

Forschungszentrum Karlsruhe

Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 6261

Finite-Elemente-Untersuchungen zu einem Mikrodrucksensor

T. Hoffmann*, U. Böhle, O. Häusler, M. Kamlah

Institut für Materialforschung

*Institut für Zuverlässigkeit und Schadenskunde im Maschinenbau
Universität Karlsruhe (TH)

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

1999

Kurzfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein am Institut für Mikrostrukturtechnik (IMT) des Forschungszentrums Karlsruhe entwickelter Mikrodrucksensor mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) analysiert. Die zylindrische Druckkammer des Mikrodrucksensors ist an der Unterseite durch eine deformierbare Polyimidmembran abgeschlossen, auf die eine Polyimidplatte aufgesetzt ist. Die Biegedeformation der Platte ist ein Maß für den Druck in der Sensorkammer und wird durch Dehnungsmeßstreifen (DMS) zwischen Platte und Membran aufgenommen. Die DMS sind zu einer Wheatstone-Brücke verschaltet. Bei der Fertigung der Platte stellt sich ein sogenannter „Crowningeffekt“ ein, durch den die Plattendicke zum Außenrand hin zunimmt. Ziel der FE-Analysen war unter anderem, die geometrische Imperfektion infolge des „Crowningeffekts“ bei der Untersuchung des Druck-Deformations-Verhaltens des Sensors zu berücksichtigen. Mit einem axialsymmetrischen, geometrisch nichtlinearen FE-Modell der realen Sensorgeometrie wurden die Dehnungen der Plattenunterseite berechnet und daraus die Brückenspannungen bestimmt, die von den experimentell gemessenen Spannungen der DMS-Brücke starke Abweichungen aufwiesen. Diese Diskrepanz konnte weder durch die Unsicherheit bei der Kenntnis der Membranvorspannung noch durch die Unsicherheiten bei der Zuordnung von Brückenspannungen zu den berechneten Dehnungen erklärt werden. Eigene Messungen mit einem registrierenden Härtemeßgerät am Institut für Materialforschung II ergaben ein signifikantes Kriechverhalten der Platte und der Membran, für das erfolgreich entsprechende viskoelastische Materialparameter mit Hilfe neuronaler Netze identifiziert wurden. FE-Berechnungen mit den identifizierten Materialparametern führten jedoch ebenfalls nicht zu einer befriedigenden Übereinstimmung mit den am IMT aufgenommenen Messungen.

Finite Element Investigation of a Micro-Pressure-Transducer

A pressure transducer developed at the Institute for Microstructure Technology (IMT) of the Karlsruhe Research Center has been analysed by the Finite-Element-Method (FEM). The transducer consists of a cylindrical chamber loaded by the pressure to be measured which is sealed at one end by a deformable membrane made of polyimide. A plate also made of polyimide is placed in the center region of the circular membrane. The bending deformation of the plate is a measure of the pressure acting in the chamber. This deformation is registered by means of strain gauges which are situated between membrane and plate and are arranged to a Wheatstone bridge. During manufacturing of the plate, a so-called „crowning effect“ occurs due to which the thickness of the plate increases towards its outer diameter. It was one of the objectives of the FE analyses to take into account the influence of this geometrical imperfection on the pressure-deformation-behavior of the sensor. A geometrically nonlinear axisymmetric FE model of the imperfect sensor geometry was used to compute the bending strains of the plate. The signal output of the Wheatstone circuit related to these strains differed significantly from the voltages measured in experiments. This discrepancy could not be explained by uncertainties about the knowledge of the prestress of the membrane nor by uncertainties concerning the relation between signal output and strains of the plate. Experiments carried out with a microindenter at the Institute for Materials Research II demonstrated a significant creep behavior of membrane and plate, for which viscoelastic material constants were identified by means of neuronal networks. However, FE analyses performed on the basis of these parameters did not lead to a satisfying degree of agreement with the measurements made at the IMT.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Grundlagen	3
2.1	Viskoelastizität	3
2.2	Umsetzung in ABAQUS	6
3	Vorbetrachtungen	7
3.1	Vereinfachungen	7
3.2	Bestimmung der Plattendicke	7
3.3	Auswahl geeigneter Elemente für die Vernetzung	9
3.3.1	Beschreibung der FE-Modelle	9
3.3.2	Auswertung der Berechnungsergebnisse	11
4	FE-Vergleichsrechnungen zu den analytischen Rechnungen des IMT	18
4.1	Das analytische Modell	18
4.2	Das FE-Modell zur Nachbildung des analytischen Modells	19
4.3	Vergleich der Berechnungsergebnisse	19
4.3.1	Vergleich der analytisch und numerisch berechneten Membranauslenkung bzw. Plattendurchbiegung	20
4.3.2	Vergleich der analytisch und numerisch berechneten Dehnungen	22
5	FE-Simulation des Kalibriervorgangs des Mikrodrucksensors	26
5.1	Das FE-Modell zur Nachbildung des Mikrodrucksensors	26
5.2	Berechnungsergebnisse	27
5.3	Variation der Vorspannung in der Membran	29
5.4	Modifizierte Formel zur Berechnung der Brückenspannung	31
6	Bestimmung der Materialparameter	35

6.1	Beschreibung des Eindruckversuchs	35
6.2	FE-Simulation des Eindruckversuchs	36
6.3	FE-Rechnungen mit verschiedenen Materialparametern	37
6.4	Bestimmung der Materialparameter mit Hilfe neuronaler Netze	39
6.4.1	Neuronale Netze	39
6.4.2	Aufbau der verwendeten neuronalen Netze	40
6.4.3	Auswertung der Ergebnisse der neuronalen Netze	40
6.5	Simulation des Kalibriervorgangs mit den neuen Materialparametern	42
7	Alternative Materialien	44
8	Zusammenfassung	47

Kapitel 1

Einleitung

Am Institut für Mikrostrukturtechnik (IMT) des Forschungszentrums Karlsruhe wurden Mikrodrucksensoren entwickelt, die beispielsweise in Mikropumpen eingesetzt werden [7, 8]. Je nach Größe des Mikrodrucksensors können Druckdifferenzen bis zu 1 bar gemessen werden. Der prinzipielle Aufbau eines solchen Mikrodrucksensors ist in Abb. 1.1 dargestellt.

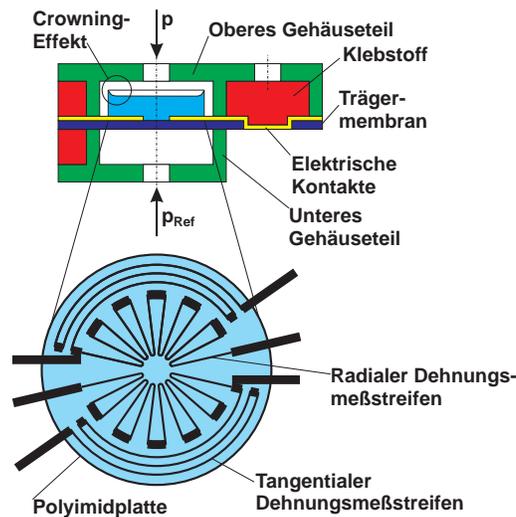


Abb. 1.1: Schematische Darstellung des Mikrodrucksensors (Quelle: IMT)

Der Mikrodrucksensor besteht im wesentlichen aus einem Gehäuseoberteil und einem Gehäuseunterteil, zwischen denen eine Kreismembran eingespannt ist. Auf die Membran ist eine Platte aufgesetzt. Zwischen Platte und Membran befindet sich eine DMS-Rosette, die aus vier Dehnungsmeßstreifen (DMS) besteht. Die zwei inneren radialen DMS setzen sich aus radial angeordneten aktiven Stegen und tangential verlaufenden Verbindungsstücken zusammen. Die zwei äußeren tangentialen DMS bestehen im wesentlichen aus drei tangential angeordneten Leiterbahnen. Das Gehäuse wird aus Polysulfon und die DMS-Rosette aus Gold gefertigt. Die Platte und die Membran bestehen aus Polyimid. Da Polyimid einen niedrigen Elastizitätsmodul (3 GPa) besitzt, werden bereits mit geringen Druckdifferenzen große Verformungen der Platte und der Membran erreicht, wodurch die Mikrodrucksensoren eine hohe Empfindlichkeit aufweisen.

Am IMT werden mit den Drucksensoren sogenannte Kalibriervorgänge durchgeführt. Die vier DMS der DMS-Rosette sind in einer Wheatstone-Brücke verschaltet, an der als Meßgröße die Brückenspannung abgegriffen wird. Der Kalibriervorgang gestaltet sich derart, daß der Druck stufenweise um ein Δp (je nach Kalibriervorgang zwischen 10 und 20 mbar) erhöht wird. Nach jeder Druckerhöhung wird einige Zeit (in der Größenordnung von einigen Sekunden) gewartet, bis sich an der gemessenen Brückenspannung nichts mehr ändert, bevor die Brückenspannung aufgezeichnet wird. Der typische Verlauf einer Kalibrierkurve ist in Abb. 1.2 dargestellt. Der Meßbereich des Mikrodrucksensors, mit dem dieser Kalibriervorgang durchgeführt wurde, beträgt 250 mbar.

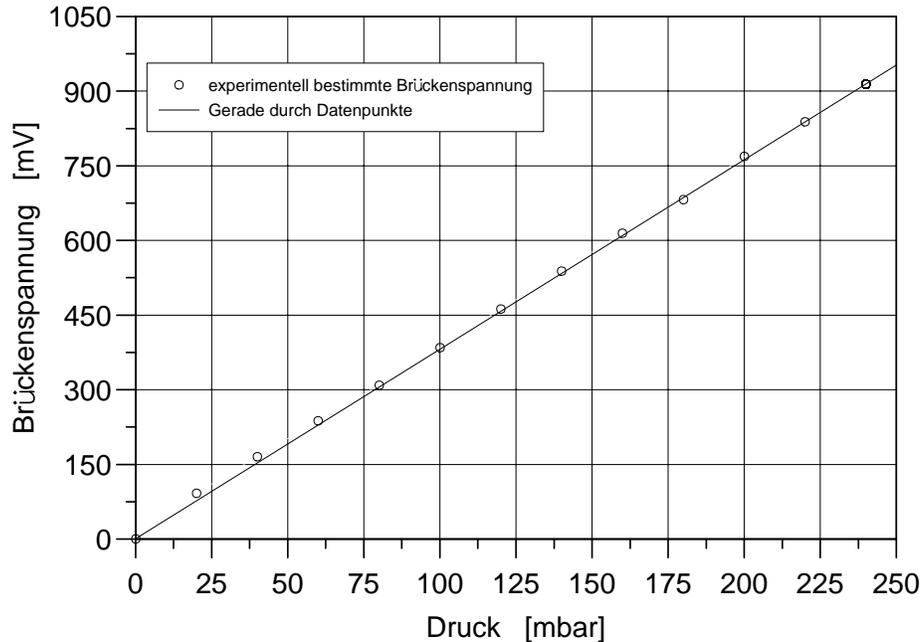


Abb. 1.2: Typischer Verlauf der Brückenspannung beim Kalibriervorgang

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll zunächst ein Vergleich zwischen den am IMT mittels eines analytischen Modells durchgeführten Rechnungen und Finite-Elemente(FE)-Rechnungen erfolgen. Weiterhin sollen mit einem FE-Modell, das den realen Mikrodrucksensor wiedergibt, die Kalibrierkurve numerisch berechnet und Parameterstudien durchgeführt werden. In einem weiteren Schritt soll der Einfluß viskoser Effekte untersucht werden.

Alle in dieser Arbeit benötigten FE-Rechnungen werden mit dem FE-Code ABAQUS (Version 5.6) [5] durchgeführt.

Kapitel 2

Grundlagen

2.1 Viskoelastizität

Viskoelastizität [6] ist eine Materialtheorie, bei der die Beziehungen zwischen Spannung und Dehnung in geschwindigkeitsabhängiger Form vorliegen. Dabei zeigt die Modellantwort eine geschwindigkeitsabhängige Spannungs-Dehnungs-Hysterese, die bei beliebig kleiner Belastungsgeschwindigkeit verschwindet. Dadurch lassen sich prinzipiell Kriech- und Relaxationsvorgänge beschreiben. Die Viskoelastizität kann mit dem sogenannten 3-Parameter-Modell, das in Abb. 2.1 dargestellt ist, erläutert werden.

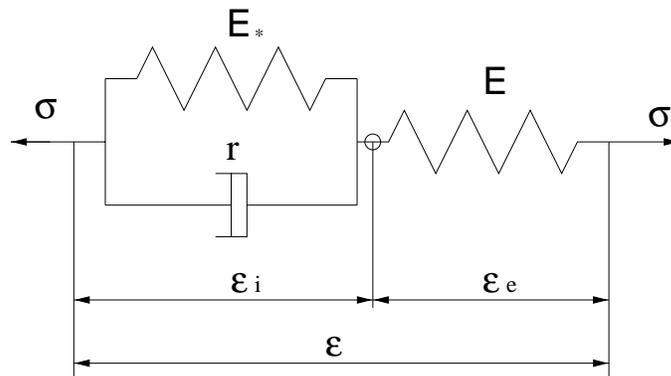


Abb. 2.1: Das 3-Parameter-Modell

Es gilt

$$\dot{\sigma} + \frac{E + E_*}{r} \sigma = \frac{EE_*}{r} \varepsilon + E \dot{\varepsilon} \quad . \quad (2.1)$$

Mit der Definition der Quotienten

$$\eta := \frac{E + E_*}{r} \quad \text{als Viskosität und} \quad (2.2)$$

$$E^{(G)} := \frac{EE_*}{E + E_*} \quad \text{als Gleichgewichtsmodul} \quad (2.3)$$

wird Gl. (2.1) zu

$$\dot{\sigma} + \eta\sigma = \eta E^{(G)}\varepsilon + E\dot{\varepsilon} \quad . \quad (2.4)$$

Mit

$$\dot{\sigma} = \frac{d\sigma}{dt} = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \dot{\varepsilon} \quad (2.5)$$

und einer konstanten Dehngeschwindigkeit $\dot{\varepsilon} > 0$ ergibt sich (nach Multiplikation mit dem integrierenden Faktor $e^{\frac{\eta}{\dot{\varepsilon}}\varepsilon}$ und anschließender Integration) mit den Anfangsbedingungen $\sigma(\varepsilon = 0) = 0$ die Spannungsantwort

$$\sigma = E^{(G)}\varepsilon + (E - E^{(G)}) \left[\frac{\dot{\varepsilon}}{\eta} \left(1 - e^{-\frac{\eta}{\dot{\varepsilon}}\varepsilon} \right) \right] \quad , \quad (2.6)$$

mit der die Auswirkungen unterschiedlicher Belastungsgeschwindigkeiten erläutert werden können.

Wird das 3-Parameter-Modell sehr schnell belastet ($\dot{\varepsilon} \rightarrow \infty$), d. h. der Dämpfer ist starr, stellt sich das spontane Elastizitätsgesetz ein mit

$$\lim_{\dot{\varepsilon} \rightarrow \infty} \sigma = \sigma^\infty = E\varepsilon \quad . \quad (2.7)$$

Bei sehr langsamer Belastung ($\dot{\varepsilon} \rightarrow 0$), bei der der Dämpfer das System nicht beeinflusst, ergibt sich

$$\lim_{\dot{\varepsilon} \rightarrow 0} \sigma = \sigma^{(G)} = E^{(G)}\varepsilon \quad . \quad (2.8)$$

In Abb. 2.2 ist die Spannungsantwort bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten $\dot{\varepsilon}$ aufgetragen.

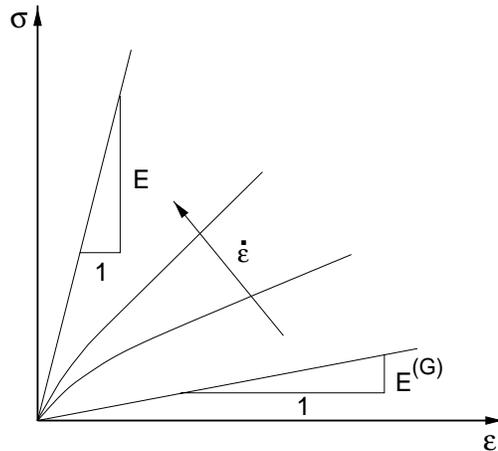


Abb. 2.2: Spannungsantwort bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten $\dot{\varepsilon}$

Relaxationsprozeß

Definition:

Ein dehnungsgesteuerter Belastungsprozeß mit $\varepsilon = konst$ heißt Relaxationsprozeß.

Die Spannung σ^* wird dabei für $\varepsilon = \varepsilon^* = konst$ solange abgebaut, bis die für ε^* entsprechende Spannung $\sigma^{(G)}(\varepsilon^*)$ auf der Geraden $\sigma = E^{(G)}\varepsilon$ erreicht wird. Die Spannung kann sich beim entsprechenden Belastungsfall bei $\varepsilon = \varepsilon^* = konst$ auch erhöhen (s. Abb. 2.3).

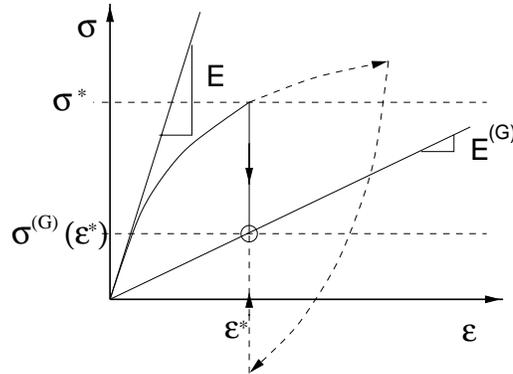


Abb. 2.3: Relaxationsprozeß

Kriechprozeß

Definition:

Ein spannungsgesteuerter Prozeß mit $\sigma = konst$ heißt Kriechprozeß.

Die Dehnung erhöht sich dabei für $\sigma = \sigma^* = konst$ solange, bis der Wert $\varepsilon = \frac{\sigma^*}{E^{(G)}}$ auf der Geraden $\sigma = E^{(G)}\varepsilon$ erreicht wird (s. Abb. 2.4).

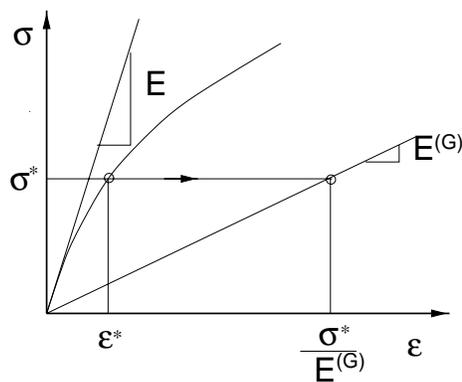


Abb. 2.4: Kriechprozeß

Übergang zur mehrachsigen Belastung

Es sei \mathbf{T} der Cauchy'sche Spannungstensor und \mathbf{E} der Green'sche Verzerrungstensor. Zur Beschreibung von Viskoelastizitätsvorgängen bei mehrachsiger Belastung werden der Spannungstensor und der Verzerrungstensor in einen deviatorischen Anteil und einen Spuranteil, gemäß

$$\mathbf{T} = \mathbf{T}^D + \frac{1}{3} (Sp\mathbf{T}) \mathbf{1} \quad (2.9)$$

$$\mathbf{E} = \mathbf{E}^D + \frac{1}{3} (Sp\mathbf{E}) \mathbf{1} \quad (2.10)$$

zerlegt, wobei $\mathbf{1}$ den Einheitstensor 2. Stufe darstellt. In Analogie zur eindimensionalen Darstellung wird die allgemeine Stoffgleichung der linearen isotropen Viskoelastizität durch

$$\mathbf{T}(t) = \int_0^t 2G(t-\tau)\dot{\mathbf{E}}^D(\tau) d\tau + \mathbf{1} \int_0^t K(t-\tau) (Sp\dot{\mathbf{E}}(\tau)) d\tau \quad (2.11)$$

definiert. In dieser Beziehung wird das Relaxationsverhalten durch den zeitabhängigen Schubmodul G und den zeitabhängigen Kompressionsmodul K beschrieben. Die beiden Relaxationsfunktionen $G(\tau)$ und $K(\tau)$ lassen sich durch

$$G(\tau) = G_0 \left(1 - \sum_{i=1}^{n_G} \bar{g}_i^P \left(1 - e^{-\frac{\tau}{\tau_i^G}} \right) \right) \quad \text{und} \quad (2.12)$$

$$K(\tau) = K_0 \left(1 - \sum_{i=1}^{n_K} \bar{k}_i^P \left(1 - e^{-\frac{\tau}{\tau_i^K}} \right) \right) \quad (2.13)$$

darstellen.

2.2 Umsetzung in ABAQUS

Das Viskoelastizitätsgesetz (Gl. (2.11)-(2.13)) ist in ABAQUS [5] standardmäßig implementiert, wobei jedoch $\tau_i^G = \tau_i^K = \tau_i$ angenommen wird.

Der spontane Schubmodul G_0 und der spontane Kompressionsmodul K_0 werden aus dem spontanen Elastizitätsgesetz gemäß

$$G_0 = \frac{E_0}{2(1+\nu_0)} \quad \text{und} \quad K_0 = \frac{E_0}{3(1-2\nu_0)} \quad (2.14)$$

berechnet.

Zur Definition eines viskoelastischen Materials müssen in ABAQUS die Materialparameter E_0 , ν_0 , \bar{g}_i^P , \bar{k}_i^P und τ_i angegeben werden, wobei dies für $n_G > 1$ bzw. $n_K > 1$ (Gl. (2.12) bzw. (2.13)) für alle in der jeweiligen Summe auftretende Materialparameter \bar{g}_i^P , \bar{k}_i^P und τ_i gilt.

Kapitel 3

Vorbetrachtungen

Eine der ersten Aufgaben bei Berechnungen mit Hilfe der FE-Methode ist, die zu untersuchende Struktur durch ein geeignetes FE-Modell abzubilden. Hierzu zählt die Festlegung der Geometrie, die Auswahl geeigneter Elemente zur Vernetzung sowie die Modellierung der Randbedingungen und Belastungen. Dabei wird einerseits angestrebt, das Modell möglichst originalgetreu zu gestalten, andererseits muß darauf geachtet werden, daß das Modell nicht zu komplex wird. In der Regel ist mit steigender Komplexität des Modells ein höherer zeitlicher Aufwand zur Erstellung und Berechnung des Modells verbunden. Desweiteren ist mit einer größeren anfallenden Datenmenge zu rechnen. Es sollte daher geprüft werden, inwieweit es sinnvoll und vertretbar ist, Vereinfachungen vorzunehmen.

3.1 Vereinfachungen

Für das Erstellen der FE-Modelle werden folgende Vereinfachungen festgelegt:

- Das Gehäuse wird gegenüber der Membran und der Platte als starr angesehen und daher nicht modelliert.
- Die Platte sei zentriert bzgl. des Gehäuses und die DMS-Rosette sei zentriert bzgl. der Platte. Dadurch liegt ein axialsymmetrischer Zustand vor, weshalb die Platte und die Membran zweidimensional modelliert werden können und die Vernetzung mit axialsymmetrischen Elementen erfolgen kann.

3.2 Bestimmung der Plattendicke

Bei der Herstellung der Platte stellt sich ein sogenannter „Crowningeffekt“ ein, d. h. der Plattenrand ist gegenüber der Plattenmitte erhöht. Für eine originalgetreue Nachbildung der Platte in einem Modell bzw. für die Angabe einer durchschnittlichen Plattendicke ist es nötig, den Zusammenhang zwischen der Plattendicke und dem Plattenradius zu kennen.

Am IMT wurde die Plattendicke an einigen Stellen gemessen (s. Abb. 3.1). Es gilt nun, an diese Datenpunkte eine Kurve anzufitten. Hierzu muß eine Funktion der Plattendicke t in

Abhängigkeit des Plattenradius r bzw. des normierten Plattenradius \bar{r} gefunden werden, deren Schaubild durch die vom IMT vorgegebenen Datenpunkte verläuft ($\bar{r} = r/r_{\max}$ und $r_{\max} = 439.29 \mu\text{m}$). Kurven, die einen solchen Verlauf aufweisen, können u. a. durch Funktionen des Typs $f(x) = A + B/(\cos(C \cdot x^D))$ erzeugt werden. Dieser Funktionstyp wurde deshalb zur Bestimmung der Funktion der Plattendicke $t_{\text{Platte}} = f(\bar{r})$ herangezogen. Die Parameter A, B, C und D wurden mit Hilfe des Tabellenkalkulationsprogramms EXCEL bestimmt und optimiert.

Die Berechnungen lieferten für die Funktion der Plattendicke t_{Platte} in Abhängigkeit vom normierten Plattenradius \bar{r} das Ergebnis:

$$t(\bar{r}) = \begin{cases} t_1(\bar{r}) = 20.61477849 \mu\text{m} \\ \quad + \frac{1.111220484}{\cos(1.681179449 \cdot \bar{r}^{2.213371702})} \mu\text{m} & \text{für } 0 \leq \bar{r} \leq 0.9268 \\ t_2(\bar{r}) = -383.26 \mu\text{m} \cdot \bar{r} + 383.26 \mu\text{m} & \text{für } 0.9268 < \bar{r} \leq 1 \end{cases} \quad (3.1)$$

Die maximale Abweichung eines Funktionswertes vom entsprechenden gemessenen Datenpunkt für diese Funktion ist

$$a_{\max} = \left| \frac{t_{i, \text{gemessen}} - t_{i, \text{berechnet}}}{t_{i, \text{gemessen}}} \right|_{\max} \cdot 100 \% = 0.48 \% \quad . \quad (3.2)$$

Mit Hilfe der festgelegten Funktion $t_{\text{Platte}}(\bar{r})$ kann die durchschnittliche Plattendicke \bar{t}_{Platte} berechnet werden:

$$\bar{t}_{\text{Platte}} = \int_0^{0.9268} t_1(\bar{r}) d\bar{r} + \int_{0.9268}^1 t_2(\bar{r}) d\bar{r} = 21.59839342 \mu\text{m} \approx 21.6 \mu\text{m} \quad (3.3)$$

Die an die Datenpunkte angefittete Kurve sowie die durchschnittliche Plattendicke sind ebenfalls in Abb. 3.1 dargestellt.

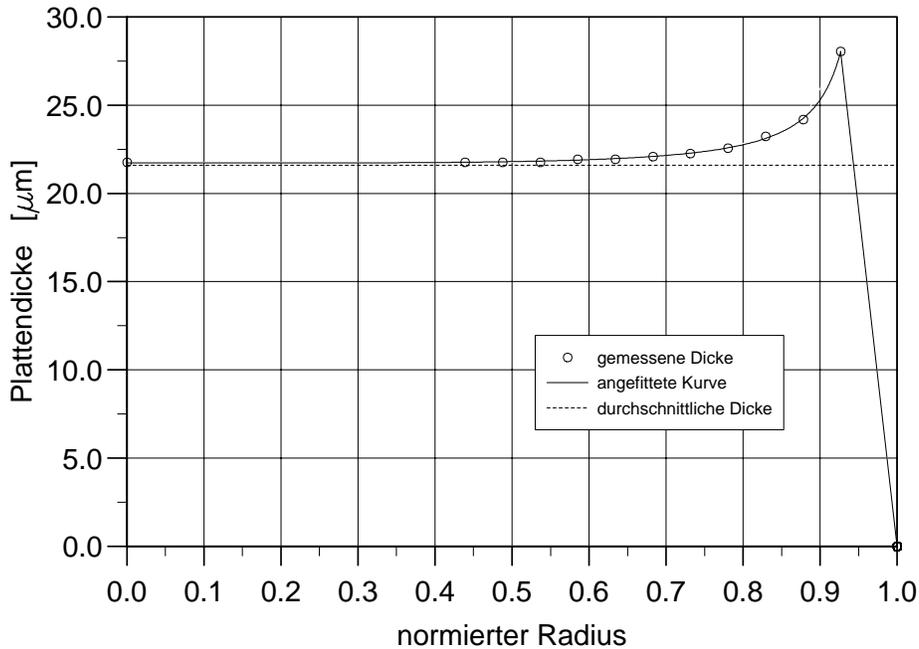


Abb. 3.1: Darstellung der gemessenen und durchschnittlichen Plattendicke sowie der angefitteten Kurve

3.3 Auswahl geeigneter Elemente für die Vernetzung

Mittels verschiedener FE-Modelle wurden Druckbelastungen simuliert. Durch den Vergleich der Berechnungsergebnisse wurden anschließend die verwendeten Elemente bewertet.

3.3.1 Beschreibung der FE-Modelle

Geometrie

Da die Berechnungsergebnisse möglichst nur durch die Variation der Elemente bei der Vernetzung beeinflusst werden sollten, basieren die verschiedenen FE-Modelle auf derselben Geometrie. Zusätzlich wurde die Geometrie möglichst einfach gehalten, d. h. der bei der Platte auftretende „Crowningeffekt“ wurde nicht modelliert. Somit handelt es sich um eine ebene, kreisförmige Platte.

Die Abmaße der Platte und der Membran ergeben sich in Anlehnung an die oben berechneten bzw. an die vom IMT vorgegebenen Daten zu:

	Radius	Dicke
Platte	439.29 μm	21.6 μm
Membran	560 μm	1.5 μm

Tab. 3.1: Abmaße der Platte und der Membran

Vernetzung

Wie bereits beschrieben, wurden für die Vernetzung verschiedene Elemente verwendet. Die Elemente wurden dabei in der Größe und im Typ variiert. Die Geometrie der Platte und der Membran ist dadurch gekennzeichnet, daß die radiale Ausdehnung im Vergleich zur Dicke wesentlich größer ist. Bei der Variation des Elementtyps wurden deshalb auch Schalenelemente berücksichtigt. Die Vernetzung der Platte bzw. der Membran erfolgte mit den in Tab. 3.2 beschriebenen Elementen. Die dabei verwendeten ABAQUS-Bezeichnungen für die Elementtypen haben folgende Bedeutung [5]:

CAX8

axialsymmetrische, 8-knotige Kontinuumselemente, vollständige Integrationsordnung

CAX8R

axialsymmetrische, 8-knotige Kontinuumselemente, reduzierte Integrationsordnung

CAX4

axialsymmetrische, 4-knotige Kontinuumselemente, vollständige Integrationsordnung

SAX2

axialsymmetrische, 3-knotige Schalenelemente

Modell	Elemente der Platte			Elemente der Membran		
	Elementtyp	Länge [μm]	Höhe [μm]	Elementtyp	Länge [μm]	Höhe [μm]
I	CAX8	≈ 3	2.7	CAX8	≈ 3	0.75
II	CAX8	≈ 6	5.4	CAX8	≈ 6	1.5
III	CAX8R	≈ 6	5.4	CAX8R	≈ 6	1.5
IV	CAX4	≈ 6	5.4	CAX4	≈ 6	1.5
V	CAX8R	≈ 6	5.4	SAX2	≈ 6	1.5
VI	SAX2	≈ 6	23.1	SAX2	≈ 6	23.1

Tab. 3.2: Eigenschaften der für die Vernetzung verwendeten Elemente

Da sowohl die Platte als auch die Membran aus Polyimid gefertigt werden, wurde den Elementen auch Polyimid als Material zugeordnet. Weiterhin wurde linear elastisches Materialverhalten angenommen.

Anmerkung zu den Schalenelementen des Modells VI:

Einige Schalenelemente repräsentieren gleichzeitig die Platte und die Membran, andere wiederum nur die Membran. Es wurden daher keine homogenen, sondern zweischichtige Schalenelemente verwendet, um zu gewährleisten, daß die Membranschicht in beiden Modellbereichen stetig ineinander übergeht (s. Abb. 3.2).

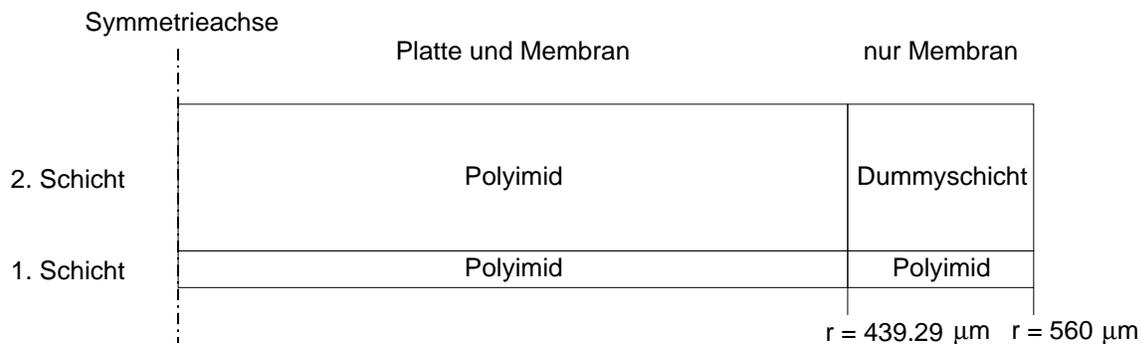


Abb. 3.2: Anordnung der Schichten in den Schalenelementen

Die Elemente, die gleichzeitig die Platte und die Membran repräsentieren, bestehen aus einer $1.5 \mu m$ dicken und einer $21.6 \mu m$ dicken Polyimidschicht. Die Elemente, die nur die Membran repräsentieren, bestehen aus einer $1.5 \mu m$ dicken Polyimidschicht und einer $21.6 \mu m$ dicken Dummyschicht mit vernachlässigbarer Steifigkeit.

Die für die FE-Rechnungen verwendeten Werte für den Elastizitätsmodul bzw. für die Querkontraktionszahl des Polyimids sind in Tab. 3.3 wiedergegeben.

Material	Elastizitätsmodul E	Querkontraktionszahl ν
Polyimid [9]	3.0 GPa	0.31
Dummyschicht	$3.0 \cdot 10^{-8}$ GPa	0.31

Tab. 3.3: Materialeigenschaften

Randbedingungen und Belastungen

Während des Fertigungsprozesses des Drucksensors wird in der Membran eine Vorspannung induziert. Sie wurde am IMT mit 21 MPa gemessen [2]. Im FE-Modell wurde den Elementen der Membran die Vorspannung mittels Anfangsbedingungen (ABAQUS: *INITIAL CONDITIONS, TYPE = STRESS [5]) zugewiesen.

Die Einspannung der Membran im Gehäuse wurde dadurch berücksichtigt, daß für die Knoten am Außenradius der Membran keine Verschiebung zugelassen wurde.

Die feste Verbindung zwischen der Platte und der Membran wurde durch gemeinsame Knoten an der Grenzschicht realisiert.

Es wurden zwei Belastungsfälle betrachtet:

- a) Belastung der Platte und der Membran mit einem Druck, der von oben auf die Platte und die Membran wirkt und linear auf 150 mbar erhöht wird. Die Membran ist nicht vorgespannt.
- b) Belastung der Platte und der Membran mit einem Druck, der von oben auf die Platte und die Membran wirkt und linear auf 250 mbar erhöht wird. Die Membran ist in radialer und tangentialer Richtung mit 21 MPa vorgespannt.

3.3.2 Auswertung der Berechnungsergebnisse

Zur Bewertung der Elemente wurde die berechnete Radialdehnung an der Stelle $r = 172.5 \mu m$ und $z = 1.5 \mu m$ (dies entspricht der Mitte eines aktiven Steges des radialen DMS, Abb. 3.3 Stelle A) sowie die berechnete Tangentialdehnung an der Stelle $r = 366 \mu m$ und $z = 1.5 \mu m$ (dies entspricht der Stelle der mittleren Leiterbahn des tangentialen DMS, Abb. 3.3 Stelle B) ausgegeben und verglichen.

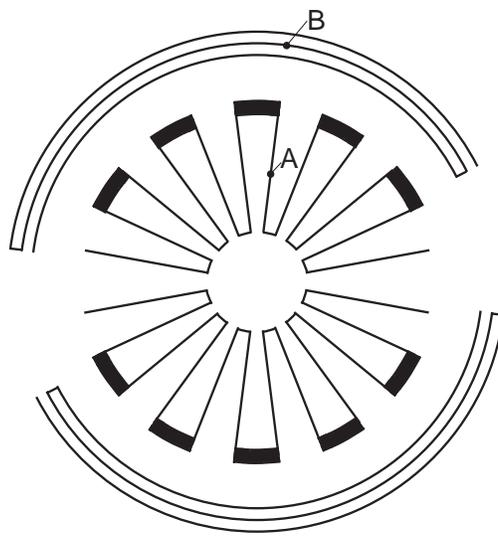


Abb. 3.3: Stellen, an denen die Radial- bzw. die Tangentialdehnung ausgegeben wird

Belastungsfall a)

In den Abb. 3.4 und 3.5 ist der Verlauf der Radialdehnung ε_r bzw. der Tangentialdehnung ε_t über den Druck an den Stellen A bzw. B dargestellt. Die Radial- und die Tangentialdehnungen, die mit dem Modell V berechnet wurden, sind sowohl an den Knoten der Elemente der Platte (gekennzeichnet durch (KN)) als auch an den Integrationspunkten der Elemente der Membran (gekennzeichnet durch (IP)) ausgewertet worden.

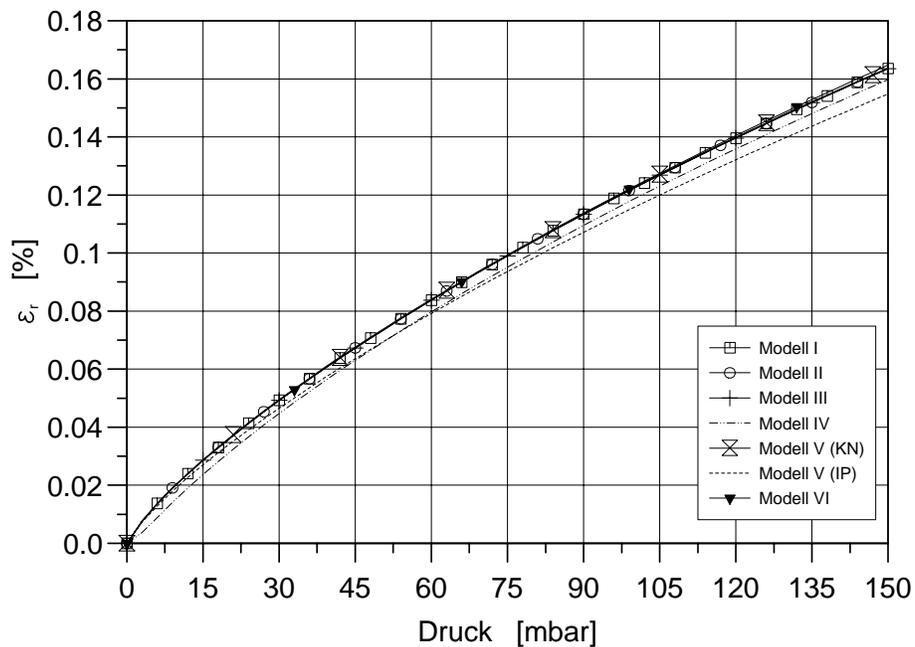


Abb. 3.4: Radialdehnungen für die verschiedenen Elementierungen bei Belastungsfall a)

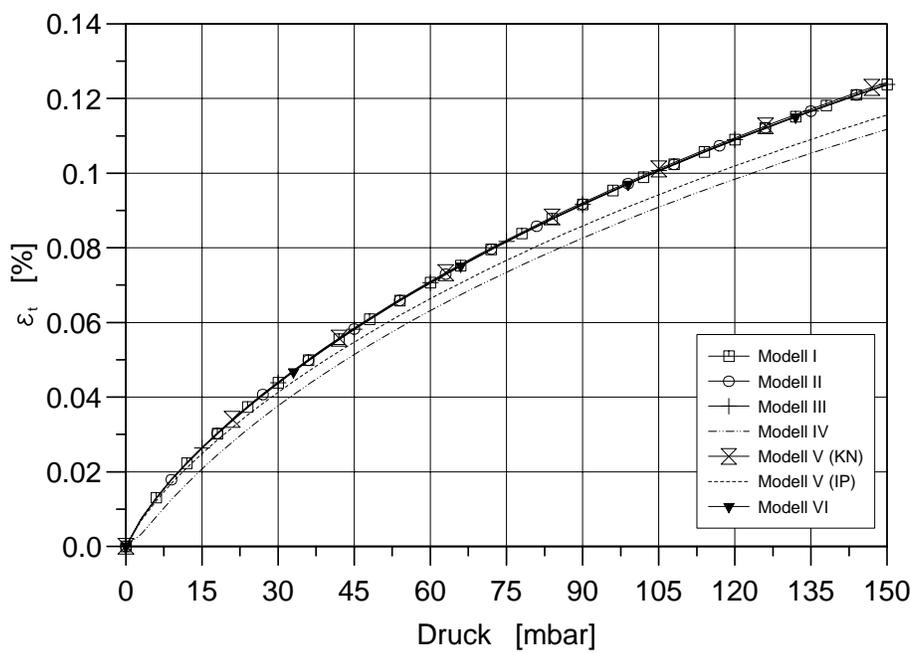


Abb. 3.5: Tangentialdehnungen für die verschiedenen Elementierungen bei Belastungsfall a)

Der qualitative Verlauf der Radial- bzw. Tangentialdehnungen ist bei allen Modellen derselbe. Lediglich im Betrag gibt es Unterschiede.

Der quantitative Unterschied der Radial- bzw. Tangentialdehnungen läßt sich sehr gut durch die Darstellung der Abweichung bzgl. eines Referenzwertes verdeutlichen. Als Referenzwerte wurden die Ergebnisse der FE-Rechnungen mit dem Modell I herangezogen, weil das Modell I ausschließlich mit Kontinuums-elementen vernetzt ist und im Modell I die Platte und die Membran doppelt so fein vernetzt sind wie in den anderen Modellen (s. Tab. 3.2). Hierzu ist zu erwähnen, daß FE-Rechnungen mit Kontinuums-elementen das vollständige Randwertproblem der Elastizitätstheorie lösen, ohne daß zusätzliche Vereinfachungen in die Rechnung eingehen, wie sie zur Formulierung der Schalentheorie benötigt werden. Weiterhin sind im allgemeinen die Ergebnisse von FE-Rechnungen umso genauer, je feiner das FE-Netz ist.

Die Abweichung $a_{\text{Ergebnis, Modell X}}$ der Ergebnisse der anderen Modelle bzgl. der Ergebnisse des Modells I wurde nach folgender Formel berechnet:

$$a_{\text{Ergebnis, Modell X}} = \left| \frac{\text{Ergebnis}_{\text{Modell I}} - \text{Ergebnis}_{\text{Modell X}}}{\text{Ergebnis}_{\text{Modell I}}} \right| \cdot 100 \% \quad (3.4)$$

In den Abb. 3.6 und 3.7 sind die berechneten Abweichungen dargestellt.

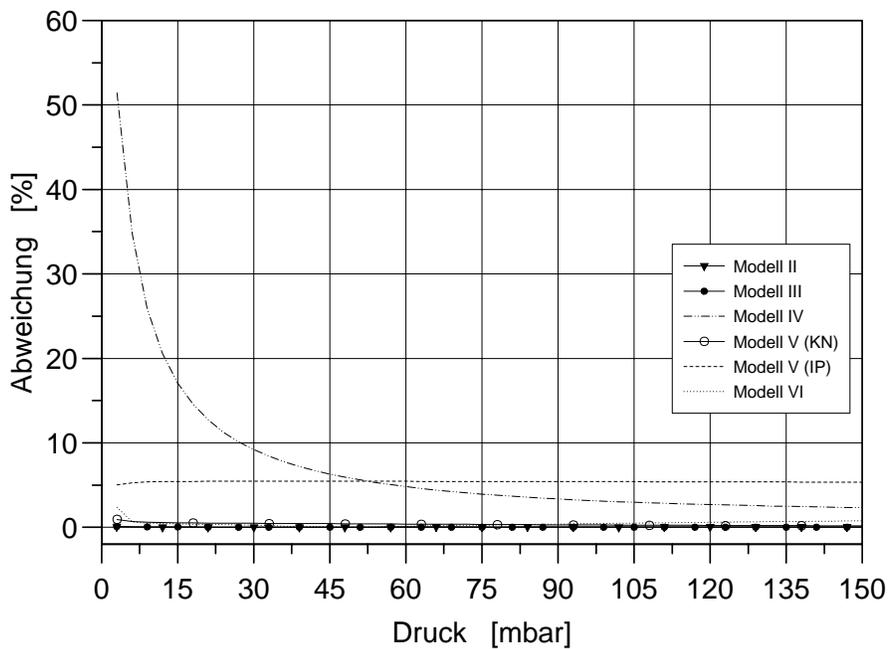


Abb. 3.6: Abweichung der Radialdehnungen bzgl. der mit Modell I berechneten Radialdehnung bei Belastungsfall a)

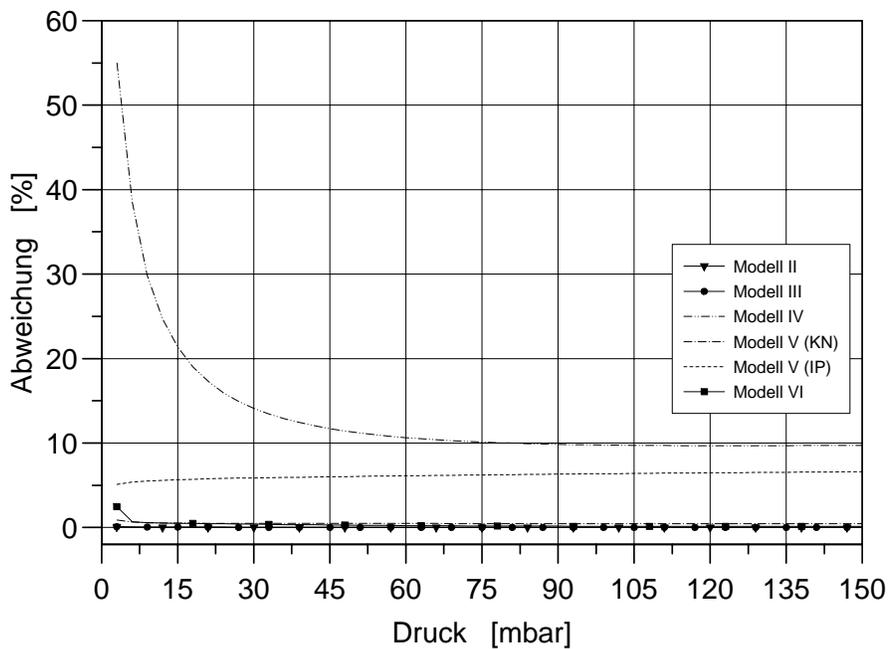


Abb. 3.7: Abweichung der Tangentialdehnungen bzgl. der mit Modell I berechneten Tangentialdehnung bei Belastungsfall a)

Es zeigt sich, daß alle Rechnungen, die mit 8-knotigen Elementen durchgeführt wurden, annähernd dieselben Ergebnisse liefern.

Die Auswertung der Radial- und Tangentialdehnungen an den Integrationspunkten führt zu einer konstanten Abweichung der Ergebnisse.

Die Ergebnisse der Rechnungen mit 4-knotigen Elementen weichen zunächst sehr stark

ab, werden aber mit zunehmendem Druck etwas genauer.

Ebenfalls gute Ergebnisse liefern die Rechnungen, die nur mit Schalenelementen (Modell VI) durchgeführt wurden. Der Nachteil dabei ist, daß die Vorspannung in der Membran nicht durch die oben beschriebene Methode modelliert werden kann, da sie dem gesamten Element und nicht nur einzelnen Elementschichten zugeordnet wird. Das würde dazu führen, daß die Vorspannung nicht nur in der Membran, sondern auch in der Platte vorhanden wäre. Somit konnte mit dem Modell VI der Belastungsfall b) nicht simuliert werden.

Belastungsfall b)

Die Abb. 3.8 und 3.9 zeigen wiederum den Verlauf der Radial- bzw. Tangentialdehnungen.

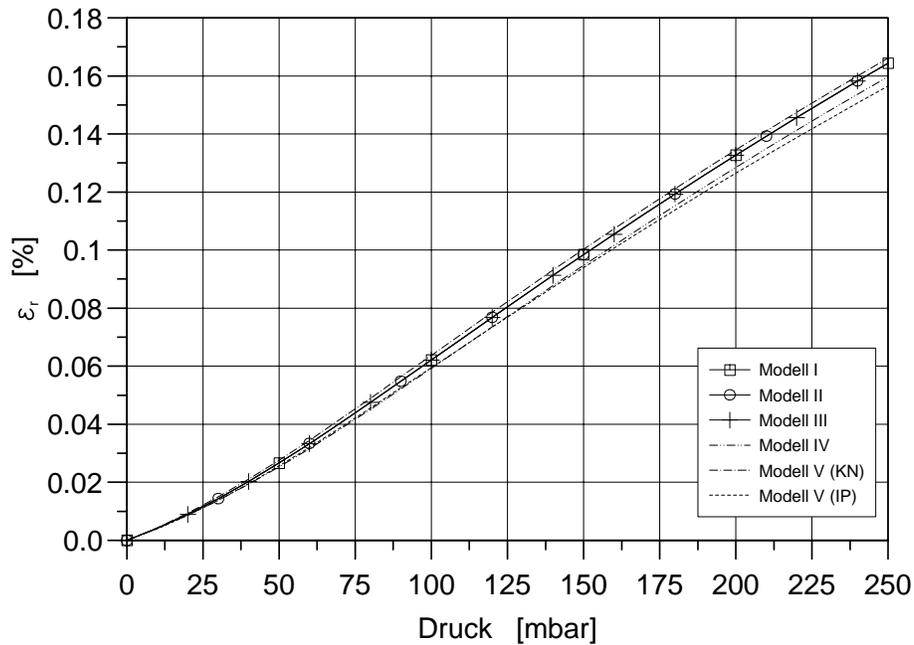


Abb. 3.8: Radialdehnungen für die verschiedenen Elementierungen bei Belastungsfall b)

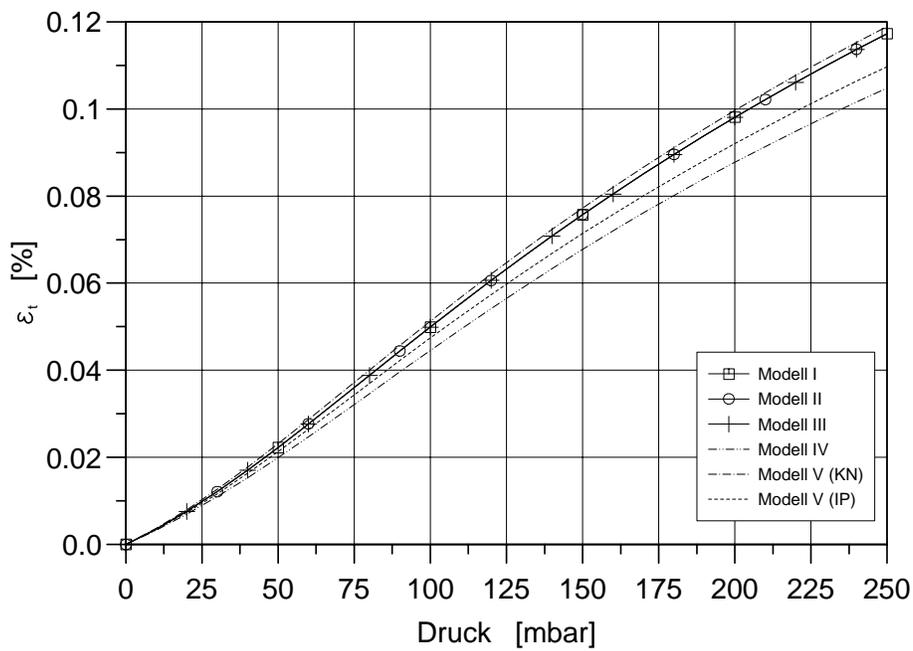


Abb. 3.9: Tangentialdehnungen für die verschiedenen Elementierungen bei Belastungsfall b)

Der qualitative Verlauf hat sich zwar gegenüber den Rechnungen ohne Vorspannung in der Membran geändert, ist aber wiederum für alle Modelle gleich. Die quantitative Abweichung wurde wie beim Belastungsfall a) berechnet und ist in den Abb. 3.10 und 3.11 dargestellt.

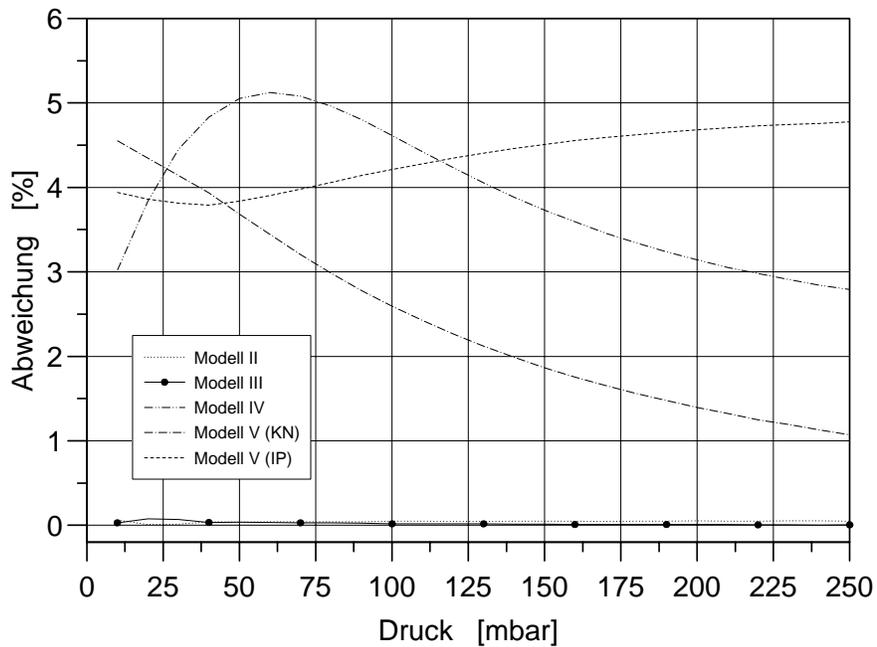


Abb. 3.10: Abweichung der Radialdehnungen bzgl. der mit Modell I berechneten Radialdehnung bei Belastungsfall b)

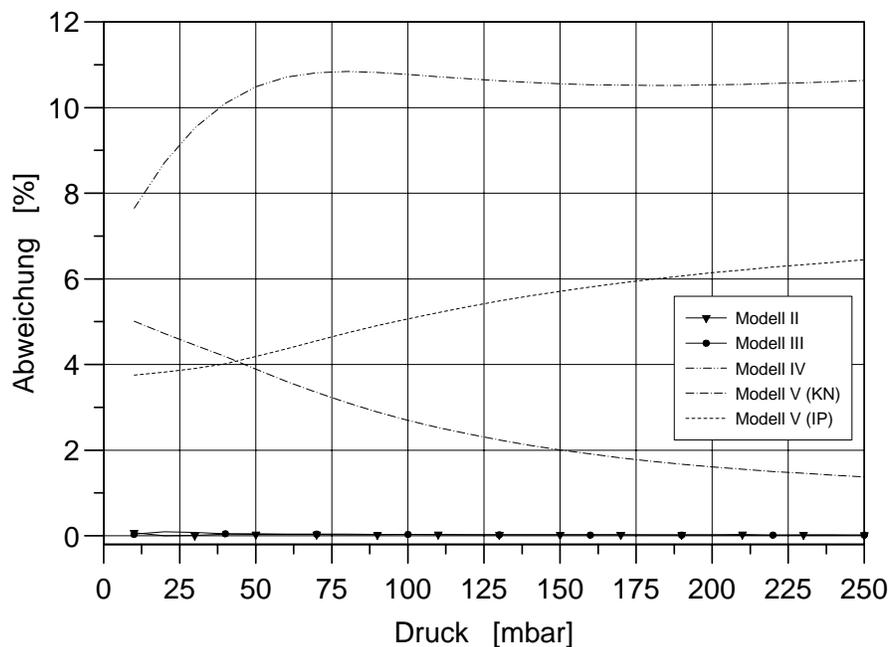


Abb. 3.11: Abweichung der Tangentialdehnungen bzgl. der mit Modell I berechneten Tangentialdehnung bei Belastungsfall b)

Wie schon beim Belastungsfall a) weichen die Ergebnisse der Modelle II und III kaum von den Ergebnissen des Modells I ab. Die mit den Modellen IV und V berechneten Ergebnisse weichen hingegen um bis zu 11 % ab.

Die Rechnungen haben gezeigt, daß 8-knotige, axialsymmetrische Kontinuumselemente nahezu übereinstimmende Ergebnisse liefern. Ein allzu feines FE-Netz wird nicht benötigt, und es kann mit reduzierter Integrationsordnung gerechnet werden, wodurch Rechenzeit eingespart werden kann. Sofern es die Randbedingungen zulassen, werden im folgenden für die Vernetzung 8-knotige, axialsymmetrische Kontinuumselemente mit reduzierter Integrationsordnung (CAX8R) verwendet.

Kapitel 4

FE-Vergleichsrechnungen zu den analytischen Rechnungen des IMT

Am IMT wurde ein Modell entwickelt, mit dessen Hilfe der Kalibriervorgang des Mikrodrucksensors analytisch berechnet wurde [10]. Dieses Modell wurde mit einem FE-Modell nachgebildet, um die analytischen Berechnungen mit numerischen Berechnungen vergleichen zu können. Im folgenden werden zunächst die beiden Modelle beschrieben und anschließend die Berechnungsergebnisse dargestellt und verglichen.

4.1 Das analytische Modell

Das analytische Modell [10] besteht aus einer kreisförmigen, ebenen Platte, die an der unteren Außenseite mit einem Membranring verbunden ist. Die Abmaße der Platte und der Membran sind in Tab. 4.1 angegeben.

	Platte	Membran
Innenradius	—	439.29 μm
Außenradius	439.29 μm	560 μm
Dicke	23.1 μm	1.5 μm

Tab. 4.1: Abmaße der Platte und der Membran

Die Platte und die Membran sind aus Polyimid. Die Membran ist am Außenrand freidrehbar eingespannt. Die Vorspannung der Membran wurde vom IMT für das Modell zu 20 MPa festgelegt. In Abb. 4.1 ist das Modell schematisch dargestellt.

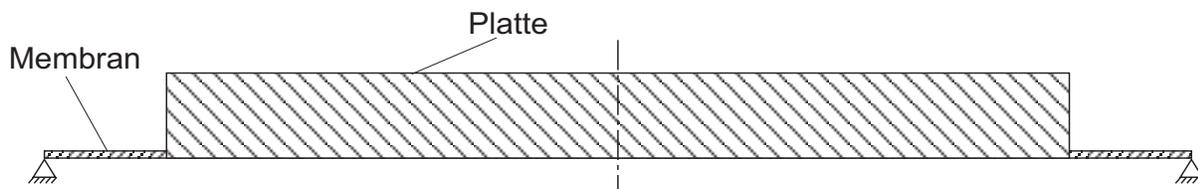


Abb. 4.1: Schematische Darstellung des analytischen Modells

4.2 Das FE-Modell zur Nachbildung des analytischen Modells

Basierend auf den in Abschnitt 3.1 festgelegten Vereinfachungen wurde das analytische Modell mit einem zweidimensionalen, axialsymmetrischen FE-Modell nachgebildet. Die Abmaße der Platte und der Membran aus Tab. 4.1 wurden für das FE-Modell übernommen. Die Vernetzung der Platte erfolgte mit axialsymmetrischen, 8-knotigen Kontinuums-elementen mit reduzierter Integrationsordnung (CAX8R), die der Membran mit axialsymmetrischen, 3-knotigen Schalenelementen (SAX2). Für die Modellierung der Membran wurde auf Schalenelemente zurückgegriffen, weil als Randbedingung für die Einspannung der Membran seitens des analytischen Modells freie Drehbarkeit der Membran vorgegeben ist. Die Verwendung von Kontinuums-elementen würde dazu führen, daß die Membran stets waagrecht in die Einspannung übergeht, wodurch die freie Drehbarkeit der Membran nicht mehr gewährleistet wäre. Den Elementen der Platte und der Membran wurde Polyimid als Material zugeordnet. Das Materialverhalten wurde als linear elastisch angenommen. Die Vorspannung von 20 MPa in der Membran in radialer und tangentialer Richtung wurde wiederum mittels Anfangsbedingungen aufgebracht. Zur Realisierung der Einspannung der Membran wurde für den Knoten am Außenrand der Membran keine Verschiebung zugelassen. Das FE-Modell ist in Abb. 4.2 wiedergegeben.

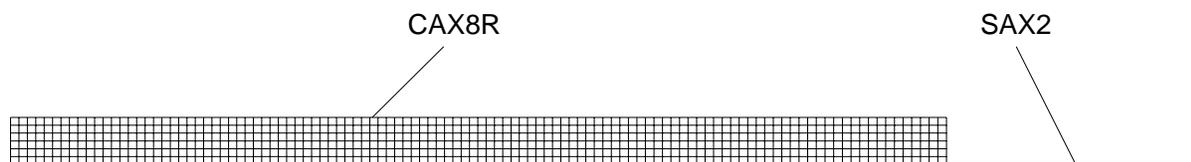


Abb. 4.2: Das FE-Modell zur Nachbildung des analytischen Modells

4.3 Vergleich der Berechnungsergebnisse

Es wurden zwei Belastungsfälle analytisch und numerisch berechnet. Einerseits eine Druckbelastung bis zu 250 mbar von oben auf die Platte und die Membran, andererseits eine Druckbelastung, ebenfalls bis zu 250 mbar, von unten auf die Platte und die Membran. Die Ergebnisse der analytischen Rechnungen wurden vom IMT zur Verfügung gestellt. Die verformte Struktur der beiden Belastungsfälle (FE-Rechnung), jeweils bei Maximaldruck von 250 mbar, ist in den Abb. 4.3 und 4.4 wiedergegeben.

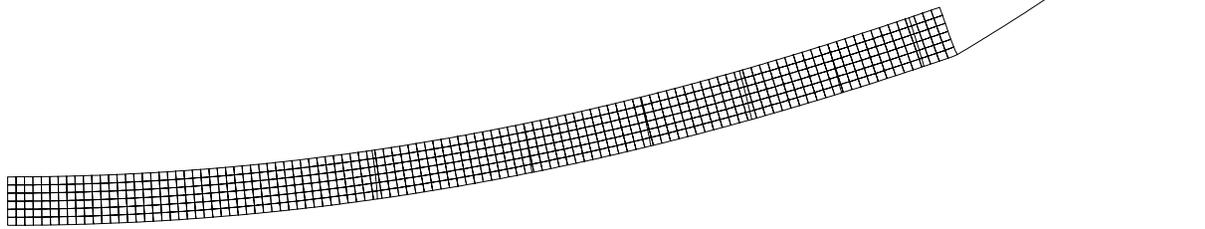


Abb. 4.3: Verformte Struktur bei Druck von oben (Skalierung: 500 %)

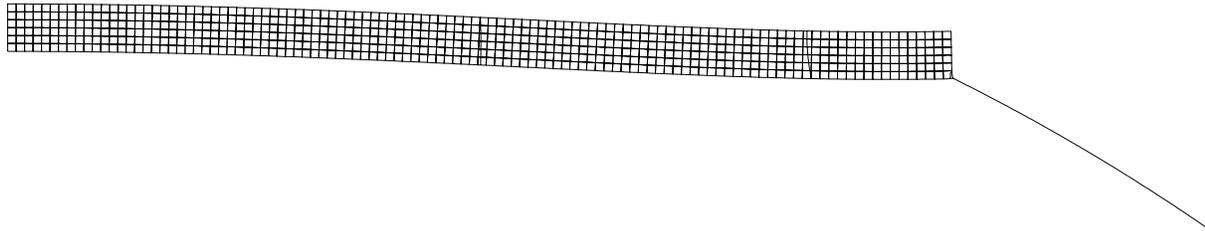


Abb. 4.4: Verformte Struktur bei Druck von unten (Skalierung: 500 %)

Es ist zu erkennen, daß sich die Platte je nach Belastungsfall anders verhält. Bei Druck von oben ist die Durchbiegung der Platte „U-förmig“, bei Druck von unten „S-förmig“. Im ersten Fall sorgen sowohl der Druck als auch die Membran, welche die Platte am unteren Außenrand festhält, dafür, daß die untere Plattenfaser in radialer Richtung gedehnt wird. Im zweiten Fall arbeiten diese Einflüsse gegeneinander, so daß die Plattenunterseite in der Mitte gestaucht und am Rand gedehnt wird, woraus die „S-Form“ resultiert. Zur Unterscheidung der beiden Belastungsfälle ist in den folgenden Schaubildern der Druck, der von unten auf die Platte und die Membran wirkt, mit negativem Vorzeichen versehen.

4.3.1 Vergleich der analytisch und numerisch berechneten Membranauslenkung bzw. Plattendurchbiegung

In Abb. 4.5 sind die berechneten Größen Membranauslenkung (w_{Membran}) und Plattendurchbiegung (w_{Platte}) für beide Belastungsfälle schematisch dargestellt.

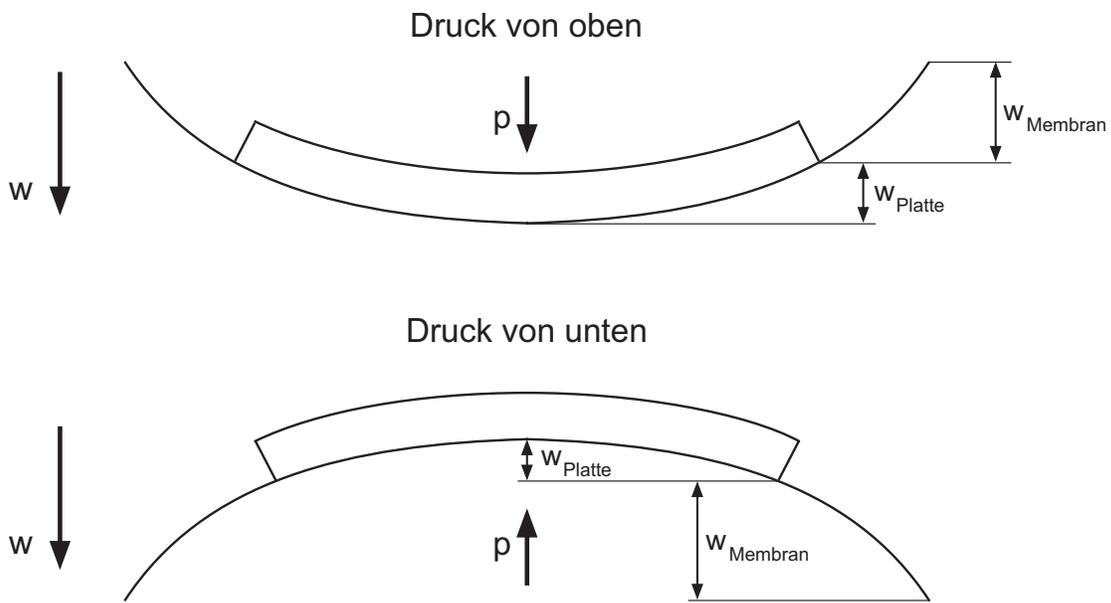


Abb. 4.5: Plattendurchbiegung und Membranauslenkung

Membranauslenkung

Die Membranauslenkungen der analytischen und der FE-Rechnung sind in Abb. 4.6 wiedergegeben.

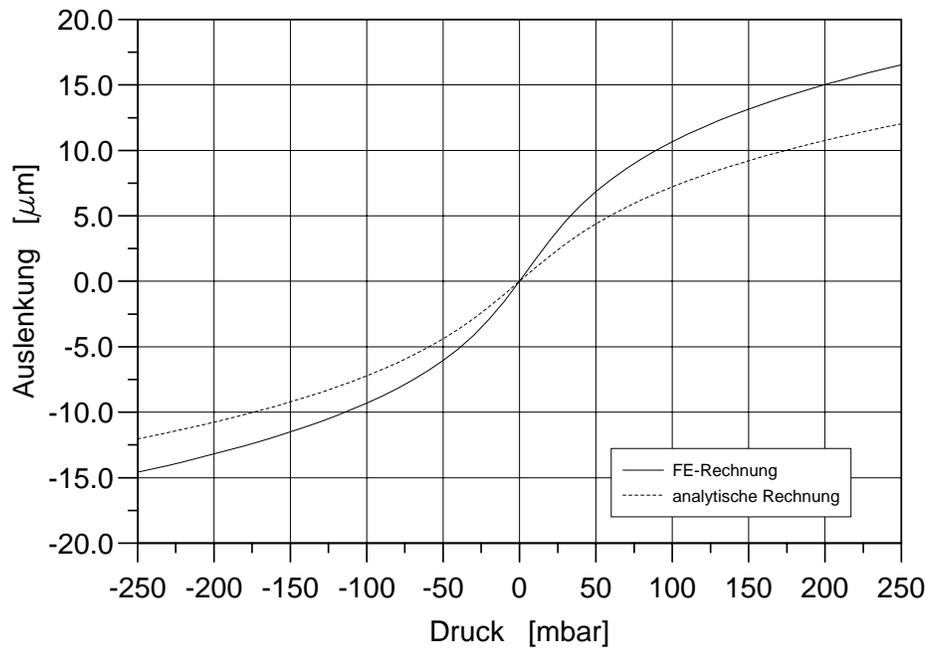


Abb. 4.6: Vergleich der analytisch und numerisch berechneten Membranauslenkung

Es ist zu sehen, daß sich die Membran im FE-Modell weicher verhält als die Membran im analytischen Modell. Außerdem verläuft die numerisch berechnete Membranauslenkung im Gegensatz zur analytisch berechneten Membranauslenkung nicht symmetrisch bzgl. der beiden Belastungsfälle.

Plattendurchbiegung

Die berechnete Plattendurchbiegung ist in Abb. 4.7 dargestellt.

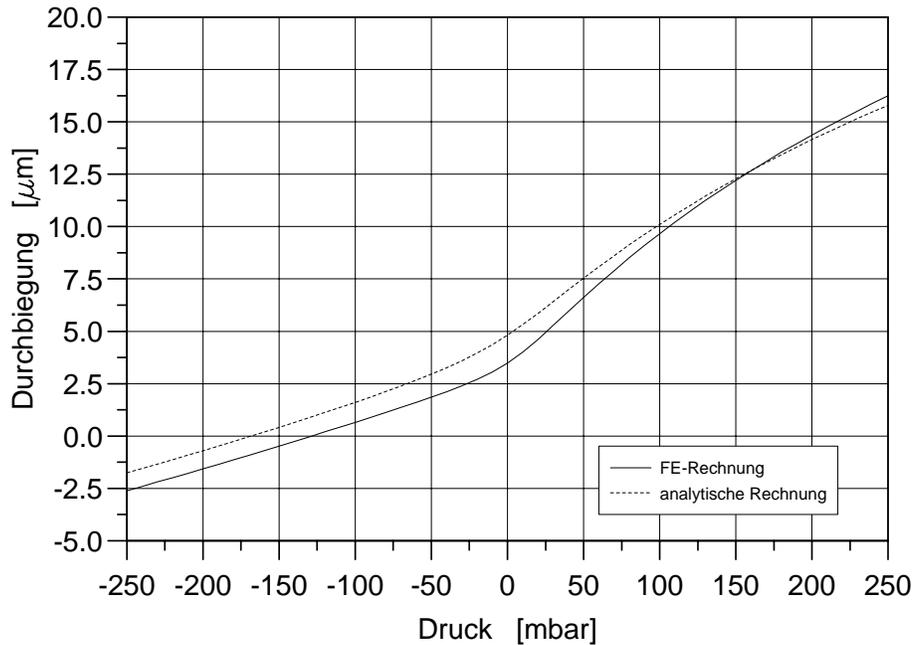


Abb. 4.7: Vergleich der analytisch und numerisch berechneten Plattendurchbiegung

Aufgrund der Vorspannung in der Membran wird die Platte bereits ohne Druckbelastung durchgebogen, wobei die analytisch berechnete Durchbiegung größer ist. Während bei der Druckbelastung von unten die Änderung der Durchbiegung annähernd gleich ist, nimmt bei der Druckbelastung von oben mit zunehmendem Druck die numerisch berechnete Plattendurchbiegung stärker zu. Wie bereits an der verformten Struktur zu sehen war (s. Abb. 4.3 und 4.4), verhalten sich die Platte und die Membran jedoch je nach Druckrichtung anders.

4.3.2 Vergleich der analytisch und numerisch berechneten Dehnungen

Berechnet wurde die mittlere radiale Dehnung entlang eines aktiven Steges des radialen DMS (Abb. 4.8, Strecke von A nach C) und die tangentielle Dehnung an der Stelle der

mittleren Leiterbahn des tangentialen DMS (Abb. 4.8, Stelle D). Die Dehnungen wurden bei der numerischen Methode an der Unterseite der Platte berechnet und basierend auf dem Verlauf der Dehnungen über dem Plattenquerschnitt ins Platteninnere, zur Position der DMS-Rosette ($z = 1.5 \mu m$), interpoliert.

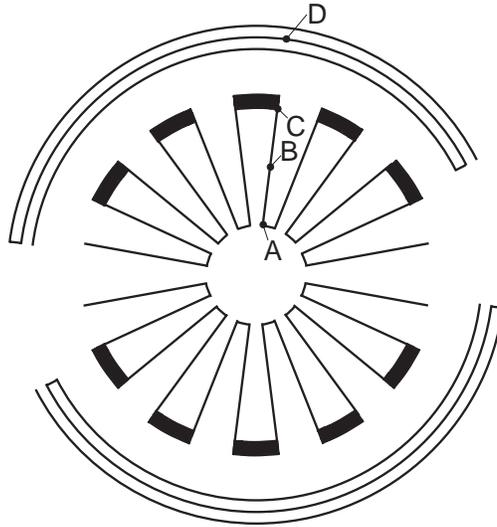


Abb. 4.8: Stellen, an denen die Radial- bzw. die Tangentialdehnung ausgewertet bzw. berechnet wurde

Mittlere radiale Dehnung

Die mittlere radiale Dehnung $\bar{\varepsilon}_r$ wird dadurch berechnet, daß die Radialdehnung ε_r entlang des aktiven Steges aufintegriert und das Ergebnis durch die Länge des aktiven Steges ℓ_1 dividiert wird.

$$\bar{\varepsilon}_r = \frac{1}{\ell_1} \int_{\ell_1} \varepsilon_r(r) dr \quad (4.1)$$

Diese Art der Auswertung ist für die FE-Rechnungen sehr zeitaufwendig. Mit der als Gl. (4.2) angegebenen Formel (nach Runge-Kutta [4]), in welche die Radialdehnungen an den Stellen A, B und C (s. Abb. 4.8) gewichtet eingehen, kann das Integral der Radialdehnungen entlang des aktiven Steges abgeschätzt werden als

$$\int_{\ell_1} \varepsilon_r(r) dr \approx \ell_1 \cdot \left(\frac{1}{6} \varepsilon_{r, A} + \frac{2}{3} \varepsilon_{r, B} + \frac{1}{6} \varepsilon_{r, C} \right) \quad (4.2)$$

Die verwendeten Gewichtungsfaktoren wurden aus [3] entnommen. Die mittlere radiale Dehnung $\bar{\varepsilon}_r$ wird somit näherungsweise zu

$$\bar{\varepsilon}_r \approx \bar{\varepsilon}_{r, RK} = \frac{1}{6} \varepsilon_{r, A} + \frac{2}{3} \varepsilon_{r, B} + \frac{1}{6} \varepsilon_{r, C} \quad (4.3)$$

Die Abweichung der mit der Näherungsformel (Gl. (4.3)) berechneten mittleren Radialdehnung von der durch Integration berechneten mittleren Radialdehnung beträgt bei

Maximaldruck 0.07 % (Druck von oben) bzw. 0.04 % (Druck von unten). Da die Berechnung der mittleren radialen Dehnung mittels der Näherungsformel weniger zeitintensiv ist, wurde sie bei der Auswertung der numerischen Rechnung mit Hilfe der Näherungsformel berechnet.

In Abb. 4.9 sind die berechneten mittleren Radialdehnungen dargestellt.

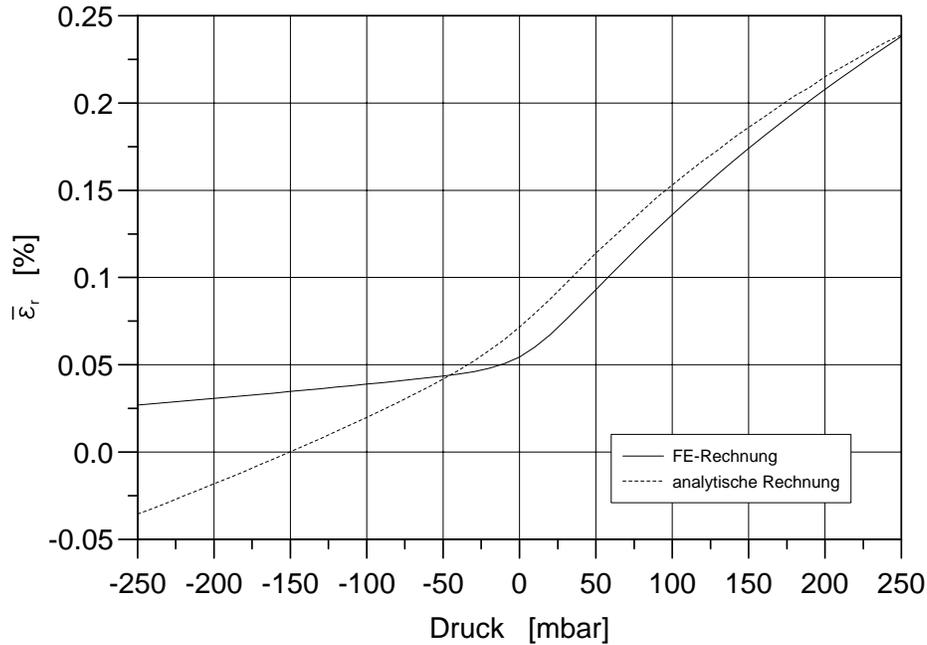


Abb. 4.9: Vergleich der analytisch und numerisch berechneten mittleren Radialdehnung

Der qualitative Verlauf der berechneten mittleren Radialdehnungen ist derselbe, d. h. bei Druckbelastung von unten ist bei beiden Rechnungen ein annähernd linearer Verlauf, bei Druckbelastung von oben ein degressiver Verlauf zu beobachten. Abweichungen bestehen im Betrag und in der Steigung der Kurven. Während der radiale DMS bei der numerischen Rechnung stets gedehnt bleibt, wird er bei der analytischen Rechnung ab einer Druckbelastung von 150 mbar (Druck von unten) gestaucht.

Tangentialdehnung

Die Tangentialdehnungen ε_t wurden am Radius $r = 366 \mu m$ berechnet. Es ist also

$$\varepsilon_t = \varepsilon_{t, r=366 \mu m} \quad . \quad (4.4)$$

Die Tangentialdehnungen sind in Abb. 4.10 wiedergegeben.

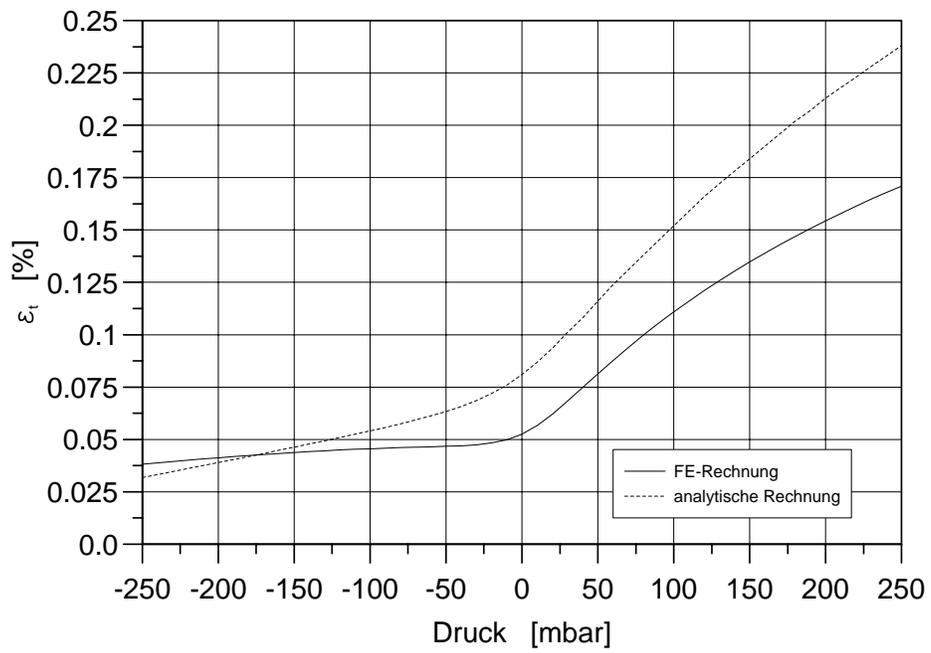


Abb. 4.10: Vergleich der Tangentialdehnung

Bei den Tangentialdehnungen ist der qualitative Verlauf ebenfalls derselbe. Im Betrag weichen die berechneten Tangentialdehnungen jedoch zum Teil sehr stark voneinander ab.

Kapitel 5

FE-Simulation des Kalibriervorgangs des Mikrodrucksensors

Für die Simulation des Kalibriervorgangs des Mikrodrucksensors wurde ein neues FE-Modell erstellt, das sich nicht mehr am analytischen Modell des IMT sondern am realen Mikrodrucksensor orientiert. Im folgenden wird zunächst das FE-Modell vorgestellt. Anschließend werden die Berechnungsergebnisse dargestellt und bewertet.

5.1 Das FE-Modell zur Nachbildung des Mikrodrucksensors

Da auch für dieses FE-Modell die in Abschnitt 3.1 festgelegten Vereinfachungen gelten, wurde der Mikrodrucksensor ebenfalls mit einem zweidimensionalen, axialsymmetrischen FE-Modell nachgebildet. Im Gegensatz zum FE-Modell in Kap. 4 wurde der „Crowningeffekt“ basierend auf der in Abschnitt 3.2 definierten Funktion der Plattendicke $t_{\text{Platte}}(\bar{r})$ modelliert. Außerdem wurde die Membran nicht als Membranring modelliert, sondern als Kreis, auf den die Platte aufgesetzt ist. Damit ergeben sich folgende Abmaße für die Platte und die Membran:

	Platte	Membran
Radius	439.29 μm	560 μm
Dicke	$t_{\text{Platte}}(\bar{r})$	1.5 μm

Tab. 5.1: Abmaße der Platte und der Membran

Bei der Vernetzung wurden sowohl für die Platte als auch für die Membran axialsymmetrische, 8-knotige Kontinuums-elemente mit reduzierter Integrationsordnung (CAX8R) verwendet. Den Elementen der Membran wurde mittels Anfangsbedingungen eine Vorspannung von 21 MPa in radialer und tangentialer Richtung zugewiesen. Als Material wurde für das gesamte Modell Polyimid festgelegt. Weiterhin wurde linear elastisches Materialverhalten angenommen. Die Einspannung der Membran wurde wiederum da-

durch realisiert, daß für die Knoten am Außenrand der Membran keine Verschiebung zugelassen wurde. Das FE-Modell ist in Abb. 5.1 dargestellt.

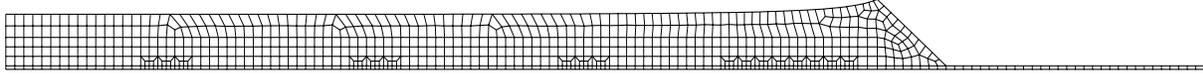


Abb. 5.1: FE-Modell des realen Mikrodrucksensors

5.2 Berechnungsergebnisse

Die vier DMS der DMS-Rosette sind zu einer Wheatstone-Brücke verschaltet, an der die Brückenspannung abgegriffen werden kann. Beim Kalibrieren des Mikrodrucksensors wird der Druck stufenweise um jeweils 10 mbar auf 250 mbar erhöht, wobei nach jeder Erhöhung die Brückenspannung gemessen wird. Die am IMT experimentell bestimmten Werte sind in Abb. 5.3 wiedergegeben (es wird lediglich der Belastungsfall betrachtet, bei dem der Druck von oben auf die Platte und die Membran wirkt).

Mit dem oben beschriebenen FE-Modell wurde dieser Vorgang simuliert. Aus der FE-Rechnung geht die Brückenspannung jedoch nicht direkt als Ergebnis hervor. Sie kann aber mittels der errechneten Dehnungen bestimmt werden. Der Zusammenhang zwischen der Brückenspannung und den Dehnungen der einzelnen DMS lautet bei einer Schaltung als Wheatstone-Brücke

$$U_M = V \frac{U_0}{4} k (\varepsilon_{\text{DMS } 1} - \varepsilon_{\text{DMS } 2} + \varepsilon_{\text{DMS } 3} - \varepsilon_{\text{DMS } 4}) \quad . \quad (5.1)$$

Hierbei ist V ein Verstärkungsfaktor, U_0 die angelegte Versorgungsspannung und k der Proportionalitätsfaktor zwischen der bezogenen Widerstandsänderung und der relativen Längenänderung des Drahtes des DMS. Die Bezeichnung der einzelnen DMS ist aus Abb. 5.2 zu entnehmen.

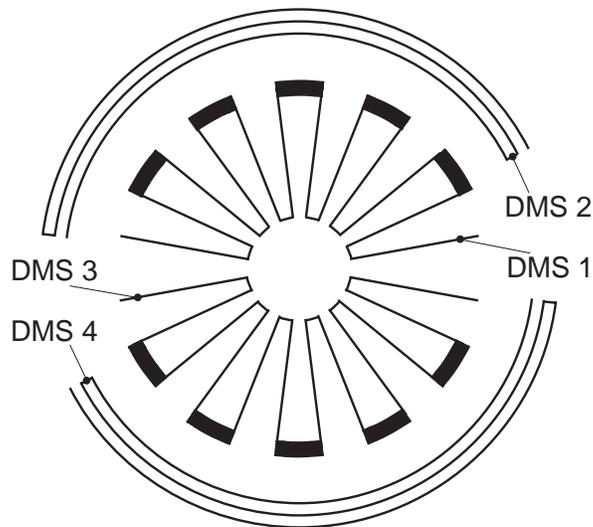


Abb. 5.2: Bezeichnung der einzelnen DMS

Wegen der vorausgesetzten Axialsymmetrie ist

$$\varepsilon_{\text{DMS } 1} = \varepsilon_{\text{DMS } 3} \quad \text{und} \quad \varepsilon_{\text{DMS } 2} = \varepsilon_{\text{DMS } 4} \quad . \quad (5.2)$$

Damit vereinfacht sich die Formel zur Berechnung der Brückenspannung zu:

$$U_{\text{M}} = V \frac{U_0}{2} k (\varepsilon_{\text{DMS } 1} - \varepsilon_{\text{DMS } 2}) \quad (5.3)$$

Die Dehnungen $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ und $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ wurden nach Rücksprache mit dem IMT berechnet als:

$$\varepsilon_{\text{DMS } 1} = \frac{1}{(270 - 75) \mu\text{m}} \int_{75 \mu\text{m}}^{270 \mu\text{m}} \varepsilon_r(r) dr \quad (5.4)$$

$$\varepsilon_{\text{DMS } 2} = \varepsilon_{t, r=366 \mu\text{m}} \quad (5.5)$$

Zur Berechnung der Brückenspannung wurde auch hier wie schon in Kap. 4 die Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ nicht durch Integration, sondern näherungsweise mittels der Radialdehnungen an den Radien $r = 75 \mu\text{m}$, $r = 172.5 \mu\text{m}$ und $r = 270 \mu\text{m}$ (dies entspricht den Stellen A, B und C in Abb. 4.8) berechnet. Die Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ wird somit zu

$$\varepsilon_{\text{DMS } 1} \approx \varepsilon_{\text{DMS } 1, \text{RK}} = \frac{1}{6} \varepsilon_{r, r=75 \mu\text{m}} + \frac{2}{3} \varepsilon_{r, r=172.5 \mu\text{m}} + \frac{1}{6} \varepsilon_{r, r=270 \mu\text{m}} \quad (5.6)$$

und damit die Brückenspannung zu

$$U_{\text{M}} = V \frac{U_0}{2} k \left(\frac{1}{6} \varepsilon_{r, r=75 \mu\text{m}} + \frac{2}{3} \varepsilon_{r, r=172.5 \mu\text{m}} + \frac{1}{6} \varepsilon_{r, r=270 \mu\text{m}} - \varepsilon_{t, r=366 \mu\text{m}} \right) \quad . \quad (5.7)$$

Für die Berechnung der Brückenspannung wurde der Verstärkungsfaktor $V = 1000$, die Versorgungsspannung $U_0 = 1000 \text{ mV}$ sowie der k-Faktor $k = 2$ angenommen. Die damit berechnete Brückenspannung ist in Abb. 5.3 dargestellt.

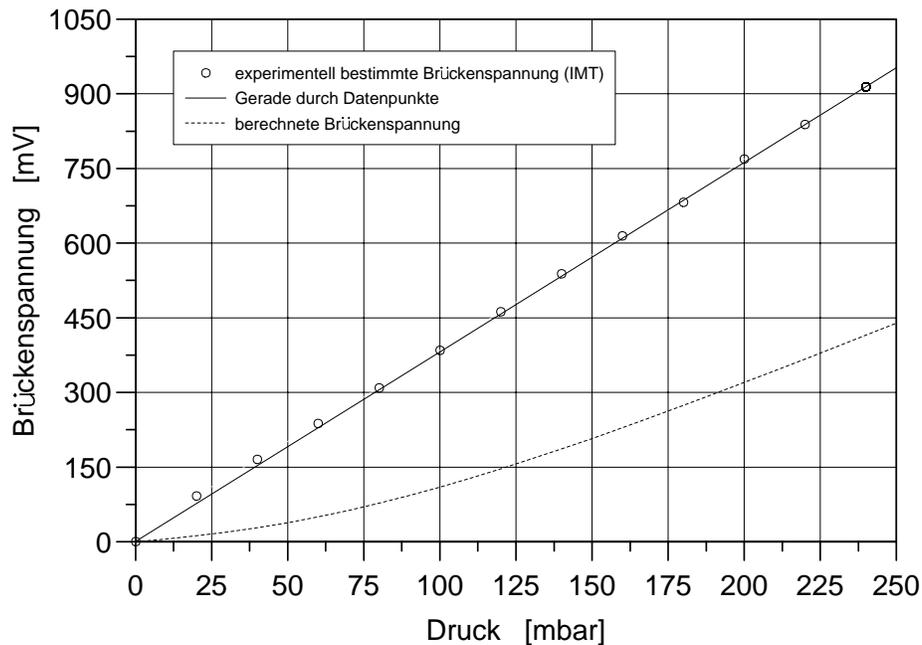


Abb. 5.3: Experimentell bestimmte und berechnete Brückenspannung

In Abb. 5.3 ist zu sehen, daß sowohl der Verlauf als auch der Betrag der experimentell bestimmten und der berechneten Brückenspannung deutlich voneinander abweichen. Während die experimentell bestimmte Brückenspannung durch eine Gerade dargestellt werden kann, verläuft die berechnete Brückenspannung progressiv. Da nach Aussage des IMT die Vorspannung in der Membran von Mikrodrucksensor zu Mikrodrucksensor durchaus verschieden sein kann, wird im folgenden der Einfluß der Vorspannung in der Membran untersucht.

5.3 Variation der Vorspannung in der Membran

Für die Simulation des Kalibriervorgangs des Mikrodrucksensors bei verschiedenen Vorspannungen in der Membran wurde das oben beschriebene FE-Modell des realen Mikrodrucksensors verwendet. Den Elementen der Membran wurden mittels Anfangsbedingungen unterschiedliche Vorspannungen zugewiesen.

Die berechneten Dehnungen $\varepsilon_{\text{DMS } 1, \text{RK}}$ und $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ bei unterschiedlicher Vorspannung sind in den Abb. 5.4 und 5.5 wiedergegeben.

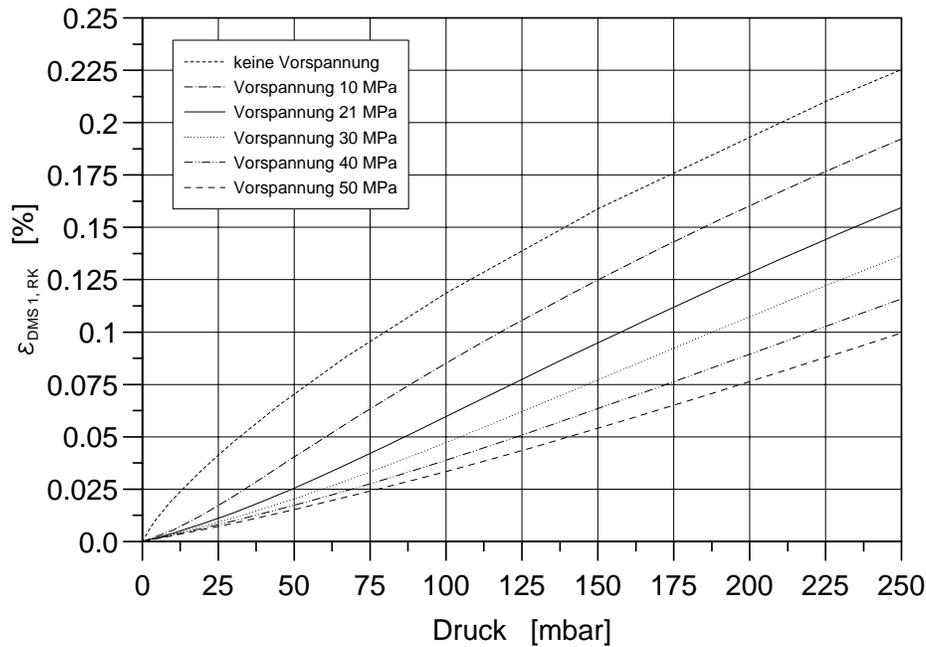


Abb. 5.4: Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 1, \text{RK}}$ bei Variation der Vorspannung

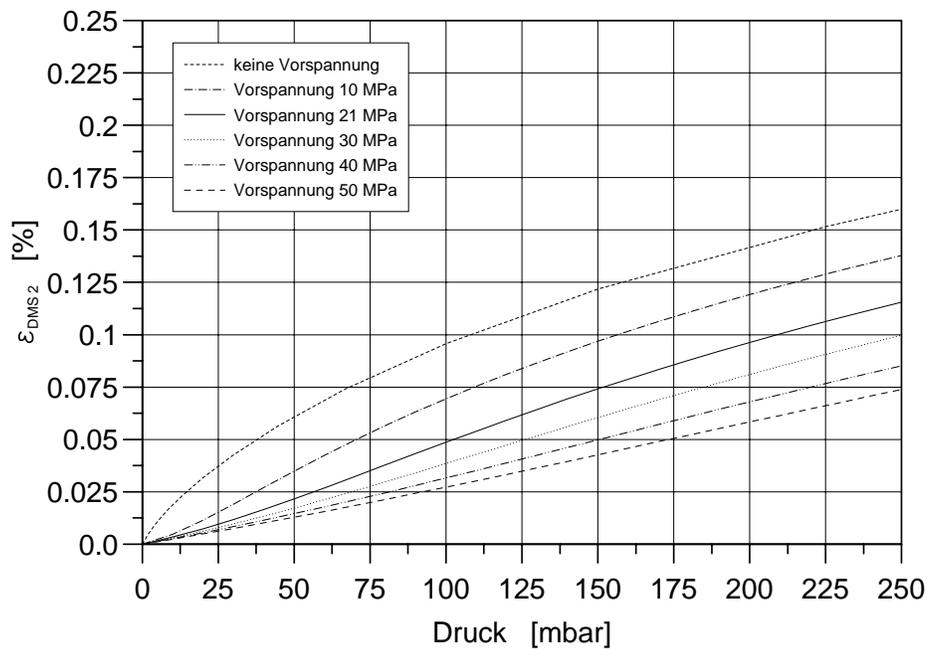


Abb. 5.5: Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ bei Variation der Vorspannung

Es zeigt sich, daß mit zunehmender Vorspannung die Dehnungen $\varepsilon_{\text{DMS } 1, \text{RK}}$ und $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ kleiner werden. Außerdem ändert sich der Verlauf der Dehnungen von degressiv (keine Vorspannung in der Membran) zu progressiv.

In Abb. 5.6 ist der Betrag der Dehnungen $\varepsilon_{\text{DMS } 1, \text{RK}}$ und $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ bei Maximaldruck in Abhängigkeit der Vorspannung dargestellt.

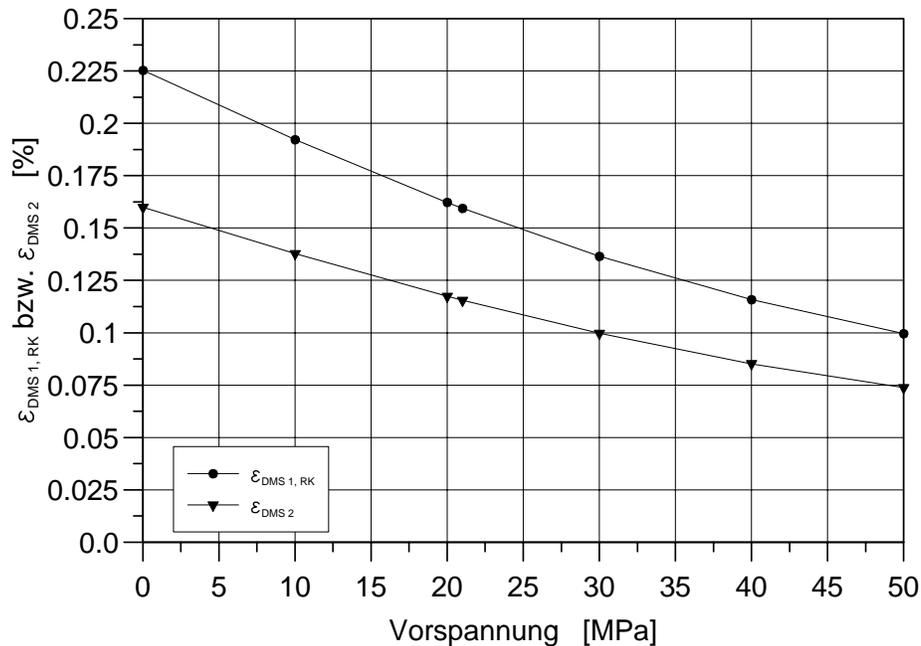


Abb. 5.6: Dehnungen bei Maximaldruck in Abhängigkeit der Vorspannung

Es ist zu sehen, daß mit zunehmender Vorspannung die Abnahme des Betrags der Dehnungen sowie die Differenz der Dehnungen (Abstand zwischen den Kurven) kleiner wird, d. h. je kleiner die Vorspannung wird, desto größer wird die Differenz der Dehnungen $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ und $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$.

Die größte Differenz der Dehnungen $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ und $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ ist also zu erwarten, wenn die Membran nicht vorgespannt ist. Für diesen Fall wurde die Brückenspannung berechnet. Sie ist in Abb. 5.7 dargestellt.

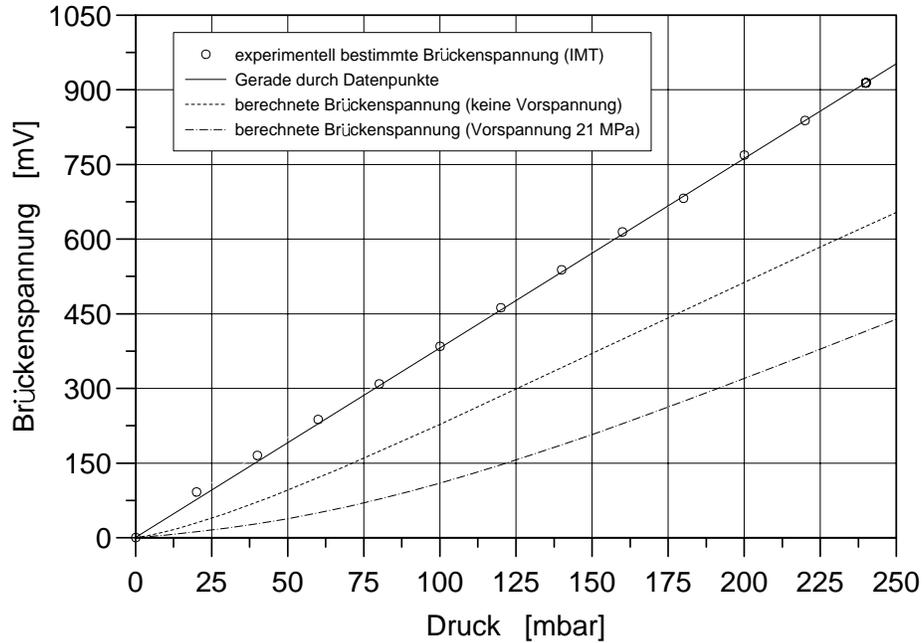


Abb. 5.7: Experimentell bestimmte und berechnete Brückenspannung

Der progressive Verlauf ist jetzt zwar nur noch bis etwa 50 mbar zu beobachten, der Betrag weicht jedoch immer noch stark vom Betrag der gemessenen Brückenspannung ab. Die Abweichung von Rechnung und Experiment kann also nicht allein durch Unsicherheiten hinsichtlich des Betrags der Membranvorspannung erklärt werden.

5.4 Modifizierte Formel zur Berechnung der Brückenspannung

Am IMT wurde dem analytischen Modell genauso wie in dieser Arbeit in Abschnitt 5.2 mit Gl. (5.3) und $\bar{\varepsilon}_r$ für $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ sowie ε_t für $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ Brückenspannungen zugeordnet. Dabei konnte ebensowenig eine Übereinstimmung mit den experimentellen Werten erzielt werden. So wird insbesondere die Brückenspannung für den Belastungsfall „Druck von oben“ ab einer Druckbelastung von etwa 75 mbar zu Null, da in diesem Druckbereich die analytisch berechneten Dehnungen $\bar{\varepsilon}_r$ und ε_t annähernd gleich groß sind (s. Abb. 4.9 und 4.10).

Am IMT wurde deshalb dazu übergegangen, die Verbindungen der aktiven Stege des

radialen DMS (VB in Abb. 5.8) bei der Berechnung der Dehnung des radialen DMS nicht weiter zu vernachlässigen. Dies wurde dadurch realisiert, daß die Tangentialdehnung am Radius $r = 280 \mu m$ (Abb. 5.8, Stelle E) mit einem Faktor κ gewichtet zur bisher berechneten Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ addiert wurde.

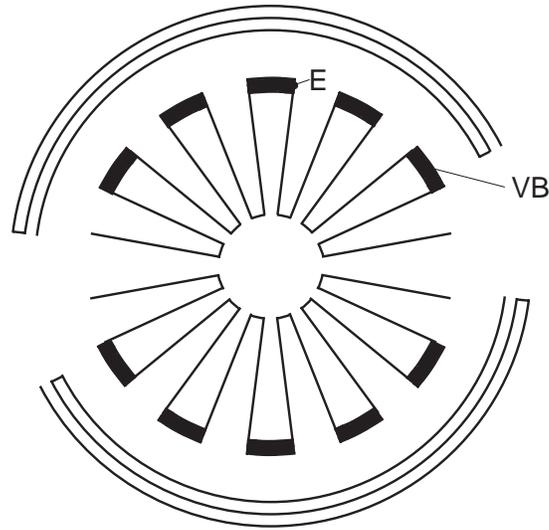


Abb. 5.8: VB bezeichnet das Verbindungsstück zweier aktiver Stege in einem radialen DMS

Die Formel zur Berechnung der Dehnung des radialen DMS lautet nun:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\text{DMS } 1, \text{ mod}} &= \varepsilon_{\text{DMS } 1} + \kappa \cdot \varepsilon_{t, r=280\mu m} \\ &= \frac{1}{(270-75)\mu m} \int_{75\mu m}^{270\mu m} \varepsilon_r(r) dr + \kappa \cdot \varepsilon_{t, r=280\mu m} \end{aligned} \quad (5.8)$$

Das Ersetzen von $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ durch $\varepsilon_{\text{DMS } 1, \text{ RK}}$ ergibt für die Brückenspannung:

$$\begin{aligned} U_M = V \frac{U_0}{2} k \left(\frac{1}{6} \varepsilon_{r, r=75\mu m} + \frac{2}{3} \varepsilon_{r, r=172.5\mu m} + \frac{1}{6} \varepsilon_{r, r=270\mu m} \right. \\ \left. + \kappa \cdot \varepsilon_{t, r=280\mu m} - \varepsilon_{t, r=366\mu m} \right) \end{aligned} \quad (5.9)$$

Der Faktor κ wurde vom IMT je nach Meßbereich, d. h. Größe, des Mikrodrucksensors zwischen 0.45 und 1.0 festgelegt. Für den in dieser Arbeit betrachteten Mikrodrucksensor (Meßbereich 250 mbar) wurde κ als 0.6 angegeben. Die nach Gl. (5.9) berechnete Brückenspannung ist in Abb. 5.9 dargestellt.

Die Berechnung der Brückenspannung nach Gl. (5.9) führt dazu, daß der progressive Verlauf der Kurve nur noch bis etwa 50 mbar zu beobachten ist. Allerdings ist nun der Betrag der Brückenspannung zu groß.

Auf den ersten Blick erscheint es, daß Experiment und FE-Rechnung bei Anwendung von Gl. (5.9) besser übereinstimmen. Der Vergleich der Komponenten zur Berechnung der Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 1, \text{ mod}}$ in Gl. (5.8) zeigt jedoch, daß der Ausdruck $\kappa \cdot \varepsilon_{t, r=280\mu m}$ etwa 1/3 und $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ etwa 2/3 der Dehnung des radialen DMS ausmacht (s. Abb. 5.10). $\kappa \cdot \varepsilon_{t, r=280\mu m}$ bezieht sich dabei auf die 5 Verbindungsstücke, $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ auf die 12 aktiven Stege des radialen DMS.

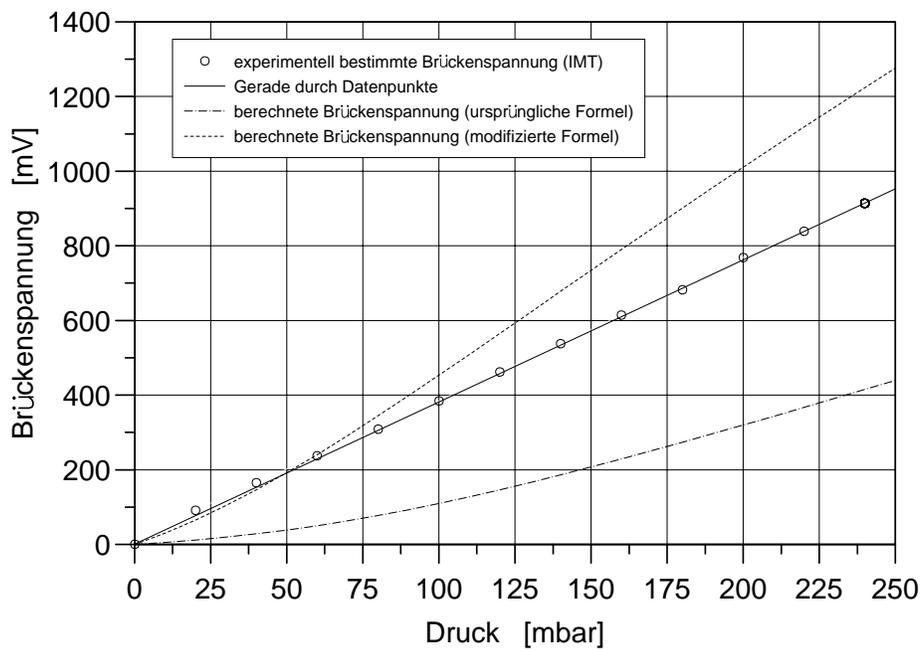


Abb. 5.9: Experimentell bestimmte und berechnete Brückenspannung

Die Gewichtung der Dehnung der Verbindungsstücke erscheint somit als unplausibel stark, da die Gesamtlänge der Verbindungsstücke nur etwa 1/6 der Gesamtlänge der aktiven Stege beträgt.

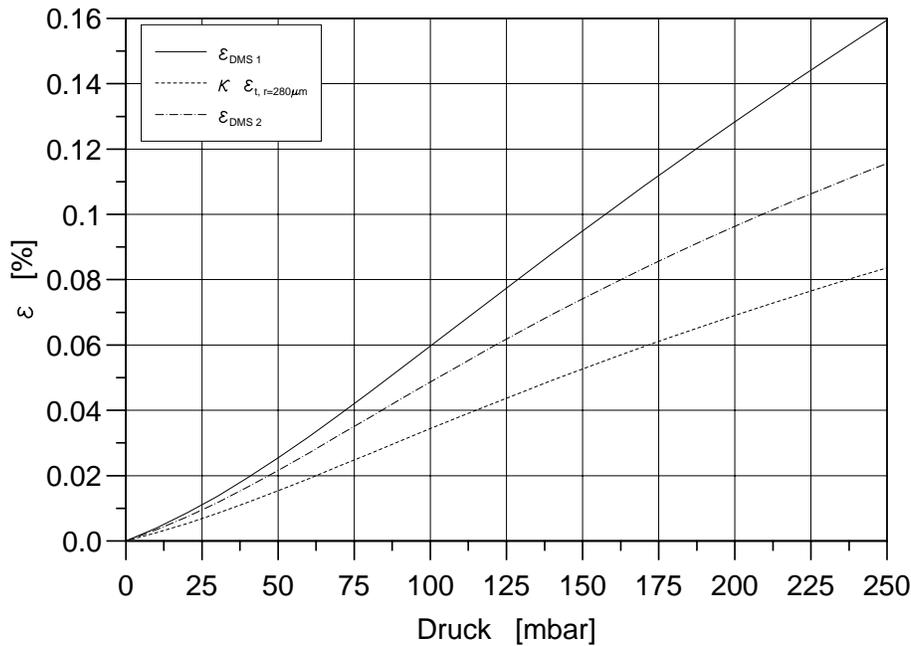


Abb. 5.10: Komponenten der Dehnungsdifferenz

Die mittlere Dehnung des radialen DMS kann abgeschätzt werden, indem die Längsdehnungen entlang des gesamten DMS aufintegriert und das Ergebnis durch die Gesamtlänge des DMS dividiert wird.

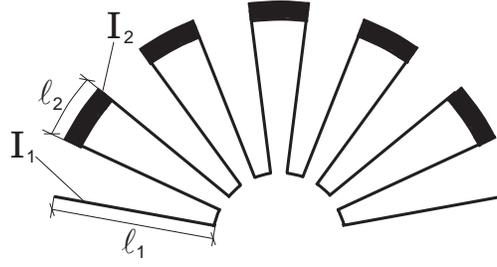


Abb. 5.11: Bezeichnungen der Integrale und der Längen im radialen DMS

Sei I_1 das Integral der Dehnungen entlang eines aktiven Steges, I_2 das Integral der Dehnungen entlang eines Verbindungsstücks, l_1 die Länge des aktiven Steges und l_2 die Länge des Verbindungsstücks (s. Abb. 5.11), dann wird das Integral I_1 zu

$$I_1 = \int_{l_1} \varepsilon_r(r) dr = \bar{\varepsilon}_r \cdot l_1 \quad (5.10)$$

und das Integral I_2 unter der Voraussetzung der Axialsymmetrie zu

$$I_2 = \int_{l_2} \varepsilon_t(s) ds = \varepsilon_{t, r=280\mu\text{m}} \cdot l_2 \quad (5.11)$$

Weiterhin sind durch die vorausgesetzte Axialsymmetrie alle 12 Integrale $I_{1,i}$ der aktiven Stege sowie alle 5 Integrale $I_{2,i}$ der Verbindungsstücke jeweils gleich groß. Die mittlere Dehnung des radialen DMS berechnet sich somit (bei Vernachlässigung der sehr kurzen Verbindungsstücke am Innenradius des radialen DMS) zu

$$\bar{\varepsilon}_{\text{DMS } 1} = \frac{12 \cdot I_1 + 5 \cdot I_2}{12 \cdot l_1 + 5 \cdot l_2} \quad (5.12)$$

Berechnungen der mittleren Dehnung $\bar{\varepsilon}_{\text{DMS } 1}$ des radialen DMS haben gezeigt, daß $\bar{\varepsilon}_{\text{DMS } 1}$ kleiner ist als die ursprünglich für den radialen DMS berechnete Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$. Hingegen ist $\varepsilon_{\text{DMS } 1, \text{mod}}$ um etwa 1/3 größer als $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$.

Die Abschätzung des Beitrags der Verbindungsstücke im radialen DMS läßt also sogar eine Reduktion der berechneten Brückenspannung im Vergleich zur Gl. (5.3) erwarten. Dagegen wird der starke Einfluß des κ -Terms in Gl. (5.9) nicht gerechtfertigt, der die in Abb. 5.9 deutlich verbesserte Übereinstimmung von Experiment und FE-Rechnung bewirkt hatte.

Da weder die Variation der Vorspannung noch die unterschiedlichen Berechnungen der Dehnungen der DMS (und somit unterschiedliche Berechnungen der Brückenspannung) dazu führten, die bestehende Diskrepanz zwischen der experimentell bestimmten und der numerisch berechneten Brückenspannung in physikalisch überzeugender Weise entscheidend zu verringern, werden im folgenden die Materialparameter überprüft.

Kapitel 6

Bestimmung der Materialparameter

Mit dem Mikrodrucksensor wurde zunächst ein Eindruckversuch durchgeführt. Anschließend wurde mit mehreren FE-Rechnungen, denen verschiedene Materialparameter zugrunde gelegt wurden, der Eindruckversuch simuliert, um so Materialparameter zu finden, mit denen der Eindruckversuch am besten wiedergegeben werden kann.

6.1 Beschreibung des Eindruckversuchs

Der Eindruckversuch wurde mit einem registrierenden Härtemeßgerät (UMIS 2000) durchgeführt, wobei mit einem runden Körper (EK, Radius $r = 15 \mu\text{m}$) auf die Platte gedrückt wurde. Der Aufbau der Versuchsanordnung ist in Abb. 6.1 schematisch dargestellt.

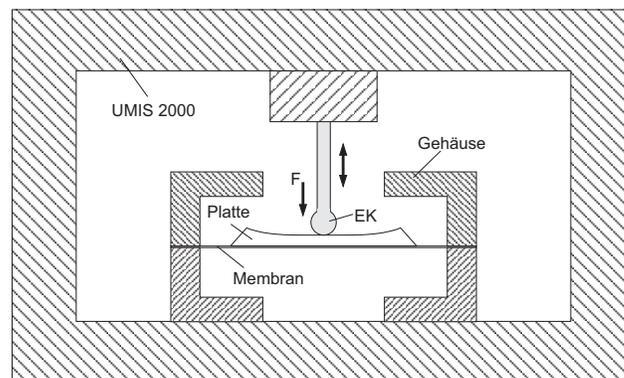


Abb. 6.1: Versuchsanordnung des Eindruckversuchs

Der Eindruckversuch läßt sich in drei Phasen unterteilen, in eine Belastungs-, eine Halte- und eine Entlastungsphase. In der Belastungsphase wurde die Kraft, mit der auf die Platte gedrückt wurde, in 41 Sekunden von 0 auf 15 mN erhöht. Die Kraft wurde in der Haltephase eine Stunde bei 15 mN gehalten und in der Entlastungsphase innerhalb 41 Sekunden wieder auf 0 reduziert.

Vom Härtemeßgerät wurde dabei die Verschiebung v der Platte am Mittelpunkt der

Oberfläche aufgezeichnet und zwar bei der Be- und Entlastung in Abhängigkeit von der Kraft und beim Halten in Abhängigkeit von der Zeit.

Der Vorteil der gemessenen Größe Verschiebung ist der, daß sie direkt als Ergebnis aus den FE-Rechnungen entnommen werden kann, während die beim Kalibriervorgang des Mikrodrucksensors gemessene Brückenspannung mittels der berechneten Dehnungen der DMS bestimmt werden muß. Wie aber in Kap. 5 zu sehen war, bestehen erhebliche Schwierigkeiten hinsichtlich der Zuordnung von Brückenspannungen zu den FE-Ergebnissen.

Der beim Eindruckversuch aufgezeichnete Zusammenhang zwischen Kraft und Verschiebung ist in Abb. 6.3 dargestellt. Es zeigt sich, daß die Verschiebung in der Haltephase weiter zunimmt, d. h. es findet ein Kriechvorgang statt. Die Kriechkurve des Eindruckversuchs ist in Abb. 6.4 wiedergegeben.

6.2 FE-Simulation des Eindruckversuchs

Für die Simulation des Eindruckversuchs wurde das FE-Modell des realen Mikrodrucksensors (s. Abschnitt 5.1) verwendet. Nach dem Eindruckversuch war unter dem Mikroskop ein kreisförmiger Eindruck mit einem Durchmesser von ungefähr $65 \mu m$ auf der Platte zu sehen. Die Kraft, mit der auf die Platte gedrückt wurde, wurde im FE-Modell als Flächenlast p realisiert, die auf eine kreisförmige Fläche wirkt. (Im axialsymmetrischen Modell ist dies eine Streckenlast auf den Radius der Fläche, s. Abb. 6.2). Der Radius der Fläche ist im Modell $33.6 \mu m$ lang (Länge der ersten 8 Elemente). Die Fläche im Modell und die des Eindrucks in der Platte sind somit ungefähr gleich groß.

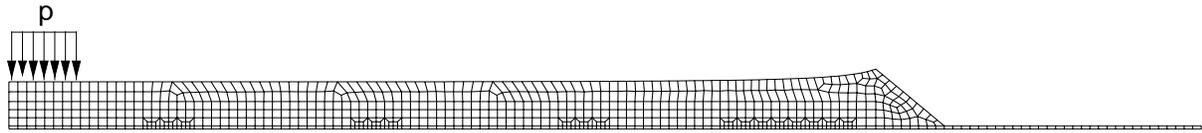


Abb. 6.2: FE-Modell für die Simulation des Eindruckversuchs

Der Eindruckversuch wurde zunächst mit den bisher verwendeten Materialparametern ($E = 3 \text{ GPa}$, $\nu = 0.31$, linear elastisches Materialverhalten) simuliert. Die Flächenlast wurde entsprechend des beim Eindruckversuch aufgezeichneten Kraftverlaufs auf die Platte gegeben, wobei auch die Dauer der Phasen in die Rechnung einging. Die berechnete Verschiebung ist in Abb. 6.3 dargestellt.

Bei einer linear elastischen FE-Rechnung ist bekanntermaßen kein Kriechvorgang zu beobachten. Die Verschiebung ist bei der FE-Rechnung wesentlich größer als beim Eindruckversuch, d. h. im FE-Modell verhalten sich die Platte und die Membran weicher als im realen Mikrodrucksensor.

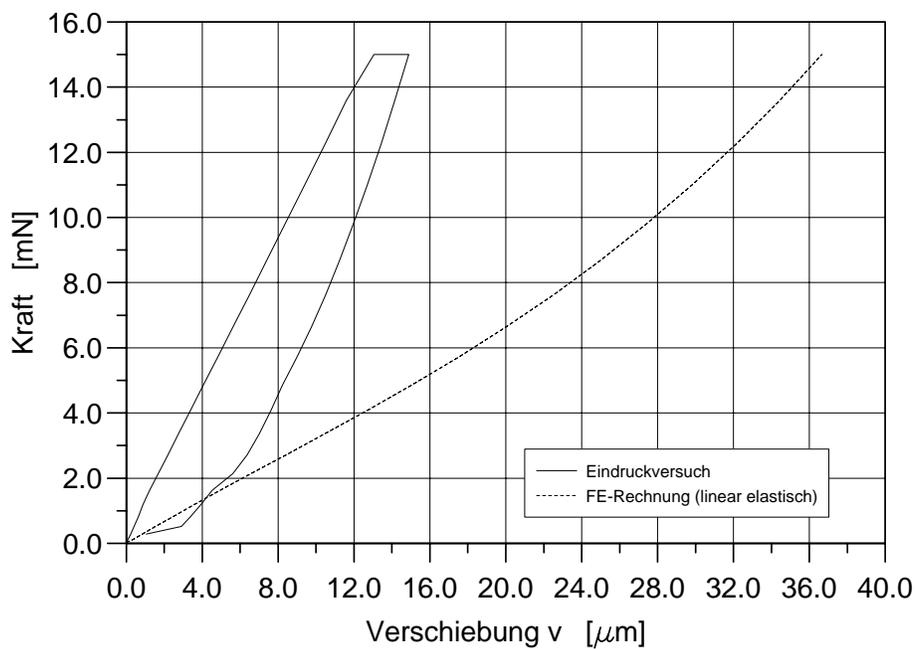


Abb. 6.3: Belastungskurve des Experiments und der FE-Rechnung bei linear elastischem Materialverhalten

6.3 FE-Rechnungen mit verschiedenen Materialparametern

Da der Kriechvorgang nicht mit linear elastischem Materialverhalten simuliert werden kann, wurde für die folgenden FE-Rechnungen viskoelastisches Materialverhalten angenommen. Das Problem dabei war, daß die viskoelastischen Materialparameter (s. Kap. 2) für Polyimid nicht bekannt waren. Es mußten also Materialparameter gefunden werden, mit denen der Eindruckversuch möglichst genau wiedergegeben werden kann. Hierzu wurden die folgenden Arbeitsschritte mehrfach wiederholt:

- Festlegen von Materialparametern
- Simulation des Eindruckversuchs
- Vergleich der experimentell bestimmten und der berechneten Kriechkurve
- Ändern der Materialparameter und erneute Simulation (bei Bedarf)

Zunächst wurden mehrere FE-Rechnungen mit den fünf viskoelastischen Materialparametern E_0 , ν_0 , \bar{g}_1^P , \bar{k}_1^P und τ_1 durchgeführt. Die Optimierung dieser Materialparameter führte zu den Materialparametern, die in Tab. 6.1 für die FE-Rechnung „Creep 1“ angegeben sind. Die dazugehörige Kriechkurve ist in Abb. 6.4 wiedergegeben. Mit diesen fünf Materialparametern alleine war es allerdings nicht möglich, sowohl die Verschiebung der Plattenmitte zu Beginn und am Ende des Kriechvorgangs als auch den Verlauf der Kriechkurve zu reproduzieren. Es wurden daher drei weitere Materialparameter (\bar{g}_2^P , \bar{k}_2^P und τ_2) eingeführt. Anschaulich bedeutet dies, daß das in Kap. 2 beschriebene viskoelastische Materialmodell um eine dritte Feder und einen zweiten Dämpfer erweitert wird.

Die Variation der Materialparameter bei den weiteren FE-Rechnungen ist in Tab. 6.1 angegeben. Bis auf eine Ausnahme bei der FE-Rechnung „Creep 2“ wurden die Materialparameter E_0 , ν_0 , \bar{g}_1^P und \bar{g}_2^P konstant gehalten.

FE-Rechnung	E_0 [GPa]	ν_0	\bar{g}_1^P	\bar{k}_1^P	τ_1 [s]	\bar{g}_2^P	\bar{k}_2^P	τ_2 [s]
Creep 1	25.5	0.31	0.0	0.47	255	—	—	—
Creep 2	26	0.31	0.0	0.235	200	0.0	0.235	350
Creep 3	25.5	0.31	0.0	0.19	180	0.0	0.28	650
Creep 4	25.5	0.31	0.0	0.19	120	0.0	0.28	1300
Creep 5	25.5	0.31	0.0	0.19	50	0.0	0.28	1400
Creep 6	25.5	0.31	0.0	0.19	50	0.0	0.28	1200
Creep 7	25.5	0.31	0.0	0.2	50	0.0	0.27	1250
Creep 8	25.5	0.31	0.0	0.22	50	0.0	0.25	1250
Creep 9	25.5	0.31	0.0	0.22	50	0.0	0.23	1250

Tab. 6.1: Materialparameter, die bei den verschiedenen FE-Rechnungen verwendet wurden

Die mit diesen Materialparametern berechneten Kriechkurven sind in Abb. 6.4 dargestellt.

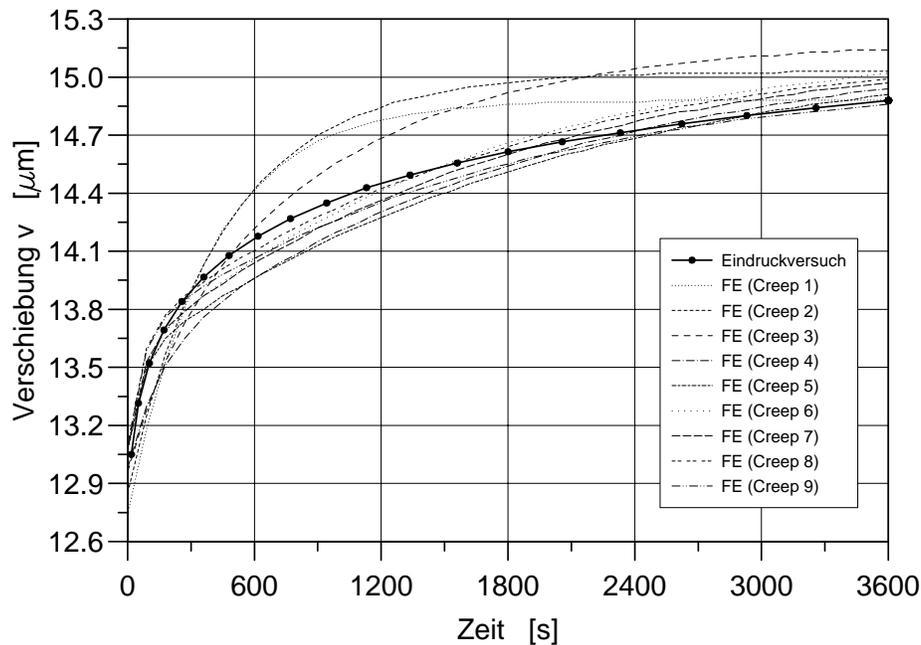


Abb. 6.4: Experimentell bestimmte und mit verschiedenen Materialparametern berechnete Kriechkurven

Wie aus Abb. 6.4 zu entnehmen ist, konnte mit den bisher verwendeten Materialparametern die experimentell bestimmte Kriechkurve zwar teilweise, nicht aber in der Gesamtheit zufriedenstellend berechnet werden. Die manuelle Variation der Materialparameter ist jedoch sehr zeitintensiv. Aus diesem Grund wurde dazu übergegangen, die Materialparameter mit Hilfe neuronaler Netze zu bestimmen.

6.4 Bestimmung der Materialparameter mit Hilfe neuronaler Netze

6.4.1 Neuronale Netze

Neuronale Netze [6] können im wesentlichen als multidimensionale Approximationsfunktionen bezeichnet werden, die an eine endliche Zahl von Beispielen angepaßt werden. Sie bieten gegenüber numerischen Optimierungsverfahren den Vorteil, daß sie keine Simulationen (z.B. Finite-Elemente Rechnungen) mehr benötigen, wenn sie einmal vorhanden sind.

Neuronale Netze setzen sich aus Neuronen zusammen, die in beliebig vielen Schichten (Layer) zu beliebig vielen Neuronen je Schicht auftreten können (s. Abb. 6.5). x_i sind hierbei Eingänge und y_i Ausgänge.

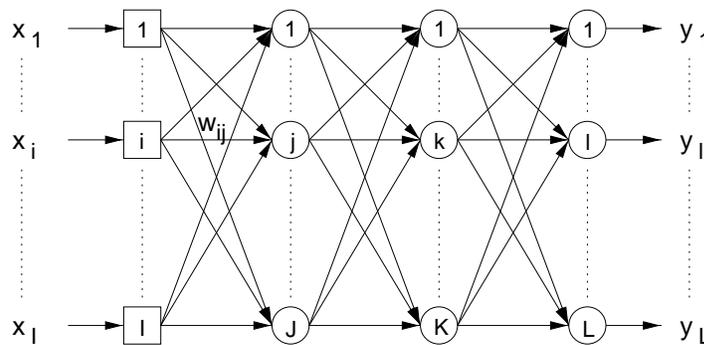


Abb. 6.5: Allgemeine Anordnung von Neuronen in einem neuronalen Netz

Das mathematische Modell eines Neurons ist an die Abläufe einer Nervenzelle angelehnt. Die Signale x_j , die von anderen Neuronen kommen, werden über synaptische Gewichte w_{kj} multipliziert und in der Variablen v_k aufsummiert. So können Informationen hemmend oder verstärkend auf den Ausgang y_j wirken, der über die nichtlineare Funktion $\varphi(\cdot)$, die sogenannte Aktivierungsfunktion, angewandt auf v_k entsteht. Ein Schwellwert Θ_k , der jedem Neuron zugeordnet ist, entscheidet, ob die Aktivierung v_k ausreichend ist, um am Ausgang einen Wert an die nachfolgenden Neuronen abzugeben (s. Abb. 6.6).

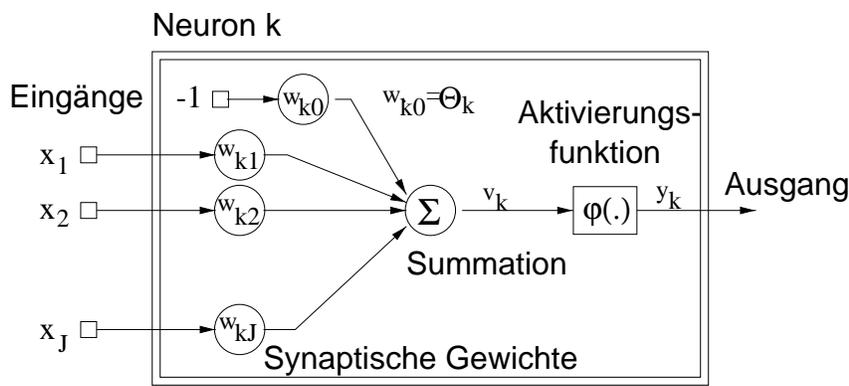


Abb. 6.6: Abläufe in einem Neuron

Es ist die Aufgabe eines sogenannten Trainingsprozesses, die zu Anfang zufällig belegten synaptischen Gewichte geeignet zu verändern, so daß der Unterschied des Outputvektors $y^{(N)}$ bezüglich des gewünschten Ergebnisvektors möglichst klein ist. Hierzu kann prinzipiell jedes Optimierungsverfahren verwendet werden.

In dieser Arbeit wurde das RPROP-Verfahren [11] verwendet, das besonders zur Lösung inverser Probleme, wie z. B. der Identifikation, geeignet ist, da im Fehlermaß zusätzlich die euklidische Norm des Gewichtsvektors eingearbeitet ist. Dadurch können die Werte der Gewichte nicht beliebig groß werden, womit die Glattheit der im neuronalen Netz gebildeten Funktion gewahrt wird. Das Problem bei sehr großen Gewichten ist, daß die Aktivierungsfunktionen in die Sättigung getrieben werden (das Neuron schaltet), so daß einzelne Beispiele zwar nahezu exakt wiedergegeben werden, eine kontinuierliche Aussage für Zwischenwerte aber nicht mehr möglich ist (Overlearning).

6.4.2 Aufbau der verwendeten neuronalen Netze

Zum Vergleich der Ergebnisse wurden drei neuronale Netze modelliert, die gleich aufgebaut sind. Sie bestehen jeweils aus 3 Layern, einem Input-Layer, einem Zwischen-Layer sowie einem Output-Layer. Die Anzahl der Neuronen ist 20 im Input-Layer, 6 im Zwischen-Layer und 4 im Output-Layer. Als Input x_i wurden die mittels der FE-Rechnungen „Creep 3“ bis „Creep 9“ (s. Tab. 6.1) berechneten Verschiebungen zu den Zeitpunkten t_i , zu denen während des Eindruckversuchs die Verschiebungen aufgezeichnet wurden, definiert, also $x_i = v(t_i)$ ($i = 1 \dots 20$). Als Output wurden die Materialparameter $\bar{k}_1^p, \tau_1, \bar{k}_2^p$ und τ_2 definiert. Die anderen Materialparameter E_0, ν_0, \bar{g}_1^p und \bar{g}_2^p wurden nicht durch die neuronalen Netze bestimmt, da sie auch bei den vorausgegangenen FE-Rechnungen konstant gehalten wurden.

Modellierung, Training und Auswertung der neuronalen Netze erfolgte mit dem Stuttgart Neural Network Simulator (SNNS) [12].

6.4.3 Auswertung der Ergebnisse der neuronalen Netze

In Tab. 6.2 sind die Ergebnisse, die von den drei neuronalen Netzen für die Materialparameter geliefert wurden, angegeben. Die unterschiedlichen Ergebnisse resultieren aus den zu Beginn des Trainingsprozesses unterschiedlich festgelegten synaptischen Gewichten.

	$\overline{k_1^P}$	τ_1 [s]	$\overline{k_2^P}$	τ_2 [s]
neuronales Netz 1	0.230816	89.1899	0.218992	1046.78
neuronales Netz 2	0.228062	75.2718	0.221777	1139.03
neuronales Netz 3	0.22699	76.2066	0.224903	1089.57
Mittelwert	0.2286	80.2	0.222	1092

Tab. 6.2: Die von den drei neuronalen Netzen gelieferten Materialparameter

Mit den Mittelwerten der von den drei neuronalen Netzen bestimmten Materialparametern (s. Tab. 6.2) und den weiteren Materialparametern $E_0 = 25.5$ GPa, $\nu_0 = 0.31$ und $\overline{g_1^P} = \overline{g_2^P} = 0$ wurde der Eindruckversuch nochmals simuliert. Belastungs-, Entlastungs- und Kriechkurve sind in den Abbildungen 6.7 und 6.8 dargestellt.

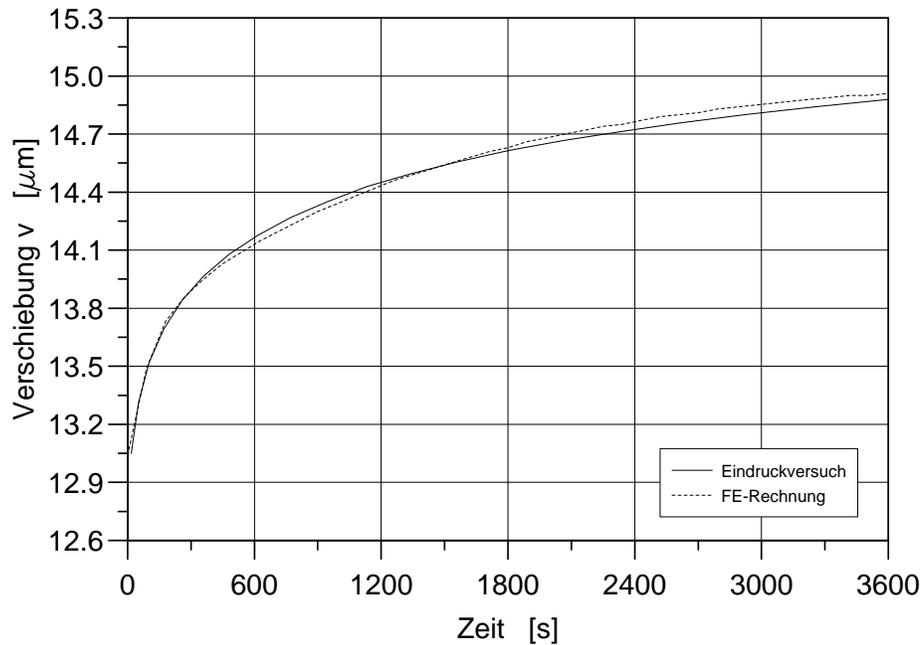


Abb. 6.7: Experimentell bestimmte und mit viskoelastischem Materialverhalten berechnete Kriechkurve

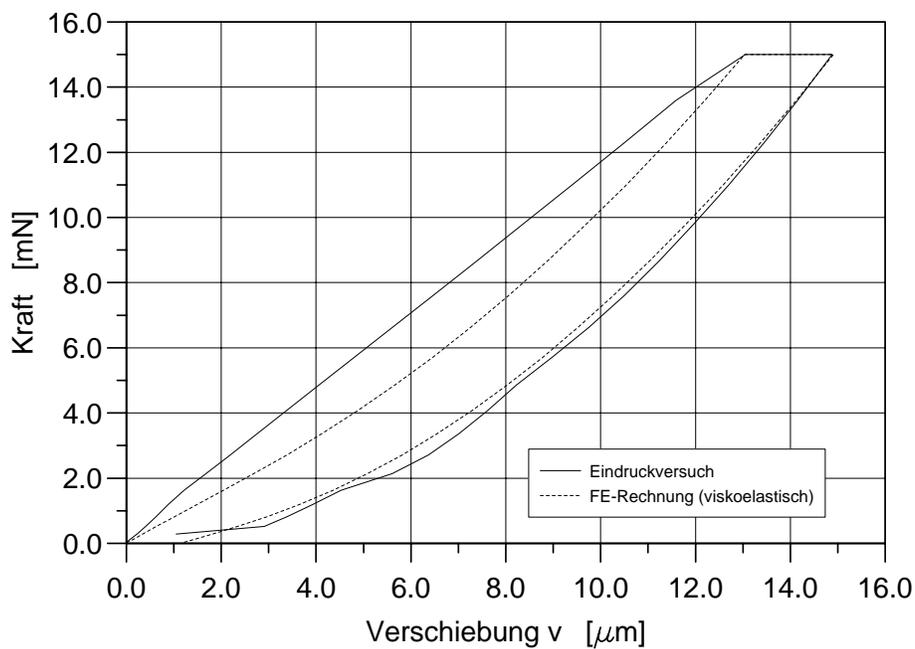


Abb. 6.8: Experimentell bestimmte und mit viskoelastischem Materialverhalten berechnete Belastungskurve

Es ist zu sehen, daß der Kriechvorgang nun sehr gut mit der FE-Rechnung reproduziert werden kann. Obwohl beim Belastungsvorgang Abweichungen vorhanden sind, wird der Belastungs- und der Entlastungsvorgang sehr viel besser wiedergegeben als durch die FE-Rechnung mit linear elastischem Materialverhalten (s. Abb. 6.3). Allerdings ist zu erwähnen, daß bei den viskoelastischen FE-Rechnungen der spontane E-Modul E_0 mit 25.5 GPa deutlich über dem vom Hersteller vorgegebenen E-Modul von 3 GPa [9] liegt.

6.5 Simulation des Kalibriervorgangs mit den neuen Materialparametern

Mit den in Abschnitt 6.4.2 verwendeten Materialparametern wurde der Kalibriervorgang des Mikrodrucksensors simuliert. Da bei viskoelastischem Materialverhalten die Belastungsgeschichte einen Einfluß auf die Meßergebnisse hat, wurde die Druckbelastung für die FE-Rechnung der Druckbelastung des realen Kalibriervorgangs angeglichen, d. h. der Druck wurde jeweils innerhalb einer Sekunde um 10 mbar erhöht und anschließend 10 Sekunden gehalten bis er wiederum um 10 mbar erhöht wurde. Die berechnete Brückenspannung (jeweils am Ende der Haltezeit) ist in Abb. 6.9 wiedergegeben.

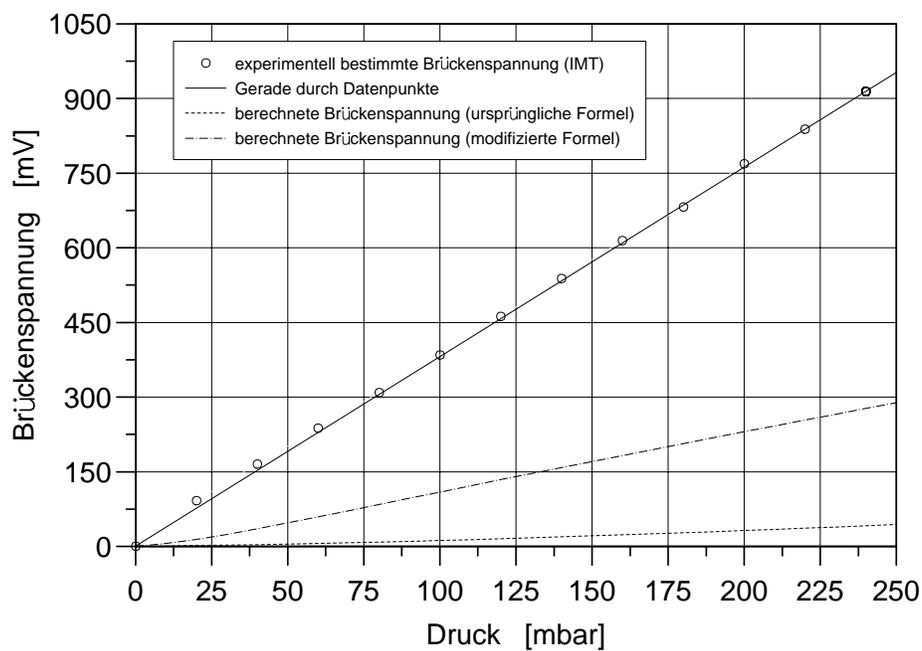


Abb. 6.9: Kalibrierkurve (viskoelastisch), ursprüngliche Formel $\hat{=}$ Gl. (5.7), modifizierte Formel $\hat{=}$ Gl. (5.9)

Obwohl der Eindruckversuch sehr gut wiedergegeben werden konnte, weichen für den Kalibriervorgang die experimentell bestimmten und die berechneten Ergebnisse sehr stark voneinander ab. Dies gilt sowohl für die Berechnung der Brückenspannung nach der ursprünglichen Formel (Gl. 5.7) als auch für die Berechnung der Brückenspannung nach der modifizierten Formel (Gl. 5.9).

Der Übergang von linear elastischem Materialverhalten zu (beim Eindruckversuch beobachteten) viskoelastischen Materialverhalten reicht offenbar alleine nicht aus, um die Diskrepanz zwischen der experimentell bestimmten und der mittels der FE-Methode berechneten Brückenspannung zu beseitigen.

Kapitel 7

Alternative Materialien

Materialien mit viskoelastischem Materialverhalten sind in der Regel nicht geeignet, um den in dieser Arbeit betrachteten Mikrodrucksensor zu realisieren, da je nach Belastungsgeschwindigkeit bei gleichem Druck unterschiedliche Plattendurchbiegungen eintreten und somit unterschiedliche Brückenspannungen gemessen werden. Es ist daher nicht möglich, eine eindeutige Beziehung zwischen der gemessenen Brückenspannung und dem vorherrschenden Druck zu formulieren.

Um den Einfluß des Materials der Platte und der Membran auf das Kriechverhalten zu untersuchen, wurden FE-Rechnungen durchgeführt, bei denen das Material der Platte und der Membran variiert wurde. Hierzu wurden basierend auf dem FE-Modell aus Kap. 5 drei FE-Modelle erstellt, wobei im ersten Modell nur der Membran, in zweiten Modell nur der Platte und im dritten Modell sowohl der Platte als auch der Membran Material mit viskoelastischem Verhalten zugewiesen wurde. Als Material mit viskoelastischem Verhalten wurde Polyimid, als Material mit linear elastischem Verhalten Titan herangezogen. Die viskoelastischen Materialparameter für Polyimid wurden in Kap. 6 ermittelt, die Materialparameter von Titan aus [1] entnommen. In Tab. 7.1 sind die den FE-Rechnungen zugrunde liegenden Materialparameter angegeben.

	E_0 [GPa]	ν_0	\bar{g}_1^P	\bar{k}_1^P	τ_1 [s]	\bar{g}_2^P	\bar{k}_2^P	τ_2 [s]	E [GPa]	ν
Polyimid	25.5	0.31	0.0	0.2286	80.2	0.0	0.222	1092	—	—
Titan	—	—	—	—	—	—	—	—	120	0.35

Tab. 7.1: Für die FE-Rechnungen verwendete Materialparameter

Mit den FE-Modellen wurde jeweils der Belastungsfall simuliert, daß ein Druck, der von oben auf die Platte und die Membran wirkt, in 25 Sekunden linear auf 250 mbar erhöht und anschließend 5 Stunden bei 250 mbar konstant gehalten wird. Berechnet wurde die prozentuale Zunahme der Dehnungen $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ und $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ bzgl. der entsprechenden Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ bzw. $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ zu Beginn des Kriechvorgangs, also:

$$\Delta\varepsilon_{\text{DMS } 1} = \frac{\varepsilon_{\text{DMS } 1, t \geq 25\text{s}} - \varepsilon_{\text{DMS } 1, t=25\text{s}}}{\varepsilon_{\text{DMS } 1, t=25\text{s}}} \cdot 100 \% \quad (7.1)$$

$$\Delta \varepsilon_{\text{DMS } 2} = \frac{\varepsilon_{\text{DMS } 2, t \geq 25\text{s}} - \varepsilon_{\text{DMS } 2, t=25\text{s}}}{\varepsilon_{\text{DMS } 2, t=25\text{s}}} \cdot 100 \% \quad (7.2)$$

Die Dehnungen $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ und $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ wurden hierfür nach Gl. (5.5) bzw. (5.6) berechnet. In den Abb. 7.1 und 7.2 sind die Ergebnisse für $\Delta \varepsilon_{\text{DMS } 1}$ und $\Delta \varepsilon_{\text{DMS } 2}$ dargestellt.

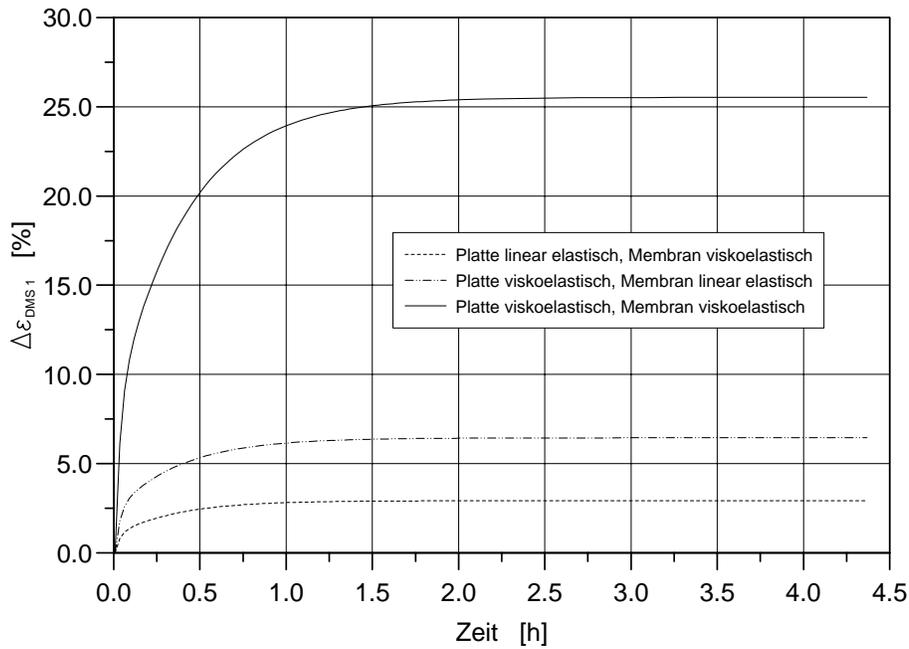


Abb. 7.1: Zunahme der Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ beim Kriechen

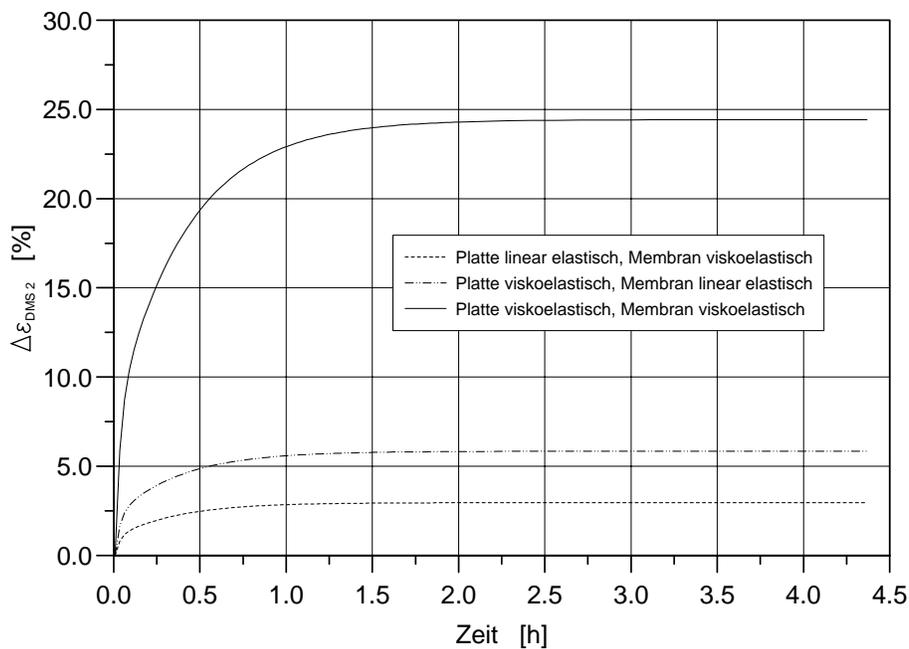


Abb. 7.2: Zunahme der Dehnung $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ beim Kriechen

Erwartungsgemäß ist die Zunahme der Dehnungen $\varepsilon_{\text{DMS } 1}$ und $\varepsilon_{\text{DMS } 2}$ am größten, wenn sowohl die Platte als auch die Membran aus viskoelastischem Material sind. Weiterhin ist zu sehen, daß eine Platte aus viskoelastischem Material einen größeren Einfluß auf das Kriechverhalten hat als eine Membran aus viskoelastischem Material.

Kapitel 8

Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein am Institut für Mikrostrukturtechnik (IMT) des Forschungszentrums Karlsruhe entwickelter Mikrodrucksensor mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode analysiert.

Im einem ersten Arbeitsschritt wurde ein analytisches Modell des IMT mit einem FE-Modell nachgebildet. Die FE-Rechnungen ergaben, daß die Abhängigkeit der Membranauslenkung bzw. der Plattendurchbiegung vom Druck bei der analytischen und der numerischen Rechnung qualitativ gut übereinstimmt. Die analytisch und numerisch berechneten Dehnungen in Abhängigkeit des Drucks sind hingegen zum Teil sehr stark voneinander abgewichen.

Weiterhin wurde für den realen Mikrodrucksensor ein axialsymmetrisches FE-Modell erstellt, womit der Kalibriervorgang des Mikrodrucksensors simuliert wurde. Ein erster Ansatz zur Berechnung der Brückenspannung ergab große Abweichungen zwischen der experimentell bestimmten und der berechneten Brückenspannung. Die daraufhin durchgeführte Variation der Vorspannung in der Membran lieferte ebenfalls keine zufriedenstellenden Ergebnisse. Eine vom IMT angeregte Modifikation der Formel zur Berechnung der Brückenspannung lieferte zwar verbesserte Ergebnisse, diese Modifikation erschien jedoch als physikalisch nicht plausibel.

Bei Eindruckversuchen mit dem Mikrodrucksensor zeigte sich, daß der Sensor zeitabhängiges Verhalten aufweist. Nach der Identifikation viskoelastischer Materialparameter, u. a. mit Hilfe von neuronalen Netzen, konnte der Eindruckversuch durch die FE-Simulation sehr gut wiedergegeben werden. Auffällig dabei ist jedoch der identifizierte spontane Elastizitätsmodul, der im Vergleich zu dem vom Hersteller angegebenen Elastizitätsmodul für Polyimid sehr viel höher ausfällt. Trotz der guten Übereinstimmung beim Eindruckversuch zwischen Experiment und FE-Rechnung war beim Vergleich zwischen der experimentell bestimmten und der numerisch berechneten Brückenspannung weiterhin eine große Abweichung zu beobachten.

Im letzten Arbeitsschritt wurde der Einfluß des Materials auf das Kriechverhalten untersucht. Alternativ zu Polyimid wurde Titan eingesetzt. Die Berechnungen ergaben, daß eine Platte aus viskoelastischem Material stärkeres Kriechen verursacht als eine Membran aus viskoelastischem Material.

An dieser Stelle sei noch erwähnt, daß für jede der durchgeführten FE-Rechnungen ein axialsymmetrischer Zustand vorausgesetzt wurde. Durch Fertigungsungenauigkeiten sind

jedoch Abweichungen der Position der Platte und der DMS-Rosette von der optimalen Position (Platte zentriert bzgl. des Gehäuses und DMS-Rosette zentriert bzgl. der Platte) möglich. Dies würde dazu führen, daß kein axialsymmetrischer Zustand mehr vorläge. Entsprechende dreidimensionale FE-Analysen hätten jedoch den Rahmen dieser Arbeit gesprengt. Im übrigen haben die am IMT gesammelten Erfahrungen gezeigt, daß eine Exzentrizität der Platte oder der Membran keinen großen Einfluß auf die experimentell bestimmten Brückenspannungen hat.

Literaturverzeichnis

- [1] Beitz, W.; Küttner, K.-H.:
Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau
Springer-Verlag; Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo 1990
- [2] Büstgens, B.; Bacher, W.; Menz, W.; Schomburg, W. K.:
Entwicklung von Mikromembranpumpen von der seriengerechten Konzeption bis zur Anwendung
Wissenschaftliche Berichte des Forschungszentrums Karlsruhe (FZKA 5856); Karlsruhe 1996
- [3] Engeln-Müllges, G.:
Numerik-Algorithmen mit FORTRAN 77-Programmen
Wissenschaftsverlag; Mannheim, Leipzig, Wien, Zürich 1993
- [4] Hairer, E.; Nørsett, S. P.; Wanner, G.:
Solving Ordinary Differential Equations I
Springer-Verlag; Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo 1993
- [5] Hibbitt, Karlsson & Sorensen Inc.:
ABAQUS/Standard User's Manuel, Version 5.5, Volume I+II und
ABAQUS/Standard Example Problems Manuel, Version 5.5, Volume I+II
o. O. 1995
- [6] Huber, N.:
Scriptum zur Vorlesung *Einführung in die Materialtheorie*
Universität Karlsruhe, Fakultät für Maschinenbau, SS 98; Karlsruhe 1998
- [7] Martin, J.; Bacher, W.; Hagena, O. F.; Schomburg, W. K.:
Strain gauge pressure and volume-flow transducers made by thermoplastic molding and membrane transfer
in: Proceedings of the 11th IEEE MEMS Annual International Workshop 1998; Heidelberg 1998; S. 361-366
- [8] Martin, J.:
Entwicklung, Herstellung und Erprobung mikromechanischer Druck- und Durchflußsensoren für pneumatische Anwendungen
Dissertation am Institut für Mikrostrukturtechnik (IMT) des Forschungszentrums Karlsruhe; Karlsruhe 1998
- [9] OCG Microelectronic Materials AG Basel:
PROBIMIDE 7000 Series, Self-Priming Photosensitive Polyimide Precursors
Firmenschrift; Basel 1995

- [10] Schweiker, M.:
Studienarbeit am Institut für Mikrostrukturtechnik (IMT) des Forschungszentrums
Karlsruhe; Karlsruhe 1998
- [11] Riedmiller, M.; Braun, H.:
A direct adaptive method for faster backpropagation learning: The RPROP algorithm
in: Proceedings of the IEEE International Conference on Neural Networks 1993
(ICNN 93); o. O. 1993
- [12] Universität Stuttgart, Institut für Parallele und Verteilte Höchstleistungsrechner:
Stuttgart Neural Network Simulator (SNNS) Users Manual, Version 4.1
Report No. 6/95; o. O. o. J.