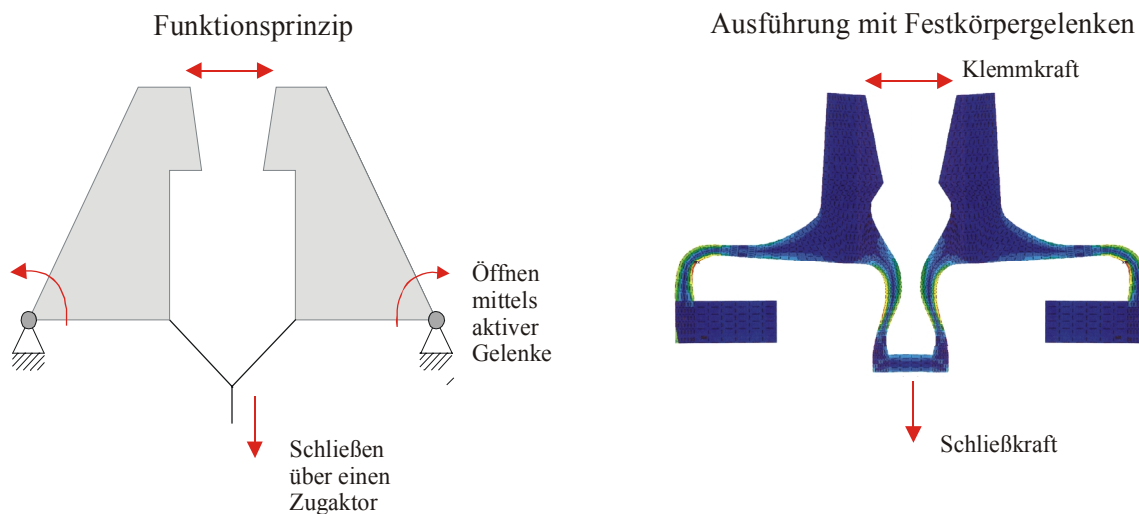


Abbildung 32: Funktionsprinzip der antagonistischen Greiferbewegung und die Ausführung mit Festkörpergelenken.

Die Greiferklauen werden über einen Zugaktor geschlossen, wobei die Festkörpergelenke verformt werden. Um die Greiferklauen wieder zu öffnen, werden die Festkörpergelenke als aktive Gelenke betrieben. Die Funktion als aktive Gelenke können Festkörpergelenke aus Formgedächtnislegierung erfüllen, da sie nach aktiver Verformung, durch Erwärmung über die Transformationstemperatur, ihre ursprüngliche Gestalt, also die geöffnete Form des Greifers, wieder einnehmen. Dadurch kann der Greifer aktiv öffnen und schließen.

4.2.2 Analytische Auslegung des Greifers

Um mit dem Formgedächtniseffekt große Stellwege und Kräfte zu erzielen, ist es wichtig, dass möglichst große Bereiche des Bauteils in diesen Effekt einbezogen werden. Wie in Kapitel 3.3.4.3 erläutert, sollten diese Bereiche möglichst homogene Verformungen und Spannungen nahe der Grenzspannung bzw. Grenzdehnung aufweisen. Mechanische Spannungsspitzen sind dabei zu vermeiden, da sie den Formgedächtniseffekt zerstören [35].

Zur groben Abschätzung der erforderlichen Geometrie der Festkörpergelenke und des Zugaktors ist eine analytische Vorauslegung nötig. In einem anschließenden Schritt muss diese Geometrie noch optimiert und spannungshomogenisiert werden. Dieses Kapitel beschreibt die analytische Auslegung und im folgenden Kapitel wird die Optimierung mittels FEM-Simulation beschrieben. Für die Auslegung wurde von 100 μm dickem NiTi-Blech ausgegan-

gen. Die Auslegung bleibt bei dickerem Material identisch, nur die errechneten Kräfte und Federkonstanten sind entsprechend größer.

4.2.2.1 Auslegung der Festkörpergelenke

Die Festkörpergelenke der Greiferklauen können, wie in Abbildung 33 gezeigt, vereinfacht als gerade Biegebalken angesehen werden. Bei vorgegebener Auslenkung der Greiferklauen von $f = 200 \mu\text{m}$, den Maximaldehnungen $\epsilon_{\text{max,mart}} = 1.5 \%$ und den aus Kapitel 4.1 ermittelten Materialwerten kann die nötige Länge l des Balkens näherungsweise bestimmt werden. Die Stegbreite wird dabei auf $b = 50 \mu\text{m}$ beschränkt, die Klauenbreite l_2 beträgt $300 \mu\text{m}$.

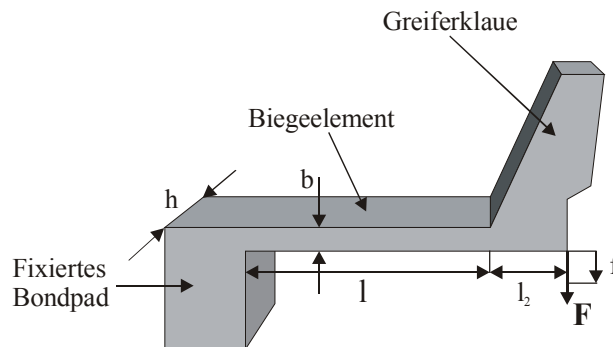


Abbildung 33: Vereinfachtes Modell der aktiven Gelenke mit dem Modell eines Biegebalkens.

Da die zu berechnende Länge wieder in die Spannung im Material und auch in die Durchbiegung des Balkens eingeht, ist die Lösung der Länge ein implizites Gleichungssystem. Dieses wurde mit der Programmiersprache von Maple V R5 gelöst. Für die Berechnung wurde der in Tabelle 7 abgebildete Code verwendet. Die verwendeten Material- und Geometriedaten sind im Code mit aufgeführt:

```

Werkstoffkennwerte
> E_mart:=4500:      E-Modul
> h:=0.1:          Hoehe
> b:=0.05:         Breite
> e:=0.015:        Dehnung
> l2:=0.3:         Klauenbreite
> W:=h*b^2/6:      Widerstandsmoment
> Iy:=h*b^3/12:    Flaechentraegheitsmoment
Berechnung der erforderlichen Länge
> Spannung:=F*(1+l2)/W=e*E_mart;
> Durchbiegung:=(F*l^2)/(E_mart*Iy)*(1/3+l2/2)=0.25;
> solve({Durchbiegung,Spannung,F>0,l>0});
           Spannung := 24000.00000 F (1 + .3) = 67.500
           Durchbiegung := 213.3333332 F l (1/3 l + .1500000000) = .25
           {F = .002066354564, l = 1.061092645}

```

Tabelle 7: Code zur Berechnung der notwendigen Länge des Biegebalkens.

Ergebnis der Berechnung:

Aus der Berechnung ergibt sich eine Auslenkung des Biegebalkens (Durchbiegung) von etwa $250 \mu\text{m}$. Die Biegebalkenlänge der Festkörpergelenke muss mindestens 1.06 mm betragen, um die Maximaldehnung von 1.5% nicht zu überschreiten. Abbildung 34 zeigt die Anordnung der Biegebalken mit der Funktion als Festkörpergelenke.

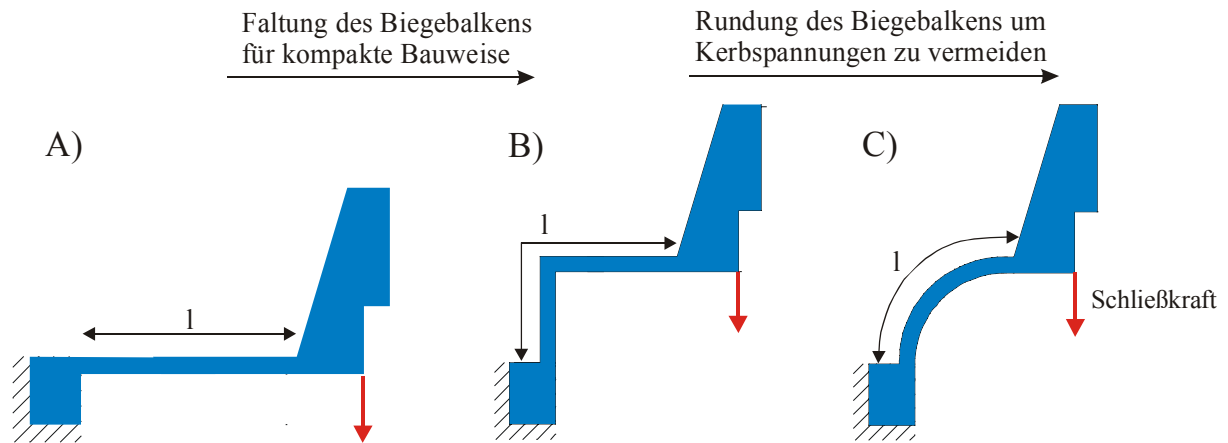


Abbildung 34: Gestaltung der Festkörpergelenke. A): waagerechte Anordnung. B): Faltung des Biegebalkens für eine kompakte Bauweise. C): Rundung des Biegebalkens zur Vermeidung von Spannungsspitzen und zur Stabilisierung der Klauen.

Bei waagerechter Anordnung der Biegebalken und der erforderlichen Mindestlänge von 1 mm wird die Vorgabe der maximalen Greiferbreite von 2 mm überschritten. Mit dem Ziel einer kompakten Bauweise werden daher die Biegebalken gefaltet und in einem weiteren Schritt wird diese Faltung gerundet, um Spannungsspitzen im Material zu vermeiden.

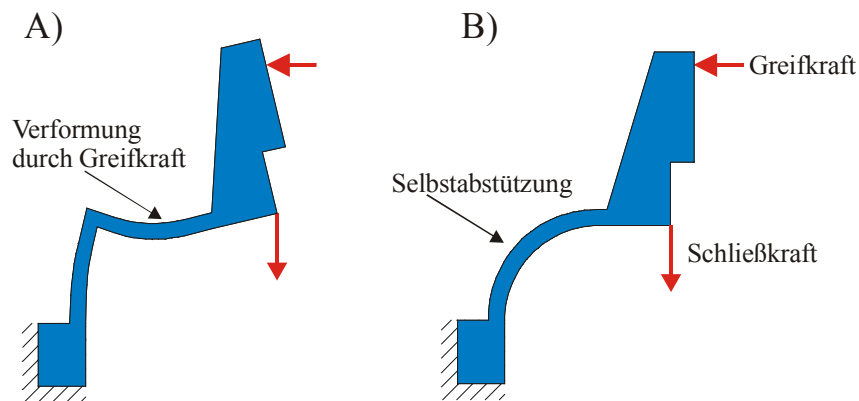


Abbildung 35: Stabilisierung durch Selbstabstützung der Greiferklauen bei gerundeten Gelenkstrukturen. A): Verformung durch die an der Greiferklaue anliegende Greifkraft. B): Verbesserte Abstützung durch gerundete Form der Festkörpergelenke.

Ein weiterer positiver Effekt ist die in Abbildung 35 schematisch dargestellte Stabilisierung der Greiferklauen durch eine verbesserte Abstützung.

4.2.2.2 Auslegung des Zugsteges

Die Greiferklauen bewegen sich beim Öffnen und Schließen auf einer in Abbildung 36 dargestellten Kreisbahn. Dadurch entsteht ein horizontaler Versatz der Greiferklauen und eine Selbsthemmung der Greifbewegung. Dies wird durch weitere Festkörpergelenke ausgeglichen. Gleichzeitig dienen diese Gelenke der Krafteinleitung der Schließkraft an den Greiferklauen. Die Zugelemente sollten daher lang und biegeweich gestaltet sein. Eine Berechnung der Länge erfolgt in einem späteren Schritt durch FEM-Simulation.

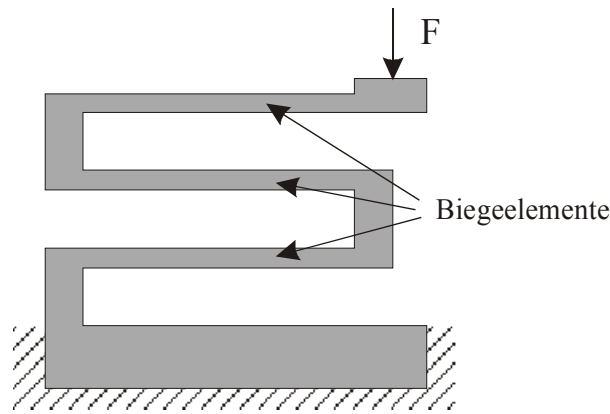


Abbildung 38: Schematischer Aufbau des meanderförmigen Linearaktors.

Zur analytischen Vorauslegung kann jeder einzelne Balken als einfacher Biegebalken angesehen werden [31]. In einer FEM-Simulation der Biegeaktoren wurde vorab die zu erwartende Federkonstante F_k im martensitischen Zustand mit 0.35 N/mm geschätzt. Der Linearaktor sollte die gleiche Federkonstante wie die Biegeaktoren aufweisen, da damit die Spannungen und Dehnungen der antagonistischen Aktoren näherungsweise gleich sind und nahe der Grenzspannung liegen können. Dies ist wichtig um große Stellwege und -kräfte zu erzielen.

Für die Balkenbreite wird zunächst eine mittlere Breite von 70 μm angenommen, damit durch Verringerung der Balkenbreite sowie durch Verbreiterung eine einfache Anpassung der Federkonstanten möglich ist. Die Länge l der Biegeelemente sollte aufgrund der Vorgabe der maximalen Greiferbreite auf 1 mm beschränkt bleiben. Für die erforderliche Anzahl der Faltungen der Biegeelemente N_{Faltung} eines solchen Linearaktors gilt [31]:

$$N_{\text{Faltung}} = \frac{12 \cdot E_{\text{mart}} \cdot I_y}{F_k \cdot l^3} \quad (4.1)$$

Für die Anzahl der Faltungen ergibt sich mit der Federkonstanten F_k von 0.35 N/mm ein Wert von 3 bei einer Balkenlänge von 0.9 mm. Dieser Wert ist durch die starke Vereinfachung der analytischen Auslegung nur als Näherung zu sehen. In Abhängigkeit der für die Greifbewegung erforderlichen Kraft-Weg-Abhängigkeit ist der Linearaktor bezüglich seiner Federkonstanten über die Stegbreite, die Anzahl sowie die Länge der Faltungen anzupassen.

4.2.2.4 Zusammenfassende Betrachtung

Aus der analytischen Vorauslegung ergeben sich die folgenden Vorgaben:

- Länge der Biegeaktoren: 1 mm
- Faltung und Rundung der Biegeaktoren
- Stegbreite etwa 50 μm
- Zugsteg möglichst lang und biegeelastisch
- Rundung im Ansatz der Zugstege zur Selbstverstärkung der Greifbewegung
- Meanderförmiger Linearaktor mit 3 Faltungen und einer Stegbreite von 70 μm

Das daraus resultierende Design ist in Abbildung 39 dargestellt.

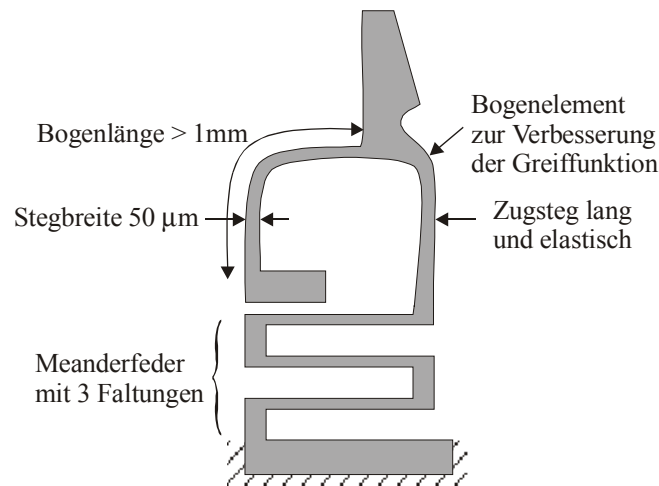


Abbildung 39: Design aus der analytischen Vorauslegung.

4.2.3 Simulation und Spannungsoptimierung mit der FE-Methode

Das durch die analytische Auslegung erhaltene Design ist in einem weiteren Schritt durch FE-Simulation und Spannungsoptimierung zu überarbeiten. Vorab soll der Einfluß der Geometrie auf die mechanischen Eigenschaften untersucht werden.

4.2.3.1 Parametrische Designerstellung

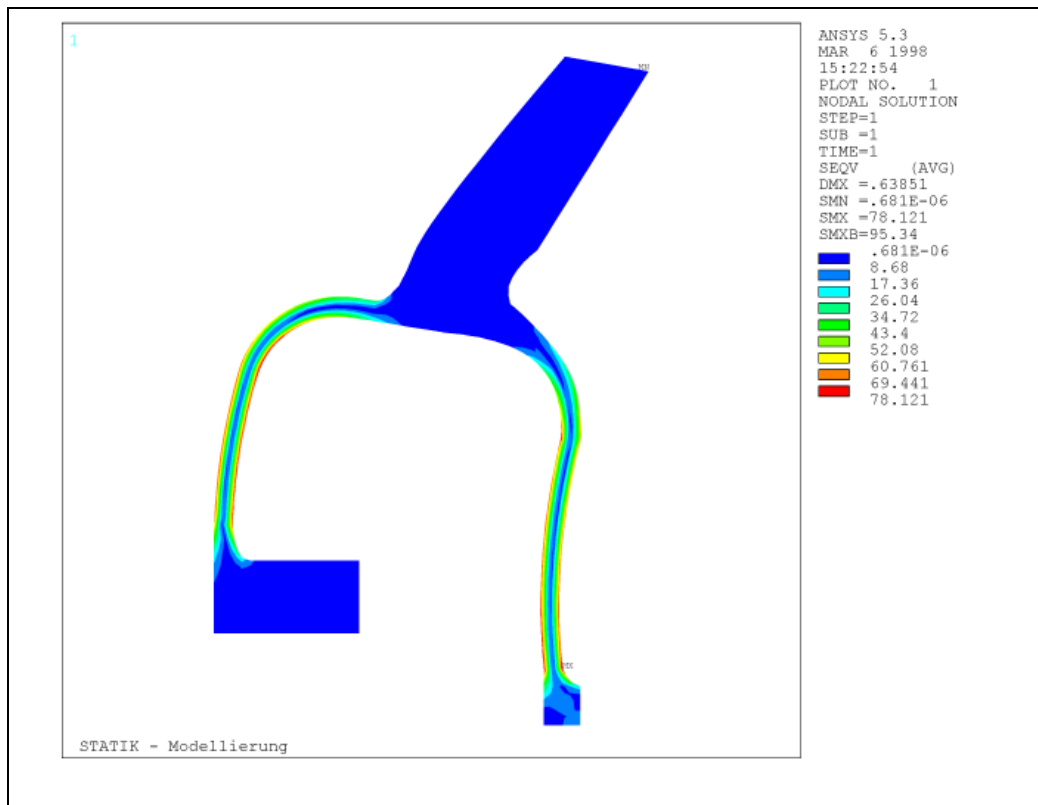
In einem ersten Schritt wurde ein parametrisches Greiferdesign entwickelt, um den Einfluss der

- Länge des Biegeaktors, des
- Rundungsradius des Biegeaktors sowie der
- Länge des Zugsteges

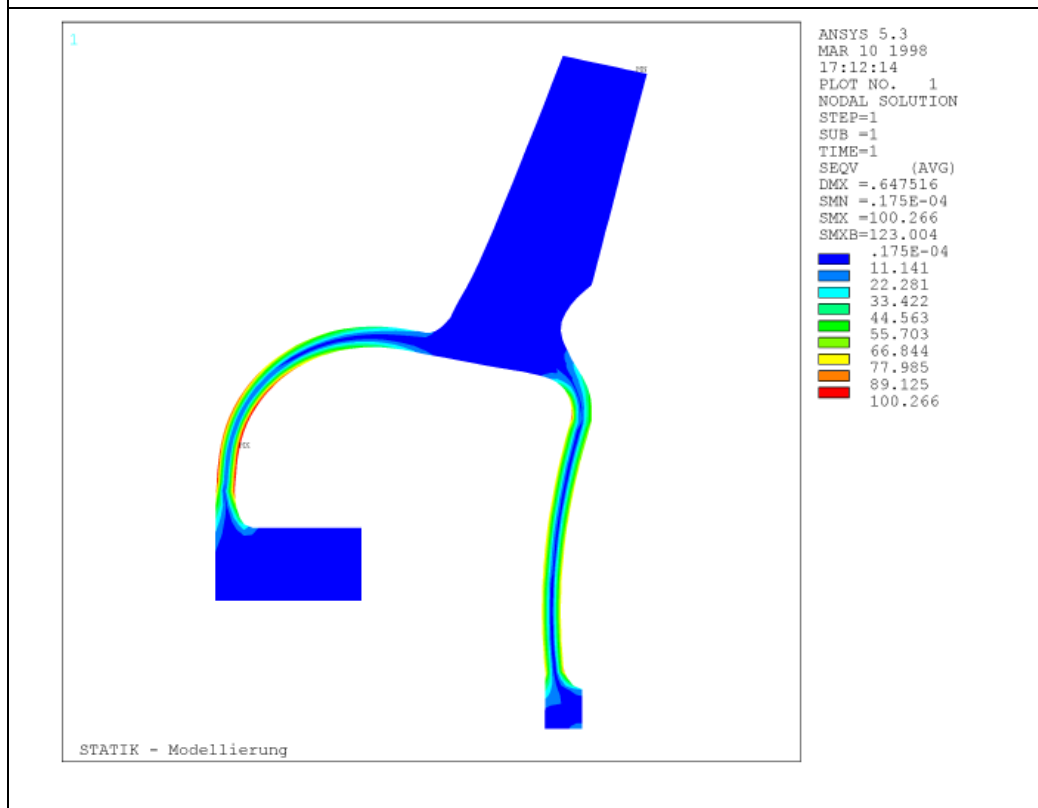
auf die maximalen von Mises-Spannungen, die Federkonstanten sowie das Übersetzungsverhältnis zu untersuchen. Die mittels FEM durchgeführten Berechnungen wurden zum Einen für den mit einer auf die Klauen wirkenden Haltekraft, zum Anderen für den unbelasteten Zustand berechnet.

Wie in Abbildung 40 zu sehen, haben die Rundungsradien der Biegeelemente auf deren Maximalspannung einen starken Einfluss. Durch die festgelegte Greiferbreite muss bei Vergrößerung des Radius des Biegeaktors der Radius des Zugelementes kleiner werden. Wie zu erwarten steigt die Maximalspannung mit abnehmendem Rundungsradius an. Auf das Übersetzungsverhältnis sowie die Federkonstante konnte nur ein marginaler Einfluss ermittelt werden. Um die Spannung möglichst gering zu halten, sollten die Rundungsradien also so groß wie möglich sein, womit durch die Begrenzung der Greiferbreite automatisch beide Radien gleich groß werden.

In einem nächsten Schritt wurde die Länge des Biegeaktors variiert. Abbildung 41 zeigt ein Beispiel für eine derartige Untersuchung. Die Biegelänge wirkt versteifend auf die Greiferbewegung. Unterhalb einer Länge von 0.8 mm steigen die Spannung sowie die Federkonstante stark an, das Übersetzungsverhältnis wird kaum beeinflusst. Oberhalb von 0.8 mm Länge werden die Spannung und die Federkonstante kaum geringer, jedoch das Übersetzungsverhältnis wird ungünstiger, da die Klaue durch die schwächere Abstützung aufgrund des langen Biegeaktors eine geringe Auslenkung erfährt.

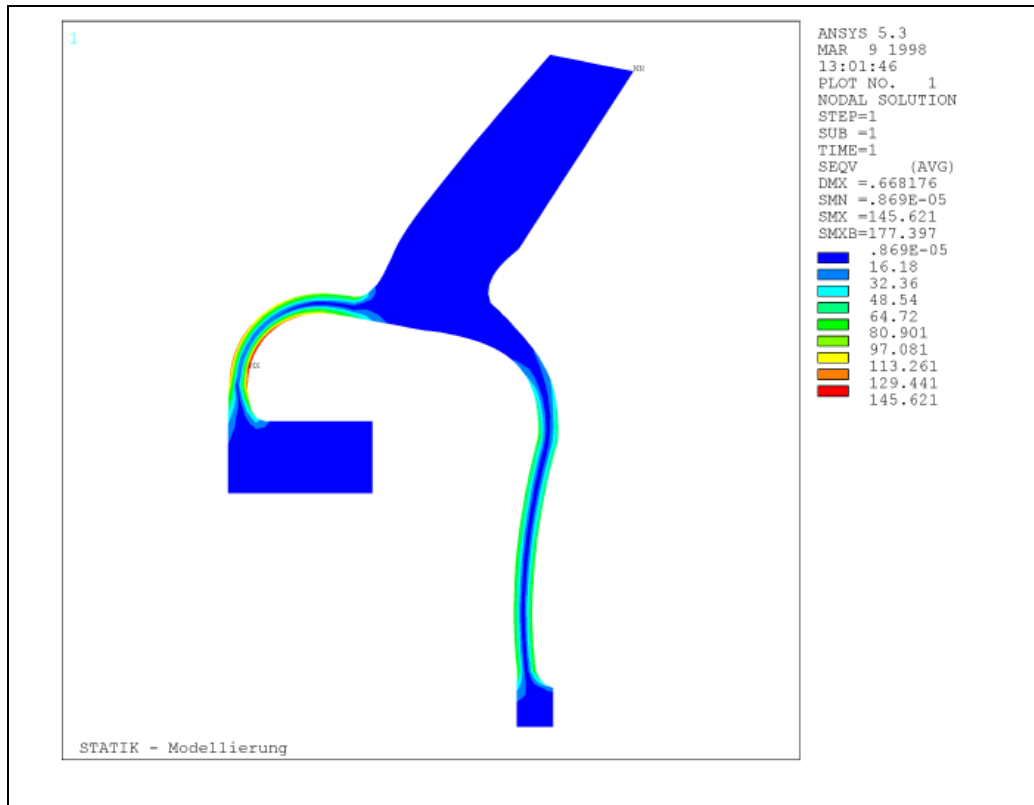


0.3 mm Radius am Biegeaktor,
0.3 mm Radius am Zugsteg

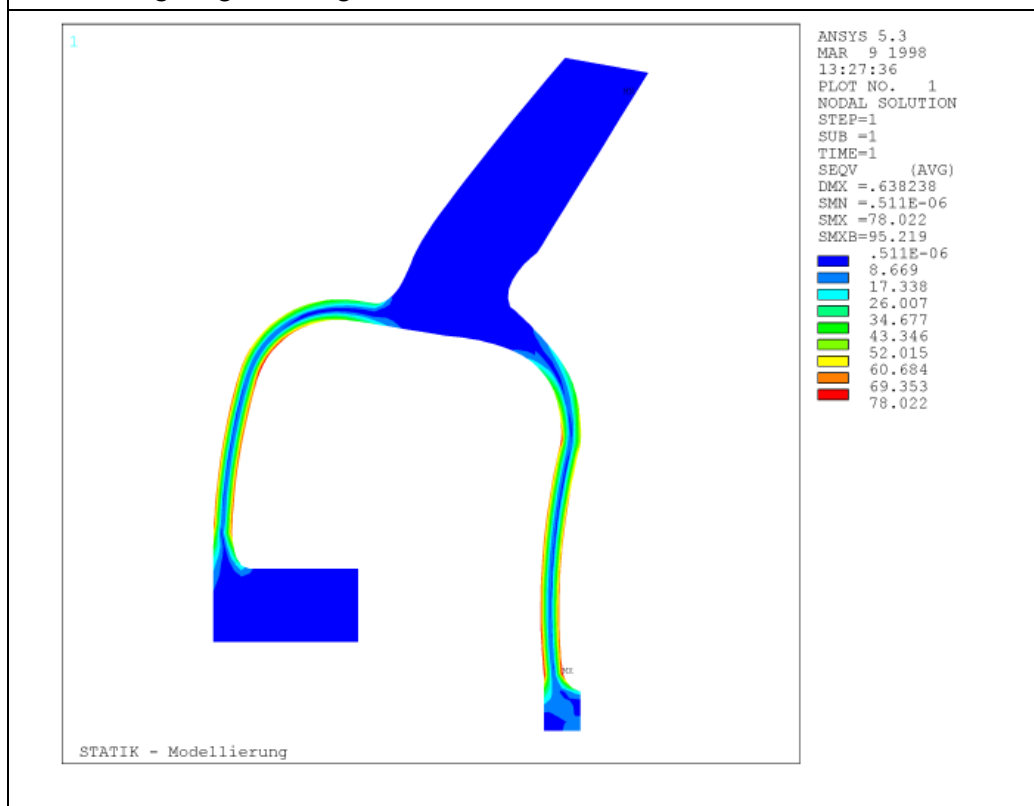


0.5 mm Radius am Biegeaktor,
0.1 mm Radius am Zugsteg

Abbildung 40: Beispiel für den Einfluss der Rundungsradien am Biegeaktor und am Zugsteg bei gleichbleibenden Biegelängen der Bauelemente.

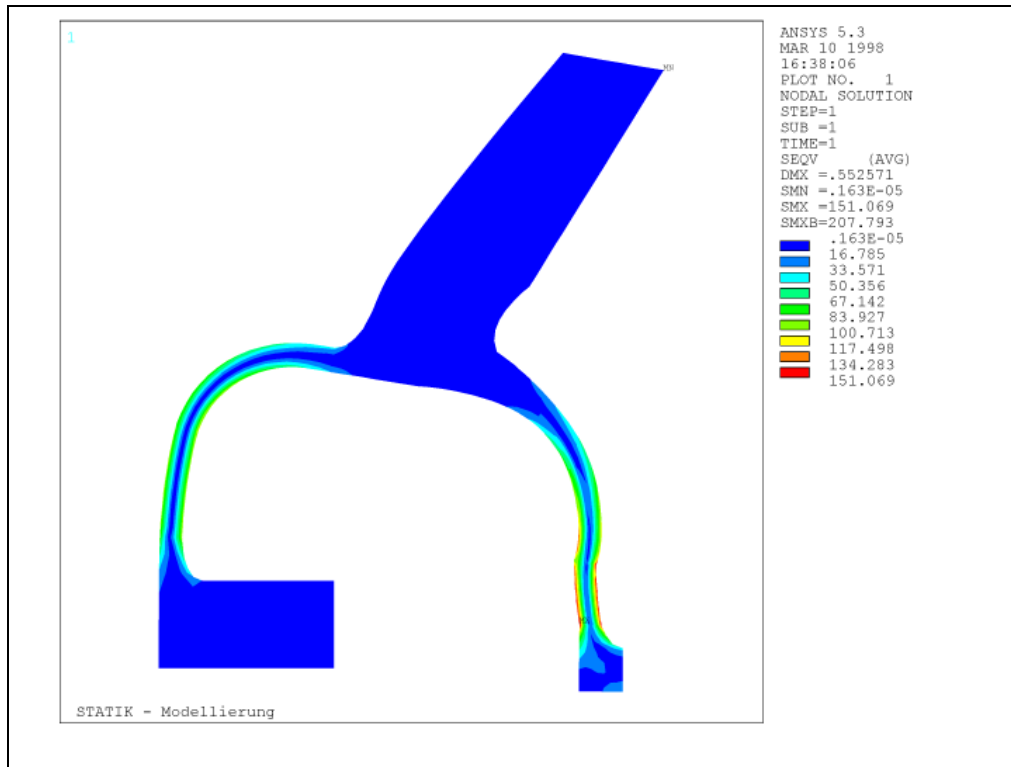


0.3 mm Radius am Biegeaktor,
0.5 mm Biegelänge am Biegeaktor

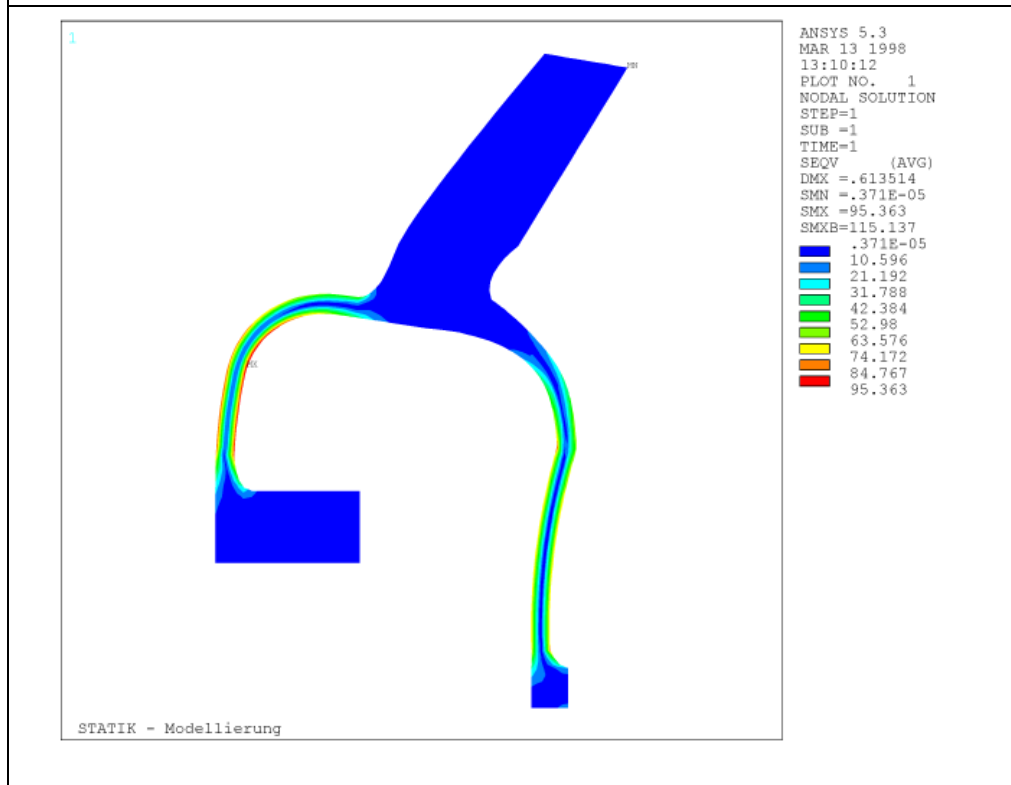


0.3 mm Radius am Biegeaktor,
1 mm Biegelänge am Biegeaktor

Abbildung 41: Beispiel für den Einfluss der Biegelänge des Biegeaktors bei gleichbleibenden Rundungsradien der Bauelemente.



0.3 mm Radius am Biegeaktor,
0.7 mm Biegelänge am Biegeaktor
0.6 mm Biegelänge am Zugelement



0.3 mm Radius am Biegeaktor,
0.7 mm Biegelänge am Biegeaktor
1.0 mm Biegelänge am Zugelement

Abbildung 42: Beispiel für den Einfluss der Biegelänge des Zugsteiges bei gleichbleibenden Rundungsradien der Bauelemente.

Abschließend wurde auch noch die Länge des Zugsteiges variiert. Abbildung 42 zeigt beispielhaft eine derartige Simulation. Es zeigt sich bei konstanter Biegelänge des aktiven Biegeaktors und konstanten Biegeradien der Bauelemente ein Spannungsminimum bei einer Biegelänge des Steges von 0.9 mm. Die Federkonstante wird durch die Biegelänge nicht beeinflusst, das Übersetzungsverhältnis wird jedoch mit kürzer werdender Biegelänge durch die in Kapitel 4.2.2 beschriebene Selbsthemmung ungünstiger.

Aus der Parametervariation ergibt sich ein Optimum der Greiferstruktur unter folgenden Bedingungen:

- Die Rundungsradien der Biegeaktoren sollten möglichst groß und damit gleich groß sein. Sie wurden auf 0.48 mm festgelegt.
- Die Biegelänge der Zugsteige sollte um den Faktor 1.1 länger sein als die des Biegeaktors. Daher wurde die Länge der Biegeaktoren auf 800 μm , die der Zugsteige auf 900 μm festgelegt.

Mit Hilfe dieser Anforderungen wurde das Design überarbeitet. Entsprechend der Forderung gleicher und möglichst großer Rundungsradien in den Festkörperelementen und den Zugstäben wurden beide in Form eines großen Bogens entworfen. Dadurch werden die Rundungsradien sehr groß. Eine Abschätzung mittels FEM Simulation zeigte eine Abnahme der Spannungen im Biegeelement um 20 % und eine Vergrößerung des Übersetzungsverhältnisses von 2.1 auf 2.3 gegenüber dem vorhergehenden Design mit zwei Rundungsradien.

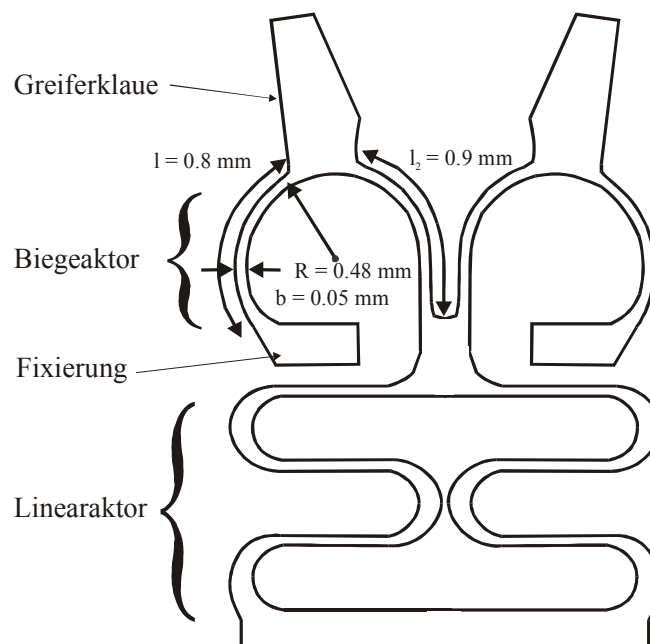


Abbildung 43: Designentwurf des Greifers entsprechend der analytischen Vorauslegung.

4.2.3.2 Spannungsoptimierung

Das auf diese Art erhaltene Design wird mit dem in Kapitel 3 beschriebenen Verfahren zur Spannungsoptimierung überarbeitet. Wie zuvor schon in der analytischen Auslegung, werden wieder zuerst die Biegeaktoren berechnet, bevor der Linearaktor an die Randbedingungen angepasst wird.

Das in Abbildung 44 gezeigte Modell wurde entsprechend den Randbedingungen aus der zuvor beschriebenen analytischen Auslegung erstellt und mit Schwellenschichten für das spannungsgesteuerte Wachstum erstellt. Da der Greifer symmetrisch zu seiner Mittelachse ist,

wurde als Modell nur eine Hälfte aufgebaut und mit einer Symmetriebedingung in der Mitte versehen.

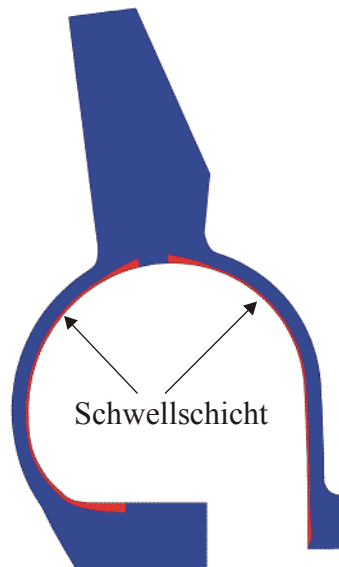


Abbildung 44: Modell des Greifers für die Spannungsoptimierung, rote Bereiche sind Schwellschichten.

Die Ausgangsstruktur wurde mit 2 Schwellschichten im inneren Bereich der Struktur versehen. Diese sind die am stärksten belasteten Bereiche des Greifers. Das Modell wurde mit einer konstanten Zugkraft versehen und die Kontaktflächen des Aktors fixiert. Abbildung 45 zeigt den Belastungsfall der Ausgangsstruktur sowie schematisch dessen Optimierung:

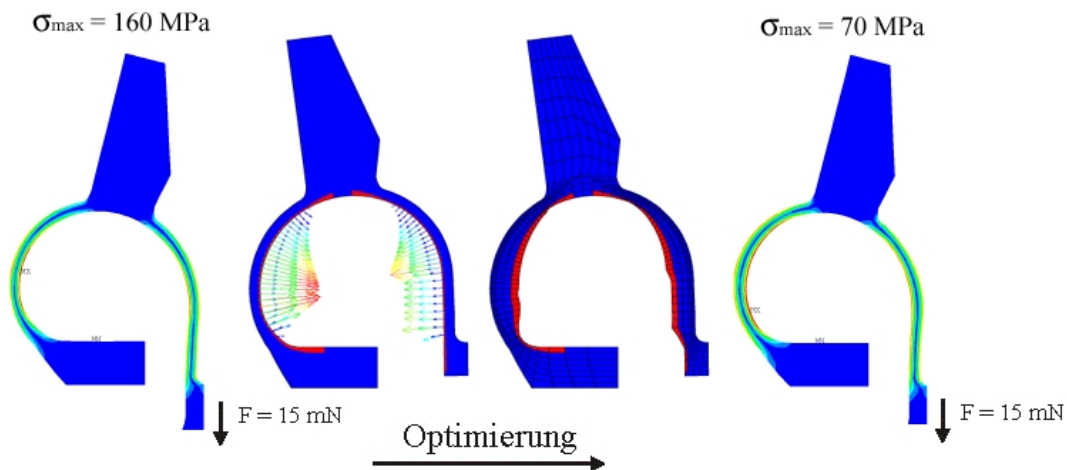


Abbildung 45: Spannungsoptimierung bei konstanter Zugkraft am Zugsteg. Links: Ausgangsstruktur mit weichen und inhomogen belasteten Bereichen $\sigma_{\max} = 160$ MPa. Mitte: Wachstum an belasteten Stellen der Schwellschicht. Rechts: Durch 8 Iterationen optimierte Struktur mit Maximalspannung von $\sigma_{\max} = 70$ MPa und homogener Spannungsverteilung.

Durch die Spannungsoptimierung wächst die Struktur an stark belasteten Stellen. Dadurch wird die Spannung homogenisiert und Spannungsspitzen ausgeglichen. Gleichzeitig nimmt die Federkonstante zu. Im vorliegenden Fall wurde der Zugsteg der 100 μm dicken Struktur mit einer Kraft von 15 mN belastet. Dabei wurde durch die Spannungsoptimierung die im Biegeelement auftretende Maximalspannung von 160 MPa auf 70 MPa verringert.

Als Kriterium für ein optimales mechanisches Design wird das Verhältnis von maximaler Spannung zur Auslenkung des Steges betrachtet. Es garantiert maximale Übersetzung bei gegebenen mechanischen Spannungen. Dieses Verhältnis erreicht ein Minimum von $0.22 \text{ N}/(\text{mm}^2 \cdot \mu\text{m})$ bei der 8. Iteration. Die resultierende Federkonstante der optimierten Struktur beträgt im R-Phasen-Zustand $0,45 \text{ N}/\text{mm}$, im austenitischen Zustand $3.1 \text{ N}/\text{mm}$.

Im nächsten Schritt wird das in Abbildung 46 gezeigte Gesamtmodell des Greifers aufgebaut. Ziel der Optimierung ist eine Spannungshomogenisierung und eine Angleichung der Federkonstante des Linearaktors an die des Biegeaktors. Die Biegeaktoren werden wie zuvor an den Kontaktflächen fixiert. Der Gesamtgreifer wird mit einer konstanten Auslenkung von $180 \mu\text{m}$ belastet.

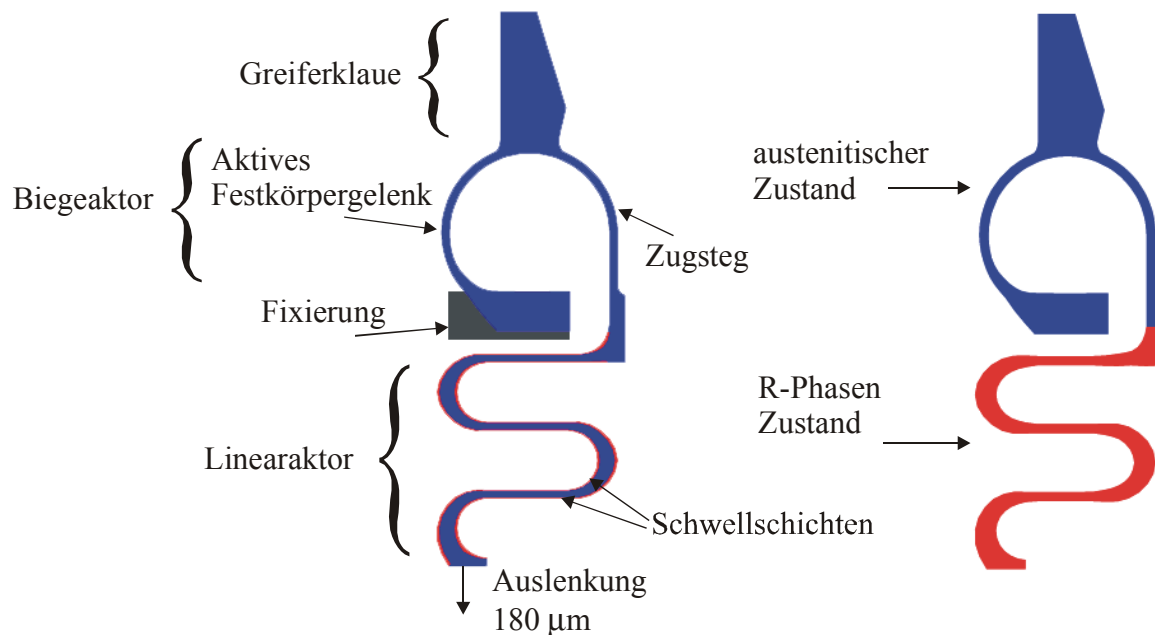


Abbildung 46: Modell des Gesamtgreifers zur Optimierung des Linearaktors. Der Greifer wird mit einer konstanten Auslenkung von $180 \mu\text{m}$ belastet.

In einer ersten Simulation wird das Material des Biegeaktors im austenitischen und das des Linearaktors im R-Phasen-Zustand betrachtet. Dies entspricht dem offenen Zustand. Abbildung 46 zeigt das Modell des Greifers für die Spannungsoptimierung. In einem zweiten Schritt wird der geschlossene Zustand simuliert. Die Optimierungen ergeben die gleichen Ergebnisse unabhängig vom definierten Zustand des Greifers.

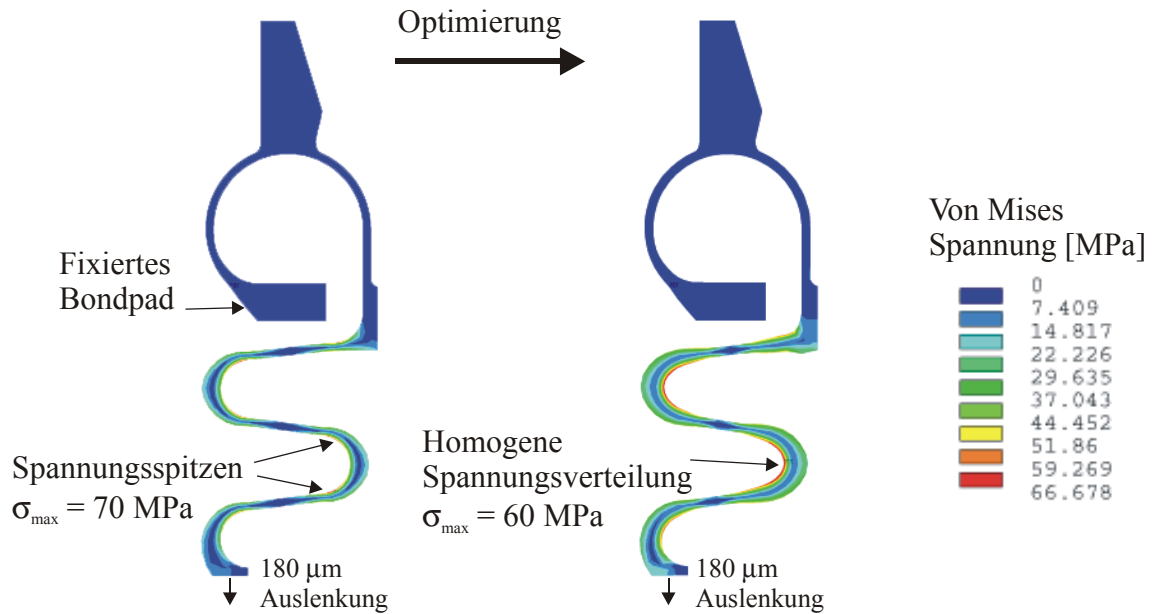


Abbildung 47: Spannungsoptimierung des Greifers. Links: Ausgangsposition der Spannungsoptimierung. Rechts: Optimierte Struktur.

Durch das spannungsgesteuerte Wachstum im Linearaktor wird die Spannungsverteilung homogenisiert. Abbildung 47 zeigt dieses anhand der Ausgangssituation und der optimierten Struktur. Durch das Anwachsen der Struktur erhöht sich die Steifigkeit des Linearaktors und damit die Federkonstante.

Bei der Ausgangsstruktur liegt eine inhomogene Spannungsverteilung mit Spannungsspitzen von 70 MPa vor. Die Federkonstanten betragen im R-Phasen- sowie im austenitischen Zustand nur $\frac{1}{4}$ des erforderlichen Wertes. Ab der 4. Iteration ist die Spannung homogenisiert und die Maximalspannung ist auf 60 MPa abgesunken. Bei weiterer Optimierung steigt nur noch die Federkonstante an, ohne dass die Spannungshomogenisierung verloren geht. Nach der 8. Iteration entspricht die Federkonstante des Linearaktors der des Biegeaktors im austenitischen sowie auch im R-Phasen-Zustand. Damit ist die Optimierungsaufgabe entsprechend den Anforderungen gelöst und das Optimierungsziel erreicht.

Abbildung 48 zeigt die Simulation des Greifvorgangs mit einer Grundauslenkung von 180 μm an der optimierten Struktur. Dabei verschiebt sich der Verbindungssteg des Greifers um 150 μm und die Klauen bewegen sich um 345 μm . Daraus ergibt sich ein Übersetzungsverhältnis von 2.3 zwischen der Bewegung des Verbindungssteiges zu der Bewegung der Klauen.

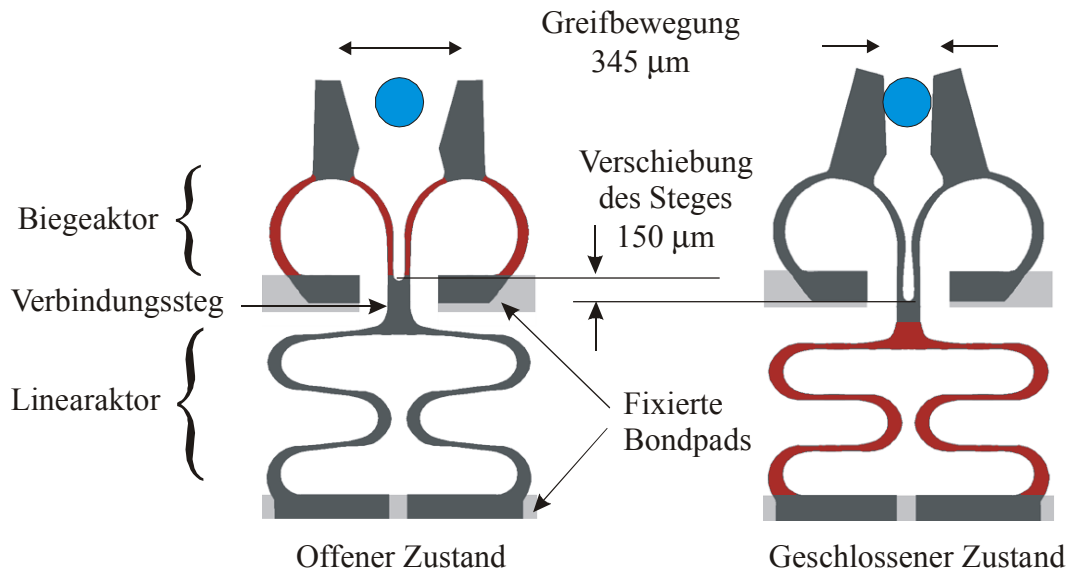


Abbildung 48: Simulierte Greifbewegung am optimierten Greifer. Rote Bereiche sind beheizte Aktorelemente.

4.2.3.3 Zusammenfassende Betrachtung

Anhand der Anforderungen und den Vorgaben aus der analytischen Vorauslegung wurde zunächst ein parametrisches Design erstellt. Anschließend wurde mittels Spannungsoptimierung das in Abbildung 48 dargestellte Design ermittelt. Die Simulation verspricht die folgenden Eigenschaften:

- Greifbewegung von 345 µm.
- Maximalspannung im Austenit = 90 MPa.
- Übersetzungsverhältnis der Bewegung von Klauen zu Verbindungssteg = 2.3.
- Maximaldehnung $\leq 1.2\%$
- Abmessungen: $B \times L = 2.1 \times 3.9$ mm, Materialdicke beliebig skalierbar.
- Simulierte Greifkraft: 15 mN bei 100 µm Dicke, 32 mN bei 230 µm Dicke.

4.3 Herstellung

Die Greiferstrukturen werden aus gewalztem NiTi-Blech durch Laserschneiden hergestellt. Dabei kommen zwei Blechstärken mit 100 µm und 230 µm zum Einsatz. Greifer mit 100 µm Blechstärke werden als Typ G-100, mit 230 µm dickem Blech als Typ G-230 bezeichnet. Bevor das Material laserstrukturiert werden kann, muss die Oxidschicht nasschemisch entfernt und das Material wärmebehandelt werden.

Die Strukturen mit 100 µm Materialdicke werden zum Teil im IMF 1 (Institut für Materialforschung 1) im Forschungszentrum Karlsruhe und zum Teil bei der Firma Gamer Lasertechnik geschnitten. Die 230 µm dicken Strukturen werden ausschließlich bei der Firma Gamer Lasertechnik [Vichystr. 10 / 76646 Bruchsal] strukturiert. Abbildung 49 zeigt einen solchen Greifer vom Typ G-100.

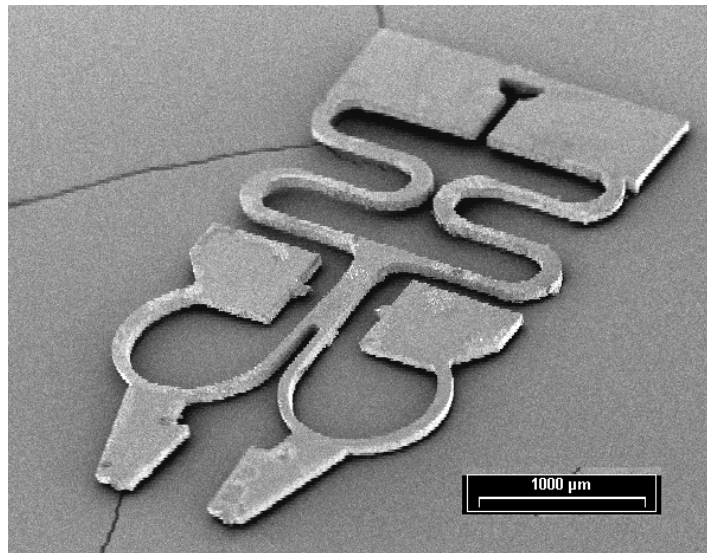


Abbildung 49: REM-Aufnahme eines Greifer aus 100 µm dickem NiTi.

Um die Eigenschaften der Strukturen vergleichen zu können, werden die geometrischen Abweichungen an den für die Funktion wichtigen Stellen vermessen (Stege wie in Abbildung 50 dargestellt).

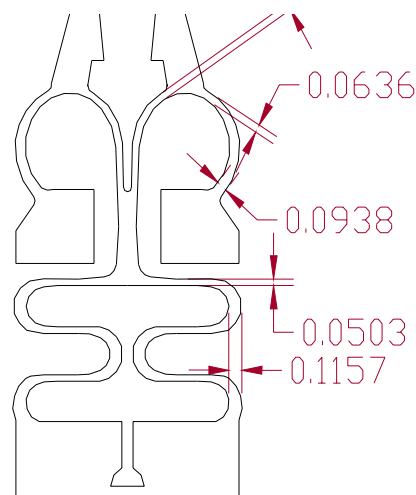


Abbildung 50: Sollmaße der Greiferstruktur (Maße in µm).

Die Maßabweichungen sind in Tabelle 8 zusammengestellt. Die Strukturen sind durchweg breiter als der Sollwert. Die Strukturen vom IMF I haben dabei eine maximale Maßabweichung von $\pm 6 \mu\text{m}$ an den schmalen Stegen, welches einer Breitentoleranz des Steges von 20 % entspricht. Strukturen von der Fa. Gamer Lasertechnik sind bezüglich ihrer Strukturtreue besser und haben lediglich die halbe Breitentoleranz. Diese Breitentoleranz wirkt sich auf die mechanischen Eigenschaften (Kräfte, Wege, Federkonstanten) der Strukturen aus. Die herstellungsbedingten Maßabweichung von 20 % schränken den Effekt der Spannungsoptimierung stark ein.

	IMF 100 µm	Fa. Gamer 100 µm	Fa. Gamer 230 µm
Maßabweichung max	$\pm 6 \mu\text{m}$	$\pm 3 \mu\text{m}$	$\pm 3 \mu\text{m}$
Droplets	viele	sehr wenige	keine

Tabelle 8: Maximale Maßabweichungen und Droplet-Häufigkeit der Strukturen.

Die geschnittenen Greiferstrukturen werden mechanisch von Schmelztröpfchen befreit und im Ultraschallbad gereinigt. Die so überarbeiteten Strukturen werden anschließend vorgespannt und aufgeklebt. Abbildung 51 zeigt ein Photo eines montierten und kontaktierten Greifers.

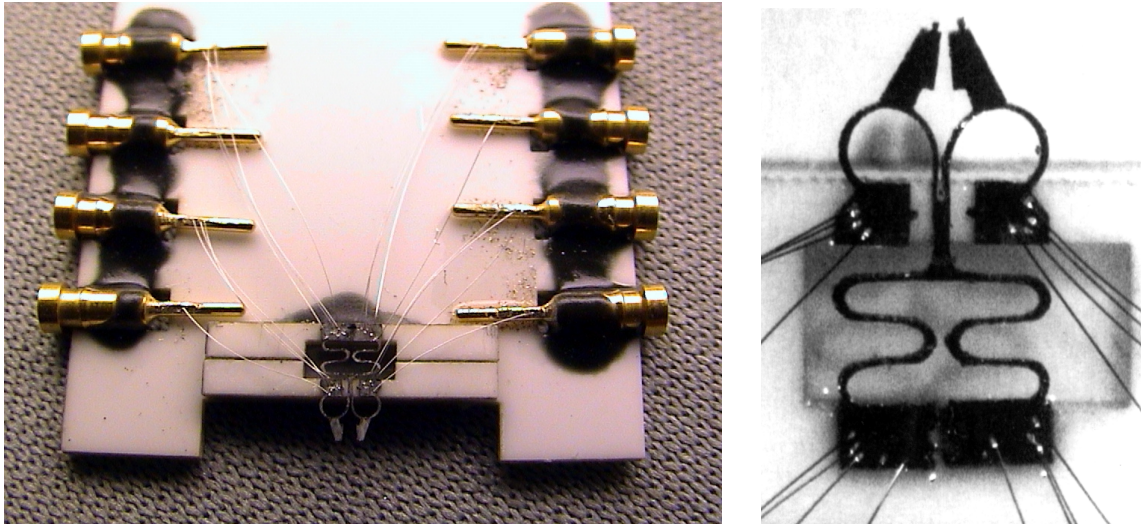


Abbildung 51: Photo eines Greifer vom Typ G-100 auf einem keramischem Grundträger.

Die Grundplatte ist ein Grundträger aus 0.6 mm dicker Al_2O_3 Sinterkeramik. Auf dieser sind zwei Stützstrukturen aufgeklebt, die dem Greifer eine reibungsfreie Bewegung ermöglichen. Der Greifer selber ist in vorgespanntem Zustand auf diesen Stützstrukturen an seinen Kontaktflächen aufgeklebt. Von den Kontaktflächen werden die Bonddrähte an seitlich an der Keramik befindliche Kontaktstifte geführt, welche eine lösbare Kontaktierung ermöglichen.

4.4 Funktion und Eigenschaften

Der entwickelte Greifer besteht aus zwei antagonistischen Aktoren, die in einer monolithischen Struktur zusammengefasst sind. Eine Charakterisierung der Funktion der einzelnen Aktoren ist im Gesamtaktor also nur unter dem Einfluss des jeweiligen Antagonisten möglich.

Um dieses Problem zu umgehen, werden die zwei Antagonisten einzeln hergestellt und getrennt untersucht. Das folgende Kapitel beschreibt die mechanischen und elektrischen Eigenschaften an diesen Einzelelementen.

4.4.1 Mechanische und elektrische Eigenschaften

Die Aktoren werden ebenfalls auf keramische Grundträger aufgeklebt und kontaktiert. Die Aktoren wurden entsprechend der Abbildung 52 senkrecht positioniert und mit mehreren kalibrierten Mikrogewichten belastet. Die Auslenkung wird in Abhängigkeit von der Zugkraft F , der Heizleistung und dem elektrischen Widerstand optisch vermessen. Der Heizstrom und die Heizspannung wurden am Aktor jeweils separat gemessen und daraus der Widerstand sowie die Heizleistung errechnet, wodurch eine sehr genaue Messung dieser Größen ermöglicht wird.

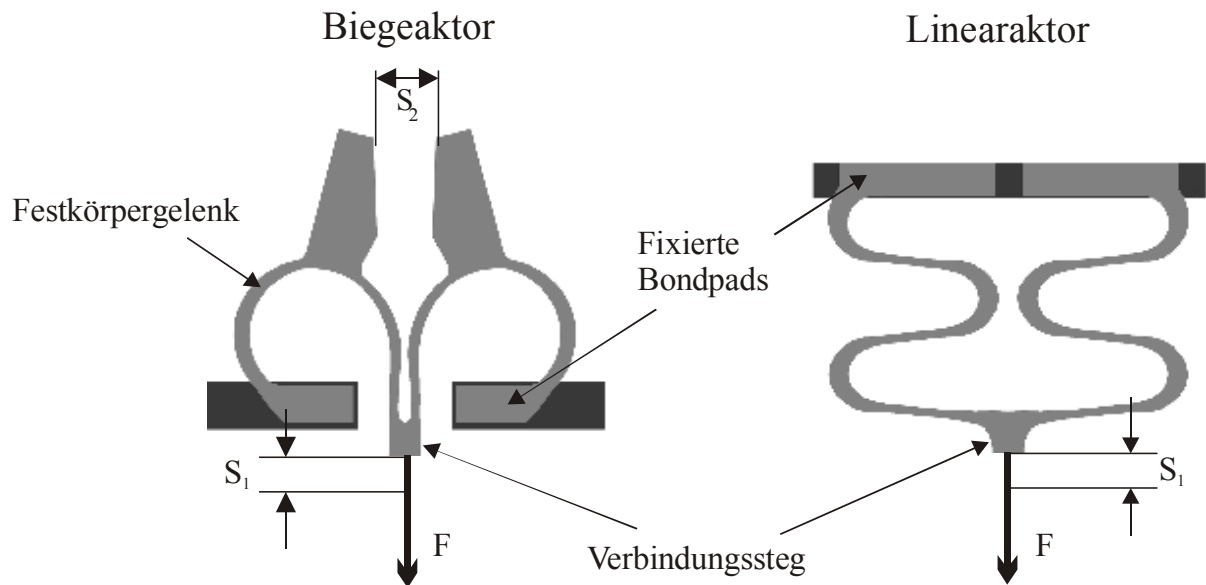


Abbildung 52: Messung der mechanischen Eigenschaften an den Einzelaktoren.

Entscheidend für die Greiferfunktion ist die Öffnung der Greiferklauen in Abhängigkeit der Heizleistung. Diese als S_2 bezeichnete Auslenkung sollte, bei einer Vorauslenkung des Gesamtgreifers von $180\ \mu\text{m}$, nach der Simulation ein Maximum von $345\ \mu\text{m}$ erreichen. Im Experiment wird bei gleicher Vorauslenkung eine Maximalöffnung von $330\ \mu\text{m}$ erreicht. Greifertyp G-230 benötigt dafür eine Zugkraft am Verbindungssteg von $80\ \text{mN}$. Beim Greifertyp G-100 beträgt die nötige Zugkraft $35\ \text{mN}$. Unter diesen Bedingungen wird der Greifer im unbeheizten R-Phasen-Zustand komplett geschlossen.

Wird die Zugkraft größer, so wird nicht mehr die gesamte Greiferöffnung erreicht, und bei geringen Heizleistungen bleibt der Greifer geschlossen. Abbildung 53 zeigt am Beispiel des Greifertyps G-230 den Verlauf der relativen Greiferöffnung S_2 in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einer Zugkraft am Verbindungssteg von $88\ \text{mN}$. $0\ \mu\text{m}$ Auslenkung bedeutet, dass der Greifer geschlossen ist. Der Verbindungssteg bewegt sich dabei um $130\ \mu\text{m}$ in senkrechter Richtung. Dadurch kann die Greifkraft beim Greifertyp G-230 auf $35\ \text{mN}$, beim Typ G-100 auf etwa $15\ \text{mN}$ geschätzt werden, wodurch die Anforderungen an den Greifer aus Kapitel 2 erfüllt werden. Greifertyp G-100 erreicht bei einer Heizleistung von $22\ \text{mW}$ seine gesamte Öffnung, der Typ G-230 benötigt dazu rund $60\ \text{mW}$.

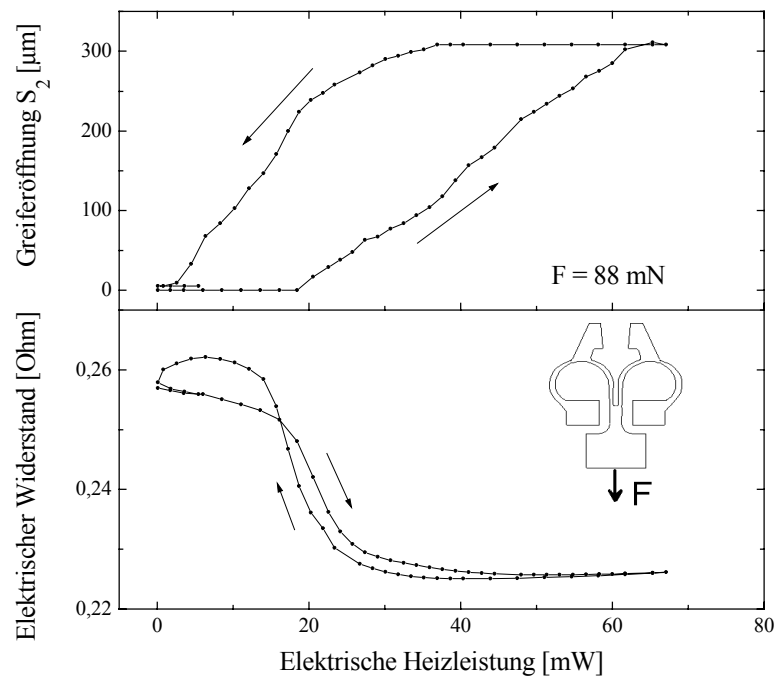


Abbildung 53: Greiferöffnung und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit von der elektrischen Heizleistung am Beispiel des Greifertyps G-230.

Das Verhältnis von Greiferöffnung S_2 zur in Abbildung 55 dargestellten Bewegung des Verbindungssteiges S_1 beträgt 2,3. Dieses Übersetzungsverhältnis ist unabhängig von der Dicke des Greifers und damit bei beiden Greifertypen gleich. Das Übersetzungsverhältnis ist abhängig von den Herstellungstoleranzen der Greiferstrukturen und variiert zwischen den einzelnen Aktoren um $\pm 0,1$. Der Wert S_1/S_2 ist über nicht den gesamten Öffnungsbereich linear, sondern weist bedingt durch elastische Verformungen und Messfehler eine Abweichung von 1 % auf.

Ebenfalls in Abbildung 53 gezeigt ist der Verlauf des elektrischen Widerstandes über der Heizleistung. Oberhalb von 20 mW Heizleistung ist eine schmale Hysterese zu erkennen. Dieses liegt, wie in Kapitel 3 beschrieben, an der R-Phasentransformation. Unterhalb von 5 mW fängt die martensitische Umwandlung an, welche für eine Vergrößerung der Hysterese sorgt. Im Gegensatz zur schmalen Hysterese des elektrischen Widerstandes weist die Greiferauslenkung eine große Hysterese auf, die mit zunehmender Belastung ebenfalls zunimmt. Die Vergrößerung der Hysterese ist auf den Effekt des spannungsinduzierten Martensits zurückzuführen. Durch die vom Laserschneiden verursachten Kerben an den Schnittkanten des Materials entstehen lokale Spannungsmaxima wodurch wiederum spannungsinduzierter Martensit gebildet werden kann.

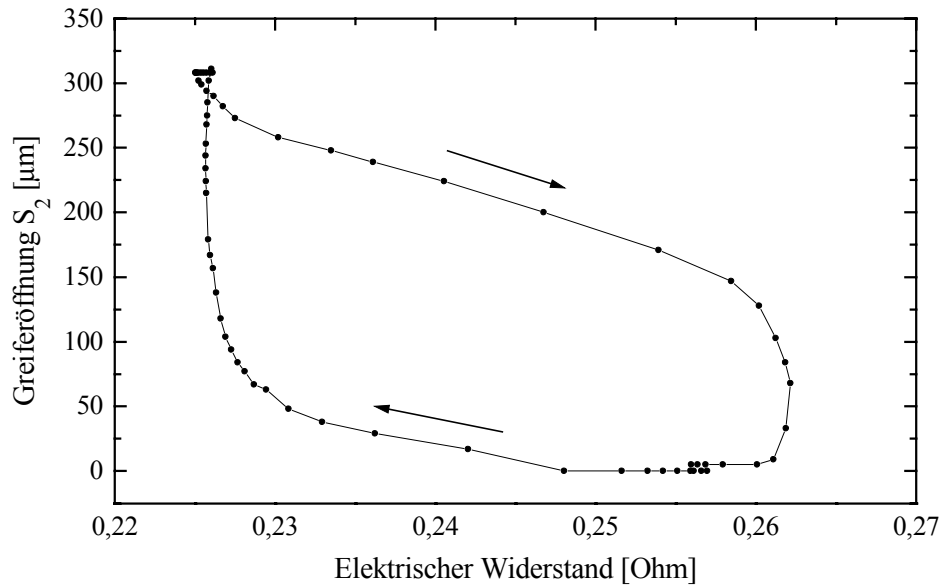


Abbildung 54: Greiferöffnung in Abhängigkeit vom elektrischen Widerstand am Beispiel des Greifertyps G-230.

Im Gegensatz zu einfachen Drahtaktoren [46] weist der Greifer in seinen mechanischen und elektrischen Kennlinien eine stark unterschiedliche Hysterese auf. Abbildung 54 und Abbildung 55 zeigen dieses Verhalten. Es verhindert die in Kapitel 3 angesprochene Möglichkeit der Positionierung eines FGL-Aktors über den Zusammenhang zwischen dem elektrischem Widerstand und dem Gefügezustand und damit der Auslenkung.

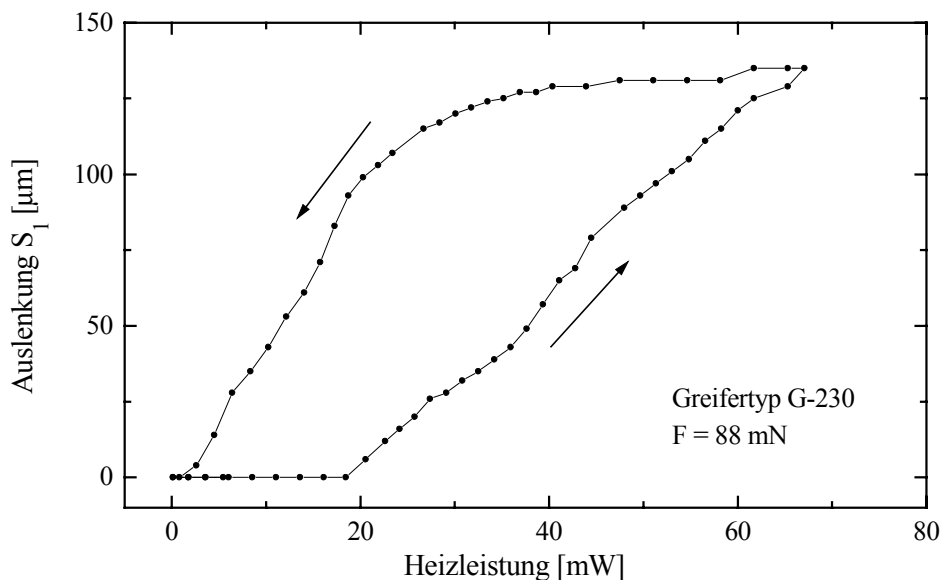


Abbildung 55: Auslenkung des Verbindungssteiges bei einer Zugkraft von 88 mN am Beispiel des Greifertyps G-230.

Über die Auslenkung S_1 in Abhängigkeit der Zugkraft kann die Federkonstante errechnet werden. Entsprechend der Simulation sollte die Federkonstante des Biegeaktors der des Linearaktors entsprechen. Dies konnte durch die Messungen bestätigt werden. In Tabelle 9 und Tabelle 10 sind die Zahlenwerte der Simulation und der Experimente zusammengestellt.

Typ G-100	R-Phase	Austenitisch
Simulation Biegeaktor	0,31 N/mm	2,14 N/mm
Messung Biegeaktor	0,27 N/mm	1,96 N/mm
Simulation Linearaktor	0,32 N/mm	2,26 N/mm
Messung Linearaktor	0,29 N/mm	2,02 N/mm

Tabelle 9: Vergleich der Federkonstanten von Messung und der Simulation am Greifertyp G-100.

Typ G-230	R-Phase	Austenitisch
Simulation Biegeaktor	0,69 N/mm	4,81 N/mm
Messung Biegeaktor	0,58 N/mm	4,31 N/mm
Simulation Linearaktor	0,71 N/mm	4,94 N/mm
Messung Linearaktor	0,60 N/mm	4,45 N/mm

Tabelle 10: Vergleich der Federkonstanten von Messung und der Simulation am Greifertyp G-230.

Obwohl die Strukturen aufgrund der Herstellungstoleranzen durchgehend breiter als das Sollmaß sind und damit eigentlich steifer werden sollten, ist die Federkonstante aus der Messung im R-Phasenzustand um ca. 12 %, im austenitischen Zustand um ca. 9 % kleiner als die Simulation erwarten lässt. Dies ist auf ungenaue Werte der verwendeten E-Module der Simulation zurückzuführen, insbesondere auf den abgeschätzten Ersatz E-Modul im R-Phasenzustand.

4.4.2 Dynamische Untersuchung

Der Formgedächtniseffekt ist ein thermisch induzierter Effekt. Da die Dynamik des Greifers durch die Aufwärm- und die Abkühlzeit der aktiven Bereiche begrenzt ist, sind derartige Effekte typischerweise träge. Durch entsprechend große Heizleistung kann die Aufwärmphase verkürzt werden. Die Abkühlzeit ist durch Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung bestimmt. Da mit kleiner werdenden Strukturen das Verhältnis zwischen Oberfläche und Volumen zunimmt, ist bei kleinen Aktordimensionen eine Verbesserung des Kühlverhaltens zu erwarten.

Die Reaktionszeit des Greifers kann anhand der Widerstandsänderung des Materials untersucht werden. Wie in Abbildung 53 zu sehen, sinkt während des Aufheizens der Widerstand durch die Gefügeumwandlung ab und erreicht bei vollendeter Umwandlung ein Minimum. Der Zeitpunkt der vollständigen Umwandlung korreliert mit dem Zeitpunkt der vollen Auslenkung des Greifers.

Zur Dynamikmessung wurden die Greifer mit DC-Rechteck Heizimpulsen beschaltet und die Widerstandsänderung in Abhängigkeit der Zeit ermittelt. Abbildung 56 zeigt eine typische Messkurve der Reaktionszeiten des Greifers. Der Einsatz im Diagramm zeigt die zeitlich aufgelöste Widerstandsänderung am Beispiel eines Biegeaktors vom Typ G-100 beheizt mit einem DC-Heizpuls von $P_{el} = 17 \text{ mW}$.

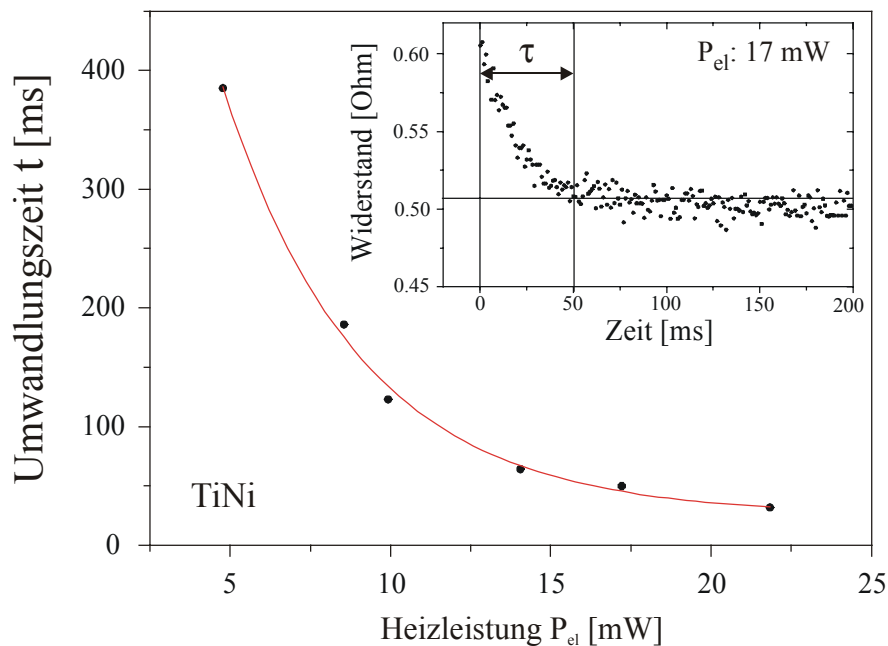


Abbildung 56: Reaktionszeiten des Greifers ermittelt mit der zeitaufgelösten Widerstandsänderung des Greifers am Beispiel des Biegeaktors eines Greifers vom Typ G-100.

Mit ansteigender Heizleistung sinkt die Umwandlungszeit. Bei maximaler elektrischer Heizleistung von 23 mW wird bei einem Greifer vom Typ G-100 die vollständige Umwandlung innerhalb von 32 ms erreicht. Die Strukturen aus 230 μm dickem NiTi benötigen 50 ms bei maximaler Heizleistung von 60 mW. Die Abkühlzeiten liegen bei beiden Typen im Bereich von 150 bis 300 ms. Aufgrund des beim Greifer angewendeten antagonistischen Prinzips wird die Greifbewegung bei normalem Schaltbetrieb von den Aufwärmzeiten bestimmt und durch die Abkühlzeiten nicht eingeschränkt. Bei periodischem Öffnen und Schließen wird die maximale Schaltfrequenz durch die Abkühlzeiten auf ca. 3 Hz begrenzt. Dieser Betrieb ist in der Praxis nicht üblich und daher für die Funktion des Greifers irrelevant.

4.4.3 Thermische Eigenschaften

Für das verwendete thermisch induzierte Antriebsprinzip ist die Temperaturverteilung in den aktiven Bereichen für die Funktion des Aktors von besonders großer Bedeutung. So findet keine Umwandlung des Materials und damit kein Effekt statt, wenn die Bereiche durch starke Wärmeableitung oder ungenügende Aufheizung nicht über die Umwandlungstemperatur erwärmt werden. Auf der anderen Seite geht im Falle einer Überhitzung der Formgedächtniseffekt verloren.

Zur Bestimmung der Temperaturverteilung wurden daher Wärmebilder mit einer Infrarotkamera aufgezeichnet. Die in Abbildung 57 dargestellte Bilderfolge zeigt den Schließvorgang eines Greifers vom Typ G-100. Der zeitliche Abstand der Bilder beträgt ca. 150 ms. Bei a) ist der Biegeaktor beheizt. Im Zustand b) ist der Biegeaktor noch nicht vollständig abgekühlt während der Heizstrom für den Linearaktor eingeschaltet wird. 150 ms später (Zustand c)) hat der Greifer einen stationären Zustand erreicht, bei dem der Greifer vollständig geschlossen ist. Dadurch ist eine Greiffrequenz von 3 Hz möglich.

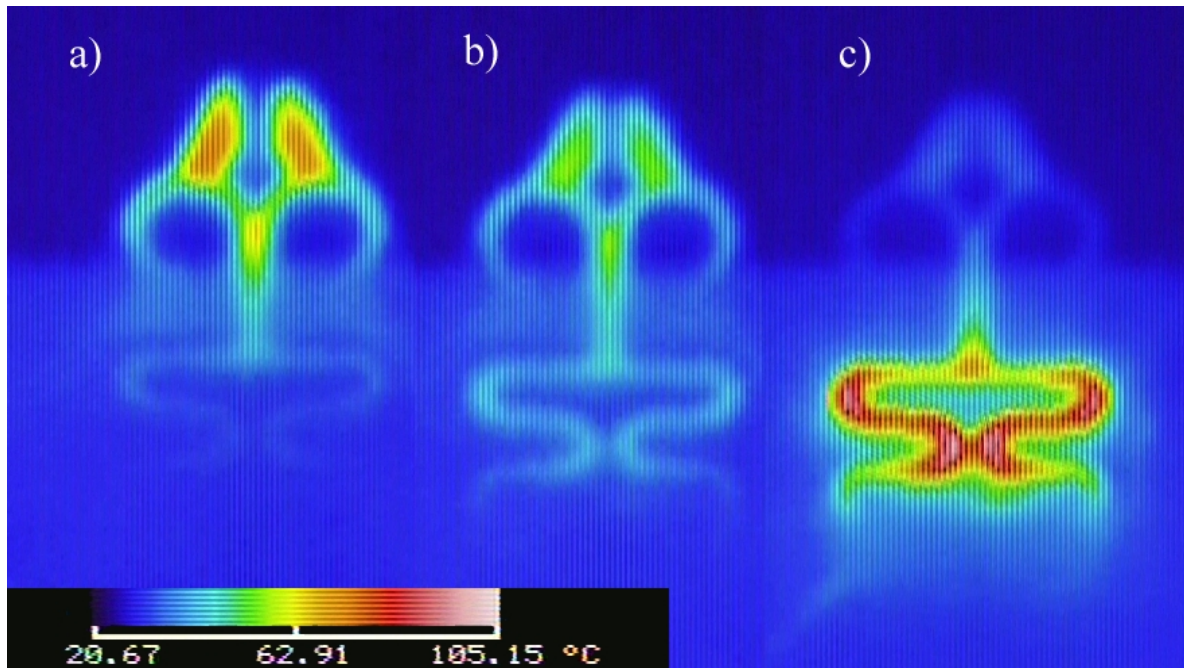


Abbildung 57: Infrarotaufnahme der Greifbewegung (Greifertyp G-100). Zeitliche Abfolge von links a) Greifer offen bis c) Greifer geschlossen.

Die Thermoaufnahmen lassen auf eine ausreichende thermische Isolation zwischen den beiden Antagonisten zurückschließen. Allerdings erwärmen sich im offenen Zustand die Klauen stärker als der Biegeaktor. Für eine quantitative Betrachtung wurden Aufnahmen der stationären Zustände im geschlossenen (Abbildung 58) und im offenen Zustand (Abbildung 59) bei einer Heizleistung von $P_{el} = 22 \text{ mW}$ aufgezeichnet.

Im geschlossenen Zustand beträgt die maximale Temperatur im Linearaktor 84 °C . Zu den Kontaktflächen hin nimmt die Temperatur stark ab. Der Verbindungsteg zwischen Biege- und Linearaktor wird bis zu 63 °C warm. Die Biegeaktoren behalten jedoch nahezu Raumtemperatur bei, wodurch eine eindeutige Funktionstrennung zwischen Biege- und Linearaktor gewährleistet ist. Im offenen Zustand werden die Klauen 95 °C warm, der Biegeaktor überschreitet in allen Bereichen die Umwandlungstemperatur von R- zu austenitischer Phase welche bei rund 46 °C liegt.

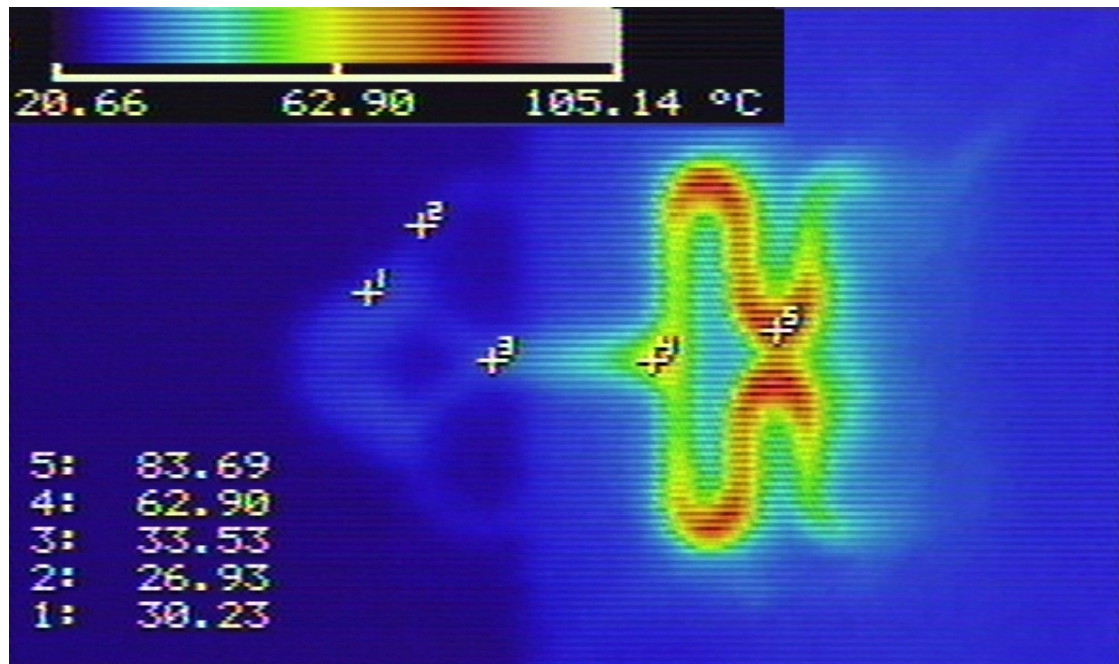


Abbildung 58: Thermoaufnahme des Greifers im geschlossenen Zustand (Greifertyp G-100, $P_{el} = 22\text{mW}$).

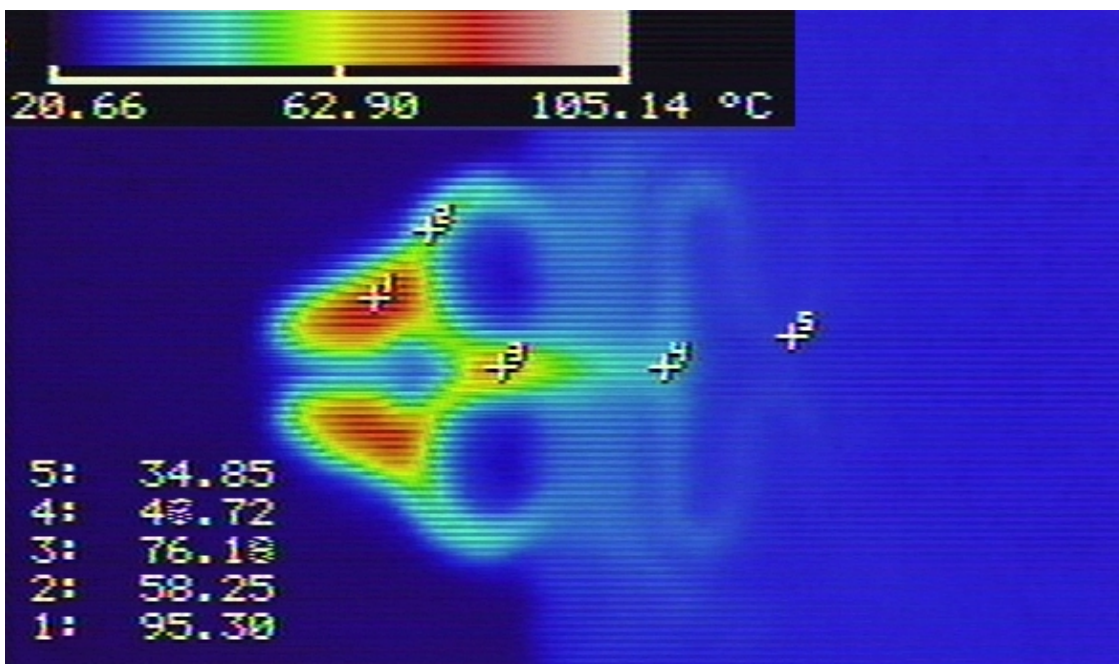


Abbildung 59: Thermoaufnahme des Greifers im offenen Zustand (Greifertyp G-100, $P_{el} = 22\text{mW}$).

Zur Überprüfung der Ergebnisse der Thermographie wurden die Temperaturverteilungen simuliert. Abbildung 60 zeigt die simulierte Temperaturverteilung am Greifertyp G-100 ebenfalls bei einer Heizleistung von $P_{el} = 22\text{ mW}$.

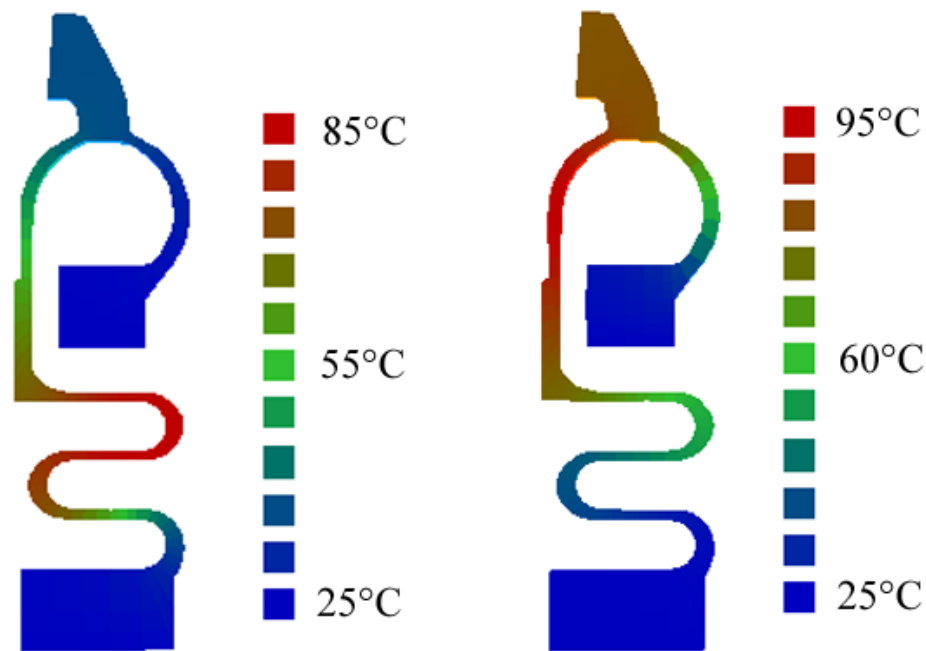


Abbildung 60: Simulation der Temperaturverteilung am Greifertyp G-100 bei einer Heizleistung von $P_{el} = 22$ mW. Links: Der Linearaktor ist beheizt, der Greifer ist geschlossen. Rechts: Der Biegeaktor ist beheizt, Greifer ist geöffnet.

Durch die Simulation werden die Ergebnisse der Thermographie teilweise bestätigt. Im geschlossenen Zustand beträgt die maximale Temperatur in der Meanderfeder 85°C . Zu den Kontaktflächen hin nimmt die Temperatur stark ab und unterschreitet in der untersten Faltung nahe der Kontaktflächen sogar die Umwandlungstemperatur. Der Verbindungsteg zwischen Biege- und Linearaktor wird auf über 60°C erwärmt. Die Biegeaktoren behalten jedoch nahezu Raumtemperatur bei, wodurch eine eindeutige Funktionstrennung zwischen den beiden Aktoren gewährleistet ist.

Bei maximaler Heizleistung werden Temperaturspitzen von 95°C erreicht. Durch die starke Wärmeableitung an den Kontaktflächen werden die aktiven Bereiche stark gekühlt und unterschreiten sogar die Umwandlungstemperatur. Daher tritt dort gar kein Formgedächtniseffekt auf und es bleibt ein Teil der möglichen Kräfte und Stellwege des Aktors ungenutzt.

Im offenen Zustand wird die höchste Temperatur von 95°C nicht in den Biegeaktoren sondern in den Zugstegen erreicht. Durch die Wärmeableitung zu den Kontaktflächen werden die Biegeaktoren stark gekühlt und überschreiten nur auf $2/3$ ihrer Länge die Umwandlungstemperatur. Dadurch wird nicht der gesamte Bereich des Aktors für den Formgedächtniseffekt genutzt und der Greifer kann nicht vollständig öffnen.

Soweit stimmen die Ergebnisse der Wärmebildaufnahmen und der Simulation näherungsweise überein. Widersprüchlich werden jedoch die Ergebnisse der Wärmeleitung in dem Verbindungssteg und die Temperatur der Klauen. Nach der Simulation sind die Klauen kälter als nach den Wärmebildaufnahmen zu erwarten. Die Wärmeleitung ist im geöffneten Zustand so stark, dass die erste Faltung des Linearaktors auch über die Umwandlungstemperatur erwärmt wird. In diesem Fall entsteht eine Verspannung des Greifers, da die zwei Antagonisten gleichzeitig und gegeneinander arbeiten. Zwei Gründe können die Ursache für die unterschiedlichen Ergebnisse sein. Bei den Wärmebildaufnahmen spielt der Wärmeabstrahlkoeffizient eine entscheidende Rolle für die gemessenen Absoluttemperaturen. Für eine möglichst genaue Messung wurden die Aktoren mit Graphitspray beschichtet, da dieser einen Wärmeabstrahlkoeffizienten von 1 aufweist. Durch Inhomogenitäten der Beschichtung können starke Abweichun-

gen der Temperaturverteilung entstehen. Ebenso können Fehler bei der Simulation entstehen. Mögliche Fehlerquellen sind:

- Ungenau abgeschätzte Materialkennwerte,
- ein zu grobes Maschennetz im Aufbau des FEM-Modells und
- die Vereinfachungen bei der FEM-Berechnung.

Um die Verspannungen und die Unterkühlungen zu vermeiden, sowie eine homogene Temperaturverteilung in den aktiven Bereichen zu erzielen, sollte die Temperaturverteilung angepasst werden. Analog zur Spannungsoptimierung spricht man hierbei von einer thermischen Optimierung.

Eine einfache thermische Optimierung könnte über Breitenvariation der Stege erfolgen. Dieses Konzept würde dünnere Stege für eine größere Wärmeentwicklung in den unterkühlten und breitere Stege für eine bessere Wärmeleitung in den heißen Bereichen erfordern. Dies widerspricht jedoch der mechanischen Optimierung für eine homogene Spannungsverteilung. Es sind also neue Konzepte für eine thermische Optimierung zu finden, die eine mechanische Optimierung nicht behindern. Dies kann zum Beispiel über eine Dickenvariation der Stege, Isolatoren oder zusätzliche Wärmequellen und Wärmesenken erfolgen.

4.4.4 Zusammenfassende Betrachtung

Der Greifertyp G-230 bringt bei einer Heizleistung von 60 mW innerhalb von 50 ms eine Greifkraft von 35 mN bei einer Öffnungsweite von 330 μm auf. Der nur 100 μm dicke Greifertyp G-100 erreicht die gleiche Greiferöffnung mit 32 ms schneller als der G-230, dafür bringt er jedoch nur 15 mN Greifkraft auf. In Tabelle 11 sind zusammenfassend die Kennwerte der Greifertypen G-100 und G-230 aufgeführt.

Greifertyp	G-100	G-230
Greifkraft	15 mN	35 mN
Öffnungsweite	330 μm	330 μm
Maximale Heizleistung	22 mW	60 mW
Reaktionszeit	32 ms	50 ms
Abkühlzeit	150 – 250 ms	200 – 300 ms

Tabelle 11: Mechanische Kennwerte der untersuchten Greifer.

5 Positionierung

Neben dem Greifen mit zwei stabilen Zuständen ist für viele Anwendungen eine Kenntnis aktueller Zwischenpositionen des Greifers wichtig. Dadurch kann ein empfindliches Objekt leichter gegriffen werden, ohne dass es beschädigt oder gar zerstört wird. In einer anderen Anwendung könnte ein weiches Objekt noch auf die entsprechende Breite gequetscht werden, bevor es an seinem Montageort abgesetzt wird. Über die Kenntnis der Greiferöffnung kann festgestellt werden, ob ein Objekt beim Öffnen der Klauen noch anhaftet. Zusätzlich kann über eine Positionierung eine grobe Bestimmung der Greifkraft erfolgen. Ab dem Zeitpunkt des ersten Kontaktes der Klauen mit dem Objekt wird die gesamte weiterhin aufgebrachte Heizleistung lediglich in eine Greifkraft umgewandelt und nicht mehr in eine Greifbewegung. Hierdurch kann die Greifkraft näherungsweise bestimmt werden. Folgend werden einige Konzepte der Positionserkennung näher erläutert.

5.1 Funktionsprinzipien

Zur Auswahl der Funktionsprinzipien bei der Positionserkennung sind die in Kapitel 2 genannten Anforderungen an das Greifersystem zu beachten. Für die Positionserkennung hier betrachtete Anforderungen sind:

- minimale laterale Abmessungen
- kostengünstige Herstellung
- Positionierbarkeit auf ca. 1 % der gesamten Greiferöffnung
- Messgeschwindigkeit ausreichend für eine Greiffrequenz von 3 Hz

Grundsätzlich ist eine Positionserkennung direkt über eine Messung der Relativbewegung der Klauen zueinander mit digitaler Bildverarbeitung möglich. Derartige Systeme sind sehr flexibel und können gleichzeitig auch zur Erkennung des zu greifenden Objektes verwendet werden. Es wird dabei immer eine Kamera mit digitaler Bildverarbeitung und Auswertelektronik benötigt. Allerdings steigt hierbei der technische Aufwand der digitalen Bildverarbeitung zur Positions- und Objekterkennung stark an und die räumlichen Abmessungen einer solchen Bildverarbeitung sind für die Mikrotechnik unverhältnismäßig groß. Im Allgemeinen sind solche Systeme darüber hinaus sehr träge und können die Anforderung an eine Greiffrequenz von 5 Hz nicht erfüllen. In Kapitel 5.1.4 wird ein derartiges System vorgestellt, das im Rahmen einer Kooperation mit dem Institut für Angewandte Informatik des Forschungszentrums Karlsruhe entwickelt wurde [50].

Neben dieser technisch sehr aufwendigen Methode bieten sich auch weniger flexible Methoden über elektromagnetische, kapazitive und optische Positionserkennungen an. Diese sind mit geringerem technischen Aufwand verbunden und verursachen daher geringere Kosten.

Die Verschiebung des Verbindungssteges zwischen Biege- und Linearaktor steht in einem festen Übersetzungsverhältnis mit der Bewegung der Klauen. Daher ist eine indirekte Messung der Position der Klauen zueinander über die Bewegung des Verbindungssteges messbar, ohne die Klauen selbst zu behindern. Aus diesem Grund wird bei allen folgend beschriebenen Systemen die Relativbewegung des Verbindungssteges zur Positionserkennung verwendet.

5.1.1 Kapazitive Wegmessung

Für eine kapazitive Wegmessung kann der Verbindungssteg zwischen Biege- und Linearaktor um eine rechteckige Kondensatorplatte erweitert werden. Diese liegt, wie in Abbildung 61

dargestellt, in geringem Abstand zu einer zweiten Kondensatorplatte auf dem Trägersubstrat. Die zwei Kondensatorplatten sind durch eine Lackschicht galvanisch trennt. Über die Kapazität des Kondensators kann die Überdeckung der Kondensatorplatten und damit die Verschiebung des Verbindungssteiges gemessen werden.

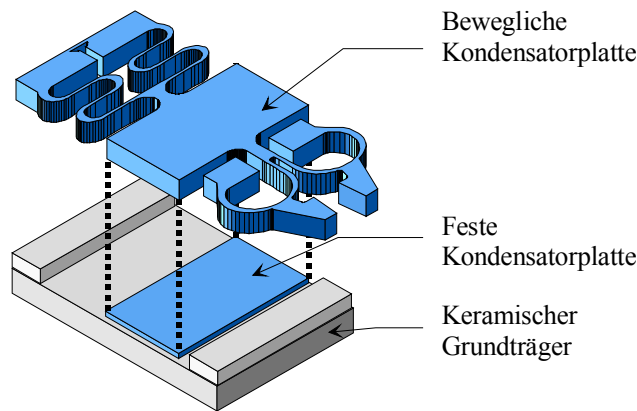


Abbildung 61: Schematischer Aufbau der kapazitiven Messung der Greiferöffnung.

Die Kapazität C_{kond} berechnet sich dabei aus den Dielektrizitätskonstanten der Schicht zwischen den Platten $\epsilon_{\text{kond-r}}$ und $\epsilon_{\text{kond-0}}$ (absolute und relative Dielektrizitätskonstante), der überdeckten Plattenfläche A_{kond} , sowie dem Abstand der Platten d_{kond} wie folgt:

$$C_{\text{kond}} = \epsilon_{\text{kond-0}} \cdot \epsilon_{\text{kond-r}} \cdot \frac{A_{\text{kond}}}{d_{\text{kond}}} \quad (5.1)$$

Die Abmessungen der Kondensatorplatten sind $2 \times 2 \text{ mm}^2$. Der Kondensatorabstand sollte möglichst klein sein, wobei die technischen Möglichkeiten diesen auf ca. $100 \mu\text{m}$ begrenzen. Im Betrieb kann sich jedoch der Kondensatorabstand um einige μm ändern. Die Kapazität ändert sich linear mit der Änderung der überdeckten Fläche ΔA_{kond} sowie der Abstandsänderung Δd_{kond} .

$$\Delta C_{\text{kond}} = \text{Const} \cdot \frac{\Delta A_{\text{kond}}}{\Delta d_{\text{kond}}} \quad (5.2)$$

Nach den Anforderungen aus Kapitel 2 soll die Messgenauigkeit ca. $5 \mu\text{m}$ der Klauenbewegung betragen. Unter der Annahme von Luft als Zwischenschicht der Kondensatorplatten und einer fehlerfreien Messung der Kapazität darf der Abstand der Kondensatorplatten sich um maximal $0.12 \mu\text{m}$ ändern. Hinzu kommt eine Messunsicherheit der Kapazität. Die Anforderungen an die Konstanz des Abstandes der Kondensatorplatten sind für die gewünschte Positioniergenauigkeit kaum zu erfüllen.

5.1.2 Induktive Wegmessung

Eine weitere Möglichkeit der Positionserkennung liegt in der in der Abbildung 62 dargestellten induktiven Messung mittels Tauchspule.

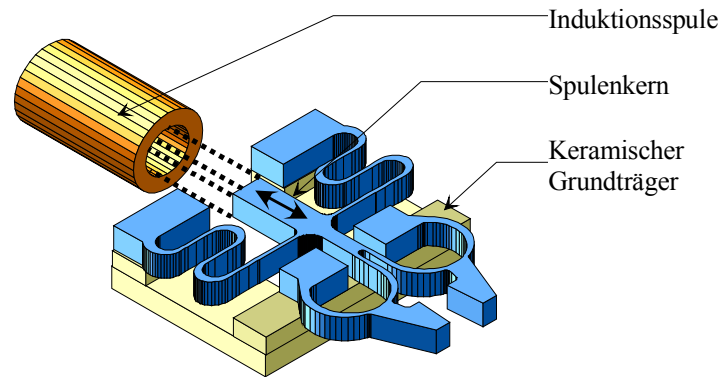


Abbildung 62: Detektion der Verschiebung über eine Tauchspule.

Die Induktivität L einer Tauchspule ist näherungsweise durch die Anzahl N und dem Radius r der Spulenwicklungen sowie die Permeabilität μ des in die Spule eintauchenden Kernmaterials zu berechnen [31].

$$L = N^2 \cdot \frac{1}{2} \cdot \mu \cdot r \cdot \pi \quad (5.3)$$

Verwendet wird eine Spule mit 1 mm Kerndurchmesser und 50 Windungen. Es zeigt sich nach einigen Vorversuchen, dass die Induktivität dieser Mikrospule nicht ausreicht, um die gewünschte Positioniergenauigkeit zu erreichen. Durch Heizströme und elektrische Felder wird das Signal der Tauchspule zu stark gestört. Hinzu kommt annähernd derselbe technische Aufwand sowie die gleichen Probleme mit mechanischer Führung des Induktionssteges, wie er für einen magnetischen Antrieb nötig wäre. Damit ist dieser Ansatz als technisch zu aufwendig anzusehen und wird daher verworfen.

5.1.3 Lichtoptische Wegmessung

Ein vielversprechendes Konzept ist die optische Wegmessung über zwei relativ zueinander verschiebbare Schlitzblenden entsprechend Abbildung 63. Hierbei wird der Verbindungssteg sowie die Trägerkeramik um eine Schlitzblende erweitert. Oberhalb und unterhalb des Greifers sind eine Sende- und eine Empfangsdiode vorgesehen. Die Sende- sowie die Empfangsdiode sind für Infrarotlicht ausgelegt, wodurch der Einfluss durch das Umgebungslicht gering gehalten wird. Um den Einfluss des Umgebungslichtes zu minimieren wird anstelle der absoluten Intensität nur deren Änderung in Abhängigkeit der Bewegung des Greifers gemessen.

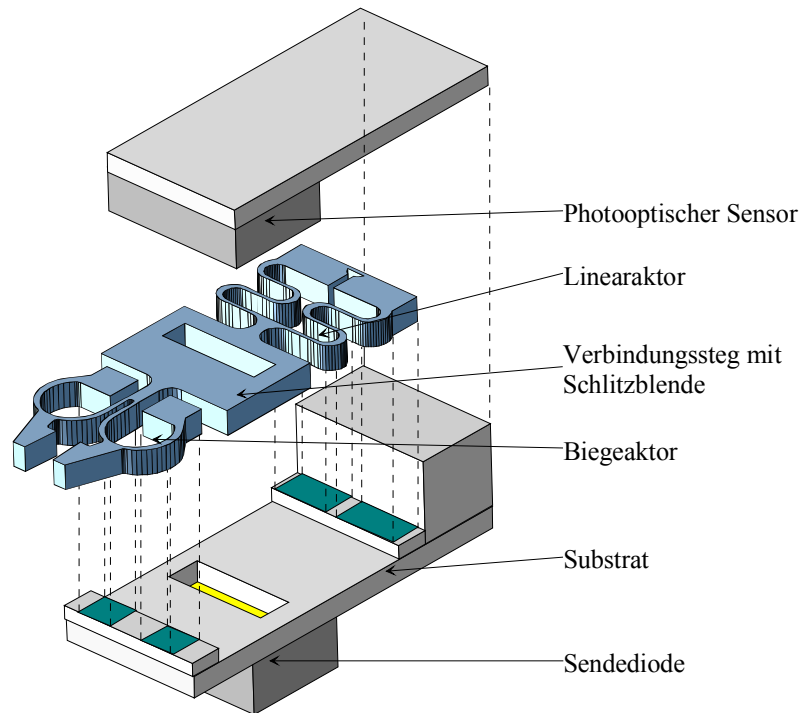


Abbildung 63: Optische Wegmessung über zwei relativ zueinander verschiebbare Schlitzblenden.

Es ist eine Verschiebung des Verbindungssteges von ca. 150 bis 200 μm bei einem Übersetzungsverhältnis von 2,3 der Klauenbewegung zur Verschiebung des Verbindungssteges zu erwarten. Dabei müsste die Lichtintensität mit 1 % Genauigkeit gemessen werden können, um die Anforderungen auf 5 μm Positionierfähigkeit zu erreichen. Da dies technisch einfach realisierbar ist, wird dieses Konzept weiter ausgearbeitet. Die Ergebnisse der Messungen sind in Kapitel 5.2 ausführlich beschrieben.

5.1.4 Positionierung mit digitaler Bildverarbeitung

Im Rahmen einer Kooperation mit dem Institut für Angewandte Informatik des Forschungszentrums Karlsruhe wird der Greifer in das Mikromontagesystem „MIMOSE“ integriert [50]. Dieses Montagesystem besteht aus einem mit $\pm 1 \mu\text{m}$ Genauigkeit in x- und y- Richtung positionierbaren Tisch, einem in z-Richtung beweglichen Revolver zur Halterung unterschiedlicher Handhabungswerkzeuge sowie einer Magazin zuführung der Handhabungsobjekte. Bei komplexen Systemen kann zusätzlich eine optische Bilderkennung eingesetzt werden.

Zur Integration des FGL-Mikrogreifers wurde eine modifizierte Trägerkeramik eingesetzt. Sie ermöglicht eine Integration in das modulare Werkzeugkonzept des Montagesystems. Abbildung 64 zeigt die Halterung sowie den auf dem Trägersystem montierten Greifer.

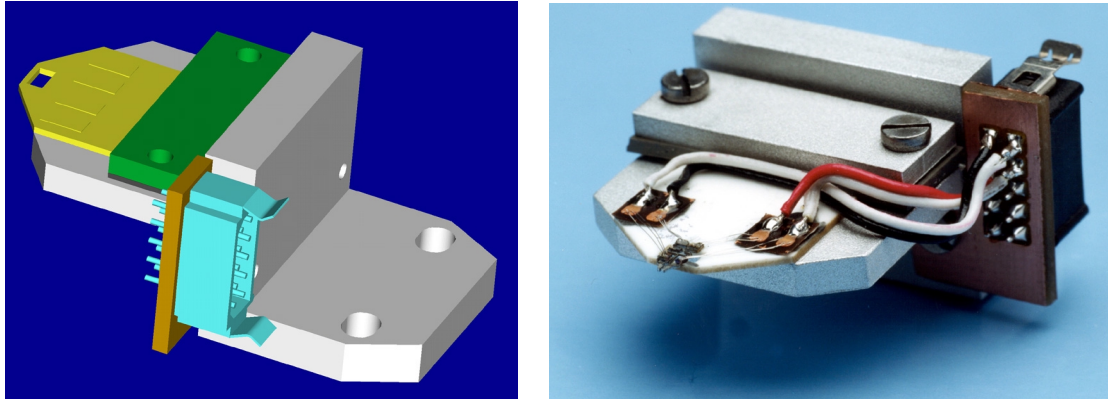


Abbildung 64: Integration des FGL-Mikrogreifers auf dem Grundträger des modularen Werkzeugsystems im Mikromontagesystem MIMOSE. Links: Schematischer Aufbau des Grundträgers. Rechts: Auf Grundträger montierter FGL-Mikrogreifer.

Zur Positionserkennung wird das Bildverarbeitungssystem DIPLOM (Digital Image Processing Library for Microstructures) [51] verwendet. Dies ist ein System, das die speziellen Bedingungen der optischen Vermessung von Mikrostrukturen (Schärfentiefe, Beleuchtung, Fokussierung, etc.) berücksichtigt. Die Vermessung von Strukturmerkmalen oder die Suche nach vorgegebenen Mustern sind mit in die Bilderkennung integriert. Zusätzlich verfügt das System über Autofokus, Funktionen zur Erkennung von Markenzentren zur Optimierung des Bildkontrastes, sowie zur Bildrekonstruktion. Abbildung 65 zeigt die Bildschirmausgabe der digitalen Bildverarbeitung bei der Überwachung der Greifbewegung.

Die digitale Bildverarbeitung nutzt dabei die Strukturerkennung der Kanten der Greiferklauen. Mit dieser Technik wird die Position der Greiferklauen auf $3\ \mu\text{m}$ genau ausgemessen werden. Die Geschwindigkeit der Positionserkennung ist in den ersten Tests auf ca. 3 Hz beschränkt. Durch Programmoptimierung und Anpassung der Strukturerkennung kann diese weiter optimiert werden. Die Positioniergenauigkeit ist von der optischen Vergrößerung und der mittels Bildverarbeitung erfassten Bildauflösung abhängig und kann ebenfalls erhöht werden.

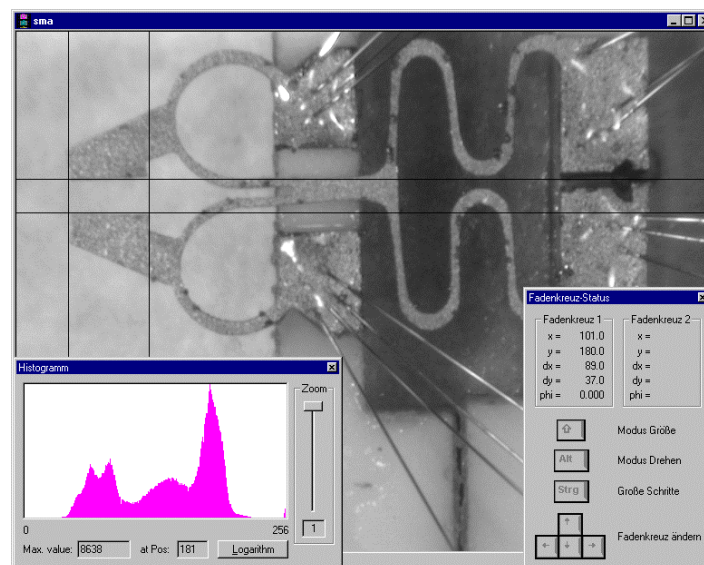


Abbildung 65: Überwachung der Greiferbewegung des FGL-Mikrogreifers mit digitaler Bildverarbeitung des Systems DIPLOM.

5.2 Ergebnisse der optischen Positionierung

5.2.1 Lichtoptische Wegmessstrecke

Nach den ersten Vorversuchen zu der optischen Wegstrecke werden die Greiferstrukturen entworfen und strukturiert. Abbildung 66 zeigt das Design und eine Lasergeschnittene Greiferstruktur mit integrierter Schlitzblende. Die Länge des Greifers beträgt damit 5,8 mm. Die Schlitzblende misst $2,1 \times 1,5 \text{ mm}^2$ mit einem Schlitz von $1,6 \times 0,4 \text{ mm}^2$. Der Schlitz im Keramiksubstrat hat die gleichen Abmessungen wie der des Greifers. Der Greifer wird direkt über dem Schlitz des Trägersubstrates in halb geschlossenem Zustand montiert. Schließt nun der Greifer seine Greiferklauen, so werden der Verbindungssteg und damit die Schlitzblende zum Greiferende hin bewegt. Dadurch wird die Lichtdurchtrittsfläche, die sich aus der Überlagerung der beweglichen Schlitzblende des Greifers und der feststehenden Schlitzblende im Substrat ergibt, kleiner und die an dem photooptischen Sensor gemessene Lichtintensität geringer. Beim Öffnen des Greifers wird entsprechend auch die Lichtdurchtrittsfläche wieder vergrößert.

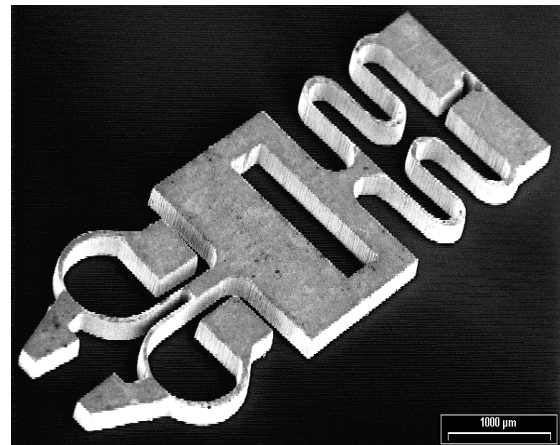
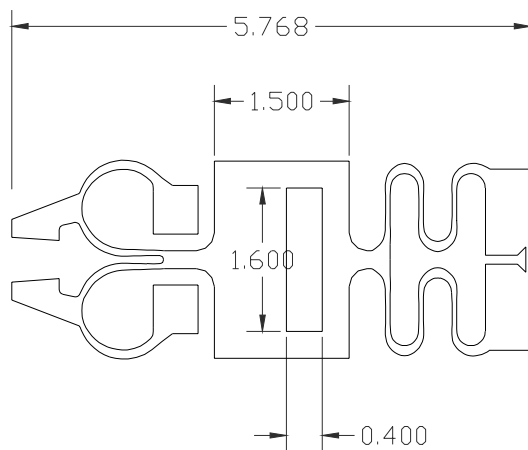


Abbildung 66: CAD-Design und lasergeschnittene Struktur des positionierbaren Greifers.

Zur Ermittlung einer Eichkurve wird die Schlitzblende des Greifers manuell über der Blende des Keramiksubstrates verschoben. Bei einer Relativverschiebung von $150 \mu\text{m}$ wird eine Gesamtspannungsdifferenz von $3,8 \text{ V}$ gemessen, wodurch sich eine Auflösung von $25 \text{ mV}/\mu\text{m}$ Verschiebung des Verbindungssteiges ergibt.

Die Messung ist mit Fehlern behaftet, die sich durch Rauschen von ca. 10 mV und thermische Einflüsse begründen lässt. Eine lineare Regression ergibt einen Regressionskoeffizienten von $R = 0,99964$. Durch die in Kapitel 4 genannte Nichtlinearität des Übersetzungsverhältnisses von Verbindungssteg zu Greiferöffnung entsteht ein weiterer Fehler. Unter Beachtung dieser Fehlerquellen ist eine theoretische Positioniergenauigkeit der Schlitzblende von $1 \mu\text{m}$ und damit der Klauen von $3 \mu\text{m}$ möglich.

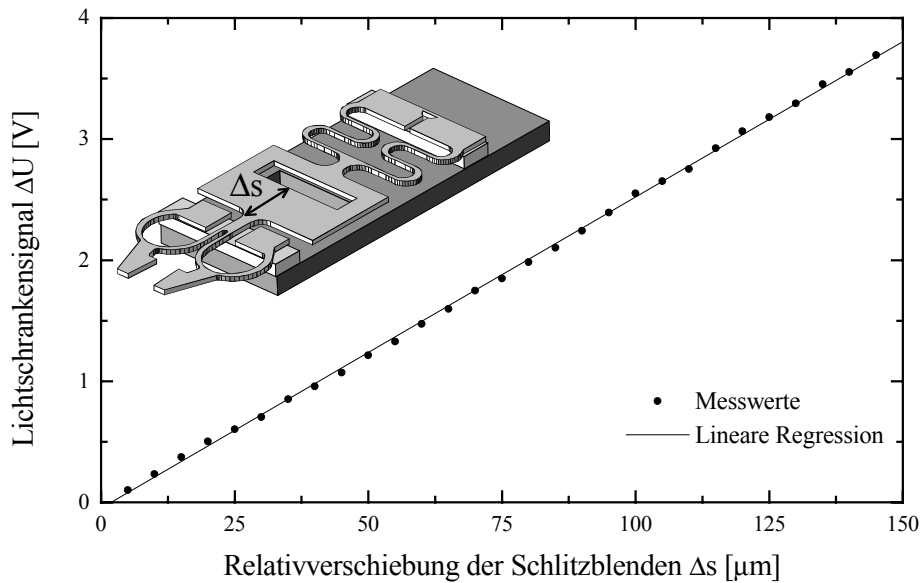


Abbildung 67: Messgenauigkeit der lichtoptischen Transmissionsstrecke. Aufgetragen ist das Lichtschrankensignal in Abhängigkeit von der Relativverschiebung der zwei Schlitzeblenden.

5.2.2 Regelung

Eine Regelung der Greiferposition kann über eine Rückkopplung der gemessenen Relativverschiebung erfolgen. Um den gewünschten Soll-Wert einstellen zu können, wird dieser mit dem Ist-Wert des Lichtschrankensignals verglichen. Die Abweichung vom Soll-Wert wird ermittelt und über ein Regelglied in eine analoge Stellgröße gewandelt. In diesem Fall ist dies die Heizleistung. Diese wird auf die Stellglieder, die antagonistisch arbeitenden Aktoren (Biege- und Linearaktor), geleitet und so in eine mechanische Auslenkung der Greiferklauen gewandelt. Die Auslenkung wiederum wird über das Messglied der lichtoptischen Transmissionsstrecke als Ist-Wert ermittelt und erneut mit dem Sollwert verglichen.

Die hier verwendete Regelstrecke der Greiferpositionierung ist in Abbildung 68 schematisch dargestellt. Ziel ist es dabei, eine vorgegebene Soll-Position in möglichst kurzer Zeit und ohne Überschwingen möglichst genau anfahren zu können. Überschwingen ist für die Dynamik des Greifers und beim Schließen des Greifers ungünstig, da dabei ein zu greifendes Objekt schon beschädigt werden könnte, bevor die gewünschte Position der Klauen eingestellt ist.

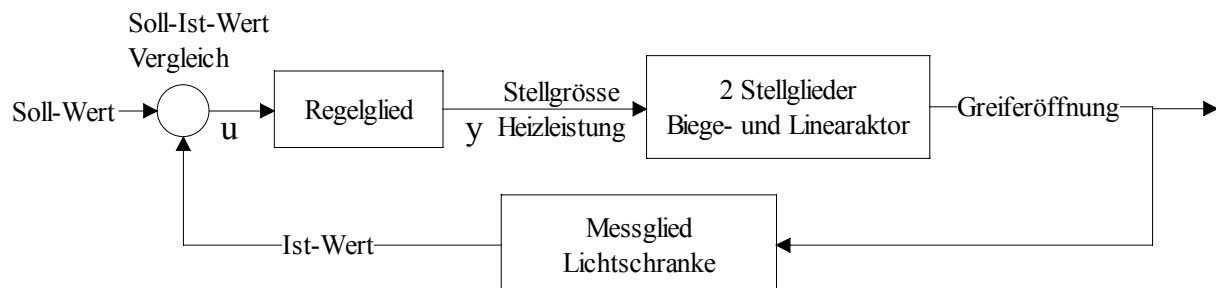


Abbildung 68: Regelstrecke der Greiferpositionierung.

Wenn ein Körper beheizt oder gekühlt wird, dauert es eine Weile bis sich eine stationäre Temperaturverteilung eingestellt hat. Dadurch entsteht bei FGL-Bauteilen eine leicht zeitverzögerte Reaktion des Aktors, welche sich in einer Regelung in Form einer Totzeit auswirkt. Durch die Trägheit der Aktorbewegung entsteht zusätzlich eine Dämpfung in der Regelstrecke.

cke. Durch eine Totzeit kann ein Regelsystem instabil werden und zum „Schwingen“ um den Soll-Wert führen. Eine Dämpfung macht das Regelsystem dagegen träge.

Die Aufgabe einer stabilen Positionierung mit hoher Positioniergenauigkeit fällt dem Regelglied zu. Für Regelglieder existieren verschiedene Grundtypen, die kombiniert oder einzeln verwendet werden. Wie in Abbildung 68 gezeigt, ist die Eingangsgröße u die Differenz zwischen Soll- und Ist-Wert. Das Regelglied errechnet daraus eine Ausgangsgröße y . Im Fall der Greiferregelung ist dies die Heizleistung, mit der die Aktoren beheizt werden.

Die Ansteuerung zweier antagonistisch wirkender Aktoren, Biege- und Linearaktor, erschweren dabei die Regelung. Diese dürfen nicht gleichzeitig beheizt werden, da dadurch hohe mechanische Spannungen entstehen, welche die Grenzspannung des Materials überschreiten könnten. In Kapitel 4 wurde anhand der mechanischen Optimierung dieses Problem näher erläutert.

5.2.2.1 P-Glied

Der einfachste Grundtyp ist der Proportionalregler, genannt P-Glied. Die Ausgangsgröße setzt sich zusammen aus der Eingangsgröße und einer Konstanten P , welche mit der Eingangsgröße linear skaliert wird. Die definierende Funktionalbeziehung lautet:

$$y = P \cdot u = P \cdot (Soll - Ist) \quad (5.4)$$

Die Ausgangsgröße entspricht der Differenz von Soll- und Ist-Wert. Seine P-Regelung führt im Falle des Greifers zu einer schnellen aber ungenauen Regelung. Um eine Greiferposition einzuhalten, muss der Greifer mit einer Halteleistung beheizt werden. Unbeheizt nimmt der Greifer eine undefinierte Zwischenposition ein. Je geringer die Differenz zwischen Soll- und Ist-Wert ist, also die Eingangsgröße u , um so kleiner ist auch die Ausgangsgröße y der Heizleistung.

Die Regelabweichung (Soll-Ist) verhält sich demnach proportional zum Kehrwert des Proportionalitätsfaktors P .

$$y = P \cdot (Soll - Ist) \Rightarrow (Soll - Ist) = \frac{y}{P} \quad (5.5)$$

Mit zunehmendem Proportionalitätsfaktor P nimmt die Regelabweichung ab, bei zu großem Proportionalitätsfaktor wird jedoch die Regelung instabil. Abbildung 69 zeigt dieses exemplarisch. Bei einem Proportionalitätsfaktor von $P = 500$ ist eine deutliche Regelabweichung zu erkennen. Bei $P = 1500$ ist die Regelabweichung kleiner, aber das System wird instabil und „schwingt“ um den Sollwert.

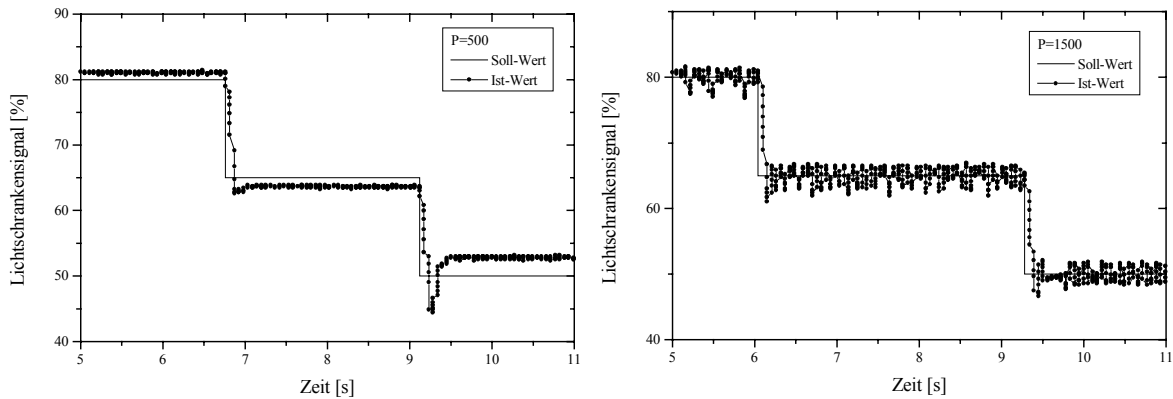


Abbildung 69: Greiferregelung mit Proportionalitätsglied am Beispiel des Greifertyps G-230. Links: Proportionalitätsfaktor $P = 500$ mit deutlicher Regelabweichung, Rechts: Proportionalitätsfaktor $P = 1500$, System wird instabil.

5.2.2.2 I-Glied

Ein weiterer Grundtyp ist das I-Glied. Hierbei wird die Eingangsgröße u , also die Regelabweichung, zeitlich integriert und mit einer Konstanten I skaliert und anschließend an die Stellglieder weitergegeben. Die Funktionalbeziehung eines I-Gliedes lautet:

$$y = I \cdot \int_0^t u(\tau) d\tau \quad (5.6)$$

In der praktischen Anwendung ist dies keine Integration, sondern eine Summation, da die Regelung eine Zeitkonstante von endlicher Länge hat. Dementsprechend ist die Regelung wie folgt aufgebaut:

$$y = I \cdot \sum_{i=0}^N u(\tau) \Delta \tau_i \quad (5.7)$$

Im Gegensatz zu der schnellen und ungenauen Regelung über ein P-Glied ist ein I-Glied sehr träge aber genau. Es ist gut geeignet, um stationäre Regelabweichungen auszugleichen. Bei zu großem Skalierungsfaktor I neigt die Regelung zum Schwingverhalten, bei zu kleinem ist die Regelung sehr träge. In Abbildung 70 ist dieses Verhalten veranschaulicht. Bei $I = 0.4$ beträgt die Zeit bis zum ersten Erreichen des Sollwertes bis zu 5 Sekunden. Für $I = 2$ ist diese Zeit auf ca. 0.5 Sekunden verkürzt, die Regelung schwingt jedoch einige Perioden um den Sollwert.

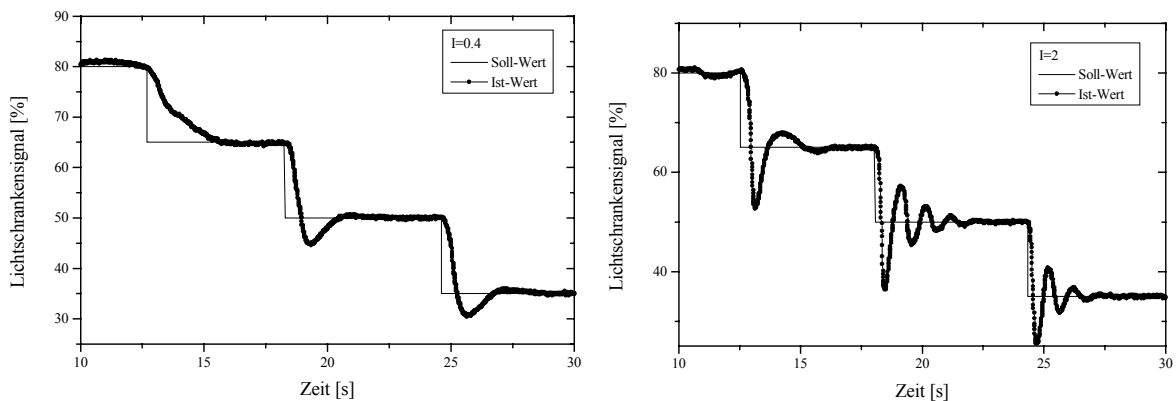


Abbildung 70: Greiferregelung mit Integrationsglied am Beispiel des Greifertyps G-230: Links zu kleiner Skalierungsfaktor mit $I = 0.4$, das System ist träge, Rechts annähernd instabile Regelung durch zu großen Skalierungsfaktor $I = 2$.

5.2.3 Regelung mit PI-Glied

Durch die Kombination aus Proportional- und Integrationsglied können die Nachteile der Einzelglieder ausgeglichen werden. Das P-Glied ermöglicht eine schnelle Grobregelung in die Nähe des Sollwertes, das I-Glied gleicht die stationäre Regelabweichung aus.

Um eine Position anzufahren, wird der Greifer durch die Regelung mit maximaler Heizleistung beheizt. Die maximale Heizleistung ist durch die Grenztemperatur des Materials beschränkt, um eine Überhitzung und damit einen Verlust des Formgedächtniseffektes zu vermeiden. Diese Heizleistung ist größer als der stationäre Wert mit dem eine Position gehalten wird. Sie bewirkt, dass der entsprechende Aktor schneller als durch einen stationären Heizstrom erwärmt und damit die Sollposition schneller erreicht wird.

Abbildung 71 zeigt einen typischen Verlauf des Steuersignals während des Wechsels zwischen zwei Positionen der Greiferöffnung. Wenn die Position näherungsweise erreicht ist, wird, nach einer kurzen Rückregelungsphase, die Heizleistung bis auf den stationären Wert zurückgestellt.

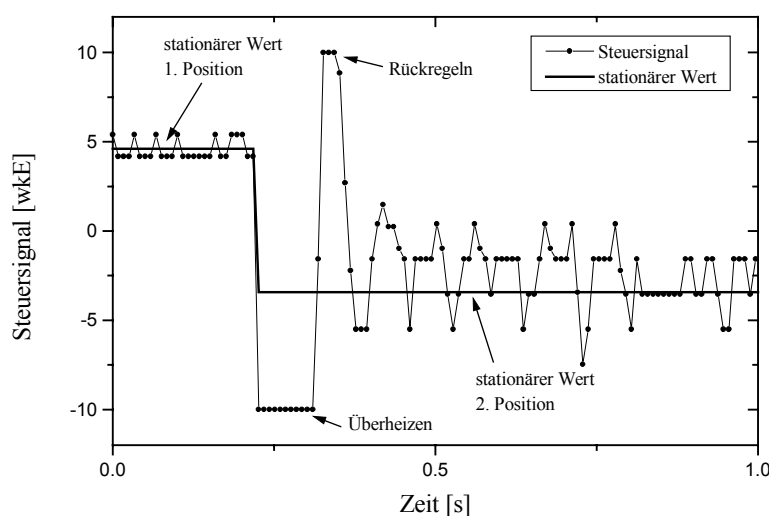


Abbildung 71: Steuersignal der Regelung beim Wechsel der Greiferöffnung, Greifertyp G-230.

In dem Bereich oberhalb von 90 % und unterhalb von 10 % wirkt sich das Überheizen nur noch sehr gering aus und damit wird die Regelung träge. Für die Regelung ist der Grenzbe-

reich jedoch nicht so wichtig, denn die Extremwerte 0 und 100 % sind nur für Ruhepositionen des Greifers nötig und damit nicht für die Geschwindigkeit ausschlaggebend.

Da der Aufwand für eine Berechnung und Simulation der Regelstrecke in diesem Fall relativ groß ist, wurden die Parameter empirisch festgelegt. Um eine optimale Regelung zu erreichen, sollten die Skalierungsfaktoren beider Regelglieder solange erhöht werden, bis beide gerade noch stabil sind. Dadurch wird ein Optimum an Regelungsgeschwindigkeit und Regelgenauigkeit erreicht. Zum Test der optimierten Regelparameter wurden Stufenfunktionen der Sollwertvorgabe erstellt. Abbildung 72 zeigt die Regelungscharakteristik am Beispiel einer Treppenfunktion und einer Sequenz mit Stufen beliebiger Höhe und Richtung.

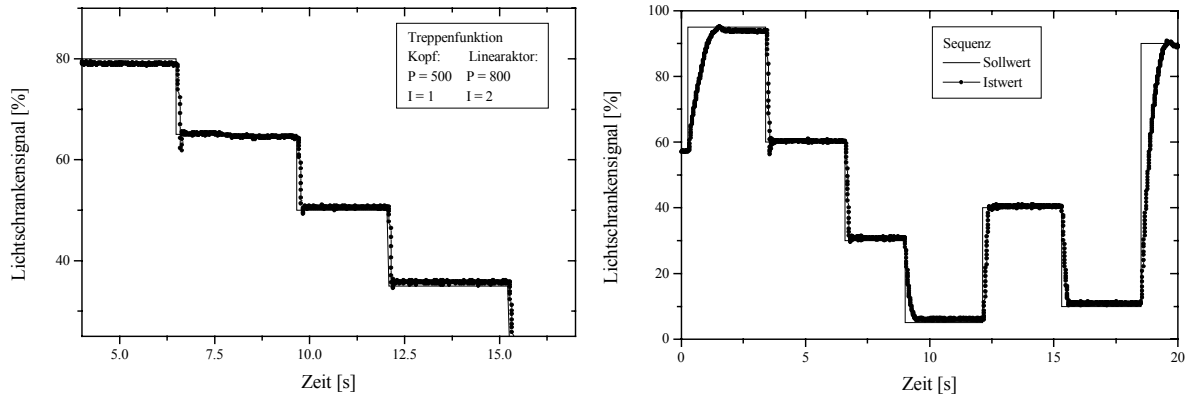


Abbildung 72: Regelung mit PI-Glied am Beispiel des Greifertyps G-230. Links: Treppenfunktion mit optimierten Parametern. Rechts: Sequenz verschiedener Sollpositionen. Im Grenzbereich oberhalb von 90 % und unterhalb von 10 % wird die Regelung träge.

Mit den optimierten Parametern erreicht der Greifer im Bereich zwischen 10 und 90 % der Öffnung eine Regelungsgenauigkeit von 1 % mit einer Regelzeit von 140 ms. Bei Extrempositionen oberhalb von 90 % und unterhalb von 10 % wird die Regelung sehr träge, und die Zeit einen Sollwert zu erreichen steigt bis auf 1 s an. Über die Positioniergenauigkeit von 1 % des Gesamtausschlages und Störungen durch Rauschen sowie die Nichtlinearität des Übersetzungsverhältnisses von 1 % ist im Öffnungsbereich von 10 bis 90 % eine Positioniergenauigkeit von ca. 3 μm innerhalb von 140 ms erreichbar.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Bei der Montage von Mikrosystemen müssen unterschiedlichste Bauteile wie Zahnräder, Glasfasern oder Kugellinsen montiert werden. Gewöhnlich sind diese aus Kunststoff oder metallischen Werkstoffen hergestellten Bauteile von wenigen Mikrometern bis zu einem Millimeter groß. Ihre äußere Form ist sehr unterschiedlich und häufig mechanisch sehr empfindlich bezüglich großer Greifkräfte. Für Bauteile im Bereich von 300 μm bis zu mehreren Millimetern Größe existieren bereits funktionierende Greifersysteme in Abmessungen im Zentimeterbereich. Meist sind dies piezoelektrische- und Sauggreifer. Für Bauteile bis zu 300 μm Baugröße wurden die folgenden Anforderungen an Mikrogreifer ermittelt:

- Kompakte Abmessungen von wenigen Millimetern des Greifwerkzeuges
- Vakuum- und Reinraumtauglichkeit
- Sichere Funktionserfüllung beim Greifen mit Greifwegen von mindestens 300 μm
- Flexibilität bezüglich beliebiger dreidimensionaler Objektgestalt
- Beherrschung der Adhäsionskräfte
- Zentrier- und Positioniereigenschaften
- Kontrollierbare Greifkräfte von mindestens 10 mN

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der weltweit erste monolithische Mikrogreifer mit integrierter Lageregelung entwickelt. Aufbauend auf den Anforderungen wurde das Funktionsprinzip festgelegt und das Design entworfen. Basis für den Greifer sind kaltgewalzte Folien aus NiTi in mit einer Dicke von 100 und 230 μm . Diese wurden für die Entwicklung des Greifers auf ihre mechanischen, elektrischen und thermischen Eigenschaften untersucht. Aufbauend auf diesen Materialkennwerten wurde die Mechanik des Greifers analytisch vorausgelegt und anschließend mit Hilfe von FEM-Simulationen verfeinert.

Der Greifer besteht aus einer monolithischen Struktur. Er wird durch zwei antagonistisch arbeitende FGL-Aktoren angetrieben. Dieses sind ein Linearaktor der die Aufgabe des Schließens übernimmt, und ein Biegeaktor, welcher den Greifer öffnet. Die zwei Aktoren sind über einen Steg verbunden und werden gegeneinander vorgespannt. Dabei ist die Vorspannung exakt einzuhalten, um möglichst große Stellwege und Kräfte durch den Formgedächtniseffekt zu erreichen. Über selektive elektrische Beheizung der Aktoren kann dann die Greiföffnung bestimmt werden.

Das Design der Aktoreinheiten wurde spannungsoptimiert. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eigens dafür auf einer CAO-Routine aufbauend ein Programm zur iterativen Spannungsoptimierung entwickelt. Ziel der Optimierung ist dabei eine homogene Randspannungsverteilung in den Aktoreinheiten mit einem definierten Spannungswert. Dadurch werden Ermüdungserscheinungen des FG-Effektes vermieden und die von den Aktoren ausgeübten Kräfte und Stellwege maximiert.

Mittels einem CNC gesteuerten Nd:YAG-Laser werden die Strukturen aus den NiTi-Blechen geschnitten. Diese werden anschließend in vorgespanntem Zustand auf einen keramischen Grundträger aufgeklebt und über Bonddrähte kontaktiert.

Zur mechanischen Charakterisierung wurden die zwei Aktoreinheiten einzeln gefertigt und montiert. Die Greifer in 100 μm Dicke erreichen eine maximale Greifkraft von 15 mN bei einer Heizleistung von 22 mW innerhalb von 32 ms. Bei einer Dicke von 230 μm werden

60 mW benötigt und die maximale Greifkraft von 35 mN wird nach 50 ms erreicht. Die Abkühlzeit beträgt bei beiden Typen bis zu 300 ms.

Zur Ermittlung der Temperaturverteilung im Greifer während des Betriebes wurden IR-Wärmebilder aufgenommen. Zusätzlich wird die Temperaturverteilung mit FEM simuliert. Die Untersuchungen ergaben, dass die thermische Trennung der Aktoren durch den Verbindungssteg ausreicht, um eine eindeutige Funktionstrennung zu gewährleisten. Die Wärmeableitung an den Bondpads ist jedoch so stark, dass Randbereiche der Aktoren unterkühlt bleiben und sich nicht umwandeln.

Zur Positionierung der Greiferklauen wurde eine optische Transmissionsstrecke in den Greifer integriert. Sie besteht aus einer UV Leuchtdiode und einer photooptischen Empfangsdiode. Der Greifer wurde um einen optischen Schlitz im Verbindungssteg zwischen den beiden antagonistischen Aktoren erweitert. Die Bewegung des optischen Schlitzes steht in einem festen Übersetzungsverhältnis zu der Bewegung der Greiferklauen. Daher kann über die Verschiebung des optischen Schlitzes die Bewegung der Greiferklauen detektiert werden. Der Greifer mit dem optischen Schlitz wurde zwischen der Sende- und Empfangsdiode der optischen Transmissionsstrecke positioniert. Die gemessene Lichtintensität gibt damit Auskunft über die aktuelle Position der Greiferklauen. Mit diesem Aufbau kann über einen PI-Regler eine Sollposition angesteuert werden. Die vorgegebene Sollposition wird von beiden Greifertypen mit einer Genauigkeit von 3 μm innerhalb von 140 ms erreicht.

Durch diese rückgekoppelte Lageregelung ist der Greifer als Montagewerkzeug für die Mikrotechnik sehr gut geeignet. Er erfüllt alle Anforderungen die an Mikrogreifer gestellt werden. Mit seiner Baugröße von 2.1 x 5.8 mm² sind sehr kompakte Abmessungen gegeben. Zusätzlich ist das Design bezüglich Größe und der Materialdicke skalierbar, wodurch der Einsatzbereich auch auf Objekte anderer Größe und veränderter Greifkräfte erweitert werden kann.

Durch den Einsatz des intrinsischen FG-Effektes als Antriebsprinzip und Festkörpergelenken anstelle von abriebbehafteten Gleitlagern wird die sichere Funktion sowie die Vakuum- und Reinraumtauglichkeit gesichert. Durch das mechanische Greifprinzip und eine problemlos veränderbare Gestalt der Greiferklauen ist eine sehr gute Flexibilität bezüglich der äußeren Abmessungen der Objekte gewährleistet.

Die Aktivierung des FG-Effektes erfolgt über direkte elektrische Beheizung. Der Greifer wird am Stück aus einer NiTi-Folie hergestellt und ist damit auf seiner gesamten Fläche elektrisch leitfähig. Um elektrostatische Adhäsion zwischen dem Greifer und dem Objekt zu vermeiden kann daher das Potential der Greiferklauen auf Masse gelegt oder beliebig an das der Objekte angepasst werden.

Durch eine entsprechende Form der Greiferklauen und seinem mechanischen Aufbau wirkt der Greifer selbstzentrierend. Durch die integrierte Lageregelung kann die Öffnung der Greiferklauen auf bis zu 3 μm genau geregelt werden. Bei bekannter Objektgröße kann dadurch mit geringer Belastung gegriffen werden und die Greifkräfte sind kontrollierbar. Bei einem Test-Einbau in einem Montagesystem hat der Greifer erfolgreich seine Tauglichkeit als Montagewerkzeug bewiesen.

Aus den gewonnenen Ergebnissen des mechanischen und elektrischen Verhaltens des Greifers, der Temperaturverteilung sowie der Einsetzbarkeit in Montagesystemen lassen sich folgende Ansatzpunkte für zukünftige Arbeiten ableiten:

- Die vorhandene lichtoptische Lageregelung kann noch kompakter aufgebaut und das Regelglied als eigenständige Steuerelektronik entworfen werden.
- Für den industriellen Einsatz ist die Entwicklung standardisierter Schnittstellen der elektrischen und mechanischen Kontaktierung sinnvoll. Dadurch können die Greifer in

großen Stückzahlen gefertigt und kostengünstig an unterschiedlichen Montagesystemen eingesetzt werden.

- Zur Verbreiterung des Anwendungsfeldes sind austauschbare Greiferbacken sinnvoll. Ein einfacher Austausch dieser erleichtert die Montage von unterschiedlichen Objekten aus unterschiedlichen Materialien. Mit entsprechender Form der Greiferbacken können Bauteile formschlüssig gegriffen werden. Außerdem könnte man mit einem Greifer, dessen Klauen mit einer Kunststoffbeschichtung versehen sind, ebenfalls elektrostatisch empfindliche Bauteile montieren, deren elektrisches Potential unbekannt ist.
- Neben den entwickelten Mikrogreifern von $2.1 \times 5.8 \text{ mm}^2$ in 100 und 230 μm Blechstärke könnten weitere kleinere sowie auch größere und dickere Varianten aufgebaut werden, welches das Anwendungsfeld ebenfalls erweitert würde. Das Design ist in seiner Größe leicht skalierbar.
- Neben der in dieser Arbeit bereits angewendeten Spannungsoptimierung könnten FGL-Aktoren zusätzlich thermisch optimiert werden. Dies kann zum Beispiel über eine Dickenvariation der Stege, Isolatoren oder zusätzliche Wärmequellen und Wärmesenken erfolgen. Dabei ist das Optimierungsziel eine homogene Temperaturverteilung mit einem definierten Temperaturwert in den für den FGL-Effekt genutzten Bereichen.

7 Literaturverzeichnis

- 1 W. Menz und P. Bley: „Mikrosystemtechnik für Ingenieure“, VCH Verlagsgesellschaft GmbH, Weinheim, 1993.
- 2 T. Hattori: „Japanese views on contamination control“, Solid State Technology, Feb. 1994, S. 79 – 80.
- 3 A. Gairola, M. Cao-Xuan: “Reinraummontage – Maßnahmen zur Produktgestaltung”, VDI-Bericht, Nr. 919, 1991, S. 319-335.
- 4 U. Gengenbach, A. Hofmann: Unveröffentlichter Bericht, Institut für angewandte Informatik Forschungszentrum Karlsruhe.
- 5 J.G. Monkman: “Principles of electroadhesion in clothing robotics”, IJCST 1,3, 1989, S. 14 – 20.
- 6 R. Salim: “Mikrotechnischer Silizium-Greifer für die Mikromontage”, Symposium für Mikrosystemtechnik, Nov. 1995, Seite 105 – 111
- 7 V. Zöppig, R. Gramsch, H. Pfefferkorn, G. Christen: “Miniaturgreifer mit mikrostrukturierten Elementen“, MIT '96, Jena, VDI Verlag, 1996.
- 8 Y. Tatsue, T. Kitahara: “Micro-Grip System“, Journal of Robotics and Mechatronics, Vol. 3, No. 1, Seite 57–59.
- 9 S. Brasrour, L. Robert, S. Ballandras, D. Hauden: ”Mechanical Characterization of Microgrippers realized by LIGA Technique”, Transducers '97.
- 10 M. Kanetomo, H. Kashima, T. Suzuki: “Robot for use in ultrahigh vacuum”: Solid State Technology - Vacuum Applications, 1997, Seite 63 – 70.
- 11 Y. Bellouard, R. Clavel, J.E. Bidaux, R. Gotthardt, T. Sidler: “A Concept for Monolithic Shape Memory Alloy Micro-Devices”, J. Phys. IV France 7, 1997.
- 12 M. Mertmann, E. Hornbogen, K. Escher: „Development of a robotic gripper based on a NiTi-Silicone composite material with integrated sensing functions”, Shape Memory Materials, International Academic Publishers, Beijing – China, 1994.
- 13 A.P. Lee, D.R. Ciarlo, P.A. Krulevitch, S. Lehew, J. Trevino, M.A. Northrup: “A practical microgripper by fine alignment, eutectic bonding and SMA-actuation”, Sensors and Actuators, A 54, 1996, Seite 755 – 759.
- 14 G. Greitmann, R.A. Buser: “Tactile microgripper for automated handling of microparts“, Sensors and Actuators, A 53, 1996, Seite 410 – 415.
- 15 G. Greitmann, R.A. Buser: “A Micromachined Gripper with Force Feedback“, Proceedings of the International Symposium on Microsystems, Intelligent Materials and Robots, Sendai - Japan, 1995.
- 16 L.C. Chang, T.A. Read: Transducers, AIME, 1951, Seite 47.
- 17 W.J. Buehler, J.W. Gilfrich, R.C. Wiley: J. Appl. Physics, 1963, Seite 1475.
- 18 E. Hornbogen und H. Warlimont: „Aufbau u. Eigenschaften von Metallen“, Springer Verlag Berlin, ISBN 3-540-52890-3, 1991.
- 19 T.W. Duerig, K.N. Melton, D. Stöckel, C.M. Wayman: „Engineering Aspects of Shape Memory Alloys“, Butterworth-Heinemann LTD, 1990.

-
- 20 P. Tautzenberger: „Shape-Memory-Stellelemente“, Sonderdruck aus Themenband „Legierungen mit Formgedächtnis“ Band 259, Expert Verlag, 1988.
 - 21 D. Treppmann: „Thermomechanische Behandlung von NiTi“, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 5 Grund- und Werkstoffe Nr. 462: VDI Verlag 1997.
 - 22 K. Otsuka, C.M. Wayman: Shape Memory Materials, Cambridge University Press, 1998.
 - 23 S. Miyazaki and K. Otsuka: “Deformation and transition behavior associated with the R-phase in TiNi alloys”, Metall. Trans. A, Vol. 17A (1986), Seite 53-63.
 - 24 H.J. Güntherodt, "Metallic Glasses", Festkörperprobleme XVII, Hrsg. J. Treusch, Vieweg Verlag Braunschweig, 1977.
 - 25 P. Donner, VDI-Fortschritt-Bericht, Reihe 5, Nr. 259, ISBN 3-18-145905-4, VDI-Verlag Düsseldorf, 1992.
 - 26 K. Kuribayashi, M. Yoshitake and S. Ogawa: IEEE Vol. 2832, 1990, 217-221.
 - 27 E. Quandt, C. Halene, H. Holleck, et al.: Sensors and Actuators, A53, 1996, 434-439.
 - 28 S. Miyazaki, and A. Ishida: „Materials Transactions“, JIM, Vol.35, No.1, 1994, 14-19.
 - 29 S. Miyazaki, University of Tsukuba, Inst. of Materials Science, Ibaraki305, Japan.
 - 30 „Fachkunde Metall“, 48. Auflage, Verlag Europa-Lehrmittel, Vollmer GmbH & Co.
 - 31 W. Beitz, K.H. Küttner: „Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau“ 18. Auflage, Springer Verlag, 1995.
 - 32 H.R. Schwarz: „Methode der Finiten Elemente“, Teubner Verlag Stuttgart, 1991.
 - 33 B. Krevet, W. Kaboth: „Nachrichten“ Forschungszentrum Karlsruhe, Jahrgang 28 2-3, 1996 Seiten 224-232.
 - 34 M. Kohl, K.D. Skrobanek, A. Schübler, M. Teschner, S. Miyazaki: „Stress-Optimized Integrated Linear Actuators with Shape Memory Effect“ Proc. of ACTUATOR, Bremen, June 26-28, 1996, S. 366-369
 - 35 K.D. Skrobanek, M. Kohl, S. Miyazaki: „Stress-Optimized Shape Memory Microactuator“, Proc. of ICIM/ECSSM, Lyon, June 3-5, 1996, SPIE Proc. Series 2779, S. 499-504
 - 36 C. Mattheck: „Trees – the mechanical design“, Springer Verlag, Heidelberg, New York, 1991.
 - 37 C. Mattheck: „Design in der Natur“, Rombach Verlag, Freiburg, 1992.
 - 38 C. Mattheck: „Engineering components grow like trees“, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 21, 1990, 143-168.
 - 39 W.F. Memminger, H.K. Cammenga: „Methoden der Thermischen Analyse“ Springer Verlag, 1989.
 - 40 A.C. Tam: „Reviews of modern Physics“ 1986, Seite 381.
 - 41 M. Rohde: „Thin solid films“, 1994, Seite 199.
 - 42 J. Opsal, A. Rosencwaig: Journal of Applied Physics 47, 1982, Seite 4240.
 - 43 M. Rohde: „Mikrostrukturen und Schichten prüfen, Anwendung photothermischer Methoden“, Materialprüfung, Carl Hanser Verlag, München, Heft 38, 1996.

-
- 44 J. Göbes: „Entwicklung von Normally Closed Mikroventilen mit Formgedächtnis Dickfilmen“, Diplomarbeit, Forschungszentrum Karlsruhe, IMT, 1999.
- 45 H. Haferkamp, S. Paschko, F. von Alvensleben, M. Goede: „Laser material processing of shape memory alloys“ ACUTATOR, Bremen, 2000, Seite 163-166.
- 46 J. Hesselbach and M. Kristen: Proc. of Actuator'93, Bremen, Germany, (1993) , 85-91.
- 47 A. Pruski and H. Kihl: Sensors and Actuators A, 36, (1993) , 29-35.
- 48 K. Nomura, S. Miyazaki and A. Ishida: Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), 417-420.
- 49 E. Günther: „Maschinenelemente aus Thermoplastischen Kunststoffen“, Köln, 1989.
- 50 U. Gengenbach, A. Hofmann, B. Köhler, E. Just, M. Kohl, F. Eberle, F. Egelhardt, R. Scharnowell: „Komponenten zum Aufbau modularer Mikrofertigungssysteme“, 4. Statuskolloquium des Programms Mikrosystemtechnik, Forschungszentrum Karlsruhe, 2000, Seite 203-204.
- 51 B. Köhler, F. Eberle: „A digital image processing system to automate the production of microstructures with hot stamping technology“ Micro System Technologies 98, Potsdam 1998.