

Hahn-Schickard-Gesellschaft für angewandte Forschung e.V.

Thomas Fabula, Axel Schumacher, Hans-Joachim Wagner

**Zwischenbericht
über die Durchführung und den Stand des
Verbundvorhabens**

**"Einsatz der Mikromechanik
zur Herstellung frequenzanaloger Sensoren"**

- Förderkennzeichen: 13 AS 0114 -

Projektleiter: Dipl.-Phys. H.-J. Wagner

Berichtszeitraum: 1.1.1990 - 30.6.1990

Inhalt

I Zusammenfassung

• Im Berichtszeitraum durchzuführende Arbeiten	S. 3
• Stand der Arbeiten	S. 3
• Weiteres Vorgehen	S. 4

II Einzeldarstellung

1. Patent- und Literaturrecherche	S. 5
2. Theoretische Untersuchungen	
a) Analytische Berechnungen	S. 5
b) Numerische Berechnungen	S. 11
c) Ergebnisse der FEM-Rechnungen	S. 49
d) Quarzmeßtechnik	S. 51
3. Technologien	
a) Naßchemisches Strukturieren von Quarz	S. 59
b) Trockenätzen von Quarz	S. 75
c) Elektrodenstrukturierung	S. 78
d) Herstellung von Silizium-Membranen	S. 82
d) Laserbohren und anisotropes Ätzen von Silizium	S. 83

III Anhang

A - Liste relevanter Patente	S. 89
B - Literaturliste der HSI-Dokumentation	S. 94

I Zusammenfassung

Im Berichtszeitraum durchzuführende Arbeiten

Aus dem im Gesamtziel des Vorhabens (Vorhabensantrag, Anlage 1) festgelegten Balkenplan sind für den Zeitraum vom 1.1.90 - 30.6.90 für das Forschungsinstitut im wesentlichen die wissenschaftlichen und technischen Arbeitsziele Punkt *d*): *Experimentelle Vorarbeiten abzuschließen* und die Punkte *e*): *Theoretische Grundlagen* und *f*): *Technologien* mit dem im Vorhaben erreichten Stand der Technik kritisch zu vergleichen. Hierzu sollten besonders die als "Meilensteine" M1 und M2 definierten Forschungsschwerpunkte *Dynamische FE-Rechnungen* bzw. *Naßchemisch geätzte Quarzstrukturen* als Indikatoren für den erreichten technischen und wissenschaftlichen Stand dienen. Für das im Vorhaben zu erreichende Gesamtziel, der Erarbeitung der Technologie zur Herstellung von Resonator-Sensoren, sollten diese "Meilensteine" Anlaß für Kurskorrekturen geben.

Stand der Arbeiten

In der Statusbesprechung am 4.7.90 in Balingen wurde in den Vortrags-Beiträgen des Forschungsinstituts (Th. Fabula, H.-J. Wagner) über die in den "Meilensteinen" definierten Forschungsschwerpunkte berichtet, insbesondere über die Patentlage und die Randbedingungen der Prozeßtechnologie bei Quarz. Nachfolgend wird in den Einzeldarstellungen dieses Berichts ausführlich auf die "Meilensteine" *Dynamische FE-Rechnungen* und *Naßchemisch geätzte Quarzstrukturen* eingegangen. Dabei werden die bisherigen Arbeiten auf diesen Forschungsgebieten (siehe auch: [ABB 90]) im Gesamtbild dargestellt.

Die Kernaussagen der FEM-Rechnungen und die wichtigsten Ergebnisse der Quarztechnologie sind nachfolgend kurz zusammengefaßt.

State-of-the-art bei der Applikation "Resonanter Kraftsensor in Multi-String-Anordnung":

- Bei Mehr-Balken-Anordnungen nimmt die Empfindlichkeit mit der Anzahl der Balken ab, der maximale Arbeitsbereich wird jedoch größer und die Krafteinleitung ist wegen der Belastungsverteilung schwieriger zu bewerkstelligen.
- Materialspannungsverteilungen zeigen, daß stumpfe Winkel bei Strukturberandungen notwendig sind.
- Dynamische Berechnungen zeigen, daß Isolationsstrukturen zur Schwingungsentkopplung

notwendig sind.

State-of-the-art bei der Quarztechnologie:

- Mit der entwickelten Technologie sind Quarzmembranen mit sehr geringer Oberflächenrauigkeit realisierbar.
- Balkenstrukturen aus Quarz sind prozeßtechnisch noch zu optimieren. Dies betrifft insbesondere die beidseitige Justiergenauigkeit, die Konstanz der Ätzparameter und die Homogenität der Photoresist-Lackschicht.

Weiteres Vorgehen

FEM-Rechnungen:

Beam-on-Diaphragm-Anordnungen erscheinen sehr interessant, da sich die Vorteile von Balkenfunktionen und Membranfunktionen koppeln lassen. Berechnungen hierzu und Berechnungen verschiedener Balkenquerschnittsformen (3D-Modellierung) sollen durchgeführt werden. Die Berechnung und Optimierung von Elektrodenformen, die Modellierung von Mehrschichtsystemen (wie z.B. Si-Cr/Au, Si-Al, Si-ZnO) und ein Vergleich verschiedener Anregungsmechanismen sollen anschließend durchgeführt werden.

Quarz-Technologie:

Das Ausloten der Grenzen des vorhandenen Equipments in bezug auf die Herstellung von Mehr-Balken-Strukturen (einschl. DETF) sowie die weitere Erfassung der Ätzparameter sollen durchgeführt werden.

Silizium-Technologie:

Mit dem Verfahren des Laserbohrens und anisotropen Ätzens von Silizium sollen die Möglichkeiten zur Herstellung von schwingungsfähigen Strukturen aus Silizium weiter untersucht werden. Nach der Inbetriebnahme der Diffusionsanlage werden erste Versuche zur Phosphordiffusion und damit zur Herstellung von dünnen n-dotierten Schichten auf p-Siliziumsubstraten folgen. Diese dienen zur Herstellung von dünnen Siliziummembranen mit der Technik des elektrochemischen Ätzstopps. Die Prozeßentwicklung von ZnO-Dünn-schichten soll nach dem Umbau der Sputteranlage beginnen. Die ZnO-Schichten dienen zur Erregung und Detektion von Schwingungen resonanter Siliziumstrukturen.

II Einzeldarstellung

1. Patent- und Literaturrecherche

Im Berichtszeitraum wurden Literaturrecherchen an den Bibliotheken der Universität Stuttgart und des Hahn-Schickard-Instituts durchgeführt. Die für das Projekt relevanten Artikel (aktueller Stand am 30.6.90: 52 Arbeiten) wurden ausgewertet und in der institutseigenen PC-Datenbank (Programmsystem LIDOS) zusammengefaßt (siehe Anhang B). Weiterhin wurden verschiedene projektrelevante Patentschriften (9 Stk.) geprüft. Es handelte sich hierbei im einzelnen um rezonante Sensoren auf Quarz- bzw. Silizium-Basis, die sich durch verschiedene Geometrien (Biegebalken, Einfach-, Doppelstimmgabel, Membran) und verschiedene Anregungsprinzipien (piezoelektrisch, elektrostatisch, elektromagnetisch, elektro-, photothermisch) unterscheiden. Die rechtlichen Auswirkungen der bestehenden Patente auf die im Projekt zu entwickelnden Sensoren muß im einzelnen noch eingehend überprüft werden. Hierzu soll mit den Verbundpartnern ein weiteres Vorgehen abgestimmt werden.

Im Anhang A ist eine Liste der Patentschriften mit einer kurzen Zusammenfassung des Inhalts aufgeführt.

2. Theoretische Grundlagen

a) Analytische Berechnungen

Die bisher in der Literatur vorgestellten und veröffentlichten rezonanten Sensoren auf Quarz- bzw. Siliziumbasis gehen meist von einfachen geometrischen Grundstrukturen aus. Zur Anwendung kommen hierbei entweder Einfachbalken- (SB = Single-Beam) [ALB 84] oder Doppelstimmgabel-Geometrien (DETF = Double-Ended-Tuning-Fork) [CHU 83] sowie einseitig eingespannte Balkenstrukturen (Cantilever) [KAW 87]. Auf der Basis von rezonanten Membranstrukturen wurden ebenfalls Drucksensoren vorgeschlagen [SMI 83]. Eine Kombination von Balken- und Membranstruktur (BOD = Beam-on-diaphragm)

verbindet die Vorteile beider Geometrien, indem die Membran die druckeinleitende Funktion übernimmt und der auf ihr befestigte Balken (bzw. Doppelstimmgabel) den mechanischen Resonator darstellt. Über die Membrandicke und den Abstand des Balkens zur Membran lässt sich die Empfindlichkeit des Systems sehr genau einstellen [THO 90].

Bei der Anwendung als Druck- bzw. Kraftsensor liegt allen Schwingergeometrien das gleiche Funktionsprinzip zugrunde. Die von der physikalischen Meßgröße Φ im Resonator hervorgerufene mechanische Spannung σ_M wird in eine möglichst große zu dieser proportionalen Eigenfrequenzänderung Δf umgesetzt:

$$\Delta f \sim \sigma_M, \text{ wobei: } \sigma_M = g(\Phi) \quad (1)$$

Die dadurch hervorgerufene Steifigkeitsänderung in der Resonatorstruktur bewirkt eine Frequenzerhöhung bei Zug- bzw. eine Frequenzerniedrigung bei Druckbelastung. Länglich ausgebildete Resonatorstrukturen ($l > > w, t$) lassen sich durch einen doppelseitig eingespannten Balken der Länge l , der Breite b und der Dicke t beschreiben (Abbildung 1):

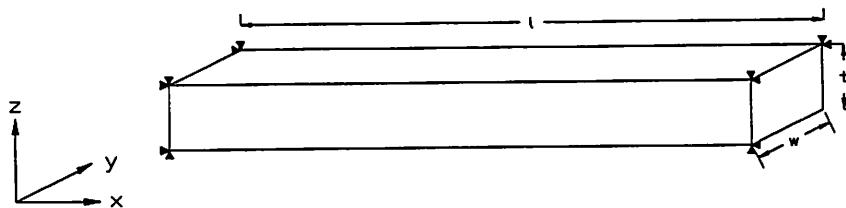


Abb. 1: Doppelseitig eingespannter Biegebalken

Analytisch lassen sich für obigen Balken in transversalen Richtungen (y- und z-Richtung) Schwingungsfrequenzen berechnen. Für die Frequenzen f_i der transversalen Schwingungsmoden des betrachteten, unbelasteten Balkens gilt [ALB 82]:

$$f_i \approx c_{f,i} \cdot \frac{x}{l^2} \cdot \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2)$$

wobei: $x = w, t$: für Schwingungen in y- bzw. z-Richtung

i : Schwingungsmodus

E : isotroper Elastizitätsmodul

ρ : Materialdichte

In die Gleichung (2) für die Schwingungsfrequenzen geht lediglich die Abmessung x des Balkens in Schwingungsrichtung ein. Die Proportionalitätskonstante c_f ist vom Schwingungsmodus i abhängig und beträgt ungefähr 1,026 für den Grundmodus ([KIR 83], [LAN 85], [ALB 88]).

Unter einer Kraftbeaufschlagung F_x in axialer Richtung (x -Richtung) gilt für die transversale Schwingungsfrequenz f_i des i -ten Modes [ALB 88]:

$$f_i(F_x) = f_{0,i} \cdot \sqrt{1 + S \cdot F_x} \quad (3)$$

wobei: $f_{0,i}$: Frequenz des i -ten Modes bei $F_x = 0$

F_x : axial angreifende Kraft in [N]

S : Kraftempfindlichkeit in [N^{-1}]

$$S = 0.294 \cdot \frac{l^2}{E \cdot b \cdot a^3} \quad (4)$$

Beachte: Für Schwingungen in y- bzw. z-Richtung ist $a=w$, $b=t$ bzw. $a=t$, $b=w$.

Dieser Ausdruck lässt sich nach Potenzen höherer Ordnung von F_x ($= F$) entwickeln:

$$f_i(F) = f_{0,i} (1 + \alpha_{1,i} \cdot F + \alpha_{2,i} \cdot F^2 + \alpha_{3,i} \cdot F^3 + \dots) \quad (5)$$

Für die lineare Kraftempfindlichkeit η des Grundmodes, bezogen auf die Resonanzfrequenz, gilt:

$$\eta := \frac{1}{f_0} \cdot \frac{\partial f}{\partial F} \approx C_\eta \cdot \frac{1}{E} \cdot \left(\frac{l}{x}\right)^2 \cdot \frac{F}{w \cdot t} \quad (6)$$

wobei:
 $\partial f \approx \Delta f$: Frequenzänderung
 $\partial F \approx \Delta F$: Kraftänderung
 $x = w, t$: für Schwingungen in y- bzw. z-Richtung

Die Kraft-Frequenz-Kennlinie eines Kraftsensors in Balkengeometrie ist nach Gleichung (3) also **nichtlinear**. Nach Gleichung (6) ist die Kraftempfindlichkeit stark vom Verhältnis l zu x abhängig, sodaß die Empfindlichkeit umso größer wird, je kleiner die Abmessung x des Resonatorbalkens in Schwingungsrichtung ist. Abhängig von dem Verhältnis der Parameter l, w und t zueinander, der Beschaffenheit der Strukturgeometrie und den Randbedingungen, denen der Sensor unterliegt, sind die Beiträge α_2 und α_3 um jeweils mehrere Größenordnungen niedriger ($\alpha_1 >> \alpha_2 >> \alpha_3$) [ALB 82], sodaß ein annähernd gerader Verlauf der Kennlinie in einem bestimmten Kraftbereich erreicht werden kann. Die Konstante c_η in Gleichung (6) beträgt für Einfachbalkenstrukturen $0,148 \text{ N}^{-1}$ [ZIN 85] und ist für Doppelbalkenstrukturen (Doppelstimmgabeln) halb so groß [EER 86], da sich die anliegende Kraft F im Idealfall auf die zwei Stimmgabelstege gleich verteilt. Daraus folgt, daß Einfachbalkenstrukturen (SB) eine doppelt so hohe Kraftempfindlichkeit aufweisen wie Doppelstimmgabeln (DETF):

$$\eta_{SB} = 2 \eta_{DETF} \quad (7)$$

Durch konstruktive Maßnahmen lässt sich die Linearität der Kraft-Frequenz-Kennlinie erhöhen, jedoch geht dies mit einer Reduzierung der Kraftempfindlichkeit η (und vice versa) ein-

her, was durch experimentelle Messungen ([BLO 88], [THO 90]) und eigene numerische FEM-Rechnungen (siehe Abschnitt b.) belegt wird. In der realen Anwendung muß daher ein Kompromiß zwischen der Empfindlichkeit und der Linearität des Sensors gefunden werden.

In Gleichung (6) stellt der letzte Ausdruck auf der rechten Seite die mechanische Spannung σ_M im Resonator dar. Da diese die Bruchspannung σ_B nicht übersteigen kann, ist es möglich, die theoretisch erreichbare maximale Frequenzänderung abzuschätzen.

$$\frac{F}{w \cdot t} = \sigma_M < \sigma_B \text{ (Material)} \quad (8)$$

Ersetzt man σ_M durch σ_B des verwendeten Materials (Quarz bzw. Silizium) und betrachtet das Verhältnis der Frequenzverschiebung Δf zur Kraftänderung ΔF , so gilt (Glg.(8) und Glg.(2) in Glg.(6) eingesetzt):

$$\frac{\Delta f}{\Delta F} = \eta \cdot f_0 = \frac{c_n c_f}{\sqrt{E \cdot \rho}} \cdot \frac{\sigma_M}{x} < \text{const.} \cdot \frac{\sigma_B}{x} \quad (9)$$

Gleichung (9) zeigt an, daß das Verhältnis nur von der geometrischen Größe x , der Abmessung des Balkens in Schwingungsrichtung, abhängt. Der Verkleinerung des Parameters x stehen aber sowohl prozeßtechnische Grenzen ($x \approx \mu\text{m}$ -Bereich) als auch funktionstechnische Gesichtspunkte entgegen. Falls x zu klein wird, so nimmt bei Zugbelastung und Druckbelastung die Bruchgefahr enorm zu (bei Druckbelastung zusätzliche Knickung, d.h. Frequenzverschiebung!).

Betrachtet man z.B. eine Quarz-Einfachbalkenstruktur (SB), die in y -Richtung schwingt, mit den geometrischen Abmessungen von $l = 5,0 \text{ mm}$ und $w = 20 \mu\text{m}$ und den Konstanten $c_n \approx 0,148 \text{ N}^{-1}$ und $c_f \approx 1,026$, sowie den Materialparametern:

Quarz:

$E \approx 8,7 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$
$\rho \approx 2650 \text{ kg/m}^3$
$\sigma_B \approx 10^8 \text{ N/m}^2$

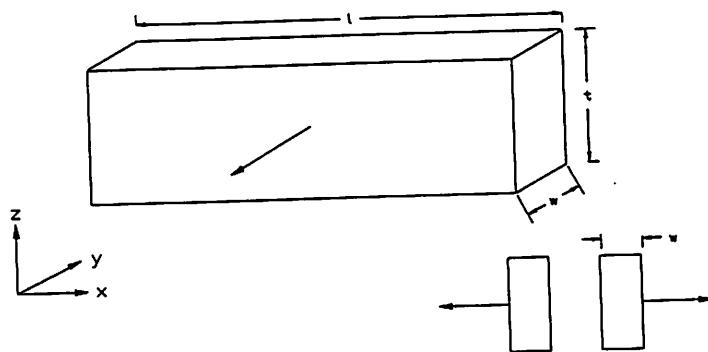
so folgt für die maximale Kraftempfindlichkeit η_{\max} :

$$\eta_{\max}(\text{Quarz}) < c_{\eta} \cdot \frac{1}{E} \cdot \left(\frac{l}{w}\right)^2 \cdot \sigma_B = 10 \frac{\%}{N} \quad (10)$$

Typischerweise liegt die Kraftempfindlichkeit η in der Größenordnung 1 - 10 %/N.

Sensorkonstruktion:

Zusammenfassend kann festgehalten werden, daß bei einer Sensorkonstruktion, bei der eine hohe Empfindlichkeit η bei niedriger Grundresonanzfrequenz f_0 erreicht werden soll, für die Stimmgabelstege gelten sollte:



Quarz:

- y-Schwingungsrichtung
- $\eta \sim (l/w)^2$
- $f_0 \sim w/l^2$
- ⇒ Breite w minimieren

Abb. 2: Grundschwingungsstruktur - Quarz

Silizium:

- z-Schwingungsrichtung
- $\eta \sim (l/t)^2$
- $f_0 \sim t/l^2$
- ⇒ Dicke t minimieren

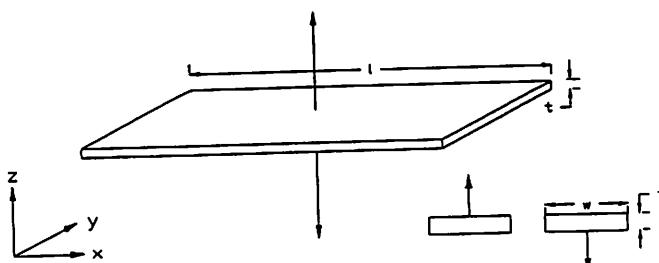


Abb. 3: Grundschwingungsstruktur - Silizium

Als Randbedingungen bei der Festlegung des Sensorarbeitspunktes sind außerdem zu beachten, daß die Verhältnisse l/w und t/w nur in bestimmten Bereichen variiert werden können [EER 86], um eine einwandfreie Funktion des Sensors sicherzustellen. Ferner ist bei

Quarz die Auswahl des geeigneten Kristallschnitts von besonderer Bedeutung. Abhängig von der Kristallorientierung, bei der das Temperaturverhalten und die Strukturierungsmöglichkeit (Ätzraten) geeignet erscheinen, müssen die Elektrodenformen entsprechend ausgelegt werden, um die Schwingung piezoelektrisch anzuregen. Für die meisten bisher vorgestellten Quarzsensoren liegt die Schwingungsrichtung in der Ebene der Stimmgabelstege (Abbildung 2). Es ist aber auch eine Schwingungsrichtung senkrecht zur Balkenebene möglich [KIR 83], jedoch erfordert dies die Wahl eines entsprechenden Schnittes und z.T. komplexerer Elektrodenformen.

Da Silizium nicht piezoelektrisch ist, müssen Siliziumstrukturen extrinsisch (z.B. mittels piezoelektrischen ZnO-Schichten) angeregt werden (Abbildung 3).

b) Numerische Berechnungen

Im vorhergehendem Abschnitt a) wurde gezeigt, daß frequenzanaloge Sensoren auf der Basis von resonanten Balkenstrukturen durch einfache analytische Gleichungen angenähert beschrieben werden können und der Arbeitspunkt des Sensors (Grundresonanzfrequenz, Empfindlichkeit) über eine geeignete Wahl der geometrischen Abmessungen und der Materialparameter grob eingestellt werden kann.

Um jedoch komplexe Sensorgeometrien entwerfen und berechnen zu können, ist es notwendig, zu numerischen Verfahren wie der Finite-Elemente-Methode (FEM) zu greifen. Hierzu wurde im Balkenplan des Projektes nach Ablauf des ersten Jahres ein Meilenstein "Dynamische FEM-Rechnungen" vorgesehen. Im folgenden werden die Ergebnisse der FEM-Berechnungen im Laufe des Berichtszeitraumes zusammengefaßt.

Quarz-Strukturen:

Wie bereits im 1. Zwischenbericht (Zeitraum: 1.7.-31.12.1989) erwähnt, wurde ein bekanntes Problem ausgewählt, um sich in die Methode der FE-Rechnungen und die Bedienung des FEM-Programmsystems ANSYS einzuarbeiten und die Verifikation der Ergebnisse zu ermöglichen. Seit Anfang des Jahres steht in Villingen-Schwenningen am Hahn-Schickard-Institut für Mikro- und Informationstechnik eine ANSYS-Programmversion unter dem Betriebssystem UNIX auf einer leistungsfähigen DEC-Workstation (DS3100) zur Verfügung,

die es gestattet, auch aufwendige Problemstellungen zu lösen. Bei den bisherigen Berechnungen wurden hauptsächlich Sensoren auf Quarzbasis modelliert, um sukzessive die FE-Modellkomplexität zu erhöhen und den Einfluß verschiedener Parameter (Geometrie, Materialdaten, Randbedingungen) und der numerischen Analyseverfahren zu studieren. Die so gewonnenen Ergebnisse sind auch auf resonante Sensoren, die aus anderen Materialien bestehen, übertragbar.

Es wurden verschiedene Sensorgeometrien (Einfachbalken-, Doppelbalken- und Multi-String-Anordnungen) durchgerechnet und auf ihr statisches und dynamisches Verhalten hin untersucht. Von besonderem Interesse war hierbei die Strukturoptimierung des Sensors in bezug auf erhöhte Zugbelastung, Verminderung der Bruchgefahr und der Verbesserung der dynamischen Eigenschaften. Neben der Verteilung der Eigenfrequenzen (Modenspektrum) und dem Einfluß der Geometrieparameter auf die Empfindlichkeit, wurde die Schwingungsentkopplung des Resonators von der Sensoraufhängung untersucht.

Aussagefähigkeit der FEM-Rechnungen:

Um ein aussagefähiges FE-Rechenmodell eines resonanten Sensors zu erstellen sollte geprüft werden, inwieweit die numerisch berechneten Ergebnisse mit den experimentell ermittelten Werten übereinstimmen [ZWB 89]. Hierzu wurde ein FE-Modell der Quarz-Doppelstimmgabel der Fa. ETA-ASULAB S.A. (Abb. 4) erstellt und die Abhängigkeit der Eigenfrequenzen verschiedener Schwingungsmoden von der FE-Modellkomplexität untersucht.

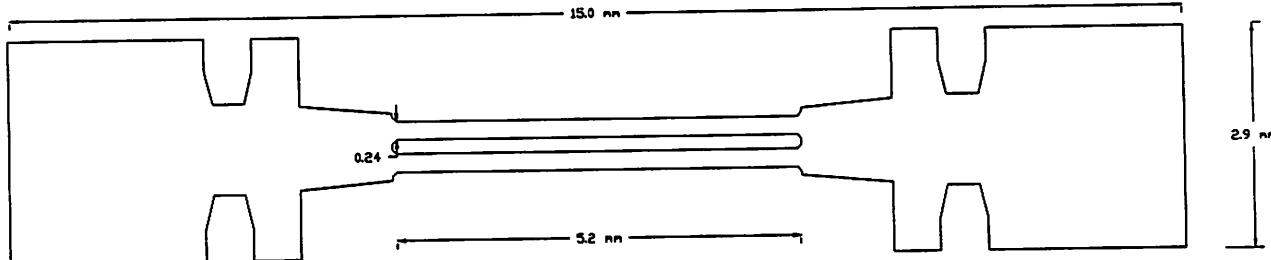


Abb. 4: Quarz-Doppelstimmgabel [MIC 86]

Für die Berechnung der Eigenschwingungsformen ist kein großer Modellieraufwand notwendig, da sie auch von relativ groben Modellen gut wiedergegeben werden. Die Ermittlung der absoluten Eigenfrequenzen erfordert einen größeren Aufwand und die Berücksichtigung z.T.

materialbedingter Eigenschaften (Anisotropie) oder der exakten Strukturgeometrie. Die relative Größe der Eigenfrequenzen läßt sich auch mit einfachen Modellansätzen (2D-Elemente, isotropes Materialverhalten) gut beschreiben und kann eine Aussage über die Konvergenz der FE-Rechnungen machen. Aufgrund der vernachlässigbaren Dicke (=0,18 mm) des Sensors gegenüber den sonstigen Abmessungen, wurde vorerst ein zweidimensionaler Modellansatz gewählt.

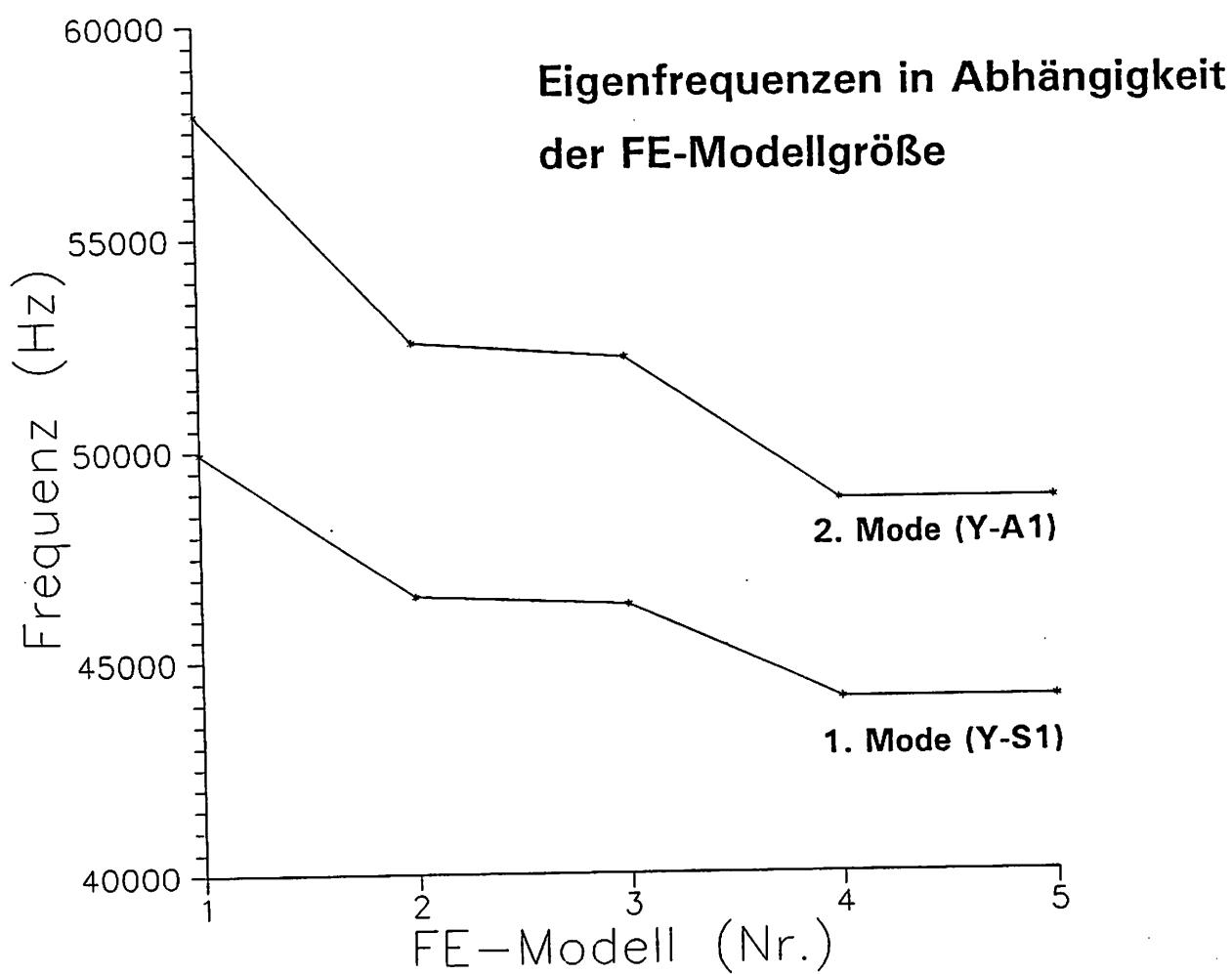
Bei den fünf untersuchten FE-Modellen wurde die Anzahl der Elemente und der dynamischen Hauptfreiheitsgrade (MDOF = Master-Degrees-of-Freedom) weiter erhöht. In Abb. 5 sind die zwei niedrigsten Eigenfrequenzen der Doppelstimmgabel aufgetragen. Im ersten Mode schwingen die beiden Stimmgabelstege phasengleich in y-Richtung (Y-S1), im zweiten Mode um 180° phasenversetzt gegeneinander (Y-A1). Deutlich ist eine Abnahme der Eigenfrequenzen bei Reduzierung der Elementabmessungen (Element Size = 0,4 - 0,2 mm) bzw. Erhöhung der Knotenanzahl zu sehen. In Tabelle 1 sind die fünf FE-Modelle und ihre Modellparameter aufgetragen. Beachtenswert ist die Tatsache, daß bei der Verwendung eines 8-knotigen Elementes bei den FE-Modellen Nr.4 und Nr.5 statt eines 4-knotigen Elementes (FE-Modelle 1 - 3) eine bessere Konvergenz, bei verminderter Rechenaufwand, erreicht wird. Die Rechenzeiten betrugen für die beiden letzten FE-Modelle 24,4 min bzw. 1,5 h auf der DEC-Workstation (DS3100).

Eine weitere Erhöhung der Zahl der Freiheitsgrade (MDOF) des FE-Modells Nr.4 von 500 auf 900, brachte ebenfalls keine merkliche Verbesserung der Ergebnisse mit sich, so daß für die folgenden Berechnungen ein Modell mit mittlerer Elementgröße (ELSI = 0,3 mm) und einer mittleren Anzahl von Freiheitsgraden ($300 \leq \text{MDOF} \leq 500$) gewählt wurde. Die hierfür erforderlichen CPU-Rechenzeiten betrugen abhängig vom betreffenden Modell etwa 30 bis 40 min. Die relativen Modellgrößen entsprachen bei diesen Berechnungen eher kleinen Problemen und werden durch die mittlere Wavefront-Zahl (RMS-Wavefront) ausgedrückt. Da der ANSYS-Gleichungslöser nach dem Wavefront-Lösungsverfahren arbeitet, gibt diese Größe die maximale Anzahl der Unbekannten im Gleichungssystem an. Die auf der DEC-Workstation vorliegende ANSYS-Programmversion ist in der Lage, Probleme bis zu einer Wavefront von 5000 zu lösen. Für die spätere Berechnung von großen, nichtlinearen 3D-Problemen, die z.T. iterativ gelöst werden müssen, ist eine hohe Wavefront-Zahl erforderlich.

Tab. 1: Berechnung der Eigenfrequenzen bei Verwendung verschiedener FE-Modellparameter:

FE-Modell:	1	2	3	4	5
Elem.-anzahl:	290	408	846	396	396
Knotenanzahl:	352	486	950	1372	1372
Anzahl MDOF:	300	350	700	500	900
ELSI [mm]:	0,4	0,3	0,2	0,3	0,3
RMS-Wavefront:	294	294	592	506	928
Knoten/Element:	4	4	4	8	8
1.EF [Hz]:	49930	46544	46322	44081	44081
2.EF [Hz]:	57879	52502	52143	48779	48779
3.EF [Hz]:	102991	100291	100720	99137	99136
4.EF [Hz]:	148568	142177	139691	132512	132511
5.EF [Hz]:	156010	144126	146766	144391	144384
6.EF [Hz]:	207384	193516	193567	186526	186512
7.EF [Hz]:	299940	275214	268697	254911	254905
8.EF [Hz]:	309618	292124	285810	274788	274765
9.EF [Hz]:	349585	351844	355406	354060	353911
10.EF [Hz]:	401761	395571	384305	375427	375359

Abb. 5: Eigenfrequenzen in Abhängigkeit der FE-Modellgröße



Strukturuntersuchung an Doppelstimmgabeln:

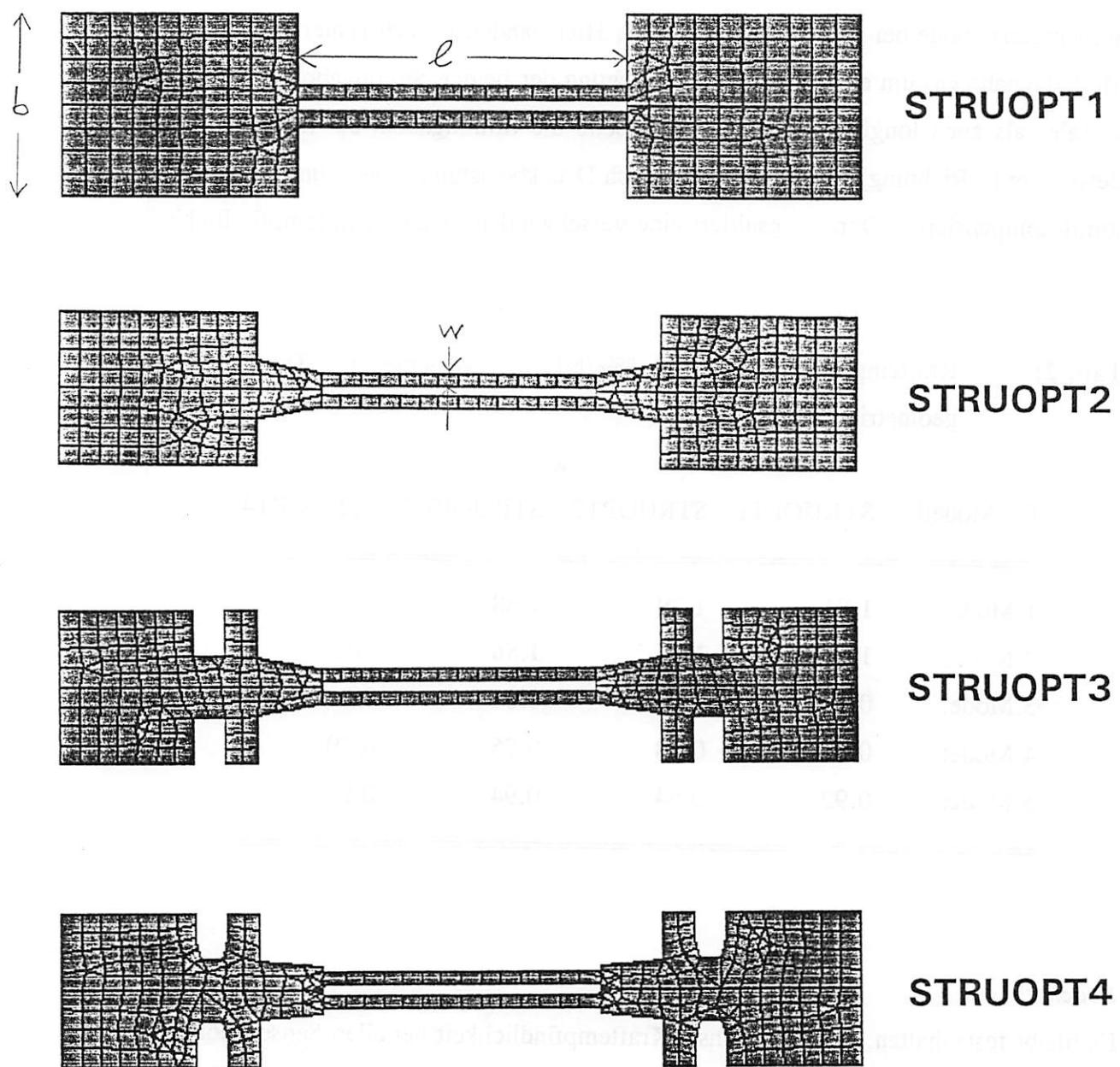
Bei den bisherigen Berechnungen (Modalanalyse) wurden die Eigenfrequenzen und Eigenschwingungsformen für eine bestimmte Sensorgeometrie, der Quarz-Doppelstimmgabel berechnet und so der Einfluß der Modellparameter und der bei dynamischen FE-Rechnungen wichtigen Randbedingungen (Einspannung) untersucht. Im folgenden sollte der Einfluß verschiedener Sensorgeometrien auf das Modenspektrum und die Auswirkung auf die Kraftempfindlichkeit untersucht werden. Hierzu wurde die komplexe, geometrische Struktur der Quarz-Doppelstimmgabel aus Abb.4 schrittweise vereinfacht, indem der Entkopplungsbereich und die schräg zulaufende Verjüngung weggelassen wurden.

Der Abb. 6 sind die vier verschiedenen Sensorgeometrien zu entnehmen. Bei allen Modellen sind die folgenden vier Grundparameter identisch:

- $l = 5,20 \text{ mm}$: Länge der Stimmgabelstege
- $w = 0,24 \text{ mm}$: Breite der Stimmgabelstege
- $b = 2,90 \text{ mm}$: Gesamtbreite der Doppelstimmgabel
- $t = 1,00 \text{ mm}$: Dicke der Doppelstimmgabel

Für die Berechnung der Eigenfrequenzen und der Kraftempfindlichkeiten wurden die Modellparameter entsprechend der des FE-Modells Nr. 4 aus Abb. 5 gewählt. Dynamische Verschiebungsfreiheitsgrade wurden in y-Richtung (vertikal) und x-Richtung (horizontal) zugelassen, so daß als Ergebnis nur Bewegungen des Sensors in den entsprechenden Richtungen zu erwarten sind. Die linke Seite des Sensors wurde in alle Richtungen fixiert (Befestigung), die rechte Seite wurde in y-Richtung gesperrt, so daß die Zugkrafteinleitung in x-Richtung erfolgen konnte. Die Zugkraft wurde im Bereich von 0 bis 10 N schrittweise erhöht. Der Abb. 7 ist die Verteilung der ersten fünf Eigenfrequenzen der vier verschiedenen Sensorgeometrien (Bezeichnungen: STRUOPT1 - 4) zu entnehmen. Die Verteilung der Eigenfrequenzen variiert bei den höheren Schwingungsmoden deutlich, ist aber für die beiden tiefsten Schwingungsmoden fast identisch. Es wechseln sich die Moden mit symmetrischer (phasengleich) und antisymmetrischer (180° phasenverschoben) Stimmgabelbewegung ab. Zu höheren Frequenzen hin nimmt die Anzahl der Schwingungsbäuche bzw. -knoten wie erwartet zu. Interessant ist allerdings, daß der Abstand der beiden tiefsten Schwingungszustände bei STRUOPT4 gegenüber STRUOPT1 weiter aufspalten und dem Absolutbetrag nach tiefer

Abb. 6: Strukturuntersuchung an Doppelstimmgabeln



liegen. In Tabelle 2 sind die berechneten Kraftempfindlichkeiten der Schwingungsmoden für die vier verschiedenen Sensorgeometrien aufgelistet. Man sieht deutlich, daß die Kraftempfindlichkeit für höhere Moden stark abnimmt. Eine Außnahme stellt jeweils der dritte Schwingungsmodus bei allen Geometrien dar. Hier handelt es sich (unter den vereinfachten Modellannahmen) um eine überlagerte Bewegung der beiden Stimmgabeln sowohl in transversale, als auch longitudinale Richtung, sodaß die Stimmgabeln bei ihrer longitudinalen Bewegung (x-Richtung) sowohl Zug-, als auch Druckbelastung 'sehen' und sich die Beiträge somit kompensieren. Daraus resultiert eine verschwindend kleine Kraftempfindlichkeit.

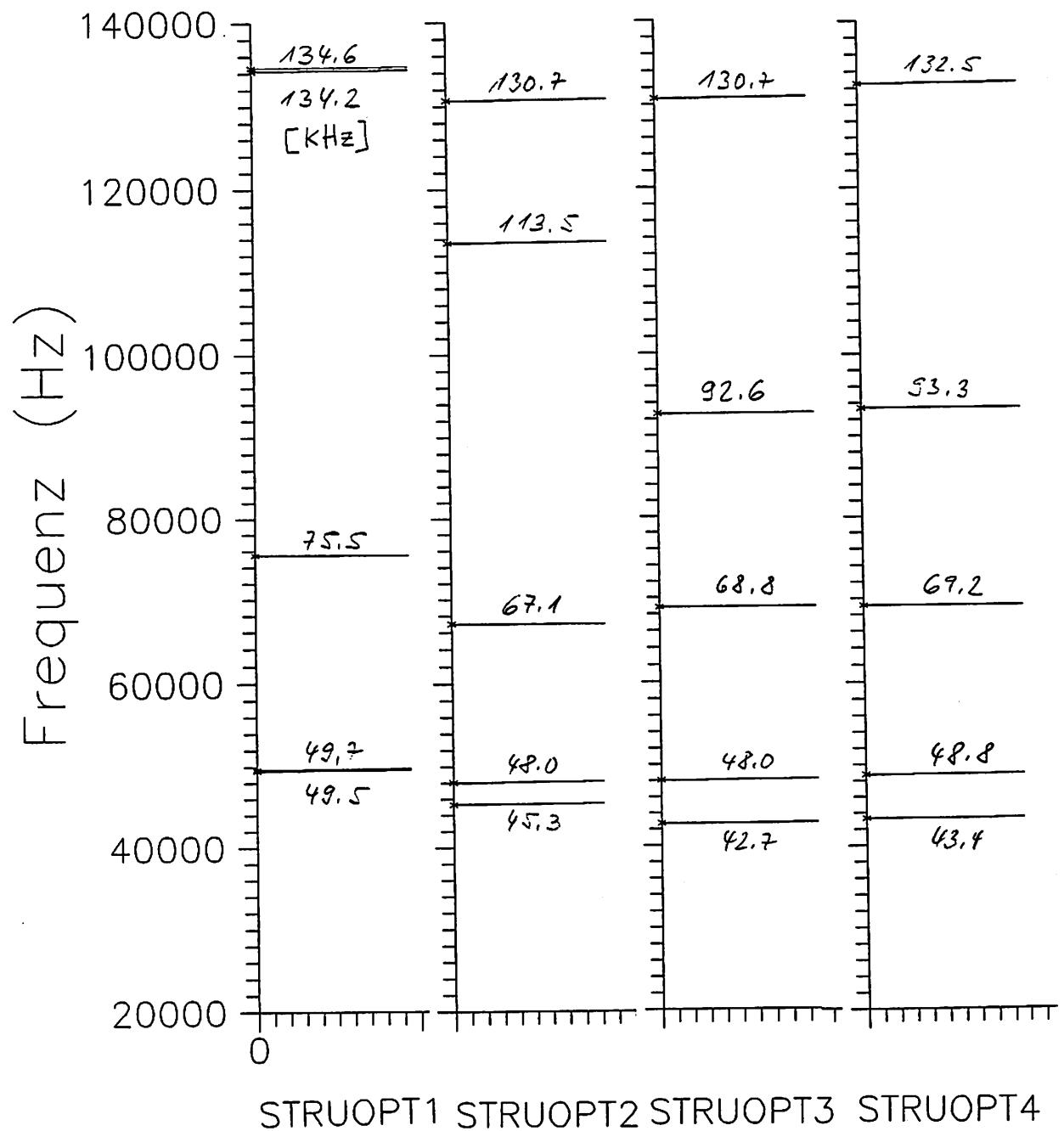
Tab. 2: Kraftempfindlichkeiten η [%/N] für verschiedene Doppelstimmgabelgeometrien:

FE-Modell:	STRUOPT1	STRUOPT2	STRUOPT3	STRUOPT4
1.Mode:	1.81	1.79	1.68	1.64
2.Mode:	1.78	1.86	1.86	1.83
3.Mode:	0.01	0.01	0.01	0.01
4.Mode:	0.89	0.88	0.75	0.70
5.Mode:	0.92	0.94	0.94	0.92

Beachte:

Es bleibt festzuhalten, daß die höchste Kraftempfindlichkeit bei allen Sensorgeometrien für den antisymmetrischen Schwingungszustand (Y-A1) erreicht wird. Ausgehend von obigen Ergebnissen muß für eine Sensoranwendung ein Schwingungsmodus ausgesucht werden, bei dem ein unimodaler Schwingungszustand vorliegt und die Schwingungsrichtung senkrecht zur Krafteinleitung steht. Es muß also gewährleistet sein, daß der mechanische Resonator des frequenzanalogen Sensors entweder unter Zugspannung oder Druckspannung steht.

Abb. 7: Modenspektrum verschiedener Doppelstimmgabelgeometrien



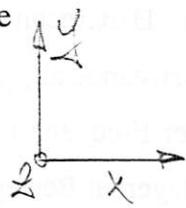
Dreidimensionale dynamische FE-Berechnungen:

Erste dreidimensionale Berechnungen wurden an einfachen Geometrien (Einfach- und Doppelbalken) durchgeführt, um einerseits die Anisotropie der mechanischen Eigenschaften (Elastizitätsmodul) von Quarz zu erfassen und andererseits auch komplexe Bewegungsformen berechnen zu können. Das Programm ANSYS stellt verschiedene 3D-Elemente mit mehreren Freiheitsgraden zur Verfügung, um gekoppelte Probleme behandeln zu können. Piezo-elektrische Berechnungen benötigen neben den Freiheitsgraden der drei Raumrichtungen (UX, UY, UZ) zusätzlich die des elektrischen Potentials (VOLT), um die elektrische Anregung der Quarzstrukturen zu modellieren. Um alle möglichen Bewegungsformen der Quarz-Doppelstimmungabel, also auch Torsions- und überlagerte x-, y-, z-Schwingungen zu berechnen, wurde ein 3D-Modell mit folgenden Parametern erstellt:

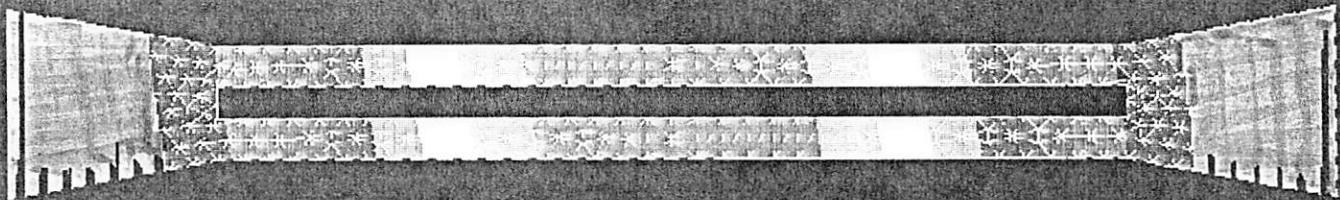
Modellbezeichnung:	D2P-3
Anzahl Elemente:	2372
Anzahl Knoten:	5288
Anzahl MDOF:	500 (UX, UY, UZ)
3D-Element:	STIF98 (tetraederförmig)
Rechenzeit:	9 h (DECstation 3100)

Die Ober- und Unterseite der Doppelstimmungabel wurden als Elektroden definiert und auf gleiches Potential (Kurzschluß-Bedingung) gelegt. Es wurde eine Modalanalyse durchgeführt und die Eigenfrequenzen mit den zugehörigen Schwingungsformen berechnet. In Abb. 8 sind die Schwingungsamplituden für die zwei jeweils ersten Grundmoden in z- und y-Richtung abgebildet. Da die Doppelstimmungabel in y-Richtung steifer als in z-Richtung ist, liegen die transversalen z-Schwingungen z-S1 (14,98 kHz), z-A1 (23,29 kHz) und z-S2 (38,02 kHz) energetisch am tiefsten. Die symmetrische (z-S1) und antisymmetrische (z-A1) Schwingung sind in den oberen beiden Fenstern abgebildet. Darunter sind die beiden transversalen Grundschwingungen in y-Richtung y-S1 (44,98 kHz) und y-A1 (46,26 kHz) abgebildet, die aufgrund der erhöhten Struktursteifigkeit frequenzmäßig höher liegen. Der Quarzsensor wird in dem antisymmetrischen Schwingungszustand y-A1 betrieben, und der ermittelte Frequenzwert deckt sich mit den Berechnungen der vorhergehenden zweidimensionalen FE-Modelle, trotz Weglassen des Entkopplungs- und Befestigungsbereiches.

Abb. 8: Eigenschwingungsformen des piezoelektrischen 3D-Modells unter Berücksichtigung der Materialanisotropie

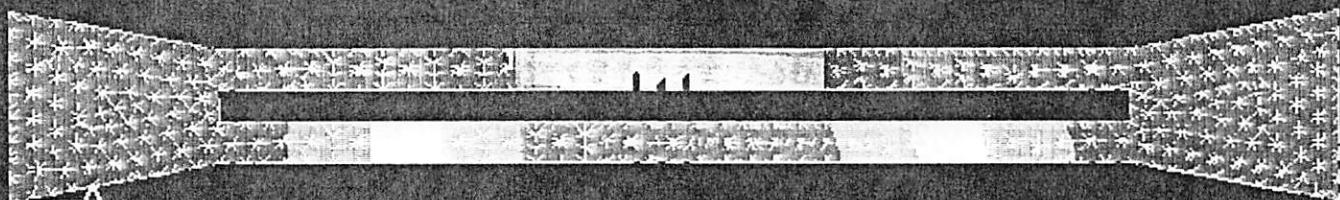


1



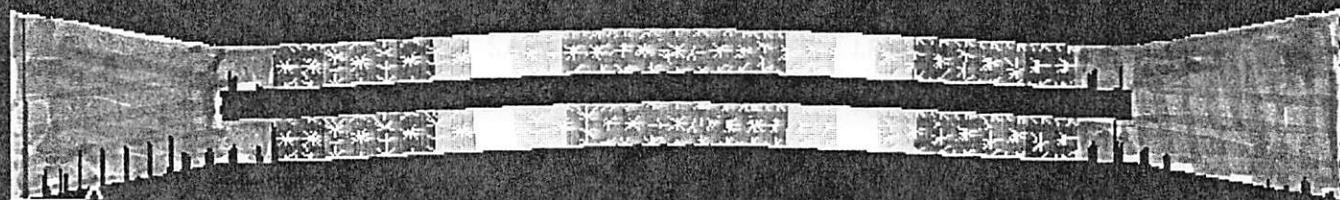
$z\text{-S1 } (f_1 = 14.98 \text{ kHz})$

2



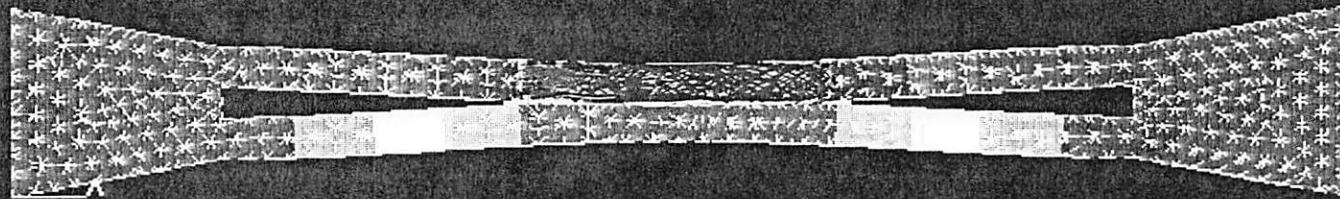
$z\text{-A1 } (f_2 = 23.29 \text{ kHz})$

3



$y\text{-S1 } (f_4 = 44.98 \text{ kHz})$

4



$y\text{-A1 } (f_5 = 46.26 \text{ kHz})$

D2P-3, Quarz 3D-piezoelektrisch

In der Tabelle 3 sind die ersten 15 berechneten Eigenfrequenzen und Schwingungszustände aufgelistet. Identisch zu den 2D-Berechnungen wechseln sich die symmetrischen und anti-symmetrischen Schwingungszustände ab, jedoch schwingt der Sensor abwechselnd in z- bzw. y-Richtung. Mit zunehmender Frequenz nimmt die Anzahl der Schwingungsbäuche und die Wahrscheinlichkeit der überlagerten Bewegungsformen zu. Die Schwingungsmoden 7, 8 und 15 entsprechen überlagerten x-, y- und z-Schwingungen. Sauber ausgeprägte Torsions-Schwingungen konnten im Gegensatz zur Einfachstimmgeometrie (SB) nicht beobachtet werden.

Tab. 3: Eigenfrequenzen und Schwingungsformen des 3D-Modells D2P-3:

Mode-Nr.	Frequenz [kHz]	Schwingungsform
1.Mode:	14.98	z-S1
2.Mode:	23.29	z-A1
3.Mode:	37.02	z-S2
4.Mode:	44.98	y-S1
5.Mode:	46.26	y-A1
<hr/>		
6.Mode:	63.34	z-A2
7.Mode:	69.64	x-y-z
8.Mode:	110.27	x-y-z
9.Mode:	118.42	y-S2
10.Mode:	120.40	z-A3
<hr/>		
11.Mode:	125.99	y-A2
12.Mode:	162.13	z-S3
13.Mode:	192.48	z-A4
14.Mode:	219.74	y-S2
15.Mode:	224.73	x-y-z
<hr/>		

Die dreidimensionale Modellierung der Sensoren gestattet die Berechnung auch komplexer Bewegungsformen unter Berücksichtigung der Materialanisotropie und der durch den Herstellungsprozeß bedingten Auswirkungen (schräge Ätzkanten, unsymmetrische Stimmgabelquerschnitte, etc.) auf die Strukturgeometrie. Die Berechnung der piezoelektrischen Kopplung zwischen den angelegten elektrischen Feldern und dem mechanischen Schwingungsverhalten kann zur definierten Anregung des Sensors benutzt werden und zur Elektrodenformoptimierung beitragen. Allerdings sind solche dreidimensionalen Rechnungen selbst auf einer Workstation sehr zeitintensiv (≥ 10 h) und erfordern große Speicherkapazitäten des Rechners (mind. 16 MB RAM) und der Festplatteneinheit (mind. 300 MB).

Statisches Verhalten der Quarz-Doppelstimmgabeln:

Neben den dynamischen Eigenschaften (niedrige Resonanzfrequenz, hohe Kraftempfindlichkeit, Unimodalität) müssen gleichzeitig die statischen Eigenschaften des Sensors optimiert werden. Im wesentlichen müssen hierzu die auftretenden Spannungsspitzen weitestgehend eliminiert werden, um den Sensor vor der mechanischen Zerstörung zu bewahren. Jedoch ist darauf zu achten, daß die dynamischen Eigenschaften der Struktur nicht beeinträchtigt werden.

Die vier Grundgeometrien wurden auf ihr Spannungsverhalten bei Einwirkung einer axialen Kraft F_x von 5 N untersucht. Die Spannungsverteilungen σ_x und σ_y sind in Abb. 9 und 10 dargestellt. An den rechtwinkeligen Übergängen von der Stimmgabel zur Befestigung (STRUOPT1) treten starke Verspannungen auf. Der Spannungsgradient, dargestellt durch verschiedene Farben, ist hier maximal. Durch das Abschrägen von rechtwinkeligen Kanten kann sich die mechanische Spannung auf größere Bereiche verteilen (STRUOPT4). Mit dieser Maßnahme werden die Spannungsspitzen verkleinert (Bei den Abbildungen ist zu beachten, daß jede Darstellung ihre eigene Spannungsskala am Bildrand besitzt). In Abb. 11 sind die mittleren Spannungen σ_{ave} (Von-Mises-Vergleichsspannungen) bei seitlicher Krafeinleitung F_y dargestellt. Es genügen bereits geringe Scherkräfte (0,3 - 0,4 N), um Spannungskonzentrationen entlang der Stimmgabelstege in der Größenordnung der Bruchspannung des Quarzmaterials ($\sigma_B \approx 100$ N/mm²) aufzubauen.

Abb. 9: Spannungen σ_x in x-Richtung (horizontal) auf gesuchte optimale Struktur 9
zur Rücksichtnahme der Spannungsschwankung des Betonuntergrundes und
der Spannungsschwankung des Betonobergrundes auf die optimale Ausbildung der
Spannungsverteilung im Beton.

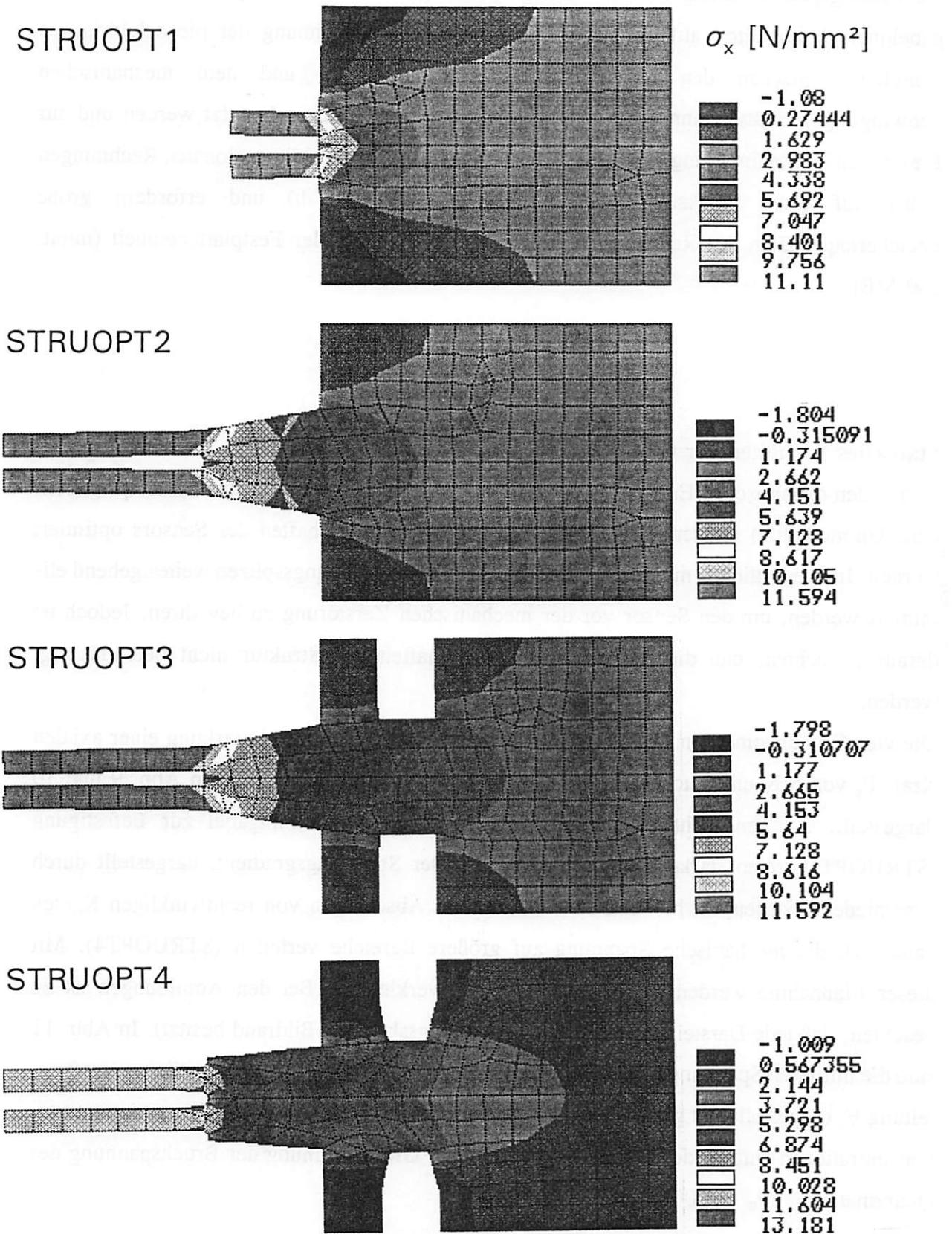


Abb. 10: Spannungen σ_y in y-Richtung

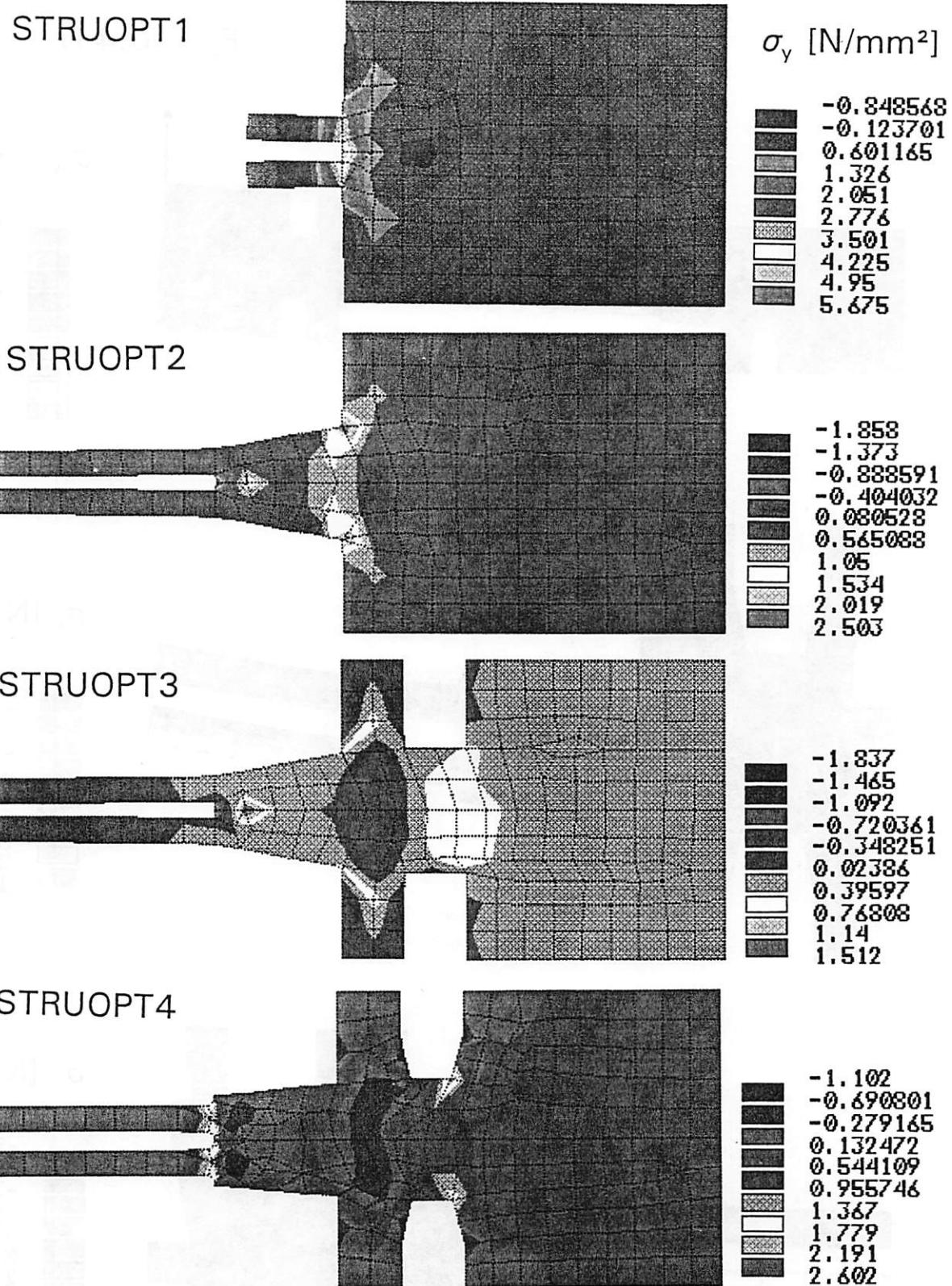
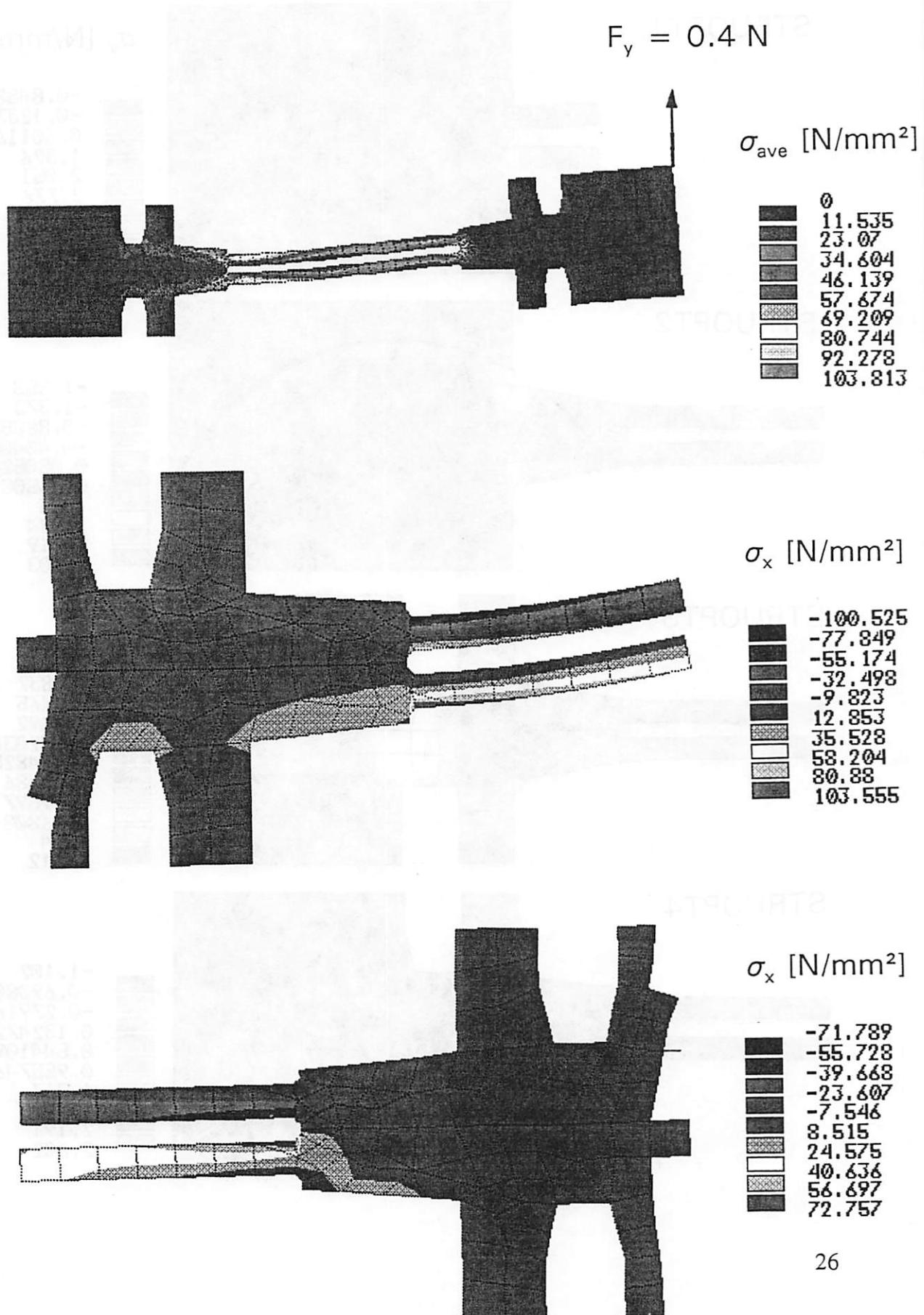


Abb. 11: Spannungsverteilung bei seitlicher Krafteinwirkung F_y



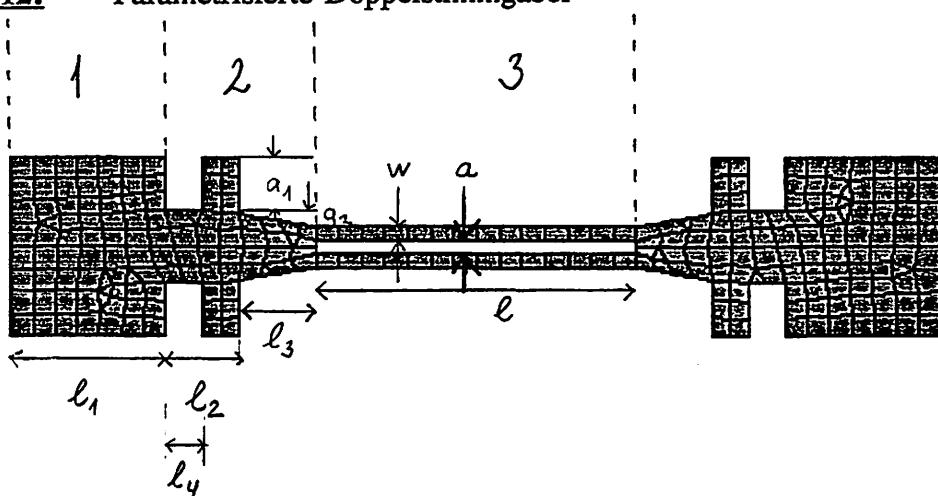
Parametrisierte Doppelstimmgabel:

Im Abschnitt a.) sind die grundlegenden analytischen Gleichungen zusammengefaßt, die einen frequenzanalogen Sensor auf der Basis von resonanten Balkenstrukturen beschreiben. Das dynamische Schwingungsverhalten des Sensors ist stark von der Strukturierung des Entkopplungsbereiches und der Art der Krafteinleitung, das statische Verhalten hingegen von den strukturbegrenzenden Winkeln abhängig. Im folgenden sollte untersucht werden, inwieweit der Sensor parametrisiert beschrieben werden kann, um beim späteren Entwurf den Einfluß der einzelnen Geometrieparameter abschätzen zu können. Die untersuchte Doppelstimmgabel basiert auf der Geometrie des FE-Modells STRUOPT3 und läßt sich durch die zehn folgenden Parameter beschreiben:

- l : Länge der Stimmgabelstege
- w : Breite der Stimmgabelstege
- t : Strukturdicke
- a : Abstand der Stimmgabelstege
- l_1 : Länge der Befestigung
- l_2 : Länge des Entkopplungsbereiches
- l_3 : Länge der Verjüngung
- l_4 : Länge der Einbuchtung
- a_1 : Breite des Entkopplungsbereiches
- a_2 : Breite der Verjüngung

In Abb. 12 ist die Sensorgeometrie mit den drei Hauptbereichen Befestigung (1), Entkopplung (2) und Schwingbereich (3) dargestellt:

Abb. 12: Parametrisierte Doppelstimmgabel



Im ersten Schritt sollten die grundlegenden Parameter, die Länge l, die Breite w und damit die Verhältnisse l/w und t/w variiert werden, um den Einfluß auf die Eigenfrequenzen und die Kraftempfindlichkeiten zu untersuchen. Im zweiten Schritt soll zukünftig der Einfluß der Geometrieparameter des Entkopplungsbereiches (l_2 , l_4 , a_1) und der Verjüngung (l_3 , a_2) untersucht werden.

Nach Gleichung (2) sind die Resonanzfrequenzen umgekehrt proportional zum Quadrat der Stimmgabellänge l, was durch die Ergebnisse in Abb. 13 auch belegt wird. Die Stimmgabel-länge wurde von 3,0 bis 7,0 mm variiert, wobei der Referenzwert für die ETA-Doppelstimmgabel 5,2 mm beträgt. Aufgetragen sind die Frequenzwerte der ersten fünf Schwingungsmoden des zweidimensionalen FE-Modells (STRUPARM). Abhängig vom Verhältnis l/w ändert sich die Reihenfolge der Schwingungsmoden. Bei weiterer Abnahme der Stimmgabelbreite w, wenn also $l >> w$ nicht mehr erfüllt ist, werden die Schwingungseigenschaften des Sensors zunehmend schlechter. Nach oben hin ist die Länge l durch die zunehmende Knickungsgefahr bei Druckbelastung bzw. durch die mechanischen Abmessungen begrenzt. In Abb. 14 sind die beiden Sensorgeometrien für $l = 3,0$ mm und $l = 7,0$ mm abgebildet ($w = 0,248$ mm, $t = 0,180$ mm).

Die Kraftempfindlichkeit hängt nach Gleichung (10) quadratisch vom Verhältnis l/w ab, was in Abb. 16 für die beiden niedrigsten Schwingungsmoden grafisch dargestellt ist. Bei den Berechnungen wurde die Breite w von 0,4 auf 0,08 mm verringert, dieses entspricht einer ca. 56-fachen Empfindlichkeitszunahme von 0,75 %/N auf etwa 42 %/N für den zweiten Schwingungsmodus. Der Referenzwert für die Breite beträgt bei der ETA-Doppelstimmgabel 0,248 mm. In Abb. 15 sind die beiden Sensorgeometrien mit $w = 0,08$ mm und $w = 0,4$ mm abgebildet ($l = 5,2$ mm, $t = 0,18$ mm).

Neben den technologischen Grenzen für die weitere Verringerung der Breite w steht die Zunahme der Nichlinearität der Kraft-Frequenz-Kennlinie entgegen. In Abb. 17 sind die Kennlinien der ersten beiden Schwingungsmoden y-S1 (gleichphasig) und y-A1 (gegenphasig) aufgetragen, wobei ein Polynom dritten Grades an die berechneten Wertepaare angepaßt wurde. In Tabelle 4 sind die Koeffizienten a_i verschiedener Anpassungskurven (linearer Fit, Polynom 2. und 3. Grades) an die berechneten Kennlinien angegeben.

Abb. 13: Abhängigkeit der Resonanzfrequenz von der Stimmgabellänge

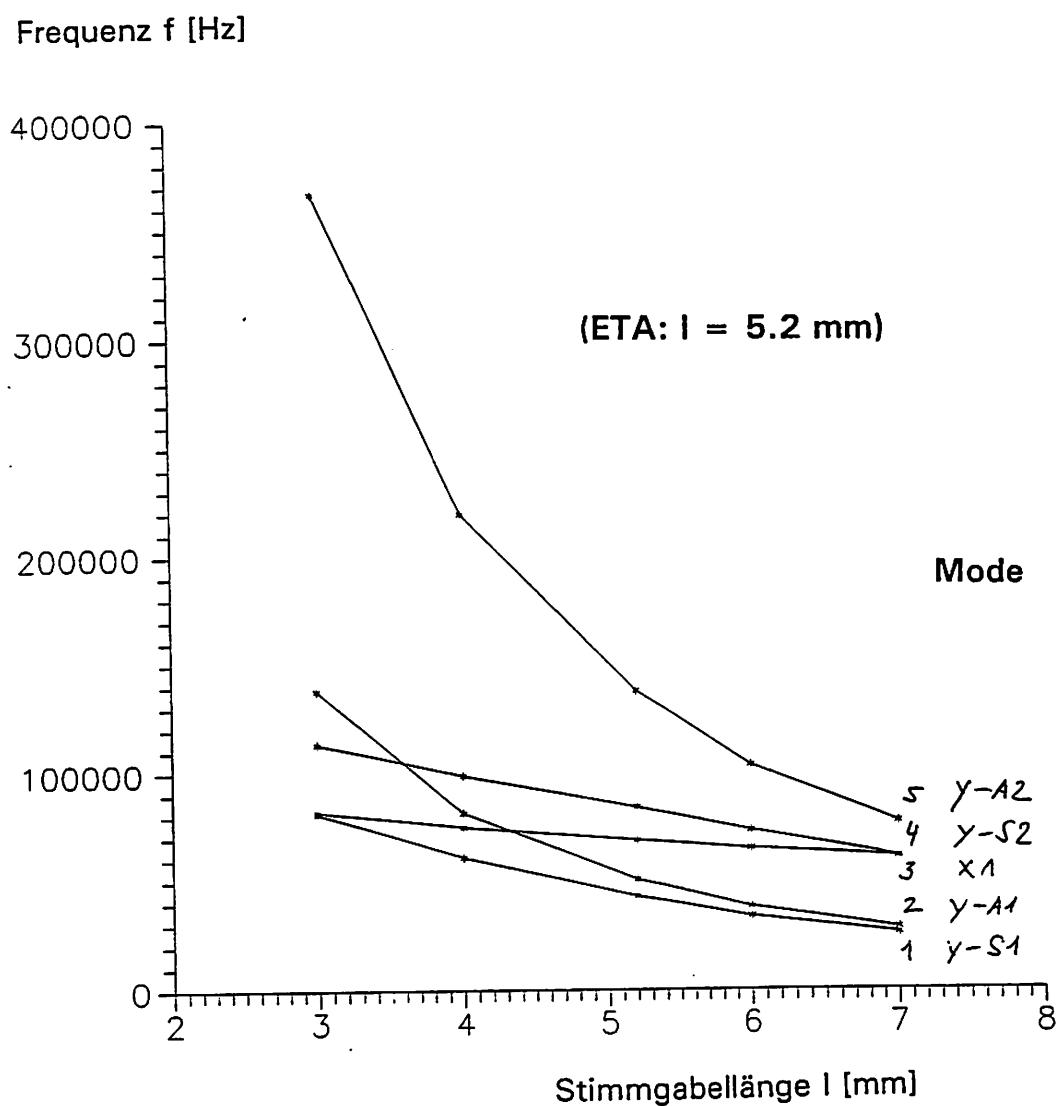
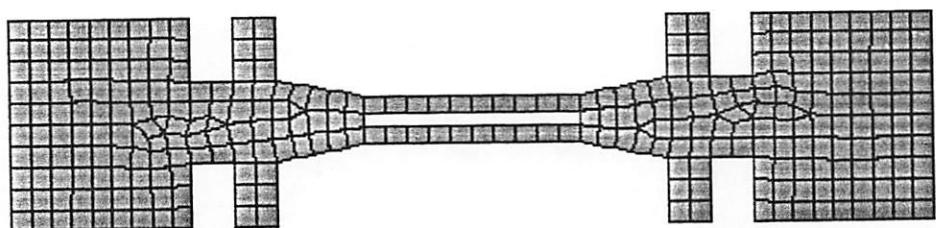


Abb. 14: Doppelstimmgabeln mit veränderten Stimmgabellängen

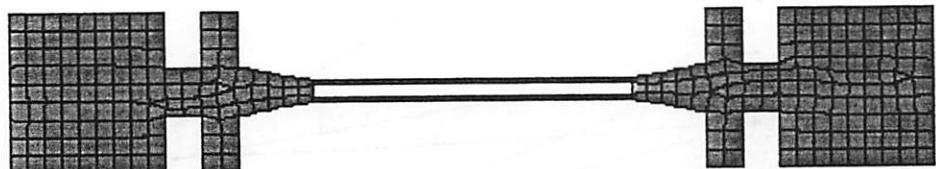


$l = 3.0 \text{ mm}$



$l = 7.0 \text{ mm}$

Abb. 15: Doppelstimmgabeln mit veränderten Stimmgabelbreiten



$w = 0.08 \text{ mm}$



$w = 0.40 \text{ mm}$

Abb. 16: Abhängigkeit der Kraftempfindlichkeit von der Stimmgabelbreite

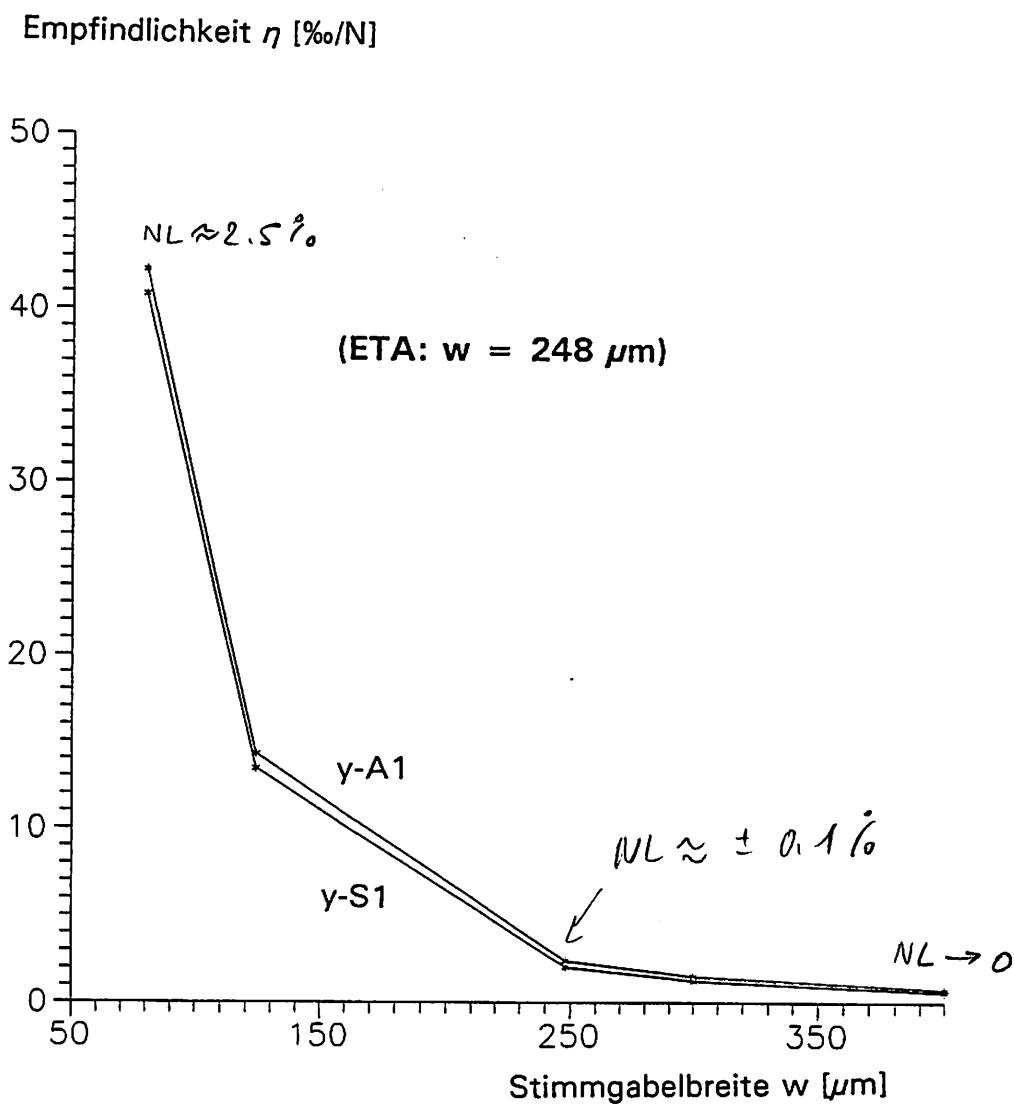
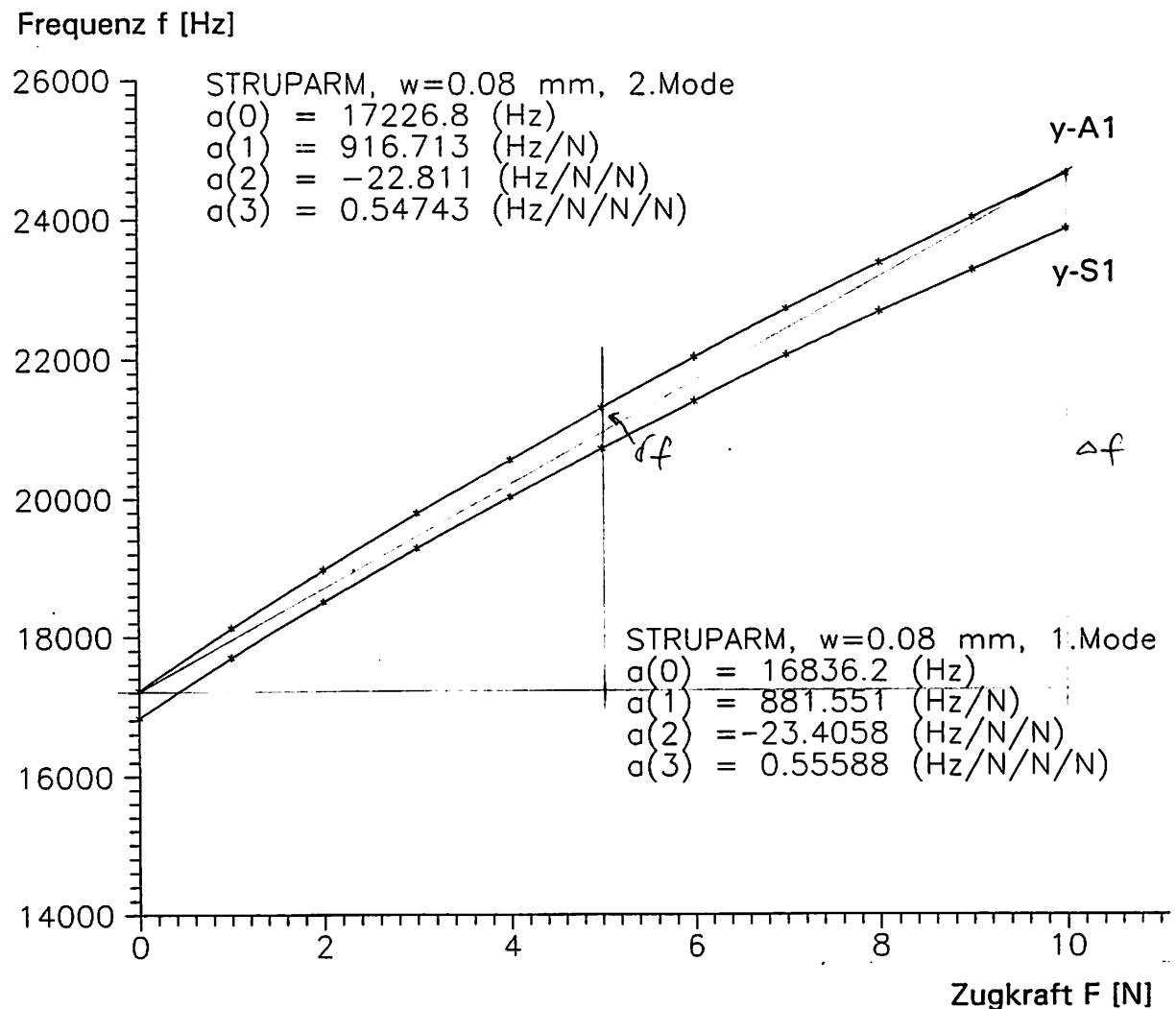


Abb. 17: Nichlinearität der Kraft-Frequenz-Kennlinien für kleine Stimmgabelbreiten



$$NL = \pm \frac{1}{2} \frac{\partial f}{\partial F} \cdot 100 \%$$

$$= \pm \frac{1}{2} \frac{0.35 \text{ cm}}{7.1 \text{ cm}} \cdot 100 \% \approx \pm 2.5 \%$$

Tab. 4: Anpassungskurven an nichtlineare Kraft-Frequenz-Kennlinien:

1. Mode (y-S1):	2. Mode (y-A1):
Lineare Anpassung:	$f = a_0 + a_1 \cdot F$
$a_0 = 17082.2 \text{ Hz}$	$a_0 = 17465.5 \text{ Hz}$
$a_1 = 699.078 \text{ Hz/N}$	$a_1 = 739.406 \text{ Hz/N}$
$\delta_{\text{std}} = 147.85$	$\delta_{\text{std}} = 143.28$
$\rightarrow \eta^{(1)} = 40.92 \%/\text{N}$	$\eta^{(1)} = 42.33 \%/\text{N}$
Polynom 2. Grades:	$f = a_0 + a_1 \cdot F + a_2 \cdot F^2$
$a_0 = 16856.2 \text{ Hz}$	$a_0 = 17246.5 \text{ Hz}$
$a_1 = 849.754 \text{ Hz/N}$	$a_1 = 885.400 \text{ Hz/N}$
$a_2 = -15.068 \text{ Hz/N}^2$	$a_2 = -14.599 \text{ Hz/N}^2$
$\delta_{\text{std}} = 15.558$	$\delta_{\text{std}} = 15.322$
$\rightarrow \eta^{(2)} = 50.41 \%/\text{N}$	$\eta^{(2)} = 51.34 \%/\text{N}$
Polynom 3. Grades:	$f = a_0 + a_1 \cdot F + a_2 \cdot F^2 + a_3 \cdot F^3$
$a_0 = 16836.2 \text{ Hz}$	$a_0 = 17226.8 \text{ Hz}$
$a_1 = 881.551 \text{ Hz/N}$	$a_1 = 916.713 \text{ Hz/N}$
$a_2 = -23.406 \text{ Hz/N}^2$	$a_2 = -22.811 \text{ Hz/N}^2$
$a_3 = 0.55588 \text{ Hz/N}^3$	$a_3 = 0.54743 \text{ Hz/N}^3$
$\delta_{\text{std}} = 1.9888$	$\delta_{\text{std}} = 1.96$
$\rightarrow \eta^{(3)} = 52.36 \%/\text{N}$	$\eta^{(3)} = 53.21 \%/\text{N}$

Die Werte $\eta^{(1)}$, $\eta^{(2)}$ und $\eta^{(3)}$ stellen jeweils den linearen Anteil a_1/a_0 der Kraftempfindlichkeit dar. Der Wert δ_{std} gibt die Standardabweichung der Approximation an.

Einfachbalken-Sensorstrukturen:

Einfachbalkenstrukturen (Single-Beam) besitzen eine doppelt so hohe Kraftempfindlichkeit wie Doppelstimmgabeln. Aufgrund der Schwingungsmöglichkeit sowohl in y- als auch z-Richtung kommen sie für Quarz- und Siliziumstrukturen gleichermaßen in Frage. Zur Erzielung einer hohen mechanischen Schwingungsgüte Q sind zusätzliche Isolationsstrukturen zur Schwingungsentkopplung erforderlich, um die durch Transversalschwingungen entstehenden Momente zu kompensieren. Im folgenden sollte untersucht werden, welchen Einfluß verschiedene SB-Geometrien auf das dynamische Verhalten der Quarzstruktur haben und welche Kraftempfindlichkeiten bzw. welche maximalen Arbeitsbereiche (bzgl. Bruchsicherheit) erzielt werden können.

In Abb. 18 sind die sechs untersuchten Geometrien dargestellt. Ausgehend von der einfachsten geometrischen Struktur SB1 wurden zusätzliche Strukturänderungen, wie seitliche Isolationsstrukturen, Verstärkungsstege, Entkopplungsbereiche und Verjüngung angebracht. Die Grundparameter wurden bei allen SB-Geometrien beibehalten:

Stimmgabellänge : $l = 5.63$ mm

Stimmgabelbreite : $w = 0.24$ mm

Strukturdicke: $t = 1.0$ mm (Simulationsannahme)

Strukturbreite: $a = 3.0$ mm

Die Stimmgabeln SB2 und SB2e unterscheiden sich durch verschiedene lange Isolationsstrukturen (1.5 bzw. 1.0 mm). Die Stimmgabel SB3 hat zur Erhöhung des Kraftarbeitsbereiches zusätzlich zwei Verstärkungsstege der Breite 0.5 mm. Die beiden Stimmgabeln SB4 und SB5 besitzen einen von der Doppelstimmgabelgeometrie bereits bekannten Entkopplungsbereich, wobei SB5 zusätzlich einen Verjüngungsbereich der Länge $v = 1.2$ mm aufweist. Die Strukturlänge L der Einfachstimmgabeln betrug 11.26 mm (SB5: L = 13.66 mm). Die erstellten zweidimensionalen FE-Modelle hatten folgende Parameter:

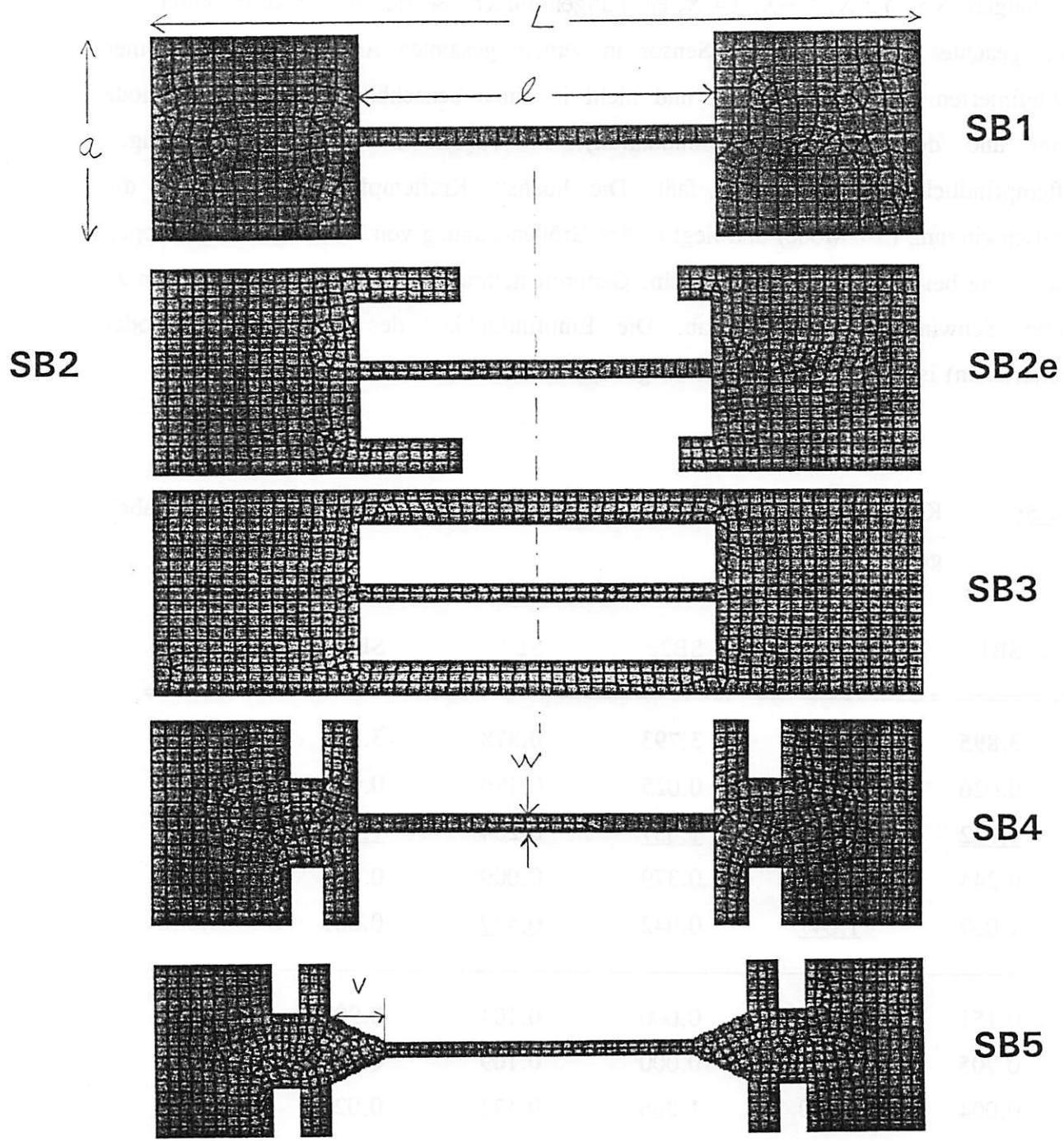
Anzahl Knoten: ca. 2000

Elementtyp: 8-knotiges 2D-Element (STIF82)

Elementgröße: 0.2 mm

Anzahl MDOF: 300 (UX, UY)

Abb. 18: Single-Beam Sensorstrukturen

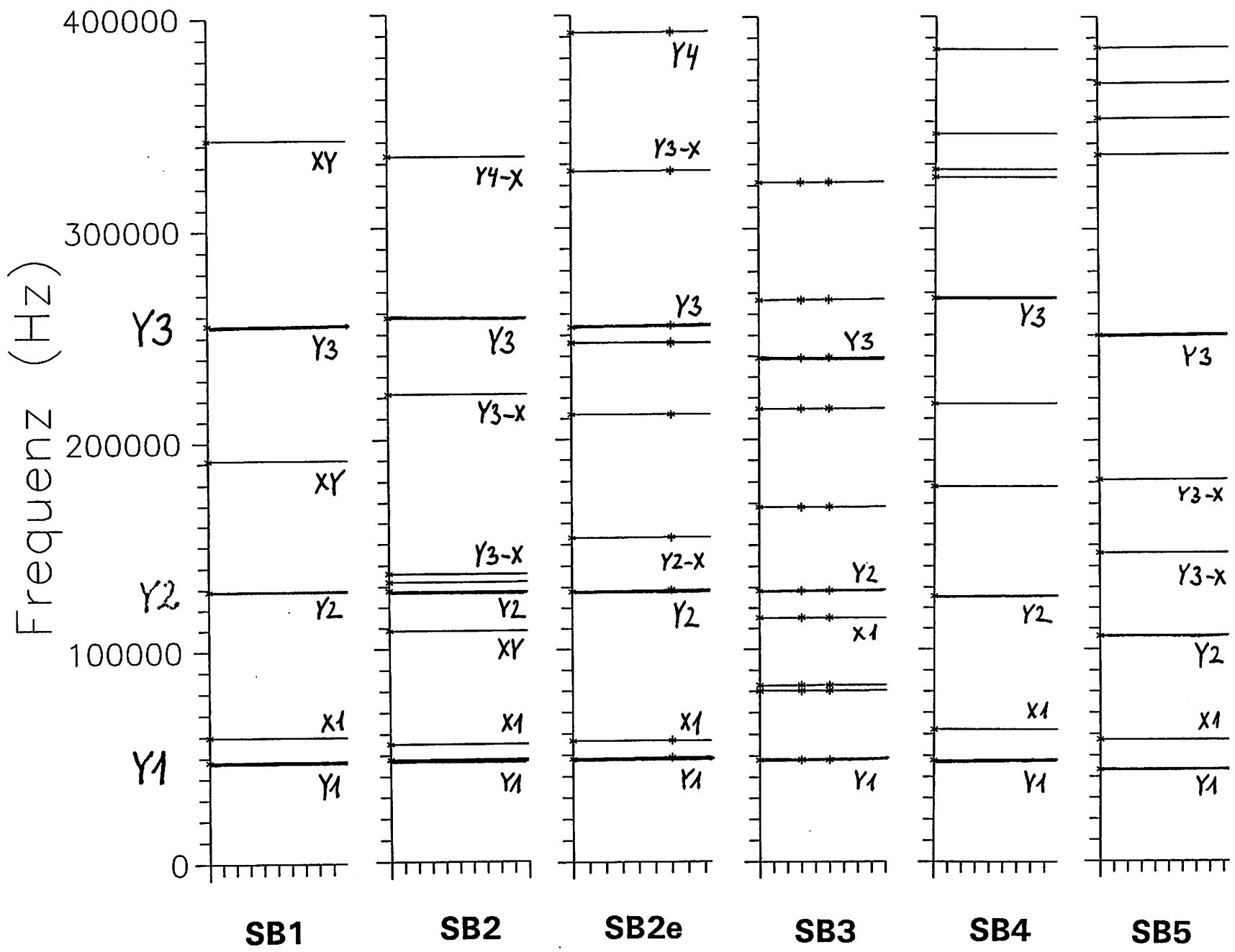


In Abb. 19 sind die ersten zehn Eigenfrequenzen und Schwingungsformen der verschiedenen Einfachstimmgabelgeometrien aufgetragen. Die Lage der Eigenfrequenzen des 'nackten' Balkens (Y_1 , Y_2 , Y_3 , etc.) sind in etwa identisch, was aufgrund der beibehaltenen Abmessungen zu erwarten ist. Zwischendurch werden Schwingungsmoden überlagerter x-y-Bewegungen (XY , Y_2-X , Y_3-X , Y_4-X , etc.) angenommen. Bei der Sensorkonstruktion muß darauf geachtet werden, daß der Sensor in seinem gesamten Arbeitsbereich auf einer wohldefinierten Resonanz schwingt und nicht in einen benachbarten Schwingungsmodus springt und dort 'einlockt' (Unimodalität). In Tabelle 5 sind die zugehörigen Kraftempfindlichkeiten zusammengefaßt. Die höchste Kraftempfindlichkeit besitzt die Grundschwingung (Y_1 -Mode) und liegt in der Größenordnung von $3.9 \text{ \%}/\text{N}$, etwa doppelt so hoch wie bei den Doppelstimmgabeln. Generell nehmen die Kraftempfindlichkeiten zu höheren Schwingungsmoden hin ab. Die Empfindlichkeit des jeweiligen Y_2 -Modus (unterstrichen) ist etwa nur noch halb so groß, wie die des Y_1 -Modus (fett gedruckt).

Tab. 5: Kraftempfindlichkeiten η [$\text{\%}/\text{N}$] für verschiedene Einfachstimmgabelgeometrien:

Mode	SB1	SB2	SB2e	SB3	SB4	SB5
1.	3.895	3.895	3.793	0.878	3.839	3.917
2.	0.026	0.024	0.025	0.196	0.024	0.023
3.	<u>1.912</u>	0.013	<u>1.637</u>	0.204	<u>1.789</u>	<u>1.632</u>
4.	0.244	0.238	0.379	0.009	0.354	0.649
5.	1.037	<u>1.647</u>	0.042	<u>0.427</u>	0.281	0.601
6.	0.151	0.001	0.000	0.104	0.907	0.951
7.	0.705	0.004	0.000	0.109	0.002	0.031
8.	0.004	0.249	1.066	0.172	0.021	0.005
9.	0.525	0.931	0.073	0.153	0.002	0.496
10.	0.239	0.115	0.285	0.053	0.185	0.003

Abb. 19: Modenspektrum verschiedener Einfachstimmgabelgeometrien



Die überlagerten Schwingungszustände besitzen eine um Größenordnungen geringere Kraftempfindlichkeit (z.B. 2. Mode X1) aus den schon bei den Doppelstimmgabeln her bekannten Gründen. Die SB3-Geometrie besitzt wie erwartet die niedrigste Kraftempfindlichkeit, zeichnet sich jedoch durch den höchsten Arbeitsbereich aus. Während bei den anderen SB-Geometrien die Bruchspannung schon bei einer Zugkraft von ca. 20 N erreicht wird, beträgt die maximale Belastung bei der SB3-Struktur ca. 80 N. Durch geeignete Dimensionierung der Verstärkungsstege (Shunts) kann der Sensorarbeitsbereich (einschließlich Überlastschutz) eingestellt werden. Beim Entwurf ist allerdings ein Kompromiß zwischen der erreichbaren Empfindlichkeit und dem maximalen Kraftarbeitsbereich zu schließen.

Antwortspektrum infolge Anregung

Das dynamische Verhalten aller Sensorstrukturen wird durch die inhomogene, gedämpfte Schwingungsdifferentialgleichung zweiter Ordnung beschrieben:

$$[M] \cdot \{\ddot{u}\} + [C] \cdot \{\dot{u}\} + [K] \cdot \{u\} = \{F(t)\}$$

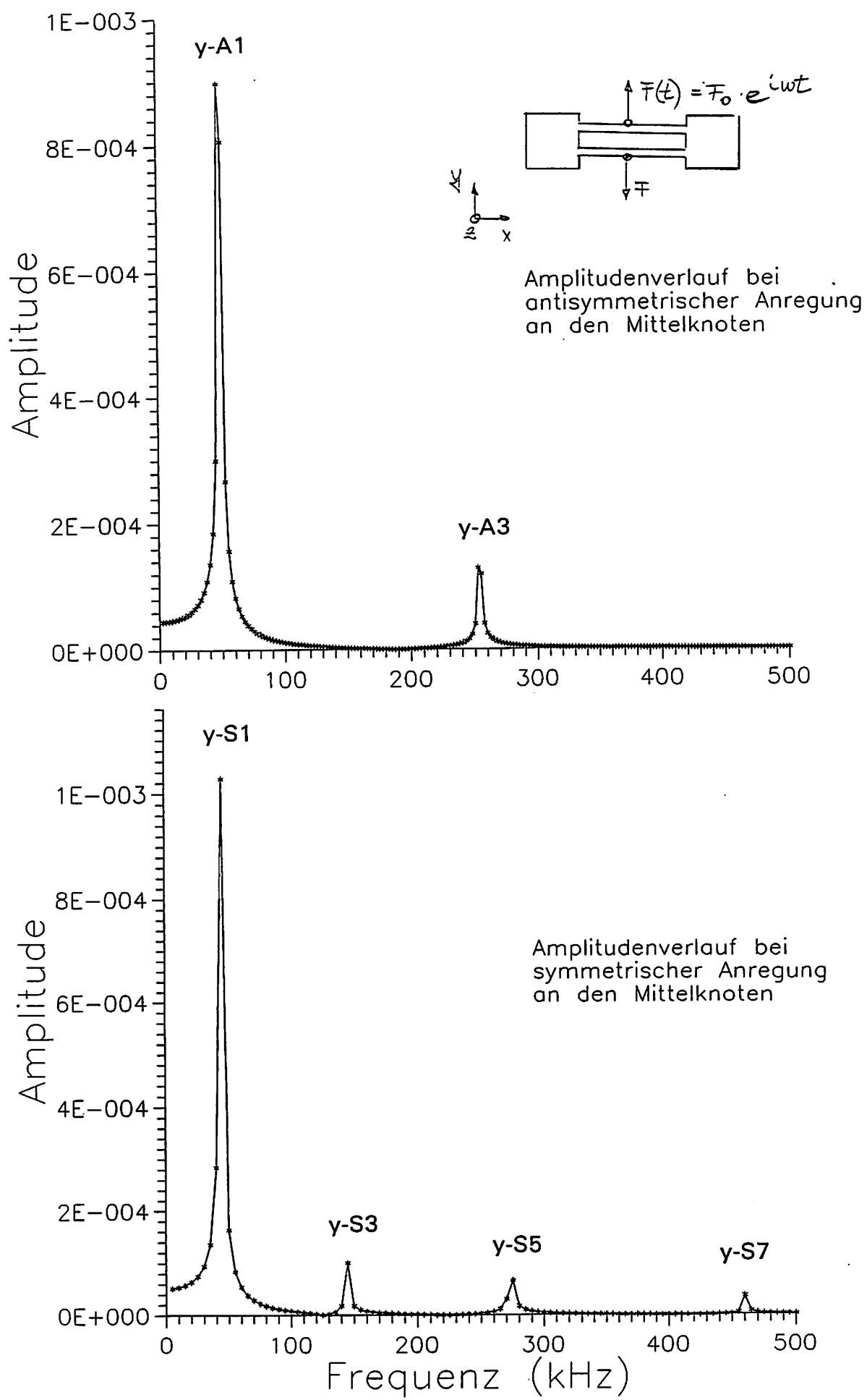
wobei:
 $[M]$, $[C]$, $[K]$: Massen-, Dämpfungs-, Steifigkeitsmatrix
 $\{\ddot{u}\}$, $\{\dot{u}\}$, $\{u\}$: Knotenbeschleunigung, -geschwindigkeit, -verschiebung
 $\{F(t)\}$: zeitabhängige Anregungskraft

Bei der Modalanalyse wurden die Eigenfrequenzen $f_i = \omega_i / 2\pi$ und die Schwingungseigenformen ϕ_i des Systems durch Lösen der homogenen, ungedämpften Gleichung ($C = F(t) = 0$) ermittelt. Die Kraft-Frequenz-Kennlinie $f(F_s)$ und die Kraftempfindlichkeit η wurden berechnet, indem die Steifigkeitsänderung des Gesamtsystems infolge einer mechanischen Vorspannung S mit berücksichtigt wurde:

$$[K] \Rightarrow [K + S], \text{ sodaß } f_i = g_1(S), \eta_i = g_2(S)$$

Soll das Frequenzverhalten der Struktur ermittelt werden, so kann durch Vorgabe der Anregungskraft $F(t)$ das Antwortspektrum berechnet werden. Ausgehend von der zugrundeliegenden geometrischen Struktur wird der frequenzabhängige Amplitudengang $A(\omega)$ und Phasen-

Abb. 20: Antwortspektrum infolge harmonischer Anregung



gang $\theta(\omega)$ berechnet. Auf diese Weise können in Abhängigkeit der verschiedenen Anregungsarten (symmetrische, antisymmetrische) die Amplitudenverhältnisse $|A(\omega_i)|$ verschiedener Eigenfrequenzen ω_i bestimmt werden. Außerdem lassen sich bei Kenntnis der Dämpfungsparameter, die experimentell ermittelt werden müssen, die Schwingungsgüten Q_i des Resonators bei den einzelnen Eigenresonanzen bestimmen. Die Dämpfungsmatrix $[C]$ in obiger Gleichung wird auf die Massenmatrix $[M]$ und Steifigkeitsmatrix $[K]$ bezogen:

$$[C] = \alpha \cdot [M] + \beta \cdot [K] + \sum_i c_i \cdot [D_i]$$

wobei: $\alpha \sim \omega^{-1}$: Massendämpfung } α, β : Rayleigh'sche
 $\beta \sim \omega$: Strukturdämpfung } Dämpfungskonstanten
 $c_i \cdot [D_i]$: sonstige Dämpfungsbeiträge (Umgebungsbedingungen)

In Abb. 20 ist für die Doppelstimmgabelgeometrie das frequenzabhängige Amplitudenverhalten A_y an einem zweidimensionalen FE-Modell (STRUOPT4) berechnet worden. Als harmonische Anregung $F(t) = F_0 \cdot e^{i\omega t}$ wurde an beiden Stimmgabelmitten punktuell jeweils eine mechanische Kraft vorgegeben. Die beiden Kraftvektoren ($|F_y| = 0.001$ N) wurden an den beiden Mittelknoten der Doppelstimmgabel entgegengesetzt angeordnet, sodaß nur antisymmetrische Schwingungszustände (y-An) angeregt werden konnten. Den Hauptanteil im Amplitudenspektrum A_y ($\approx 10^{-3}$) besitzt der Grundschwingungsmodus Y-A1 mit der Resonanzfrequenz $f_{Y,A1} = 47.5$ kHz. Die transversalen Auslenkungen u_y der Doppelstimmgabel sind in der Resonanz maximal und betragen etwa $0.9 \mu\text{m}$. Die hierbei auftretende interne Spannung σ_{av} beträgt etwa 9.2 N/mm^2 . Über den gesamten Frequenzbereich wurde eine konstante Dämpfung angenommen. Aufgrund der hohen mechanischen Güte von Quarzstrukturen ($Q \approx 10^4 - 10^6$) wurde mit dem konstanten Dämpfungswert DMPRAT = 10^4 gerechnet.

Im unteren Teil der Abb. 20 ist das Amplitudenverhalten A_y bei symmetrischer Anregung über der Frequenz aufgetragen. Während die Anteile bei der antisymmetrischen Anregung lediglich aus der Grundschwingung y-A1 selber und der ersten harmonischen Oberwelle y-A3 (antisymmetrischer Mode mit drei Schwingungsbäuchen) besteht, tragen beim unteren Amplitudenspektrum mehrere Eigenschwingungen im Frequenzbereich bis 500 kHz zur Gesamtbewegung bei.

Bei späteren Berechnungen soll statt einer mechanischen Anregungskraft die harmonische Anregung der Sensoren in piezoelektrischer Kopplung berechnet werden. Hierzu sollen flächenhaft über die Elektrodengeometrien die elektrischen Größen (Ladungen, Spannung) eingeprägt werden, die zu mechanischen Spannungen im piezoelektrischen Kristall (Quarz, ZnO) führen. Mit dieser FEM-Analyseart soll zukünftig die piezoelektrische Anregung studiert und der technologische Herstellungsprozeß weiter optimiert werden.

Beachte:

Die vom Schwingungsmodus i abhängigen Größen ω_i , ϕ_i , η_i , $A(\omega_i)$, Q_i spielen beim Entwurf des Sensors eine wichtige Rolle und müssen, um die dynamischen Eigenschaften des Sensors zu optimieren, gleichzeitig betrachtet werden. Die Schwingungsgüten Q sind für höhere Moden i.A. besser als für niedrige, sodaß bei der Konstruktion eines Sensors, neben der Beachtung anderer Randbedingungen, das Produkt $(Q \cdot \eta)_i$, auch 'figure of merit' genannt, maximiert werden muß (vgl. [AND 88]).

Schwinger in 'Multistring'-Anordnung:

Ausgehend von den geometrischen Grundelementen (Befestigung, Entkopplungsbereich mit Verjüngung, Schwingbereich), die für einen resonanten Sensor notwendig sind, sollte mit Hilfe erster Berechnungen das grundsätzliche Verhalten von Quarzschwingern mit mehr als zwei Balken erklärt werden. In Abb. 21 sind fünf mögliche Sensorgeometrien dargestellt, bei denen jeweils ein Balken mehr hinzugefügt wurde. Die wichtigsten Geometrieparameter wurden für alle Multistring-Anordnungen beibehalten:

Strukturlänge: $L = 15.0 \text{ mm}$

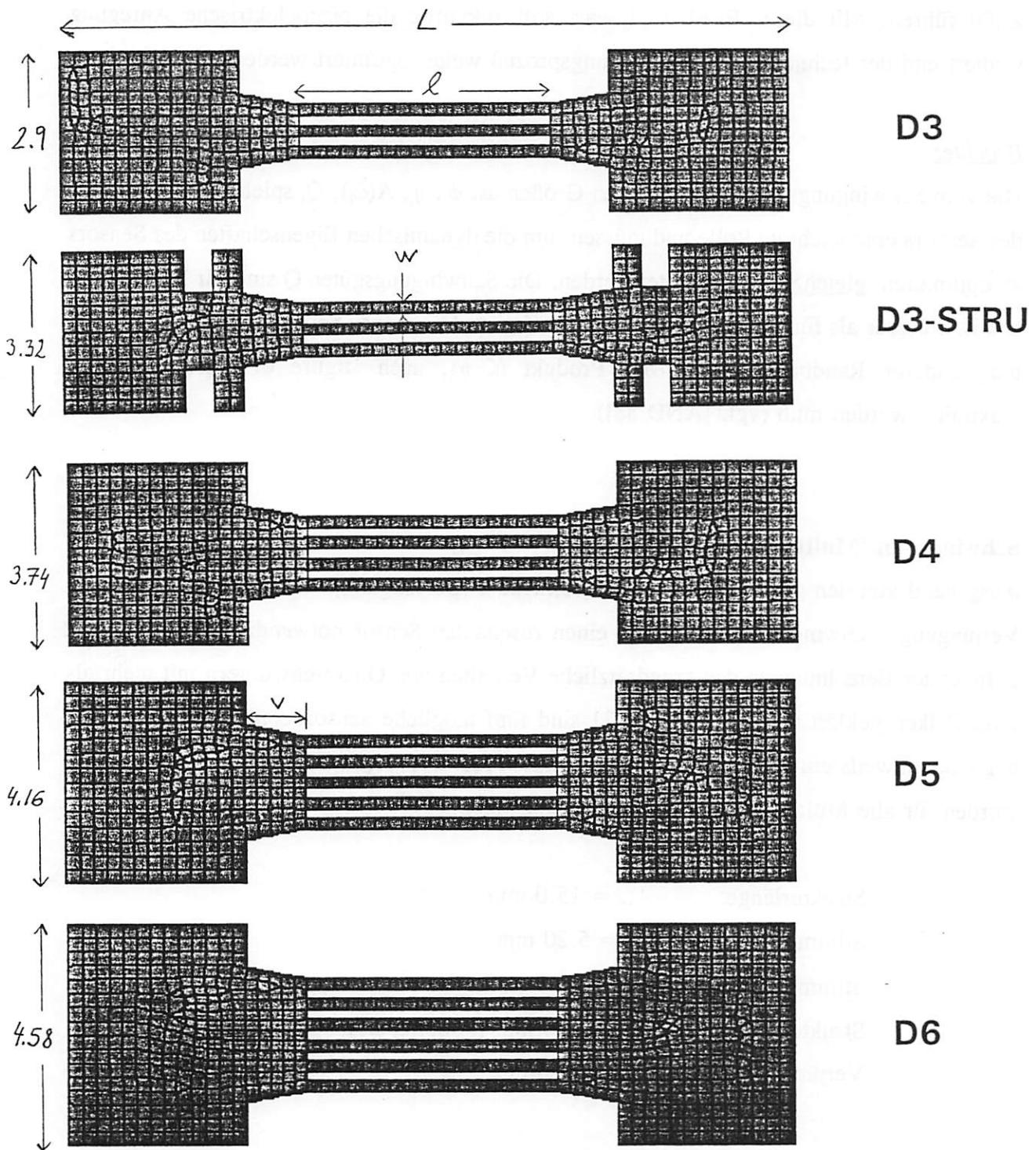
Stimmgabellänge : $l = 5.20 \text{ mm}$

Stimmgabelbreite : $w = 0.24 \text{ mm}$

Strukturdicke: $t = 1.00 \text{ mm} \text{ (Simulationsannahme)}$

Verjüngungslänge: $v = 1.20 \text{ mm}$

Abb. 21: Schwinger in 'Multistring'-Anordnung



[mm]

Die Abbildungen 22 bis 25 auf den folgenden Seiten zeigen die ersten Schwingungsformen des jeweiligen 'Multistring'-Sensors. Aufgrund der Festlegung auf Quarzstrukturen wurden Schwingungen nur in x- und y-Richtung betrachtet, so daß Schwingungen aus der Ebene heraus (z-Richtung) nicht berücksichtigt sind. Abhängig von der Anzahl der Balken stellen sich Schwingungsmoden ein, die frequenzmäßig dicht beieinander liegen.

In Tabelle 6 sind die zu den Schwingungsformen zugehörigen Kraftempfindlichkeiten aufgelistet.

Tab. 6: FE-Modellparameter und Kraftempfindlichkeiten der Schwinger in Multistring-Anordnung:

FE-Modell:	D3	D3-STRU	D4	D5
Elementanzahl:	895	838	1043	1179
Knotenanzahl:	2974	2839	3471	3926
ELSI [mm]:	0.2	0.2	0.2	0.2
Anzahl MDOF:	300	300	300	300
Kraftempfindlichkeit η [%/N]:				
1.Mode:	1.565	1.492	1.501	1.452
2.Mode:	1.623	1.624	1.546	1.487
3.Mode:	1.596	1.602	1.500	1.456
4.Mode:	0.010	0.009	1.519	1.444
5.Mode:	0.752	0.630	0.009	1.458
6.Mode:	0.825	0.825	0.710	0.009
7.Mode:	0.814	0.818	0.784	0.688
8.Mode:	0.344	0.348	0.770	0.762
9.Mode:	0.477	0.348	0.772	0.752
10.Mode:	0.452	0.477	0.303	0.751

Bei der D3-Geometrie liegen die ersten drei Eigenformen dicht beieinander und besitzen vergleichbar große Kraftempfindlichkeiten. Der zweite Mode ($f_2 = 48.3$ kHz) zeichnet sich allerdings durch seinen antisymmetrischen (180° phasenverschobenen) Schwingungszustand aus und besitzt auch die höchste Kraftempfindlichkeit.

Die Eigenschwingungsformen der D3-STRU-Geometrie sind identisch zu denen der D3-Geometrie. Durch die zusätzliche Strukturierung des Entkopplungsbereiches ist eine Verbesserung des dynamischen Verhaltens des Sensors bezüglich der Schwingungsgüte Q zu erwarten, so daß bei etwa gleicher Kraftempfindlichkeit das Produkt $(Q \cdot \eta)_2$ erhöht werden konnte. Die Geometrien D4 und D5 weisen vier bzw. fünf frequenzmäßig dicht beieinander liegende Moden mit fast gleicher Kraftempfindlichkeit auf. Aus kinematischen Gründen zeichnen sich auch hier die beiden antisymmetrischen Schwingungsmoden (Mode Nr. 2) aus. Allen Sensorgeometrien ist gemeinsam, daß die Kraftempfindlichkeit höherer Moden abnimmt. Auch treten die bereits von den Einfach- und Doppelstimmgabeln her bekannten 'kraftunempfindlichen' Schwingungsmoden mit x-Schwingungsanteilen auf.

Beachte:

Die Kraftempfindlichkeit der 'Multistring'-Sensoren nimmt mit steigender Stimmgabelanzahl ab, da sich die anliegende Gesamtkraft auf mehrere Stimmgabelstege verteilen muß. Die uniaxiale Krafteinleitung wird durch die zunehmende Breite des Sensors erschwert, sodaß eine gleichmäßige Kraftbeaufschlagung aller Stimmgabelstege hohe Anforderung an die Krafteinleitungsmechanik (Hebellenker) stellt. Dieses ist aber eine wichtige Voraussetzung dafür, daß der Sensor ein sauberes Modenverhalten zeigt und definiert in einem Mode schwingt (Unimodalität). Die definierte Anregung eines n-fach Multistings kann u.U. problematisch werden, da mehrere Balken in Resonanz versetzt werden können. Betrachtet man die ersten fünf Moden beim D5-Schwinger (Abb. 25), so bewegen sich jeweils nur zwei Stimmgabeln in Phase bzw. in entgegengesetzter Phase, sodaß diese durch Elektroden auch angeregt werden müßten. Die anderen Stimmgabeln übernehmen im Prinzip nur die Rolle von Verstärkungsstegen. Aufgrund dieser Überlegung läßt sich ein n-fach Quarzschwinger, der in y-Richtung schwingt, immer auf einen Schwinger mit nur zwei oder drei schwingenden Stimmgabeln zurückführen. Bei Schwingungen aus der Stimmgabelebene heraus (z-Richtung) erscheint das Multistring-Konzept sinnvoller, da Gegenmomente durch

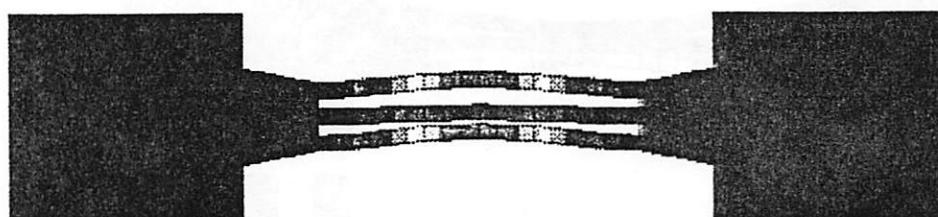
entgegengesetzten schwingenden Stimmgabeln ($n \geq 3$) automatisch kompensiert werden (vgl. hierzu auch [KIR 83]).

Abb. 22: Eigenschwingungsformen des D3-Schwingers

Mode

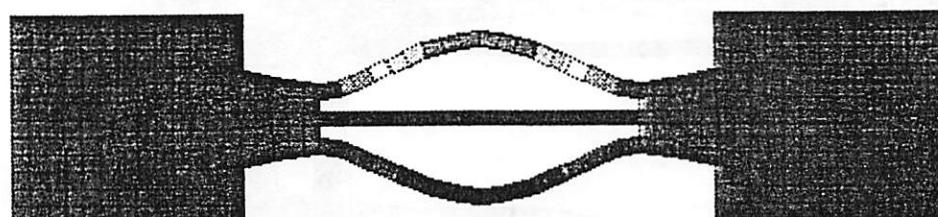
Frequenz f [kHz]

1.



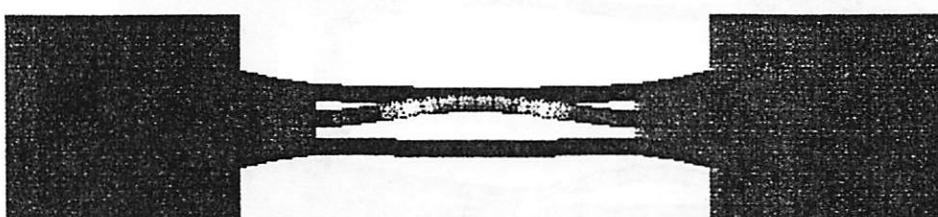
47.1

2.



48.3

3.



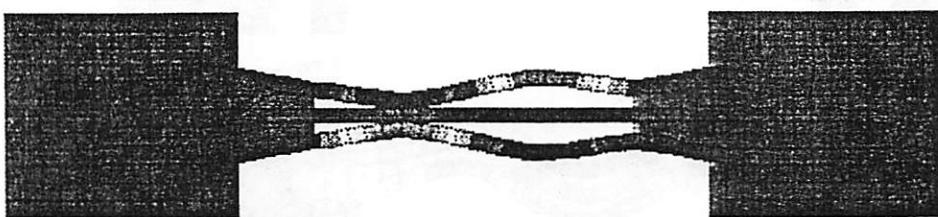
49.4

4.



121.2

5.



130.9

Abb. 23: Eigenschwingungsformen des D3-STRU-Schwingers

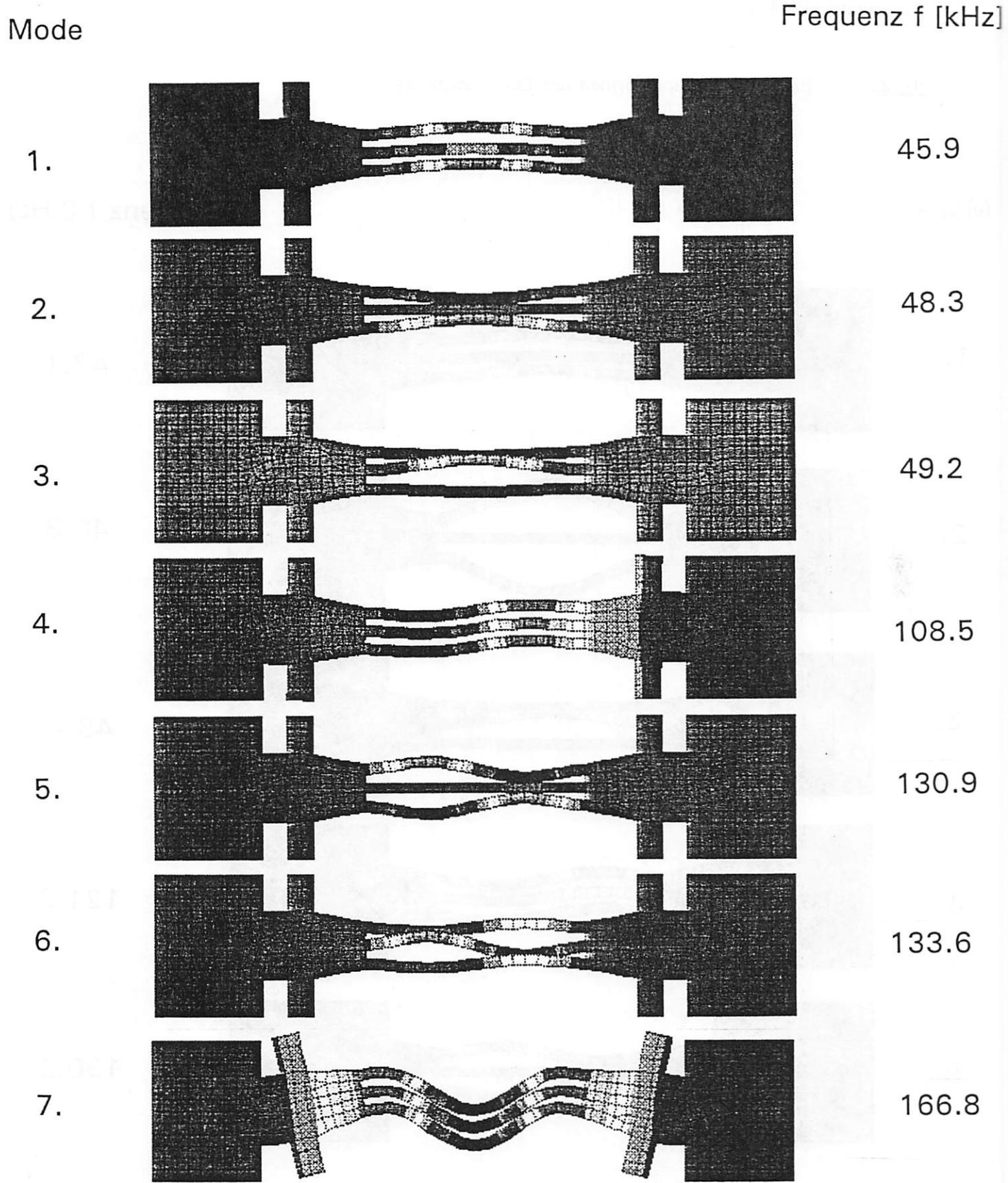


Abb. 24: Eigenschwingungsformen des D4-Schwingers

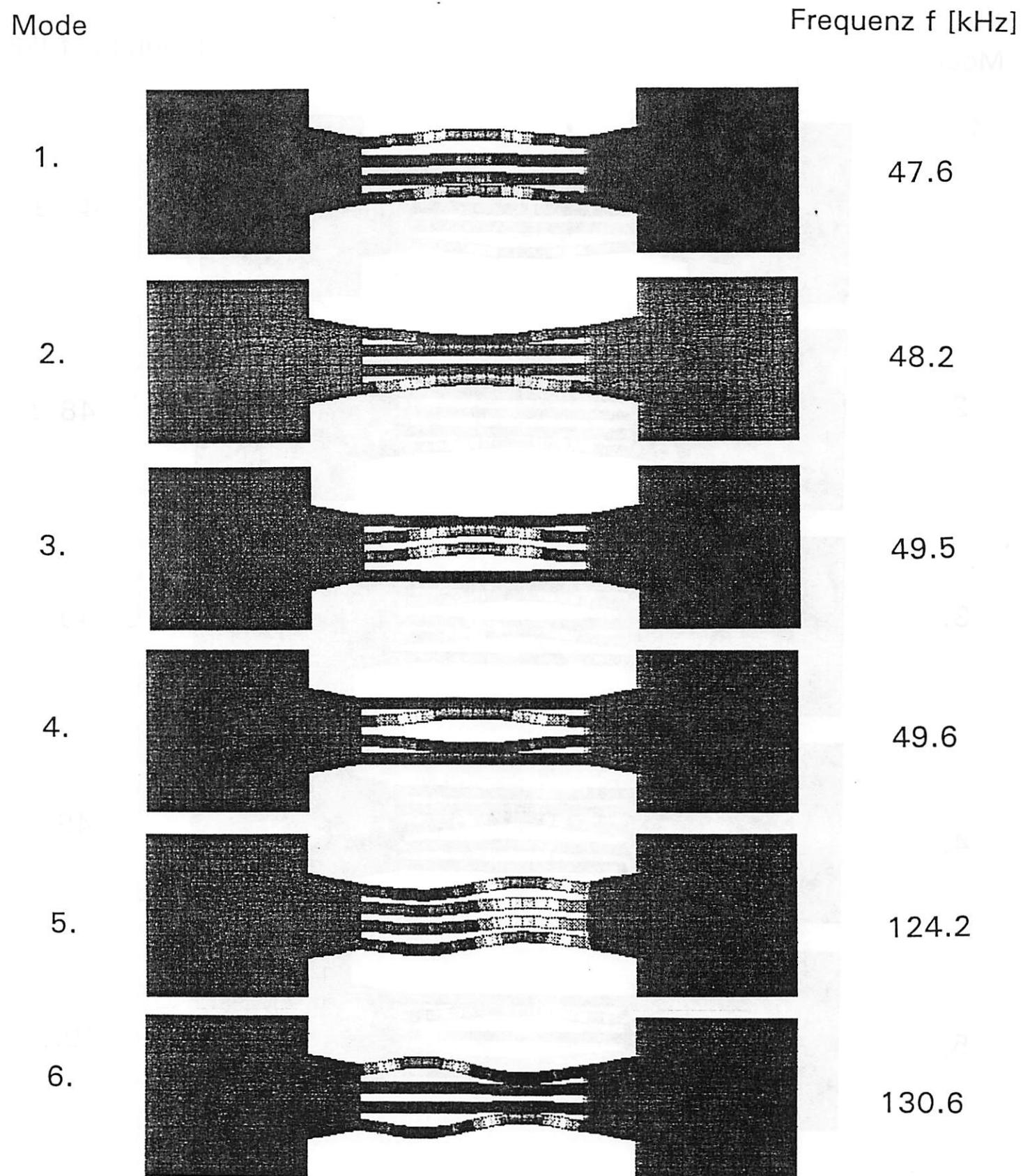
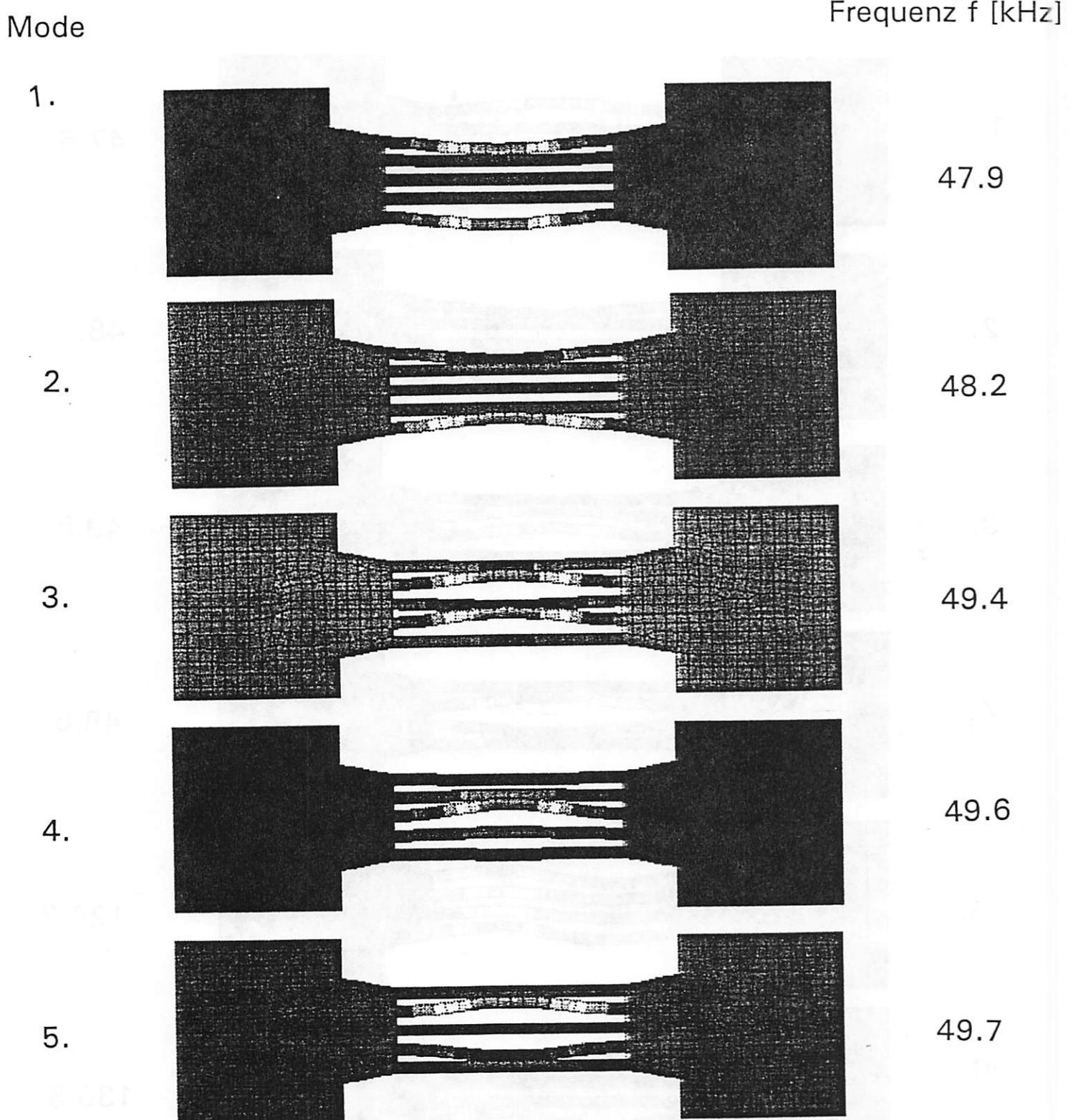


Abb. 25: Eigenschwingungsformen des D5-Schwingers



Für eine Sensoranwendung basierend auf Silizium mit piezoelektrischer oder thermischer Anregung erscheint der Aufbau eines Dreifachschwingers aufgrund der inhärenten Schwingungsentkopplung, und der damit verbundenen hohen Schwingungsgüte und Kraftempfindlichkeit besonders interessant.

c) Ergebnisse der FEM-Rechnungen

Die numerischen Berechnungen haben gezeigt, daß ein resonanter Sensor auf der Basis von Einfach-, Doppel- und Mehrfachstimmstäben, geeignet beschrieben werden kann, und dynamische Eigenschaften abgeleitet werden können, die analytisch nicht ohne weiteres herzuleiten wären.

Die Technik der dyamischen FEM-Berechnungen wurde erarbeitet, und es ist nun möglich, die mechanischen Resonatoreigenschaften des Sensors (ω_i , ϕ_i), die Kopplung zwischen Meßgröße und Resonator (η_i) und die Schwingungsanregung ($A(\omega)$, Q_i) zu modellieren. Unter Zugrundelegung beliebiger, auch dreidimensionaler Sensorgeometrien, ist es möglich, unter Berücksichtigung der Materialanisotropie das Verhalten der Sensorelemente zu beschreiben.

Auf den folgenden Seiten sind die wichtigsten Ergebnisse der FEM-Berechnungen in Form von Entwurfsvorschlägen ('Design-Regeln') kurz zusammengefaßt und sollen bei der Auslegung eines konkreten Sensors für die Kraft- bzw. Druckmessung behilflich sein.

'Design-Regeln':

- Die grobe Festlegung des Sensor-Arbeitspunktes erfolgt durch geeignete Wahl der Länge l, Weite w und Dicke t (siehe Gleichungen (2), (4) und (6))
- Der maximale Arbeitsbereich wird durch die Überlastanforderungen (Bruchsicherheit) mit Hilfe entsprechender Auslegung der Verstärkungsstegdimensionen festgelegt:

$$\sigma_B(\text{Quarz}) \approx 100 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_B(\text{Si}) \approx 2 - 3 \sigma_B(\text{Quarz})$$

(Die Bruchspannungen σ_B sind abhängig von der Kristallorientierung)

- Das resonante Strukturelement des Sensors muß entweder unter Zug- oder Druckspannung stehen
- Die Kraft- bzw. Druckeinleitung muß senkrecht zur Schwingungsrichtung erfolgen
- Reduzierung intern auftretender Spannungen durch statische Strukturoptimierung, d.h. strukturbegrenzende Winkel sollten größer als 90° sein.
- Maßnahmen zur dynamische Strukturoptimierung:
 - * Benutzung 'antisymmetrischer' Schwingungsmoden (y-An, z-An)
 - * Erhöhung der Schwingungsgüte durch Entkopplungsbereich
 - * Vermeidung von Modenkopplung infolge geeigneter Strukturparameterwahl (Unimodalität) und Elektrodenformgebung
 - * einwandfreie Halterung des Resonators sicherstellen
- Die statische und dynamische Strukturoptimierung muß zusammen erfolgen
- Vermeidung von Scherkräften durch uniaxiale Krafteinleitung
- Gleichzeitige Erhöhung des Produktes aus Schwingungsgüte Q und Kraftempfindlichkeit η :
 - * Strukturabmessungen des Resonators in Schwingungsrichtung minimieren
 - * Minimierung der äußeren Dämpfung (Resonatorgehäuse evakuieren, Polieren der Resonatoroberflächen)
 - * Unterdrückung höherer, harmonischer Oberwellen durch geeignete Wahl der Elektrodenformen; Kompromiß: $Q \sim \omega$ aber $\eta \sim \omega^{-1}$
- Kompromiß zwischen Auflösung (Empfindlichkeit) und maximaler Belastung (Arbeitsbereich) schließen
- Auswahl eines geeigneten Kristallschnitts (Quarz) zur Temperaturkompensation, unter Beachtung der Strukturierungsmöglichkeit (Ätzraten) und Waferverfügbarkeit (Preis)

d) Quarzmeßtechnik

Der Schwingquarz ist ein elektrisches Bauelement, das als Zweipol gesehen werden kann. Die elektrischen Eigenschaften werden durch sein mechanisches Resonanzverhalten bestimmt. Ein "im Leerlauf" (Kontakte offen) durch eine mechanische Kraft angestoßener Schwingquarz führt eine gedämpfte mechanische Schwingung aus. Die Frequenz dieser Schwingung wird durch die schwingende Masse, die Elastizität des Quarzkristalls und durch den piezoelektrischen Kopplungsfaktor bestimmt. Die elastische Rückstellkraft und die piezoelektrische Rückstellkraft (verursacht durch die Ladungsverschiebung, die durch die mechanische Auslenkung hervorgerufen wird) wirken in der gleichen Richtung, wobei die piezoelektrische Rückstellkraft ca. 1 % der mechanischen Rückstellkraft beträgt.

Diese "Leerlauffrequenz" wird **Antiresonanzfrequenz** f_a (entspricht \approx Parallelresonanzfrequenz, siehe unten) genannt. Durch einen Kurzschluß der Anschlüsse wird die piezoelektrische Rückstellkraft gleich Null. Folglich wird die Frequenz um ca. 1 % kleiner. Diese "Kurzschlußfrequenz" wird **Resonanzfrequenz** f_r (entspricht \approx Serienresonanzfrequenz, siehe unten) genannt. Die genaue Frequenz eines Schwingquarzes hängt somit nicht nur von seiner Beschaffenheit, sondern auch zum geringen Teil (1 %) von seiner Oszillatorschaltung ab. Das **Frequenz/Impedanzverhalten** eines idealen Schwingquarzes wird durch ein Ersatzschaltbild gemäß Abbildung 26 beschrieben.

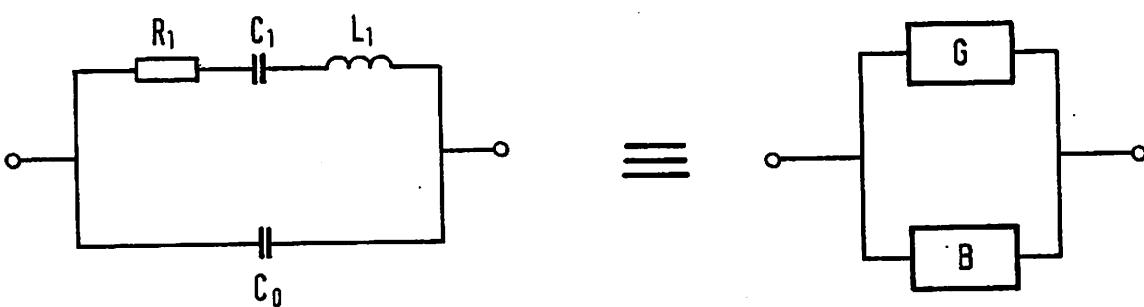


Abb. 26: Ersatzschaltbild des idealen Schwingquarzkristalls; C_0 = Statische Parallelkapazität, C_1 = Dynamische Kapazität (Aussage über Elastizität), R_1 = Dynamischer Widerstand (Aussage über Dämpfung), L_1 = Dynamische Induktivität (Aussage über Massenträgheit), G = komplexer Wirkleitwert, B = komplexer Blindleitwert

Das Ersatzschaltbild besteht aus einem dynamischen und einem statischen Zweig. Ersatzschaltbilder dieser Art, in denen Real- und Imaginärkomponenten parallel geschaltet sind, lassen sich über die Admittanz $Y = G + j \cdot B$ leichter berechnen. Die Admittanz ist der Kehrwert der Impedanz Z : $Y = 1/Z$. Der gemessene Wert der Impedanz eines Quarzresonators hängt von verschiedenen Meßbedingungen ab:

- Frequenz
- Testsignalgröße (AC)
- DC Bias
- Temperatur
- andere physikalische u. elektrische Umgebungsbedingungen
(Feuchtigkeit, Magnetfelder, Licht, Atmosphäre, Vibration, Alterung)

Die Effekte dieser beeinflussenden Faktoren sind für unterschiedliche Materialqualitäten und für unterschiedliche Herstellungsprozesse verschieden (Abbildung 27).

Die Quarzkristall-Parameter R_1 , L_1 , C_1 , C_0 und die Güte Q können mit zwei prinzipiell verschiedenen Methoden bestimmt werden, wobei die Wahl zwischen beiden davon abhängt, welche Parameter mit welcher Genauigkeit und mit welchen Kosten (Geräte und Meßzeit) bestimmt werden sollen.

Bei der **aktiven Meßmethode** wird der Quarzresonator in den Rückkoppelungszweig eines Oszillators eingesetzt, wobei entsprechend der jeweiligen Phasen- und Amplitudenbedingung der Quarzresonator in der Nähe seiner Resonanz- oder Antiresonanzfrequenz oder bei der Lastresonanzfrequenz schwingt. Die Lastresonanzfrequenz ist festgelegt durch den Einfluß der Oszillatorschaltung, den man in einer Lastkapazität zusammenfassen kann, die in Reihe mit dem negativen Widerstand $-R$ der Oszillatorschaltung liegt (Abbildung 28).

Der negative Widerstand ist ein wichtiger Parameter beim Design einer Oszillatorschaltung. Um einen stabilen Schwingungszustand bei einer konstanten Frequenz aufrechtzuerhalten, muß die Oszillatorschaltung einen genügend hohen Wert des negativen Widerstands haben, um den Widerstand (Verluste durch Dämpfung) des Resonators auszugleichen.

Durch zusätzliche externe oder interne Lastkapazitäten können die dynamischen Ersatzdaten C_1 und L_1 bestimmt werden. Weitere Ersatzdaten können nicht ermittelt werden. Das aktive Meßverfahren ist nur auf die Hauptwelle und nicht auf Nebenwellen anwendbar. Mit der aktiven Meßmethode ergeben sich abhängig vom Aufwand Genauigkeiten von 2 - 5 ppm für

die Resonanzfrequenz, von 5 - 20 % für den Resonanzwiderstand und von 3 - 10 % für C_1 bzw. L_1 .

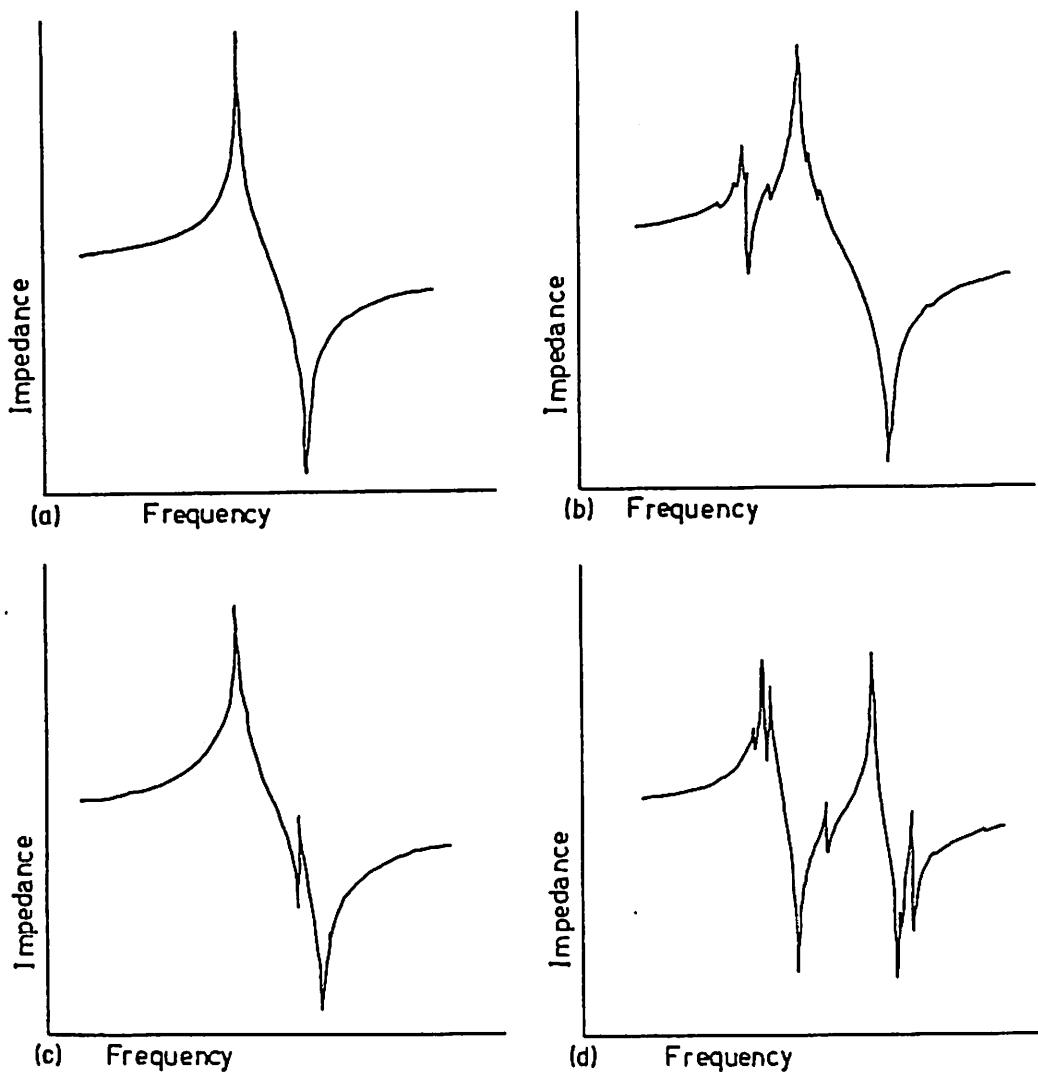


Abb. 27: Einfluß der Ätzbadzusammensetzung auf das elektrische Signal.
Die Frequenz/Impedanz-Charakteristik wurde gemessen, nachdem der Quarzblank 25 μm von beiden Seiten geätzt wurde. a) Konvex geläppter Quarzblank. Ätzlösung 3m HF + 1m KF, b) Plan geläppter Quarzblank. Ätzlösung 3m HF + 1m KF, c) Konvex geläppter Quarzblank. Ätzflüssigkeit 5,4m NH_4FHF + 1,8m H_2SO_4 , d) Plan geläppter Quarzblank. Ätzflüssigkeit 5,4m NH_4FHF + 1,8m H_2SO_4

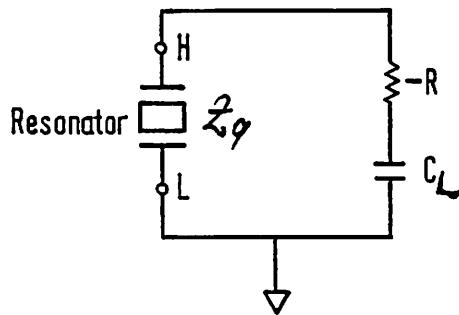


Abb. 28: Ersatzschaltbild eines Oszillators

Mit hoher Genauigkeit lassen sich die Kenndaten durch ein passives Übertragungsnetzwerk (π -Netzwerk-Methode) erfassen. Der Quarzresonator wird dabei in ein Übertragungsnetzwerk eingesetzt, dessen Eigenschaften genau definiert sind. Die Anregung des Quarzresonators erfolgt durch einen stabilen Frequenzgenerator mit vorgegebenem Meßstrom bzw. -spannung, wobei die Frequenz entweder durch einen Rechner programmiert wird oder entsprechend vorgegebenen Phasendifferenzen zwischen dem Meßkanal und dem Vergleichskanal eines Vektorvoltmeters nachgeregelt wird. Durch die Bestimmung der Übertragungsfunktion bei mehreren Frequenzen lassen sich alle Ersatzdaten des jeweiligen Ersatzschaltbildes berechnen. Je nach Anzahl der Meßpunkte ergeben sich Genauigkeiten $< 1 \text{ ppm}$ für die Resonanzfrequenz und unter 5 % für Resonanzwiderstand und dynamischer Kapazität C_1 bzw. Induktivität L_1 .

Der Meßaufbau nach der im Standard IEC444 festgelegten internationalen Norm ist in der Abbildung 29 schematisch dargestellt. Durch einen Leistungsteiler wird die Anregungsfrequenz in einen Meßzweig mit π -Netzwerk und einen Referenzzweig gespeist.

Zu den hohen Kosten für die Hardware (Rechner, Übertragungsnetzwerk, Generator und Vektorvoltmeter bzw. Netzwerkanalysator), wobei diese auch zur Messung anderer Bauelemente oder von Netzwerken verwendet werden können, kommt noch ein erheblicher Aufwand für die Software. Ebenfalls sind noch aufwendige Kalibrierroutinen zu berücksichtigen.

Da es mehrere verschiedene Meßmethoden für die Impedanzmessung gibt, müssen die Meßanforderungen (Frequenzband, Meßbereich, Meßgenauigkeit, Bedienungskomfort) sorgfältig analysiert werden. Betrachtet man nur die Aspekte der Meßgenauigkeit und des Bedienungskomforts, so ist die Methode der selbstabgleichenden Brücke (Auto Balancing Bridge) für Messungen bis 40 MHz, Die Strom/Spannungs-Methode für Messungen von 40

MHz bis 100 MHz und die Netzwerkanalyse-Methode für Messungen ab 100 MHz am besten geeignet. Das Prinzip und die Vor- und Nachteile dieser Meßmethoden sind in Tabelle 7 schematisch dargestellt.

Für den Aufbau eines Meßplatzes zur Messung der Quarzkristall-Parameter wird im Vorhaben ein Impedance/Gain-Phase Analyzer von Hewlett-Packard (Mod. HP 4194A) verwendet. Dieses Meßgerät kann nach der Auto Balancing Bridge-Methode bis 40 MHz messen und mit einem zusätzlichen Meßadapter (HP 41941A) mit der Strom/Spannungs-Meßmethode bis 100 MHz im Meßbereich erweitert werden. Die Spezifikationen sind der Tabelle 8 zu entnehmen.

Das Gerät ist in der Lage, die relevanten Parameter des Ersatzschaltbildes R_1 , C_1 , L_1 , C_0 direkt, die Parameter $|Z|$, Θ , f_r , f_s und k_t (elektromechanischer Kopplungsfaktor) aus der angezeigten Frequenz/Impedanz-Phasengang-Charakteristik (Schematisch in Abbildung 30 dargestellt), und $|Y|$, G , B und die Güte Q aus der berechneten und angepaßten Admittanzkurve (Abbildung 31) zu berechnen und anzuzeigen. Ebenfalls kann mit geringem Aufwand eine Leerlauf/Kurzschluß-Kompensation durchgeführt werden.

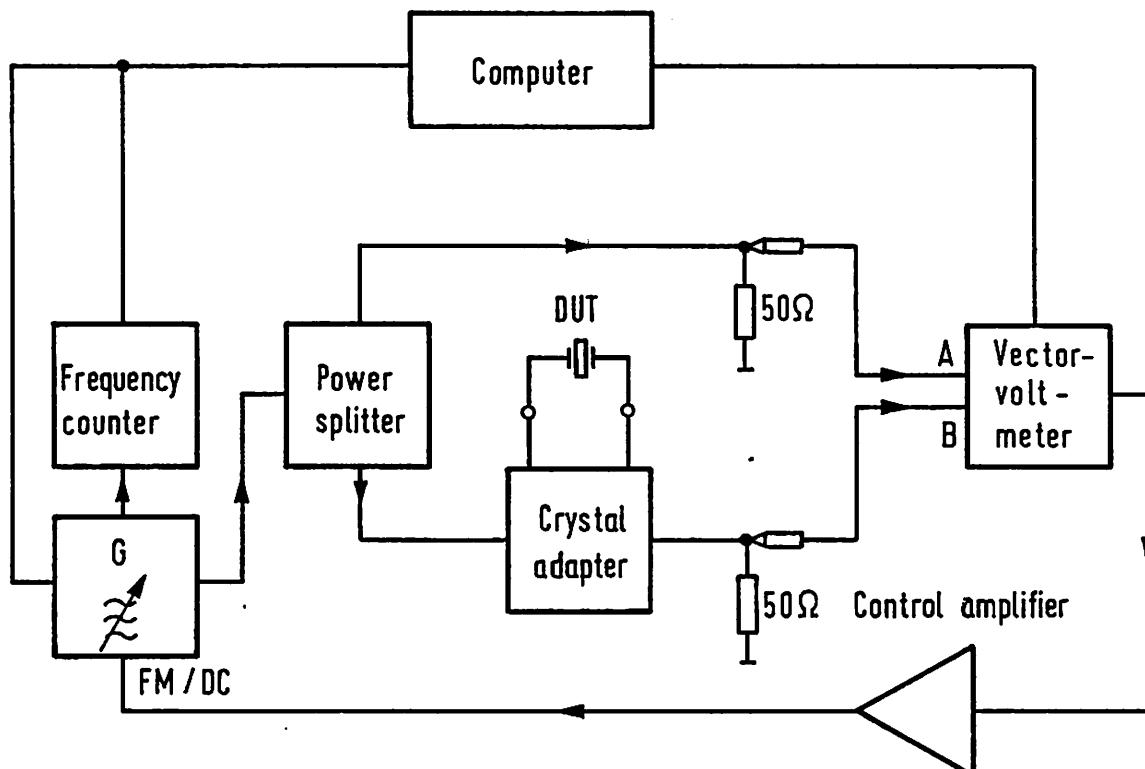
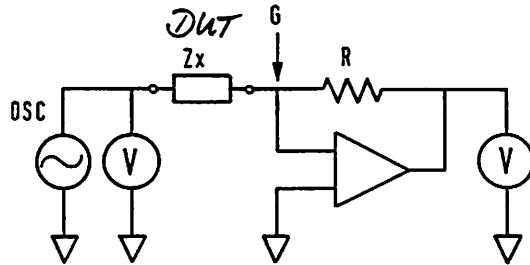


Abb. 29: Meßaufbau zur Messung der Quarzkristall-Parameter nach Spezifikation Standard IEC444. DUT (Device under Test): Quarzresonator.

Tab. 7: Meßmethoden für die Impedanz-Messung

Auto Balancing Bridge-Methode

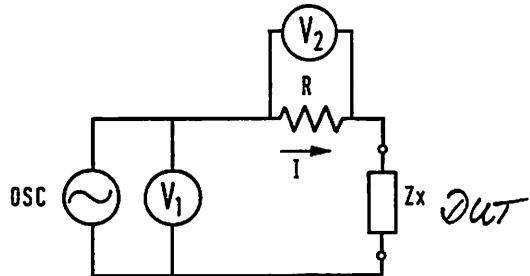


Vorteile:

- Großer Frequenzbereich
- Hohe Genauigkeit über einen weiten Meßbereich

Meßbereich: 5 Hz - 40 MHz

I / U - Methode



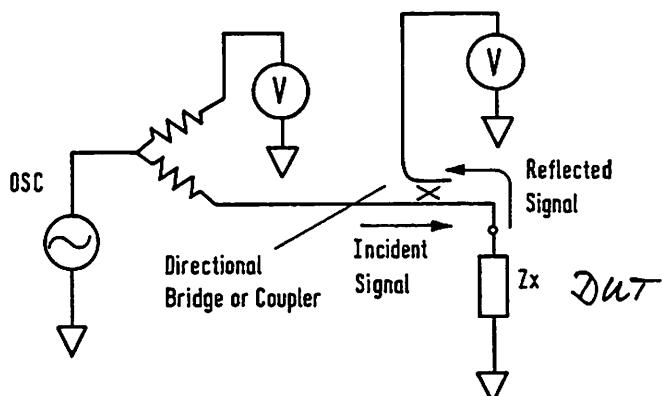
$$Z_x = \frac{V_1}{I} = \frac{V_1}{V_2} R$$

Vorteile:

- Messungen an geerdeten Schaltungen

Meßbereich: 10 kHz - 100 MHz

Netzwerkanalyse - Methode



Vorteile:

- Hoher Frequenzbereich

Meßbereich: > 300 kHz

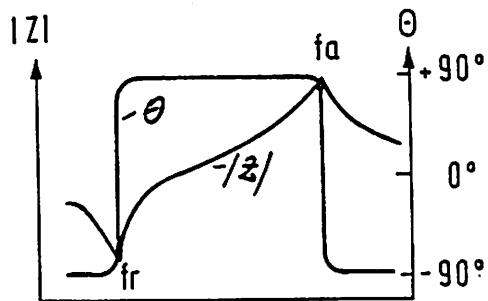


Abb. 30: Frequenz/Impedanz-Phasengang- Charakteristik eines Quarzresonators (schematisch)

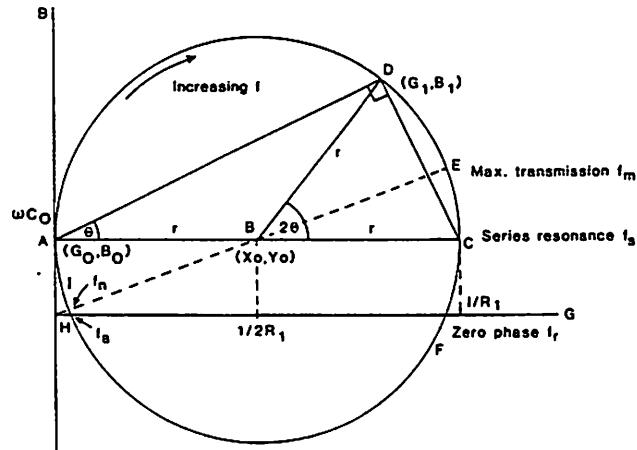


Abb. 31: Berechnung von relevanten Punkten auf der Admittanzkurve

Tab. 8: Spezifikationen des HP 4194A Impedance/Gain-Phase Analyzer

Test Signal	Frequency: 100 Hz to 40 MHz, 1 mHz resolution Signal Level: 10 mV to 1 Vrms
Impedance Measurement Parameters	$ Z , Y , \theta, R, X, G, B, L, C, D, Q$
Impedance Measurement Range	0.1 mΩ to 1.6 MΩ
Measurement Basic Accuracy	0.17% of reading
Display	6 digit
DC Bias	0 to ± 40 V

Die Oszillatorschaltung ist aus der Sicht des Resonators ein geerdeter Schaltkreis. Aus diesem Grund wird bei Messungen an der Oszillatorschaltung die Strom/Spannungs-Meßmethode verwendet (Abbildung 32). Man kann also mit dem Zusatzmeßadapter "In-Circuit-Messungen" vornehmen.

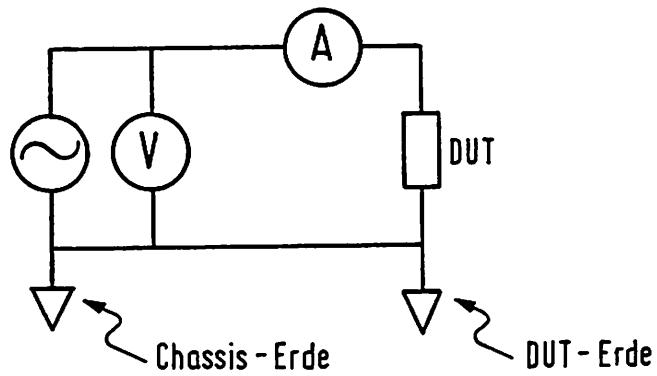


Abb. 32: Strom/Spannungs-Methode für Messungen an Quarzresonator-Oszillatoren

Beachte:

Für die Sensorsignalverarbeitung (Frequenzverschiebung des Resonators durch die Meßgröße) ist die Oszillatorschaltung aus Kostengründen die einzige in Frage kommende Frequenzmeßmethode.

Die Anforderungen an das Meßsystem zur Messung des Temperaturgangs von Frequenz und Widerstand von Quarzresonatoren (Frequenzmessung: Genauigkeit besser 1 ppm, Reproduzierbarkeit besser 0,1 ppm; Widerstandsmessung: Genauigkeit besser 5 %, Reproduzierbarkeit besser 2 %) schließen allerdings die Verwendung von Oszillatoren zur Messung von Quarzresonatoren aus.

3. Technologien

a) Naßchemisches Strukturieren von Quarz

Einführung

Einkristalliner piezoelektrischer Quarz spielt als Werkstoff für miniaturisierte Resonatoren eine wichtige Rolle. So wurden als Spin-off der Uhrenstimmgabel-Entwicklung (Jahresproduktion: mehrere Millionen Resonatoren) mit mikromechanischen Fertigungsmethoden schon einige Sensor- und Aktor-Strukturen [DEL 87], [HAU 87], [UED 85a], [UED 85b], [ZIN 85] verwirklicht.

Für die Batch-Herstellung mikromechanischer Strukturen ausgehend von Quarz-Blanks müssen die aus der Siliziumtechnologie bekannten Prozesse aus format- und materialbedingten Gründen modifiziert bzw. völlig neu entwickelt werden.

Im Rahmen des Vorhabens wurde ein Prozeß zum naßchemischen Ätzen von einkristallinem Quarz mit gepufferter Flußsäure weiterentwickelt.

Zur Ätzmaskierung dient eine Cr/Au-Schicht, die mittels Sputtern hergestellt wird.

Quarz als mikromechanischer Werkstoff; Eigenschaften und Kristallstruktur

Einkristalliner Quarz hat für die mikromechanische Bearbeitung und als Sensor/Aktorelement einige wichtige vorteilhafte Eigenschaften [BRI 85]:

- Quarz kann im großtechnischen Maßstab in hoher Qualität und Reinheit hergestellt werden.
- Niedrige Herstellungskosten.
- Mit gerätetechnischen Modifikationen kann Quarz mit den gleichen Fertigungsgeräten wie sie in der Halbleitertechnologie verwendet werden, mikromechanisch strukturiert werden.
- Sehr gute anisotrope Strukturierungsmöglichkeiten; Tiefenätzen mit geringer Unterätzrate möglich.
- Quarz hat hervorragende Materialeigenschaften wie Härte, hochstabile elastische Eigenschaften, piezoelektrische Eigenschaften, Chemikalienresistenz, optische Aktivität, temperaturabhängiges bzw. -unabhängiges Resonanzfrequenzverhalten, gute Langzeitstabilität.

Die kristalline Struktur von α -Quarz (der bei Raumtemperatur und Atmosphärendruck stabilen Form) kann durch ein Raumnetz eckenverknüpfter SiO_4 -Tetraeder beschrieben werden. Dabei besetzen die (größeren) Sauerstoffatome die Tetraederecken und die (kleineren) Siliziumatome die Tetraederzentren (Abbildung 33).

Bei 573 °C erfolgt eine reversible Umwandlung von α -Quarz in β -Quarz ohne Aufbrechen von Bindungen durch eine Änderung der räumlichen Lage der Tetraeder. Die trigonale Symmetrie von α -Quarz geht dabei in die hexagonale Symmetrie von β -Quarz über.

Die Materialeigenschaften von α -Quarz und β -Quarz unterscheiden sich deutlich: So hat z.B. nur α -Quarz piezoelektrische Eigenschaften. Die Richtung der piezo elektrischen Polarisation einer Struktur ändert sich bei der Umwandlung von α -Quarz und β -Quarz nicht reversibel.

Quarz kristallisiert in der trigonal trapezoedrischen Kristallklasse 32 [DEL 89]. Diese Kristallklasse ist charakterisiert durch eine nichtpolare dreizähliges Achse (c-Achse oder z-Achse) und drei dazu senkrechte zweizähliges polare Achsen (a-Achsen), die je einen Winkel von 120° aufspannen. Es gibt kein Symmetriezentrum und keine Symmetrieebene. Dies ist die notwendige Voraussetzung für die piezoelektrischen Eigenschaften.

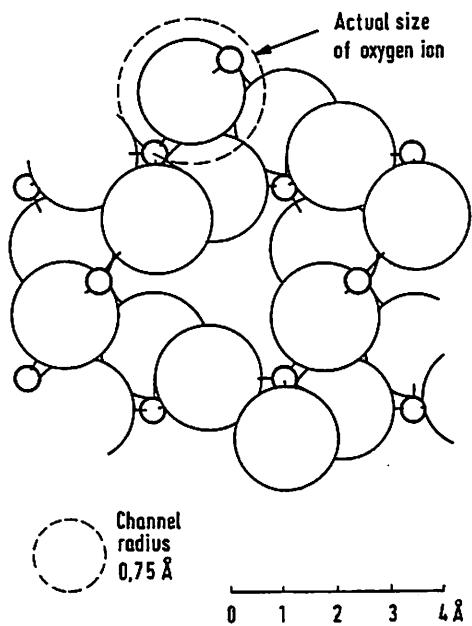


Abb. 33: Vertikale Projektion der α -Quarz-Struktur. Die c-Achse steht senkrecht zur Zeichenebene. Die Ecken der Einheitsszelle sind parallel zu a-Achsen. Die kleinen Ionen sind Si ($r_{\text{Si}} = 0,042 \text{ nm}$) und die großen O ($r_{\text{O}} = 0,132 \text{ nm}$).

Prozeßbeschreibung

Zur Fertigung mikromechanischer Strukturen aus Quarz wird mit einem Prozeßablauf gearbeitet, der nachfolgend schematisch zusammengefaßt ist:

- 1.) Ein geeigneter Kristallschnitt wird ausgewählt (bisher wurden z- und AT-Schnitte untersucht). Übliche Substratgrößen sind quadratische Blanks mit den Dimensionen $1,5'' \times 1,5''$ und einer Dicke von $100 \mu\text{m}$ bis $200 \mu\text{m}$. Für bisherige Untersuchungen wurden Blanks mit einer Dicke von $125 \mu\text{m}$ verwendet. Die Oberfläche sollte optisch poliert sein. Geläpppte Oberflächen mit einer Rauigkeit von $5 \mu\text{m}$ sind für manche Anwendungen ausreichend.
Anschließend erfolgt eine Grundreinigung.
- 2.) Beidseitiges Beschichten (Sputterprozeß) mit einer Chrom/Gold-Metallisierung, die als Kontaktierungsschicht für die Schwingungsanregung und gleichzeitig als Resistenschicht beim späteren Quarzätzen dient. Als Schichtdicken wurden in den ersten Versuchen bei Chrom 20 nm und bei Gold 200 nm gewählt. Es zeigte sich, daß für den hier beschriebenen Prozeßablauf dickere Chromschichten (30 nm - 50 nm) verwendet werden müssen.
Anschließend erfolgt ein Reinigungsprozeß.
- 3.) Beidseitiges Belacken mit photoempfindlichem Lack (Photoresist AZ 1518; Dicke $1,5 \mu\text{m}$). Durch die quadratische Form der Blanks ergeben sich bei der Spin-on-Belackung am Eckbereich der Blanks ungleichmäßige Schichtdicken, die beim rückseitigen Belacken und beim späteren Belichten im Maskaligner zu Problemen führen können. Beim Spin-on-Belacken, das bei 5000 Upm (25 sec) durchgeführt wird, entstehen bei der Vorderseiten-Belackung im Eckbereich Photolack-Aufwerfungen. Das Entstehen dieser Aufwerfungen läßt sich folgendermaßen erklären: Löst sich an der Seitenmitte (Abstand zur Blankmitte = r_1) des quadratischen Blanks ein Photolackteilchen mit Winkelgeschwindigkeit ω vom Blank ab, so fliegt es mit einer tangentialen Geschwindigkeit v_1 weiter und wird bei hoher Schleuderdrehzahl von einem Eckpunkt 2 ($r_2 > r_1$, $v_2 > v_1$) "eingeholt". Beim Belacken der Rückseite führen diese Aufwerfungen teilweise zu verminderter Haften auf dem Vakuumchuck. Beidseitige

Aufwerfungen führen beim Belichten des Quarzchucks im Maskaligner zu Problemen, da die Photoplatten (selbst im Soft-Kontakt-Mode) zu fest auf die Quarzblanks gedrückt werden. Dies führt bei hohen Aufwerfungen zum Bruch des Blanks im Randbereich. Die Aufwerfungen von Photolack beim Spin-on-Verfahren können vermieden werden entweder durch eine geeignete Konstruktion des Lackschleuderchucks oder durch das Hinzufügen zweier weiterer Maskenschritte, indem in einem Randbereich > 3 mm der Photolack photolithographisch entfernt wird. Geeignet erscheinende Chuckkonstruktionen wurden hergestellt und getestet, führten aber bislang zu keinem zufriedenstellenden Ergebnis. Die zweite Möglichkeit der Randalentlackung bedingt eine wesentliche Verkleinerung der effektiven Ausnutzung der für die Strukturierung geeigneten Blankfläche. Weitere Untersuchungen hierzu sollen durchgeführt werden.

Anschließend erfolgt ein Softbake zum Austreiben der Lösungsmittel.

- 4.) Belichtung (siehe Abbildung 34) des Quarzblanks im Maskaligner mit entsprechender Maske. Die oben beschriebene Problematik führte in mehreren Versuchen zur Beschädigung des Blankrandbereichs (Bruch). Diese beschädigten Blanks konnten für den weiteren Prozeß nicht mehr verwendet werden. Ebenfalls wurden durch Bruchstücke die Masken-Photoplatten beschädigt. Im Maskaligner, dessen Chuck für 3"- Siliziumprozesse ausgelegt ist, kann aus diesem Grund nur im Soft-Kontakt-Mode mit gegenüber dem Vakuum-Kontakt-Mode verschlechterter Auflösung gearbeitet werden. Eine Umrüstung des Maskaligners mit einem speziell für die Quarzsubstrate geeigneten Chuck wird zur Zeit vorbereitet.

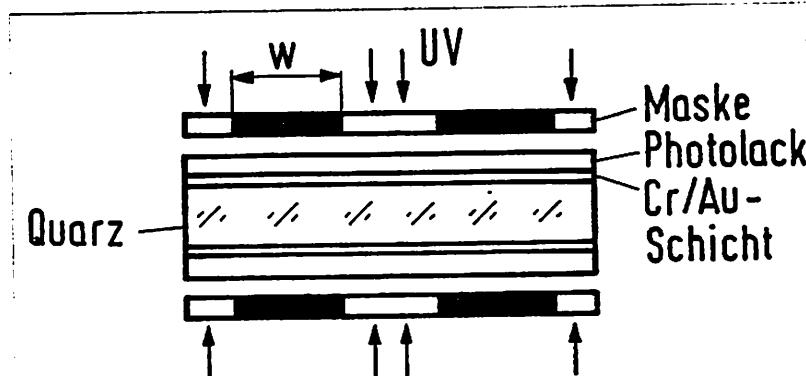


Abb. 34: Belichtung der metallisierten, beschichteten Quarzscheibe

- 5.) Entwicklung, d.h. Resistablösung der belichteten, löslichen Bereiche (Positivprozeß). (Abbildung 35). Ein Negativprozeß, der wegen seiner besseren Beständigkeit gegen Ätzlösungen interessant erscheint, soll im Rahmen des Vorhabens ebenfalls noch untersucht werden.

Anschließend Hardbake.

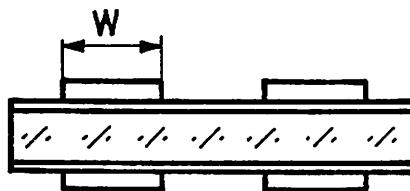


Abb. 35: Entwicklung des Photolacks

- 6.) Öffnen von Fenstern in der Metallisierungsschicht (Abbildung 36) durch spezielle Gold- und Chromätzlösungen. Hierbei werden die Fenster für das Quarätzten freigelegt.

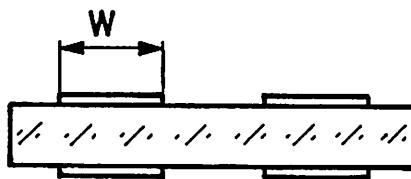


Abb. 36: Ätzen der Goldmetallisierung

- 7.) Entfernen (Strippen) des Photoresists.

Anschließend Reinigung.

- 8.) Belichten (Abbildung 37) zur Definition der Elektroden und Entwickeln (Abbildung 38) der Elektrodenform.

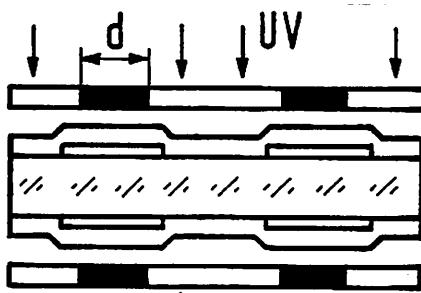


Abb. 37: Belichtung zur Definition der Elektroden

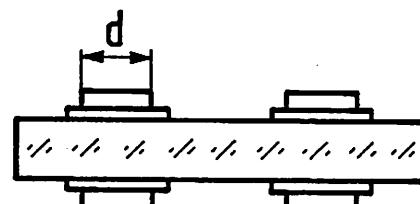


Abb. 38: Entwicklung

9.) Naßchemisches Ätzen von Quarz (Abbildung 39).

Die Prozeßtechnologie zur Strukturierung von Quarz kann an dieser Stelle der Bearbeitung in verschiedenen Prozeßwegen weitergeführt werden. Nach Literaturangaben wird üblicherweise der Fotoresist für das naßchemische Ätzen von Quarz nicht entfernt, sondern als Ätzresist verwendet. Bei hohen Temperaturen $> 80^{\circ}\text{C}$ führt dies bei konzentrierten Flußsäurelösungen bei Positivlacken jedoch zu einem Ablösen des Lacks. Die in der Literatur angegebenen hohen Ätzraten [HOT 89] von $4 \mu\text{m}/\text{min}$ sind daher nur mit Negativprozessen durchführbar. Dies soll im Verlauf des Vorhabens weiter untersucht werden.

Anschließend erfolgt ein Reinigungsschritt.

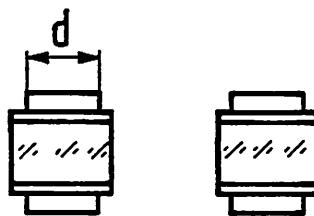


Abb. 39: Ätzen der Quarzstruktur

10.) Naßchemisches Ätzen der Elektroden (Abbildung 40) und Entfernen des Photoresists.



Abb. 40: Ätzen der Elektroden

Charakteristisch für den gesamten Bearbeitungsprozeß ist, daß vor fast jedem Arbeitsschritt der Quarzblank spezielle Reinigungsschritte durchlaufen muß. Diese Reinigungsprozesse sind unerlässlich, da vor jedem Prozeßschritt eine reproduzierbare Ausgangssituation vorliegen muß.

Aufbau der Ätzapparatur

Wichtige Gesichtspunkte beim Versuchsaufbau sind:

- Gute Reproduzierbarkeit und Konstanz der Ätzparameter.
- Die Kontrollier- und Veränderbarkeit aller Ätzparameter auch während des Ätzvorgangs.
- Die Kontaminationsgefahr der Umgebung durch das Ätzmedium so gering wie möglich zu halten.
- Einfaches Handling aller Funktionen der Ätzapparatur.

Für Ätzprozesse mit heißer Flußsäure (bis 85 °C) kommen nur sehr wenige Materialien in Frage. Es wurde eine Ätzapparatur neu entwickelt, die im wesentlichen aus einem PFA-Becher mit Graphitboden (für die Verwendung auf Heizplatten) besteht. In Abbildung 41 ist der Versuchsaufbau schematisch dargestellt. Mit dieser Apparatur können gleichzeitig zwei Quarzblanks bis zu Größen von 1,5" × 1,5" prozessiert werden. Die Quarzblanks stehen dabei senkrecht in der Ätzflüssigkeit, die von unten durch eine Heizplatte kontrolliert bis 85 °C erhitzt werden kann.

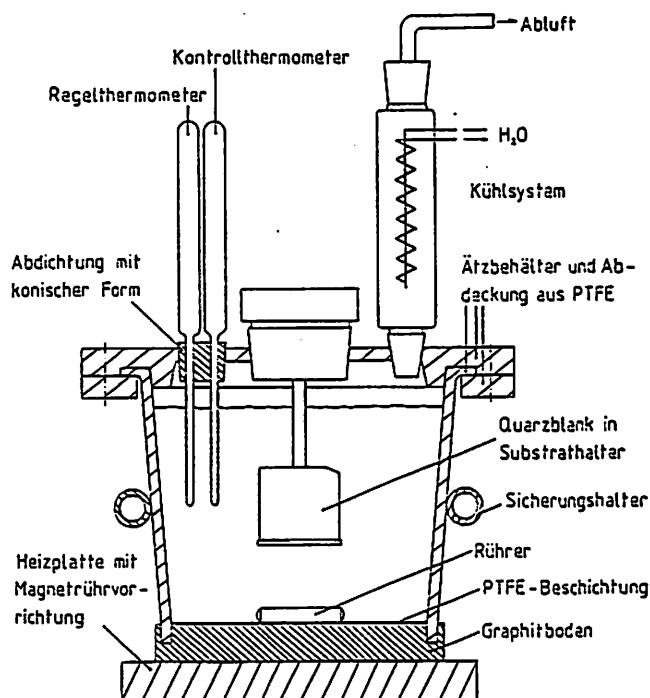


Abb. 41: Naßätzapparatur für das anisotrope Ätzen von Quarz (schematisch).

Anisotrope Ätzlösungen für Quarz

Ein entscheidender Prozeßschritt zur dreidimensionalen Strukturierung von Quarz ist das naßchemische anisotrope Ätzen. Bei einem anisotropen Ätzprozeß ist die Ätzrate abhängig von der Kristallrichtung. Der **Grad der Anisotropie** wird durch die Größe $A = 1 - V_{\parallel}/V_{\perp}$ beschrieben, wobei V_{\parallel} die laterale Ätzrate und V_{\perp} die vertikale Ätzrate ist (siehe Abbildung 42). Für einen isotropen Ätzprozeß gilt $A = 0$, für einen anisotropen Prozeß $0 < A \leq 1$, wobei für $A = 1$ keine Unterätzung der Maskierschicht auftritt.

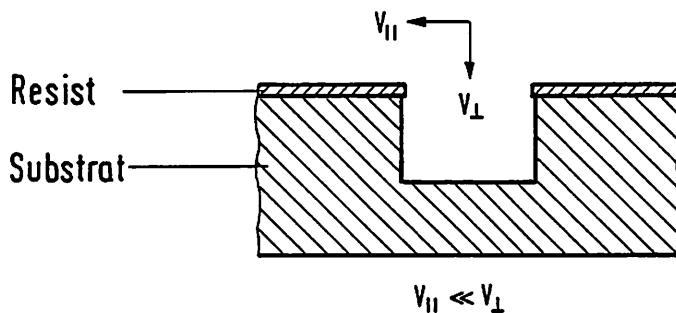


Abb. 42: Anisotropes Ätzen; die Ätzgeschwindigkeit ist abhängig von der Kristallrichtung

Die Änderung der Ätzrate mit der Kristallrichtung ergibt sich aus der Abhängigkeit der Ätzgeschwindigkeit von den Oberflächen- und Bindungsenergien in den jeweiligen Kristallrichtungen. Der allgemeine Reaktionsablauf lässt sich in vier Schritte aufteilen:

1. Diffusion der reagierenden Komponenten zur Phasengrenzschicht.
2. Flächenspezifische Adsorption auf einer Kristallfläche.
3. Oberflächenreaktion.
4. Ablösung der Verbindung von der Kristallfläche.

Allgemein lässt sich beobachten, daß ein direkter Zusammenhang der Ätzgeschwindigkeit und der Atomdichte der zu ätzenden Oberfläche besteht. Die langsamste Ätzgeschwindigkeit ist immer bei der dichtest gepackten Kristallebene zu messen.

Die Auflösung und der Abbau von Kristallen können als reziproke Vorgänge zum Kristallwachstum behandelt werden. Bei der Auflösung eines Konvexkörpers dominieren die Flächen mit den höchsten **Verschiebungsgeschwindigkeiten**. Die Verschiebungsgeschwindigkeit ist die Geschwindigkeit, mit der sich beim Ätzen die Kristallflächen parallel

zu sich selbst in Richtung ihrer Normalen verschieben. Sie ist abhängig von den physikalisch-chemischen Parametern bei der Kristallisation (z.B. freie Oberflächenenergie, Anlagerungspotential).

Eine vollständige kinematische Analogie zum Wachstum eines Konvexkörpers erhält man bei der Auflösung eines Konkavkörpers. Die durch eine Maskierschicht mit hoher Selektivität beschichtete Quarzscheibe kann als ein derartiger Konkavkörper angesehen werden (siehe Abbildung 43). Es bleiben bei der Auflösung nach einer gewissen Ätzzeit die Flächen mit den kleinsten Verschiebungsgeschwindigkeiten übrig.

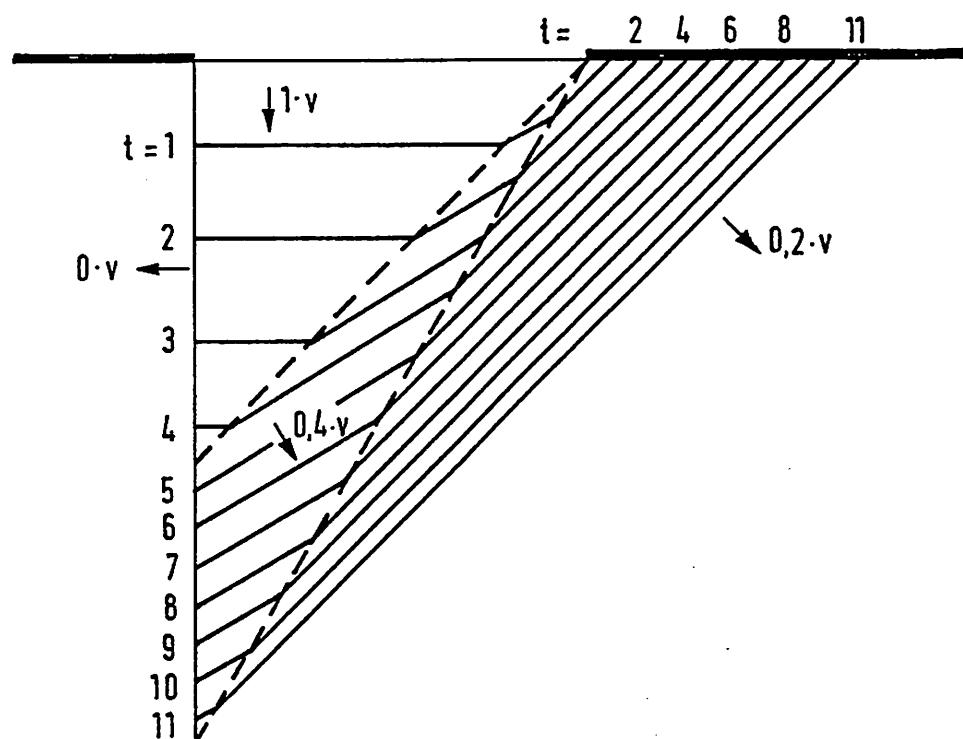


Abb. 43: Schematische Darstellung des Ätzvorgangs. Es sind vier Flächen mit den Verschiebungsgeschwindigkeiten 0 ; $0,2 \text{ v}$; $0,4 \text{ v}$ und v dargestellt. Nach der Zeit $t = 12$ [rel. Einheit] sind nur noch zwei Flächen persistent.

Als Maskierschicht wird für Quarz üblicherweise eine aufgedampfte oder aufgesputterte Chrom/Gold-Schicht verwendet. Die Chromschicht mit einer Dicke von ca. 20 - 50 nm dient als Haftvermittlerschicht für die ca. 200 nm dicke Goldschicht, die bezüglich der Quarätzlösungen eine sehr hohe Selektivität besitzt.

Als Ätzlösungen für Quarz kommen heiße wäßrige Lösungen von Flußsäure (HF) sowie mit

Ammoniumfluorid (NH_4F) gepufferte HF-Lösungen in verschiedenen Mischungsverhältnissen in Frage.

Die Oberflächenqualität des Quarzblanks vor dem Ätzen hat beim naßchemischen Ätzen unabhängig von der Ätzlösung einen großen Einfluß auf die später erreichbare Güte der Oberfläche (z.B. für die Anwendung bei Membranstrukturen). So ist der Ätzeffekt der Ätzlösung auf mechanisch geläppten Oberflächen sehr unterschiedlich zu demjenigen auf chemisch polierten Oberflächen. Quarzblanks, die vor dem Ätzen optisch poliert wurden, weisen gegenüber unpolierten Quarzblanks in geringer Ätztiefe ($10 \mu\text{m}$) eine bessere Oberfläche auf. Dieser Effekt geht aber mit einer Vergrößerung der Ätztiefe verloren. Bei einer geätzten Tiefe von $80 \mu\text{m}$ ist es nicht mehr möglich, die geätzten Oberflächen zu unterscheiden.

Generell schwankt die Oberflächenrauhigkeit beim z-Schnitt stark mit der erreichten Ätztiefe. Tritt bei geringer Ätztiefe noch ein deutlicher Poliereffekt auf, so wird die Oberfläche ab einer bestimmten Ätztiefe, die von der Temperatur der Ätzlösung, der Art der Ätzlösung und der ursprünglich vorhandenen Oberflächengüte abhängt, zunehmend rauher. Die Dichte der entstehenden pyramidenförmigen Hügel ("Hillocks") auf der Oberfläche vergrößert sich, bis die gesamte Fläche durch sie abgedeckt wird. Die Hillocks entstehen als typisches Ätzmuster beim z-Schnitt und können als trigonale Bipyramidenflächen identifiziert werden (Abbildung 44).

Abbildung 45 zeigt die qualitative Darstellung von Schwankungen der Rauigkeit in Abhängigkeit von der Ätztiefe für zwei Ätzlösungen (schematisch!).

Zusammenfassend lässt sich feststellen, daß die Oberflächenqualität nach dem Ätzprozeß abhängig ist von

- der Qualität der Quarzoberfläche vor dem Ätzen,
- der Ätztiefe,
- der Kristallqualität,
- der Temperatur der Ätzlösung
- und der Größe der relativen Bewegung Ätzflüssigkeit/Blank (Rührgeschwindigkeit).

Aus einer Reihe von Versuchen konnte ein Zwei-Stufen-Ätzprozeß ermittelt werden, der die durch einen ersten Ätzprozeß entstandenen Hillocks durch das Ätzen mit einer zweiten speziellen Polierätzlösung wieder auflöst. Damit konnte eine Tiefenätzung mit guter Oberflächenrauhigkeit erreicht werden. Untersuchungen wurden mit den in Tabelle 9 aufgeführten Lösungen durchgeführt.

Abbildung 46 zeigt eine Quarzmembran, die mit dem Zwei-Stufen-Ätzprozeß hergestellt wurde. Der mit einer Chrom/Gold-Schicht maskierte Quarzblank wurde photolithographisch strukturiert und anschließend abwechselnd 10 min in Lösung B (bei 40 °C, nicht gerührt) und 15 min in Lösung E (bei 25 °C, nicht gerührt) geätzt.

Zwischen den einzelnen Ätzprozessen wird der Quarzblank mit deionisiertem Wasser und Isopropanol gereinigt. Dadurch entstehen vor jedem Ätzschritt die gleichen Ätzbedingungen. Der Zwei-Stufen-Ätzprozeß muß gemäß den oben aufgeführten Parametern für jede Ätztiefe und für jede Ätzlösung optimiert werden.

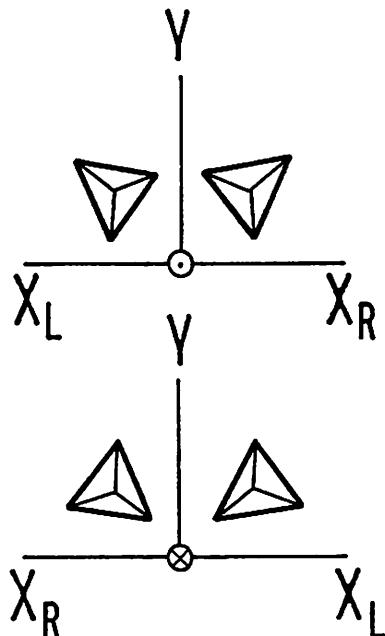


Abb. 44: Typisches Ätzmuster (trigonale Bipyramide) für Quarzblanks im z-Schnitt.
 x_L, x_R : x-Richtung für Links- und Rechtsquartz. Bild oben: positives Ende der z-Achse zeigt zum Beobachter. Bild unten: negatives Ende der z-Achse zeigt zum Beobachter.

Aus Abbildung 47 ist ersichtlich, daß die Ätzrate mit ansteigendem HF- Anteil in der Ätzwandlung größer wird.

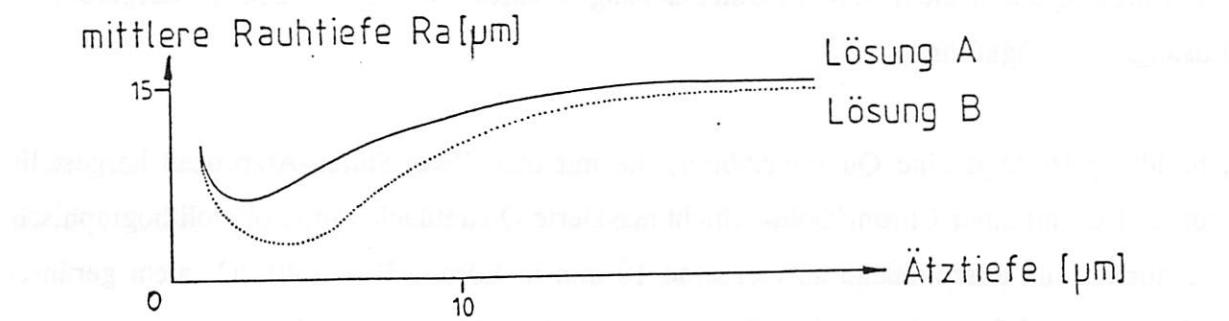


Abb. 45: Qualitative Darstellung von Schwankungen der Rauigkeit in Abhängigkeit von der Ätztiefe.

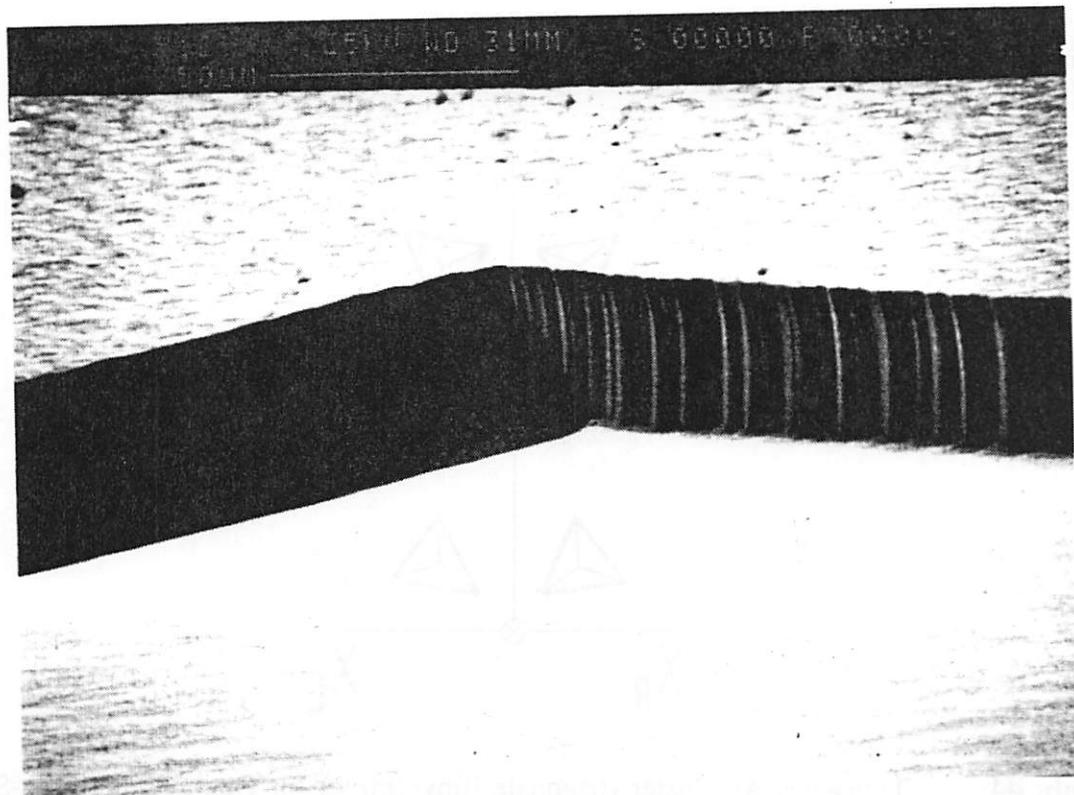


Abb. 46: Quarzmembranoberfläche (Bild unten), die mittels des im Vorhaben entwickelten Zwei-Stufen-Ätzprozesses hergestellt wurde. Nähere Angaben im Text.

Einen sehr großen Einfluß auf die Ätzrate und das Ätzergebnis hat die Temperatur [SUD 79], wobei die Zunahme der Ätzrate mit der Temperatur bei NH₄FHF-Lösungen stärker ausgeprägt ist als bei HF-Lösungen. Die Abhängigkeit der Ätzrate von der Temperatur wird durch die Arrheniusgleichung

$$R = A \exp[-E/kT],$$

beschrieben, wobei E die Aktivierungsenergie, k die Boltzmannkonstante und T die absolute Temperatur ist. Im Proportionalitätsfaktor A ist ein Konzentrationsterm enthalten. Es ist bislang in der Literatur noch nicht geklärt, ob die Aktivierungsenergie E von der Quarzkristallorientierung abhängt oder ob sie nur von der chemischen Reaktion abhängt. Für ein Konzentrationsverhältnis der Bestandteile (NH₄F)/(HF) von 1:1 beträgt die Aktivierungsenergie ca. 40 kJ/mol. Das ergibt für die Ätzrate einen Faktor von 1,6 für einen 10 °C-Schritt um den Bereich von 50 °C. Diese sehr kritische Temperaturabhängigkeit der Ätzrate macht für Ätzprozesse eine sehr gute Temperaturregelung unabdingbar, da in Quarz keine Ätzstoppschichten hergestellt werden können.

Tab. 9: Ätzlösungen für Quarätzversuche

Lösung A	87,5 Vol.anteile NH ₄ F (40%) 12,5 Vol.anteile HF (50%)
Lösung B	40 Vol.anteile NH ₄ F (40%) 60 Vol.anteile HF (48%)
Lösung C	bei 60 °C gesättigte NH ₄ FHF-Lösung
Lösung D	bei 80 °C gesättigte NH ₄ FHF-Lösung
Lösung E	17 Vol.anteile HF (50%) 83 Vol.anteile HNO ₃ (65%)
Lösung F	bei 60 °C gesättigte NH ₄ FHF-Lösung
Lösung G	bei 88 °C gesättigte NH ₄ FHF-Lösung
Lösung H	75 Vol.anteile bei 40 °C ges. NH ₄ FHF-Lösung 25 Vol.anteile bei 40 °C ges. KOH-Lösung

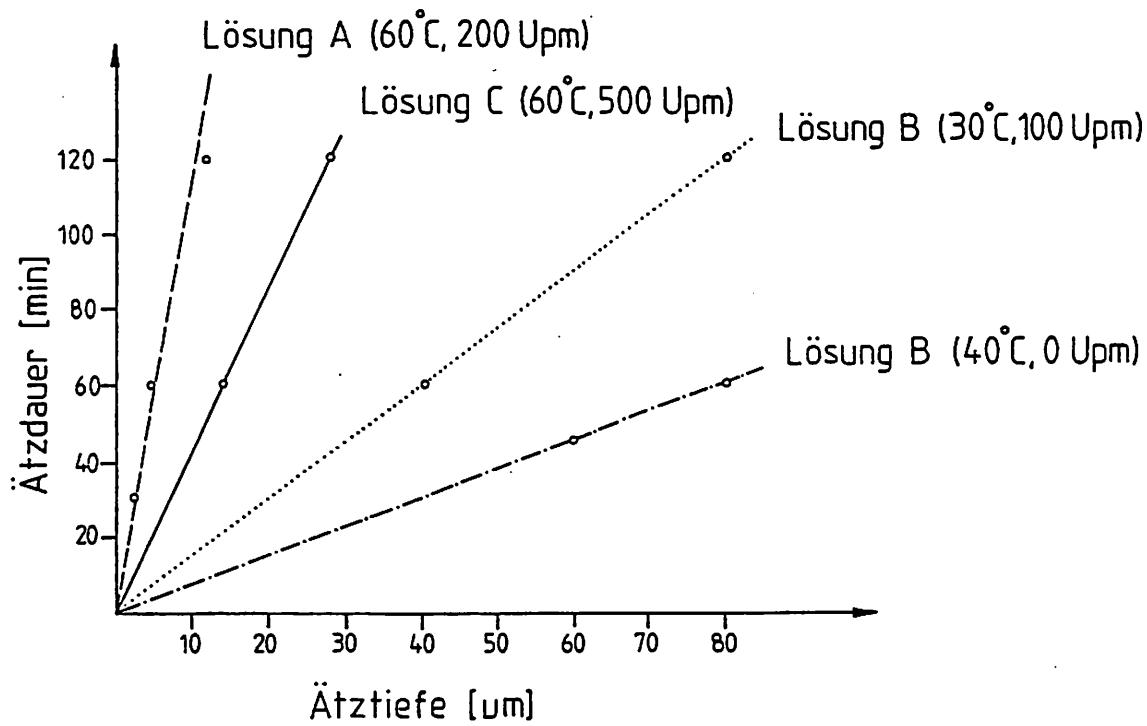


Abb. 47: Abhängigkeit der Ätzrate von der Ätzlösung

Es kann nur auf Zeit geätzt werden. Die Dickenänderung Δd als Funktion der Zeit τ kann durch die Gleichung

$$\Delta d = R \tau + C (1 - \exp[-\alpha \tau])$$

beschrieben werden, wobei R die Ätzrate (im linearen Bereich II, siehe Abbildung 34) ist, C eine Konstante und α die Ätzzeitkonstante der Oberflächenschicht ist. Typische Kurven der Ätztiefe in Abhängigkeit von der Zeit für x-, y- und z-Schnitte sind in Abbildung 48 dargestellt. In der Anfangsphase der Ätzung (Bereich I) besteht ein nichtlinearer Zusammenhang.

In Abbildung 49 sind die ermittelten Werte des Ätzprofils an den seitlichen Flanken der geätzten Quarzmembranen dargestellt. Aus den gemessenen Werten der Abbildung 49 ist ersichtlich, daß für reproduzierbare und homogene Ätzergebnisse über alle Strukturen auf einem Blank der Temperaturgradient und der Konzentrationsgradient der Ätzlösung minimiert werden müssen.

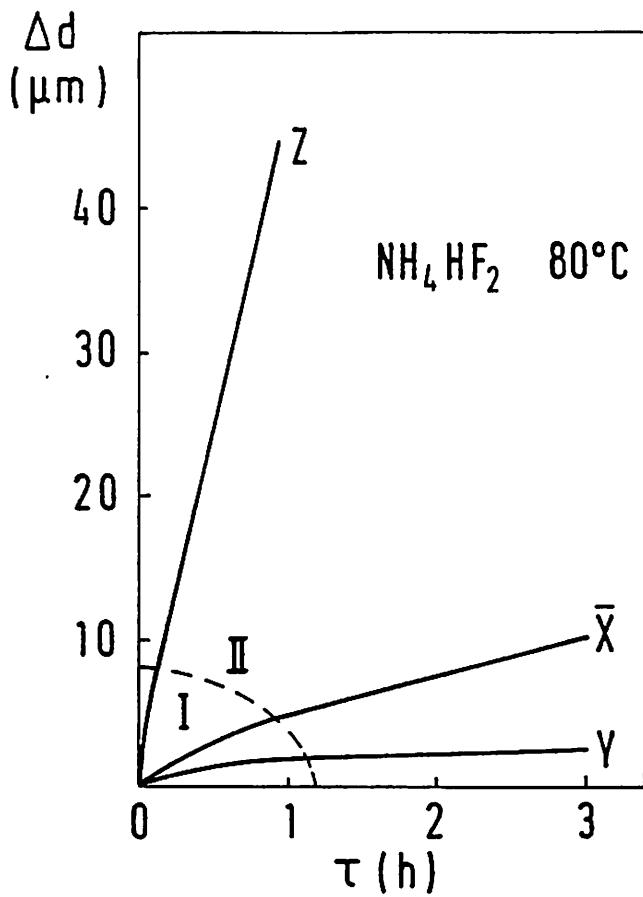


Abb. 48: Ätztiefe Δd als Funktion der Ätzzeit

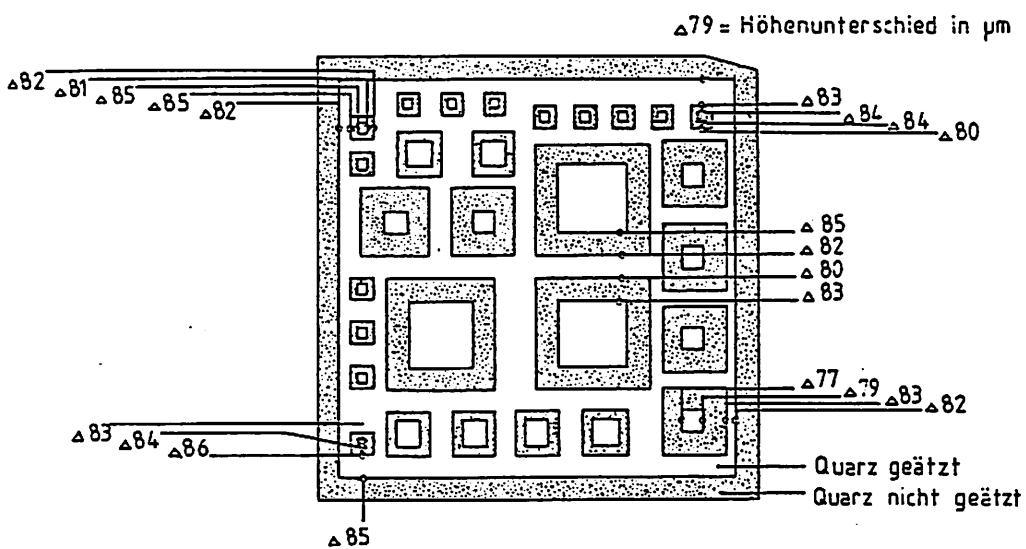


Abb. 49: Ätzprofil eines Quarzblanks mit z-Schnitt nach 350 min Ätzzeit in gesättigter NH_4HF_2 -Lösung bei 60°C , gerührt mit 500 Upm. Die Messung wurde mit einem Präzisionstastfühler (Auflösung $1 \mu\text{m}$) durchgeführt.

Untersuchungen zur Anisotropie

Vergleicht man die Ätzraten R für verschiedene Quarzschnitte, so läßt sich feststellen, daß für die Ätzlösungen NH_4FHF und HF die Anisotropie sehr groß ist. Das Ätzratenverhältnis von $R(z)/R(y)$ kann größer als 1000 werden [VON 83]. Allgemein gilt:

$$R(z) > R(AT) >> R(+x) > R(-x) > R(y) .$$

Mit ansteigender Temperatur nimmt beim Ätzen mit NH_4FHF und HF die Anisotropie ab. Aus Literaturangaben [VON 83] ist zu entnehmen, daß das Ätzratenverhältnis mit dem HF- Anteil in der Ätzlösung ansteigt, um dann bei reinen HF- Lösungen Werte von über 1000 zu erreichen. Bei geeignetem Design der Quarzstruktur können deshalb sehr steile Strukturkanten mit geringer Unterätzung erzeugt werden. Mit heißen Ammoniumbifluorid-Lösungen hat man Ätzraten von bis zu $2 \mu\text{m}/\text{min}$ erreicht. Dieser Wert kann durch die Verwendung von Flußsäurelösungen noch verdoppelt werden. Das Ätzratenverhältnis von $R(\text{HF})/R(\text{NH}_4\text{FHF})$ ist ebenfalls sehr von der Kristallrichtung abhängig, wobei es für die z-Richtung am größten ist und z.B. bei 40°C den Wert 8,9 erreicht.

Je nach Ätzlösung können bei gleicher Maskierung im Quarz verschiedene Querprofile geätzt werden. Dies ist für das Maskendesign von ausschlaggebender Bedeutung. Dabei muß die Quarzsymmetrie beachtet werden, da die Ätzmuster die gleiche Symmetrie aufweisen. Die z-Achse ist eine dreizählige Achse und die x-Achse eine zweizählige Achse. Um das komplette Ätzmuster zu untersuchen, kann man sich auf den Bereich eines Kreissektors von 120° um die z-Achse und eines Kreissektors von 180° um die x-Achse beschränken. Beim Messen des Ätzprofils von Balkenstrukturen aus Blanks mit z-Schnitt kann man sich auf einen Winkelbereich von 60° beschränken. Systematische Messungen dieser Ätzprofile wurden von [UED 87] durchgeführt. Abbildung 50 zeigt ein Polardiagramm der Ätzraten in Abhängigkeit des Drehwinkels eines Quarzschnitts parallel der x-Achse um die x-Achse.

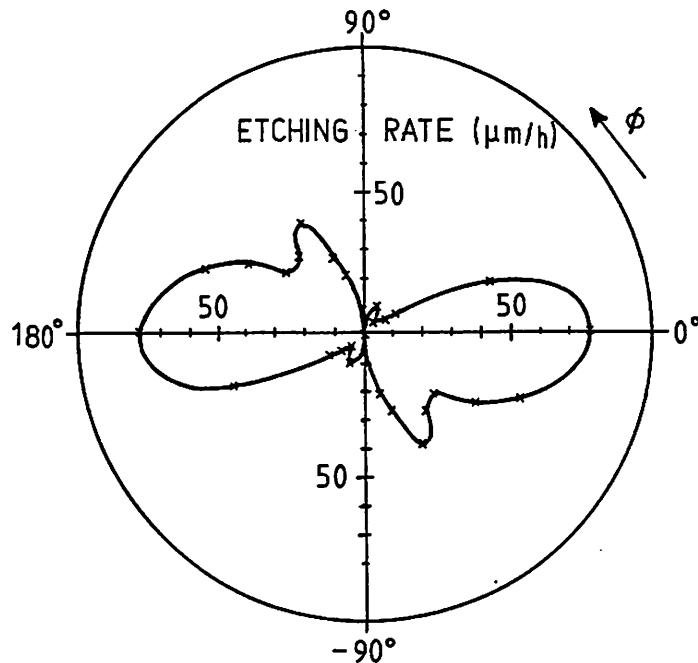


Abb. 50: Polardiagramm der Ätzraten eines Quarzschnitts parallel zur x-Achse, gedreht um den Winkel Φ um die x-Achse.

b) Trockenätzen von Quarz

Mit dem Ziel der "Tiefenstrukturierung" von Quarz mit Hilfe von Trockenätzprozessen bei hohen Ätzraten wurden erste grundlegende Versuche in Zusammenarbeit mit dem Institut LETI am Kernforschungszentrum CEA in Grenoble durchgeführt.

Das von LETI entwickelte Plasmaätzverfahren **PIE** (Propagation Ion Etching), mit dem in Silizium sehr hohe Ätzraten (ca. $10 \mu\text{m/min}$) erreicht werden, scheint auch für das Substratmaterial SiO_2 interessant zu sein. Eine Prozeßanordnung, wie sie in Abbildung 51 schematisch dargestellt ist, erzeugt in der unmittelbaren Umgebung des Substrats ein Plasma hoher Ionendichte.

Mit den (noch zu optimierenden) Prozeßparametern (Tabelle 10) wurde in einem mit Chrom (30 nm) und Aluminium (750 nm) beschichteten Quarzsubstrat eine Ätzrate von

$R_{\text{Quarz}} \approx 0,5 \mu\text{m/min}$ erreicht. Zur Kühlung des Substrats wurde dieses mit Fomblin®-Öl als Haftmittel auf einen (nicht für Quarzsubstrate optimierten) He-gekühlten Chuck gelegt.

Es zeigte sich, daß nach einer Ätzzeit von wenigen Minuten das Fomblin® durch die hohe Temperatur seitlich entwichen ist und sich im Plasma zersetzt hat. Die durch Redeposition von Fomblin® kontaminierte Oberfläche der Ätzgrube ist in Abbildung 51 zu sehen.

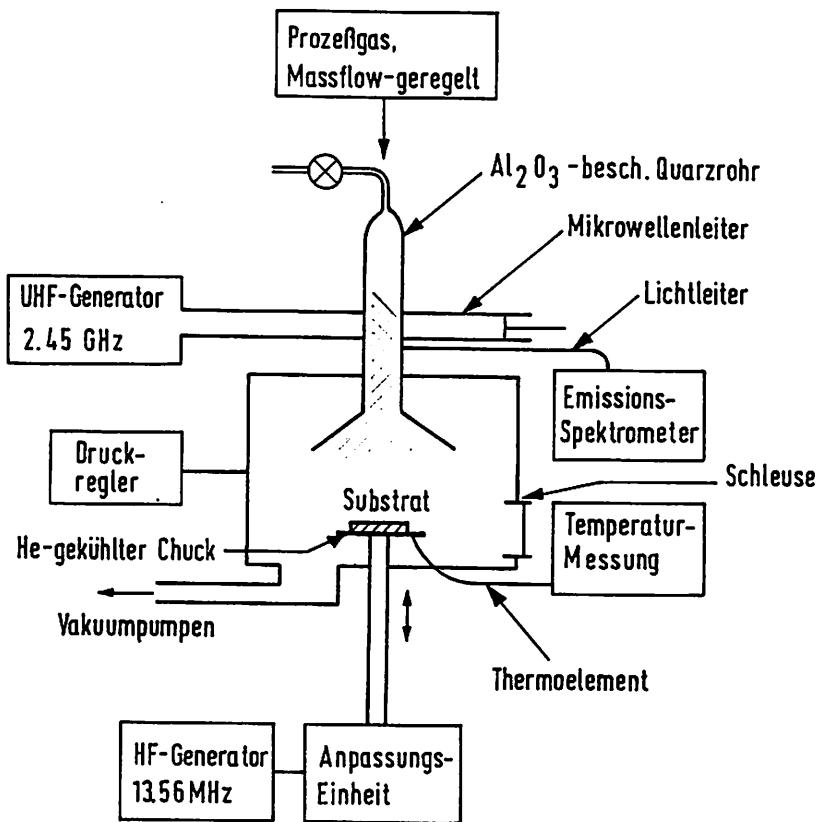


Abb. 51: Aufbau einer PIE-Plasmaätzanlage (Prinzip)

Tab. 10: Prozeßparameter

- Prozeßgaszusammensetzung:
 CHF_3 : 40 sccm/min
 Ar: 40 sccm/min
 N_2 : 10 sccm/min
 O_2 : 20 sccm/min
- Prozeßgasdruck: $P = 21 \text{ mTorr}$
- UHF-Generatorleistung: $P_{\text{UHF}}(2,45 \text{ GHz}) = 800 \text{ W}$
- HF-Generatorleistung: $P_{\text{HF}}(13,56 \text{ MHz}) = 200 \text{ W}$
- Abstand Substrat/Plasma: $d = 65 \text{ mm}$
- Substrattemperatur: $T = -10 \text{ }^{\circ}\text{C}$

Durch thermischen Stress ist am Randbereich der geätzten Grube die Aluminiumschicht abgeplatzt (Abbildung 52). Die ursprüngliche Oberflächenrauhigkeit (geläppt auf 5 µm) ist in Abbildung 53 noch deutlich zu sehen.

Die Tiefenätzversuche in Quarz sollen im Rahmen des Vorhabens an einer Plasmaätzanlage LH 301 der Fa. Leybold weitergeführt werden.



Abb. 52: REM-Aufnahme einer geätzten Struktur. Im Bild rechts ist die Redeposition auf der Oberfläche deutlich zu sehen

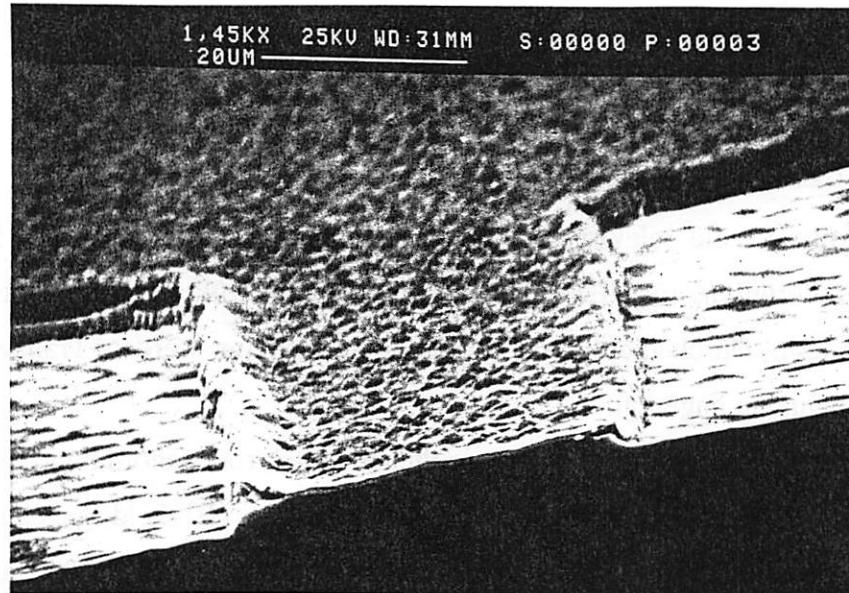


Abb. 53: REM-Aufnahme einer geätzten Struktur. Abgeplatzte Schichtbereiche sind am Rand der geätzten Struktur deutlich zu sehen

c) Elektrodenstrukturierung

Seitliche Elektrodenstrukturierung

Im piezoelektrischen Quarz werden durch ein polarisiertes elektrisches Feld Kristalldeformationen induziert, die zur Ausdehnung, Kontraktion oder Verformung der mikromechanisch hergestellten Struktur führen. Die Art und die Größe der induzierten Materialspannung und -dehnung hängen von der Orientierung und der Stärke des elektrischen Feldes relativ zu den Kristallachsen des Quarzes ab.

Ein elektrisches Wechselfeld, das über Elektroden mit Materialspannungszuständen gekoppelt ist, die in geeigneter Form über die gesamte mikromechanische Quarzstruktur verteilt sind, kann resonante Schwingungszustände anregen. Ein spezifischer Mode ist bestimmt durch die Elektrodenmuster, die Elektrodenverteilung über die Struktur, durch die Größe und die Kristallorientierung des Quarzresonators.

Um den piezoelektrischen Effekt zu erfassen, muß die Spannungs-/Dehnungs-Beziehung entsprechend modifiziert werden:

$$\{\sigma\} = [C] \cdot \{\epsilon\} - [e] \cdot \{E\},$$

wobei $\{\sigma\}$:= Spannungsvektor

$\{\epsilon\}$:= Dehnungsvektor

$[C]$:= Elastizitätskoeffizientenmatrix

$[e]$:= Matrix der piezoelektrischen Spannungskoeffizienten

$\{E\}$:= Vektor des elektrischen Felds.

Die Elektrodenstruktur, die elektrische Feldverteilung und die dadurch induzierte Spannungszustands-Verteilung für DETF (Doppelstimmgabel)-Strukturen ist in Abbildung 54 schematisch dargestellt. Durch diese Art der Elektrodenstruktur werden Transversal (In-plane)-Biegeschwingungen angeregt.

Durch die Elektrodenkonfiguration mit seitlicher Elektrodenanordnung wird der Wirkungsgrad der $\{E\}$ -Feld-Einkopplung verbessert, da das $\{E\}$ -Feld gegenüber einer Konfiguration, bei der die Elektroden nur an der oberen und unteren Oberfläche angebracht sind, weiter in den inneren Bereich des Quarzkristalls eindringt. Zusätzlich wird durch eine seitliche Elektrodenanordnung das elektrische Feld am äußersten Bereich jedes Doppel-

stimmgabel-Zinkens konzentriert, wo die Spannungszustände der Schwingungen maximal sind. Dadurch wird die Anregungseffizienz erhöht und die Kristall-Impedanz verringert.

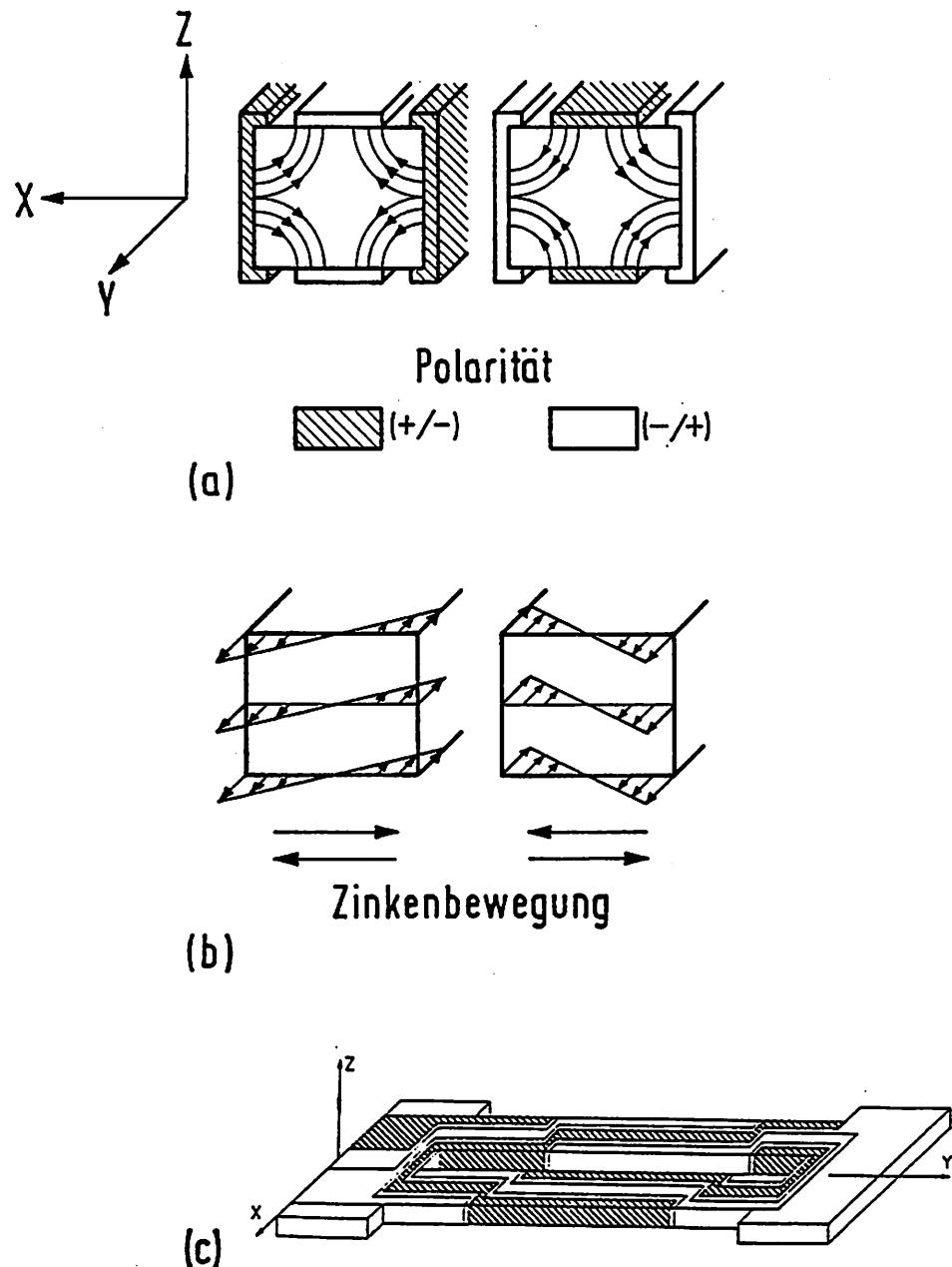


Abb. 54: Piezoelektrische Kopplung für transversale Quarzstimmgabel- und Doppelstimmgabel-Biegeschwingungen. a) Elektrische Feldverteilung (E_x , E_z) in der x/z-Ebene einer Stimmgabel. b) Dadurch induzierte Spannungszustandsverteilung (σ_{yy}). c) Elektrodenmuster für transversale Biegeschwingungen bei einer Doppelstimmgabel.

Die Beschaltung der Elektroden ist in Abbildung 55 dargestellt. Das Verhältnis der Elektrodenabmessungen a'' , a' , a und b kann in geeigneter Weise für spezifische Moden optimiert werden.

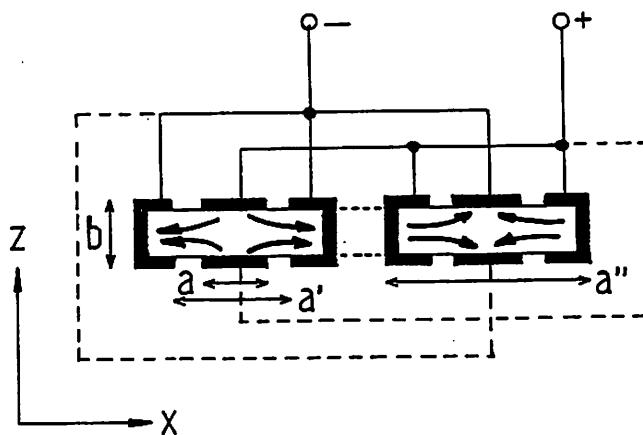


Abb. 55: Elektrodenbeschaltung für transversale Schwingungen.

Fertigungstechnisch kann eine seitliche Elektrodenfläche realisiert werden, indem der zu beschichtende, strukturierte Quarzblank mit einer Maske aus Quarz abgedeckt und anschließend bedampft oder besputtert wird (Abbildung 56). Quarz als Maskenmaterial hat die Vorteile, daß es denselben thermischen Ausdehnungskoeffizienten hat, sehr dünn hergestellt werden kann und mit derselben photolithographischen Herstellungstechnologie mit ausreichender Genauigkeit bearbeitet werden kann.

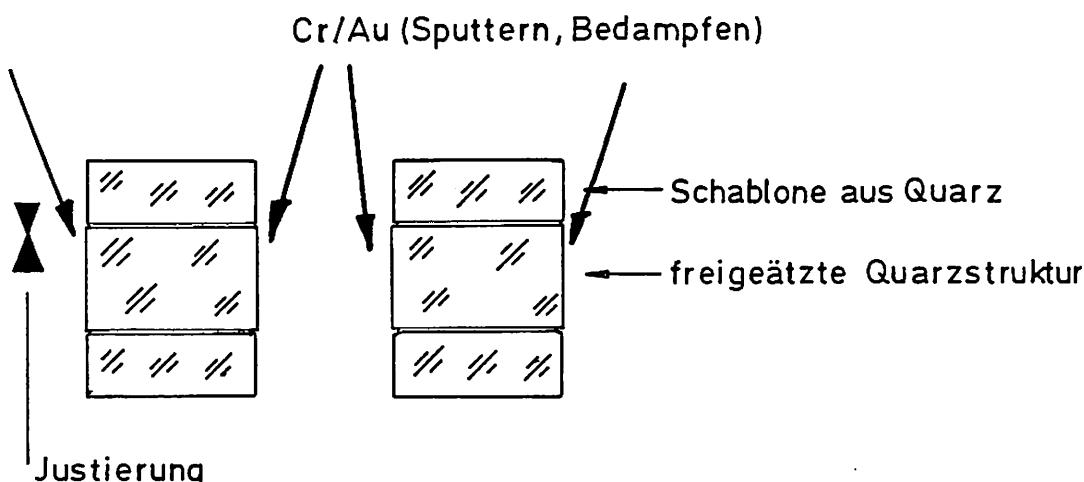


Abb. 56: Aufdampfen der lateralen Elektroden mit Hilfe von Quarzmasken

Elektrodenstrukturierung mit Lasern

Für die Strukturierung dünner Elektroden-Metallschichten (Cr: 25 nm, Au: 200 nm) auf Quarz mit Lasern sind die grundsätzlichen Voraussetzungen erfüllt:

- Hohe Absorption der Laserstrahlung in der Metallschicht
- Geringe Absorption der Laserstrahlung im Quarz
- Hoher Schmelzpunkt von Quarz (1723°C) im Vergleich zur Metallschicht (Au: 1063°C).

Als Vorteile dieser Strukturierungsmethode in der Anwendung bei der Herstellung von Quarzresonatoren sind hier zu nennen:

- Maskenloser Prozeß, d.h. vorder- und rückseitige Strukturierung ohne photolithographische Prozesse in einem Arbeitsgang (siehe Abbildung 57)
- Strukturierung von seitlich aufgebrachten Metallschichten
- Herstellung von Justiermarken bei beidseitiger Lithographie
- Realisierbare Strukturierungsbreite in der Größenordnung des Strahldurchmessers.

Der in Abbildung 58 dargestellte Strukturierungsversuch ist mit folgenden Parametern durchgeführt worden:

- Laserparameter:
- Nd:YAG-Laser ($\lambda = 1,06 \mu\text{m}$)
 - gepulst (5 kHz)
 - niedrige Ausgangsleistung (Cr/Au-Schicht aufgeschmolzen)
 - Gleichstromstrahlführung

Diese Methode ist speziell für einen Einsatz einer kundenspezifischen Fertigung in geringen Stückzahlen denkbar.

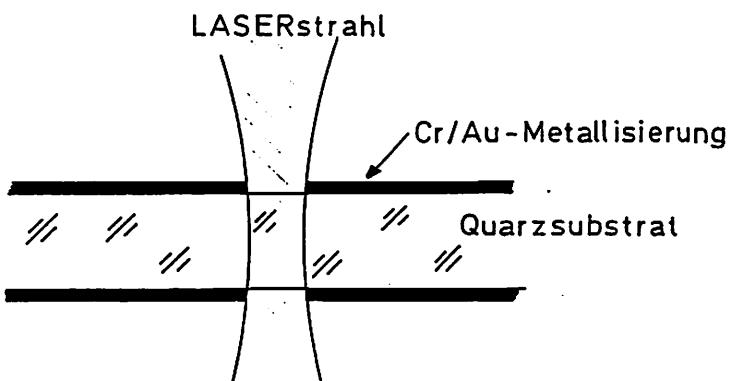


Abb. 57: Beidseitige Strukturierung mit Laserstrahlung

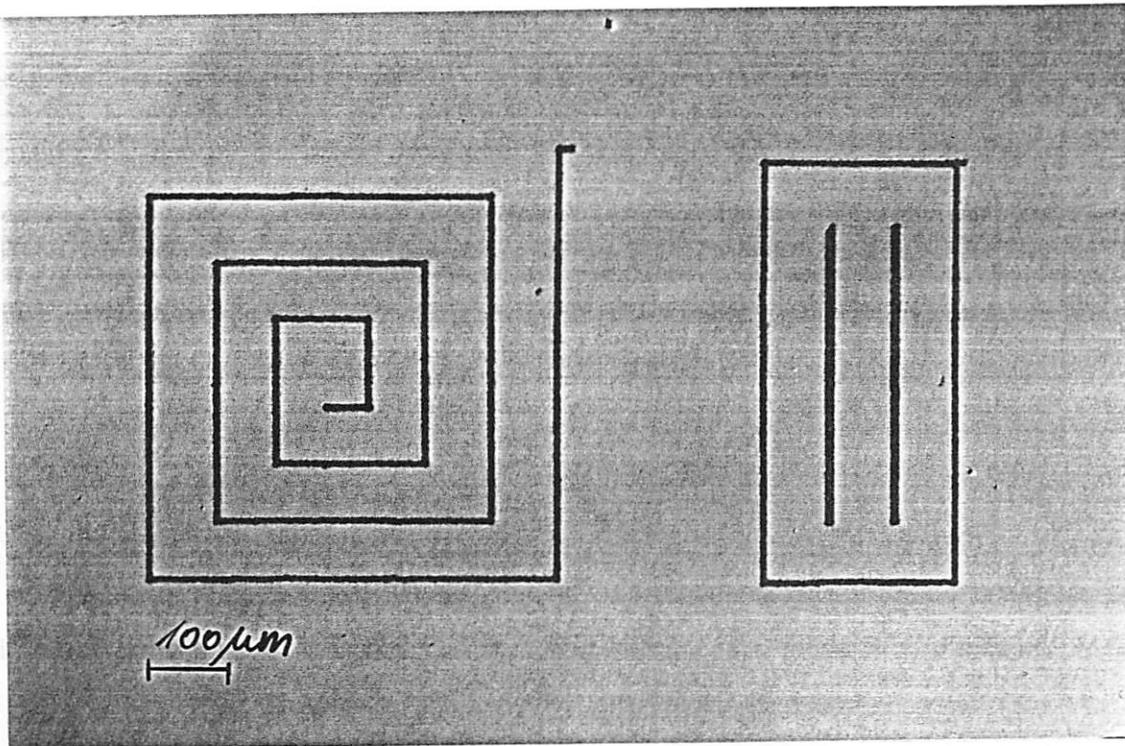


Abb. 58: Laser-strukturierte Cr/Au-Schicht auf Quarzsubstrat

d) Herstellung von Silizium-Membranen

Beim anisotropen Tiefenätzen in (100)-Siliziumwafern lassen sich mit geeigneten Ätzparametern (z.B. 40% KOH, 80°C) außergewöhnlich ebene und glatte (100)-Grubenböden erreichen (vgl. [ZWB 89]). Durch beidseitige Lithographie mit anschließendem anisotropen Ätzen sind somit dünne Siliziummembranen herstellbar, die in der Scheibenmitte liegen (Abbildung 59). Diese Membranen können in geeigneter Form (Balken, Zungen) für Resonatorstrukturen verwendet werden.

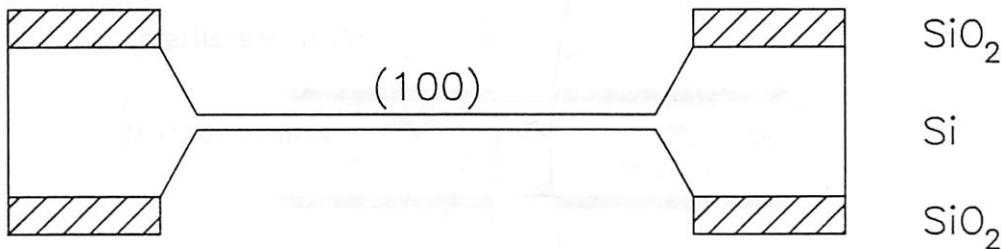


Abb. 59: Lage der Membran in <100>-Silizium

Mit Hilfe dieses Verfahrens gelang die Herstellung einer Siliziummembran mit einer Dicke von ca. $15 \mu\text{m}$ und einem Durchmesser von 50 mm.

e) Laserbohren und anisotropes Ätzen von Silizium

In $<110>$ -orientierten Silizium-Wafern existieren zwei Scharen von ätzstoppenden $\{111\}$ -Ebenen, welche senkrecht auf der (110) -Waferoberfläche stehen und zueinander einen Winkel von etwa 70° bilden. Zusätzlich gibt es zwei Scharen von $\{111\}$ -Ebenen, die zur Waferoberfläche einen Winkel von 35° bilden. Somit sind in $<110>$ -orientiertem Silizium Ätzgruben mit senkrechten Wänden herstellbar [KEN 79]. Die beiden um 35° geneigten $\{111\}$ -Ebenen treten allerdings zusätzlich auf und begrenzen damit die Grubentiefe. Durch lokale Zerstörung dieser beiden um 35° geneigten Ebenen mittels eines fokussierten Laserstrahls vor dem Ätzprozeß lässt sich die Tiefe der beim anschließenden Ätzen entstehenden Grube vergrößern, so daß man Sacklöcher oder Durchgangslöcher mit senkrecht zur Waferoberfläche liegenden Wänden in Silizium herstellen kann. Legt man die Abmessungen der oberen Lochöffnung durch Strukturierung einer Maskierschicht mittels eines Photolithographieprozesses fest, so erhält man Gruben mit sehr glatten Wänden und exakt definierter Berandung [BAR 85].

Erste Versuche mit einem gepulsten Nd:YAG-Laser (Wellenlänge $1,06 \mu\text{m}$) an Silizium-Wafern der Dicke $380 \mu\text{m}$ ergaben durchgehende Löcher mit Durchmessern von ca. $150 \mu\text{m}$. Ausgehend von diesen Lochdimensionen unter Berücksichtigung einer Zone mit Kristallgitterstörungen im Bereich der Lochumrandung wurde die Oberfläche eines oxidierten $<110>$ -Silizium-Wafers photolithographisch strukturiert. Hierzu wurden rautenförmige Öffnungen mit Kantenlängen von etwa $400 \mu\text{m}$ definiert, die parallel zu den senkrechten $\{111\}$ -Ebenen ausgerichtet sind. Einige dieser Öffnungen wurden anschließend mit lasergebohrten Löchern versehen. Nach dem Ätzen in 40% KOH bildeten sich an den mit dem Laser vorbehandelten Stellen durchgehende Löcher mit senkrecht zur Oberfläche liegenden $\{111\}$ -Wänden heraus (Abbildung 60).

Mit dem beschriebenen Verfahren ist die Herstellung von senkrecht zur Waferoberfläche stehenden Siliziummembranen möglich, wobei die Membrandicke durch den Photolitho-

graphieprozeß bestimmt wird.

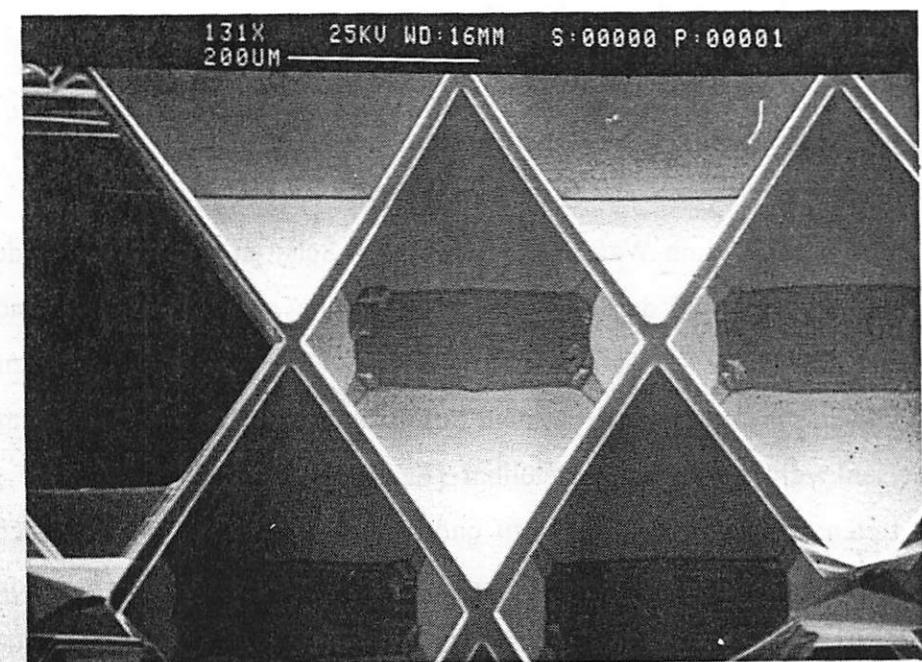


Abb. 60: Oberfläche eines Silizium-Wafers nach photolithographischer Strukturierung der SiO₂-Maskierschicht, Laserbohren und anisotropem Ätzen. Am linken Bildrand ist ein durchgehendes Loch zu erkennen.

Literatur

- [ABB 90] Büttgenbach, S.; Schumacher, A.; Wagner, H.-J.; Weinmann, M.
"Erarbeitung der technologischen Grundlagen für mikromechanische Bauelemente"
Forschungsbericht (Abschlußbericht) über das vom Ministerium für Wirtschaft, Mittelstand und Technologie Baden-Württemberg unter Az.IV 8044-F741.66 geförderte Forschungsvorhaben (1990) (im Druck)
- [ALB 82] Albert, W.C.
Vibrating quartz crystal beam accelerometer
ISA 28th Int. Instr. Symp., Vol.28, No.1 (1982) 33
- [ALB 84] Albert, W.C.
Force sensing using quartz crystal flexure resonator
Proc. 38th Ann. Frequency Contr. Symp. (1984) 233
- [ALB 88] Albert, W.C.
A low cost force sensing crystal resonator applied to weighing
Proc. 42th Ann. Frequency Contr. Symp. (1988) 78
- [AND 88] Andres, M.V.; Foulds, K.W.H.; Tudor, M.J.
Sensitivity and mode spectrum of a frequency output silicon pressure sensor
Sensors and Actuators, 15 (1988) 417
- [BAR 85] Barth, P.W.; Shlichta, P.J.; Angell, J.B.
Deep narrow vertical-walled Shafts in <110> silicon
Proc. 3rd Int. Conf. Solid-State Sensors and Actuators (1985) 371
- [BLO 89] Blom, F.R.; Bouwstra, S.; Fluitman, J.H.J.; Elwenspoek, M.
Resonating silicon beam force sensor
Sensors and Actuators, 17 (1989) 513

- [BRI 85] Brice, J.C.
Crystals for quartz resonators
Rev. Modern Physics, Vol.57, No.1 (1985) 105
- [CHU 83] Chuang, S.S.
Force Sensor using DETF quartz crystals
Proc. 38th Ann. Frequency Contr. Symp. (1983) 248
- [DEL 87] Delapierre, G.; Danel, J.S.; Michel, F.; Bost, J.L. Boura, A.; Aujay, O.
A quartz micromachined closed loop accelerometer
Proc. Eurosensors '87 (1987) 223
- [DEL 89] Delapierre, G.
Micro-machining: a survey of the most commonly used processes
Sensors and Actuators, 17 (1989) 123
- [EER 86] EerNisse, E.P.; Paros, J.M.
Resonator force transducer
Patentschrift # 0 050 307 B1, QUARTEX, Inc. (1986)
- [HAU 87] Hauden, D.
Miniaturized bulk and surface acoustic wave quartz oscillators used
as sensors
IEEE Trans. on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control,
Vol. UFFC-34, No.2 (1987) 253
- [HOT 89] Hottinger, W.H.
Schwingquarze als Sensoren: Die smarten Sensoren
Technische Rundschau, 35 (1989) 94

- [KAW 87] Kawamura, Y.; Sato, K.; Terasawa, T.; Tanaka, S.
Si cantilever-oscillator as a vacuum sensor
Proc. Transducers '87 (1987)
- [KEN 79] Kendall, D.L.
Vertical etching of silicon at very high aspect ratios
Ann. Rev. Mater. Sci., 9 (1979) 373
- [KIR 83] Kirman, R.G.
Vibrating quartz force sensor transducer
Tempcon Conf. Papers, London (1983)
- [LAN 85] Langdon, R.M.
Resonator sensors - a review
J.Phys.E: Sci.Instrum., Vol.18 (1985) 103
- [MIC 86] Micro Crystal, Division of ETA, Grenchen
Datenblatt: Quartz force transducer - DETF (1986)
- [SMI 83] Smits, J.G; Tilmans, H.A.C.; Hoen, K.; Mulder, H.; van Vuuren, J.;
Boom, G.
Resonant diaphragm pressure measurement system with ZnO on Si
excitation
Sensors and Actuators, 4 (1983) 565
- [SUD 79] Suda, P.; Zumsteg, A.E.; Zingg, W.
Anisotropy of etching rate for quartz in ammonium bifluoride
Proc. 33rd Ann. Frequency Contr. Symp. (1979) 359
- [THO 90] Thornton, K.E.B.; Uttamchandani, D.; Culshaw, B.
A sensitive optically excited resonator pressure sensor
Sensors and Actuators A, 24 (1990) 15

- [UED 85a] Ueda, T.; Kohsaka, F.; Yamazaki, D.; Iino, T.
Crystal micromechanical devices
Proc. Int. Conf. Solid-State Sensors and Actuators (1985) 113
- [UED 85b] Ueda, T.; Kohsaka, F.; Ogita, E.
Precision force transducers using mechanical resonators
Proc. 10th Conf. on Measurement of Force and Mass, 3-2/89/94 (1985) 17
- [UED 87] Ueda, T.; Kohsaka, F.; Iino, T.; Yamazaki, D.
Theory to predict etching shapes in quartz crystal and its application to design
devices
Trans. Soc. Instr. Control Eng., 23 (1987) 1
- [VON 83] Vondeling, J.K.
Fluoride-based etchants for quartz
J. Mater. Sci. 18 (1983) 304
- [ZIN 85] Zingg, W.
Miniatu-Quarzschwinger und -Quarzsensoren
Jahrbuch Deutsche Ges. f. Chronometrie, 36 (1985) 27
- [ZWB 89] Zwischenbericht zum Verbundvorhaben "Einsatz der Mikromechanik zur
Herstellung frequenzanaloger Sensoren", Berichtszeitraum: 1.7.89 -
31.12.89 (1989)

III Anhang

A - Liste relevanter Patente

[PAR 84] 'Vibrating beam force sensor'

Veröffentlichungsnummer: 0 030 741 B1

Veröffentlichungstag: 03.10.84

Patentinhaber: Paroscientific, Inc.

Erfinder: Paros, J.M.

Kurzbeschreibung:

In dieser Patentschrift werden Vorschläge zur Verbesserung der Schwingungsentkopplung von resonanten Einfachstimmgabeln gemacht. Eine hohe Schwingungsgüte Q wird durch eine dynamische Entkopplung des schwingenden Balkens mit Hilfe von transversalen und longitudinalen Isolationsstrukturen, in Form von doppelbalkenförmigen Aufhängungen erreicht. Patentiert werden verschiedene Isolationsgeometrien und das Prinzip der Entkopplung, wobei diese auch auf Doppelstimmgabeln (DETF) angewendet werden können. Die vorgestellten Sensoren bestehen aus Quarz, das piezoelektrisch angeregt wird.

[KIR 84] 'Piezoelectric vibrating beam force or pressure sensor'

Veröffentlichungsnummer: 0 130 705 A2

Veröffentlichungstag: 05.06.84

Patentinhaber: General Electric Company

Erfinder: Kirman, R.G.

Kurzbeschreibung:

Auf der Basis von Quarz wird eine Resonatorgeometrie mit drei Stimmgabeln vorgestellt, die senkrecht zur Balkenebene schwingen. Um die entstehenden Drehmomente zu kompensieren, bewegen sich die beiden äußeren Balken entgegengesetzt zu dem mittleren, doppelt so breiten Balken. Dieses Prinzip lässt sich auch auf mehr als drei Schwingungsstege ausweiten, sofern die Abmessungen (Stegbreiten) und Schwingungsrichtungen aufeinander abgestimmt sind. Neben Quarz werden für Sensoranwendungen die Materialien Lithiumniobat, -tantalat und Aluminiumorthophosphat vorgeschlagen. Ferner werden die Elektrodenanordnungen

patentiert.

[LAN 86] 'Force sensor using a vibrating element'
Veröffentlichungsnummer: 0 232 610 A2
Veröffentlichungstag: 11.12.86
Patentinhaber: General Electric Company
Erfinder: Langdon, R.M.

Kurzbeschreibung:

Auf der Basis eines resonanten Siliziumbalkens wird die photothermische Anregung und optische Detektion eines frequenzanalogen Kraftsensors vorgestellt. Patentiert werden das Verfahren der Anregung (gepulste Laserdiode), die punktuelle Lichteinkopplung über einen Lichtwellenleiter, die interferometrische Detektion (Fabry-Perot-Interferometer) und die Resonatorgeometrie.

[EER 86] 'Resonator force transducer'
Veröffentlichungsnummer: 0 050 307 B1
Veröffentlichungstag: 05.02.86
Patentinhaber: Quartex, Inc.
Erfinder: EerNisse, E.P.

Kurzbeschreibung:

Diese Patentschrift legt für Einfachbalken(Single Beam)- und Doppelstimmgabel(DETF)-Resonatoren auf Quarzbasis die Bereiche der geometrischen Abmessungen fest, in denen eine einwandfreie Funktion der Sensoren gewährleistet ist. Durch geeignete Wahl der Verhältnisse von Sensorlänge, -breite und -dicke wird sichergestellt, daß die Kraftsensoren in ihrem Arbeitsbereich maximale Empfindlichkeit besitzen und frei von unerwünschten Schwingungszuständen ('spurious modes') sind. Ferner werden solche Geometrieverhältnisse patentiert, bei denen die Frequenzen höherer Moden in einem bestimmten Verhältnis zur Grundfrequenz stehen.

[MUS 86] 'Capteur de force comprenant un résonateur dont la fréquence varie en fonction de la force appliquée'

Veröffentlichungsnummer: 0 219 748 A1

Veröffentlichungstag: 03.10.86

Patentinhaber: Asulab, S.A.

Erfinder: Mussard, Y.

Kurzbeschreibung:

In dieser Patentschrift wird der Kraftsensor der Fa. ETA-Asulab beschrieben und das Funktionsprinzip dargestellt. Neben technischen Angaben wie geometrische Abmessungen (15 mm x 2.9 mm x 0.175 mm), Resonanzfrequenz (47 kHz), Bruchgrenze (10 - 12 N), Empfindlichkeit (200 Hz/N = 0.43 %/N) und Auflösung (2000 Punkt) werden Vorschläge zur Applikation und optimalen Krafteinleitung gemacht. Patentiert werden die Sensorabmessungen und das zugrundeliegende Sensorprinzip. Für die Funktion des Sensors wird ein mechanisches Ersatzschaltbild angegeben.

[PAR 86] 'Force transducer'

Veröffentlichungsnummer: 0 052 318 B1

Veröffentlichungstag: 14.05.86

Patentinhaber: Quartex, Inc.

Erfinder: Paros, J.M.

Kurzbeschreibung:

Diese Patentschrift befaßt sich mit der mechanischen Entkopplung sowie der einachsigen Kraftzuführung einer Quarzdoppelstimmgabel als Kraftsensor. Ansprüche werden abgeleitet bezüglich der Konstruktion des Hebellenkers zur Verwendung als Kraftsensor, der einachsigen Krafteinleitung und dem Prinzip der gleichmäßigen Kraftbelastung beider Stimmgabelstege. Die hierzu erforderlichen geometrischen Bedingungen an den Hebellenker werden angegeben.

[GRE 87] 'Resonator device'
Veröffentlichungsnummer: 0 244 086 A2
Veröffentlichungstag: 30.03.87
Patentinhaber: STC PLC
Erfinder: Greenwood, J.C.

Kurzbeschreibung:

Es wird ein resonanter Sensor auf der Basis einer Doppelschwingergeometrie aus Silizium vorgestellt, der photothermisch angeregt und optisch abgetastet wird. Der Autor geht auf die prinzipielle Problematik bei resonanten Sensoren ein, speziell der Abhängigkeit der Resonanzfrequenz von großen Schwingungsamplituden. Abhilfe kann hier durch einen Resonator geschaffen werden, der in Torsionsschwingung betrieben wird. Patentiert werden die neuartige Schwingergeometrie und die optischen Anregungs- und Abtastprinzipien.

[IKE 88] 'Schwingungswandler'
Veröffentlichungsnummer: DE 3630 368 C2
Veröffentlichungstag: 13.10.88
Patentinhaber: Yokogawa Electric Corp.
Erfinder: Ikeda, K. et al.

Kurzbeschreibung:

Es wird ein resonanter Sensor auf der Basis eines Silizium-Balkens vorgestellt, der in geeigneter Weise zum Schwingen angeregt wird. Dieser Balken befindet sich in einem festen Abstand zu der weggeätzten Silizium-Membran und wird im Vakuum z.B. piezoelektrisch, elektrostatisch oder elektromagnetisch zum Schwingen angeregt. Als Ätzstopp wurde eine Bordotierung verwendet, die aber zu mechanischen Verspannungen führt und das dynamische Verhalten negativ beeinflusst. Die Autoren gehen auf verschiedene Ausführungsformen des Sensors und die verschiedenen Möglichkeiten der Schwingungsanregung und -detektion ein.

[EER 89] 'Kraftmeßwandler'

Veröffentlichungsnummer: DE 3013 185 C2

Veröffentlichungstag: 09.03.89

Patentinhaber: Quartex, Inc.

Erfinder: EerNisse, E.P.

Kurzbeschreibung:

In dieser Patentschrift wird ein Doppelstimmigabel-Kraftmeßwandler auf Quarzbasis vorgestellt, der sich durch verbesserte dynamische Eigenschaften auszeichnet. Die Schwingungsgüte Q gegenüber früher vorgeschlagenen Sensoren konnte stark erhöht werden ($Q = 10^5$). Die maximale Auflösung des Sensors soll 10^6 Teile betragen. Ansprüche werden abgeleitet bezüglich der Abmessungen des piezoelektrischen Quarzkristalls, der Anordnung der Elektroden und des verwendeten Kristallschnitts.

B - Literaturliste der HSI-Dokumentation

Literaturrecherche

am Hahn-Schickard-Institut für Mikro- und Informationstechnik

- Dokumentationssystem: LIDOS

- Datei: ARCHIV

- Anzahl: 52 Zitate

- Stand: 8/90

Baltes, H.; Nathan, A. (1989): Sensor Modeling.
aus 'Sensors' VCH-Verlag, Heidelberg , S.46

Begg, D.W.; Butler, J.E. (1988): Into the 1990's with the acoustic strain gauge.
Advanced strain measurement techniques Whittles Publishing, Caithness , S.87

Bernstein, J.; Denison, M.; Greiff, P. (1988): Optical Measurement of Silicon Membrane and Beam Thickness Using a Reflectance Spectrometer.
IEEE Trans. on Electron Devices Vol.35 No.6 , S.801

Bill, B. (1990): PiezoBEAM (R) - ein neuartiges Konzept für Beschleunigungssensoren.
messen & prüfen 26 3 , S.95

Bouwstra, S.; Kemna, P.; Legtenberg, R. (1989): Thermally excited resonating membrane mass flow sensor.
Sensors and Actuators 20 , S.213

Budin, J.P.; Boulmer, J.; Débarre, D. (1989):
Laser-Assisted Processes in the Microelectronic Industry.
Thin Solid Films 175 , S.109

Burkhardt, P.J.; Marvel, R.F. (1969): Thermal Expansion of Sputtered Silicon Nitride Films.
J.Electrochem.Soc.:SOLID STATE SCIENCE June , S.864

Campbell, C.K. (1989): Applications of Surface Acoustic and Shallow Bulk Acoustic Wave Devices.
Proc. of the IEEE 77 10 , S.1453

Challande, P. (1990): Optimizing Ultrasonic Transducers based on piezoelectric composites using a Finite-Element Method.
IEEE Trans. on UFFC 37 2 , S.135

Chubachi, N. (1987): Ultrasonic Sensors for Micro-Metrology.
Transducers '87 , S.25

Ciampolini, P.; Forghieri, A.; Pierantoni, A.; Gnudi, A.;
Rudan, M.V.; Baccarani, G. (1989): Adaptive Mesh Generation Preserving the Quality of the initial Grid.
IEEE Trans. on CAD 8 5 , S.490

Cooke, M.J.; Harris, G. (1989): Monte Carlo simulation of thin-film deposition in a rectangular groove.
J.Vac.Sci.Technol.A7 Nov/Dec , S.3217

du Preez, R.J. (1990): Solution of coupled piezoelectric-solid-fluid problems with PERMAS.
Proceeding: Finite Elements in Engineering Applications 1990 , S.283

Eda, K. (1989): Zinc Oxide Varistors.
IEEE Electrical Insulation Magazine Vol.5 No.6 , S.28

Friedrich, W.; Lerch, R.; Prestele, K.; Soldner, R. (1990): Simulations of Piezoelectric Lamb Wave Delay Lines using a Finite Element Method.
IEEE Trans. on UFFC 37 2 , S.248

Gallego-Juárez, J.A. (1989): Piezoelectric ceramics and ultrasonic transducers.
J.Phys.E:Sci.Instrum. 22 , S.804

Gardner, D.S.; Flinn, P.A. (1988): Mechanical stress as a function of temperatur in aluminium films.
IEEE Transactions on Electron Devices 35 12 , S.2160

Guckel, H.; Burns, D.W.; Visser, C.C.G.; Tilmans, H.A.C.; Deroo, D. (1988): Fine-Grained Polysilicon Films with Built-In Tensile Strain.
IEEE Trans. on Electron Devices Vol.35 No.6 , S.800

Hand, S. (1985): Transient Thermoelastic Modeling of Laser-heated Structures.
ANSYS Conf.Proc. Pittsburgh, USA, April 23-25 , S.8.32

Hardtke, C.; Ullmaier, H.; Schilling, W.; Gebauer, M. (1989): Stress relaxation in tantalum silicide films by particle bombardment.
Thin Solid Films 175 , S.61

Hauden, D. (1987): Miniaturized Bulk and Surface Acoustic Wave Quartz Oscillators Used as Sensors.
IEEE Trans. on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control 34 2 , S.253

Imanaka, Y.; Aoki, S. (1989): Thermal Expansion of Glass/Ceramic Composites for Multilayer Ceramic Circuit Boards.
FUJITSU Sci.Tech.J. 25 1 , S.73

Kao, D.-B.; McVitte, J.P.; Nix, W.D.; Saraswat, K.C. (1988): Two-dimensional thermal oxidation of silicon-II. Modeling stress effects in wet oxides.
IEEE Transactions on Electron Devices 35 1 , S.25

Kawamura, Y.; Sato, K.; Tanaka, S. (1987): Si

Cantilever-Oscillator as a Vacuum Sensor.
Transducers '87 , S.283

Kokai, H.; Kashiwagi, K.; Sakamoto, Y.; Morikawa, T.;
Murayama, Y. (1989): Zinc-Oxid Film Synthesized by
ECR Oxygen Plasma.
Japanese Journal of Applied Physics 28 11 , S.2268

Lerch, R. (1990): Simulation of Piezoelectric Devices by
Two- and Three-Dimensional Finite Elements.
IEEE Trans. on UFFC 37 2 , S.233

Lerch, R. (1986): Berechnung des Schwingungsverhaltens
piezoelektrischer Körper mit einem Vektorprozessor.
Siemns Forsch.u. Entw.-Ber. Bd.15 Nr.5 , S.234

Lin, S.C.H.; Pugacz-Muraszkiewicz, I. (1972): Locxal
Stress Measurement in Thin Thermal SiO₂ Films on Si
Substrates.
J.Appl.Phys. Vol.43 No.1 , S.119

Lord, H.A. (1988): Thermal and Stress Analysis of
Semiconductor Wafers in a Rapid Thermal Processing
Oven.
IEE Transactions on Semiconductor Manufacturing 1 3
, S.105

Middelhoek, S.; French, P.J.; Huijsing, J.H.; Lian, W.J.
(1987): Sensors with Digital or Frequency Output.
Transducers '87 , S.17

Moser, D.; Parameswaran, M.; Baltes, H. (1990): Field Oxide
Microbridges, Cantilever Beams, Coils and Suspended
Membranes in SACMOS Technology.
Sensors and Actuators A21-A23 , S.1019

Müller, K.H. (1989): Elemental Analysis of Surfaces and
Thin Films.
Thin Solid Films 174 , S.117

Pan, P.; Berry, W.; Kermani, A.; Liao, J. (1990):
Properties of Thin SiO₂ films with polysilicon
deposited in situ.
Solid State Technology January , S.37

Pfeiffer, H.; Dreyer, V.; Pfändler, M. (1984):
Transversalschwinger als Grenzschalter für
Flüssigkeiten.
Technisches Messen 51. Jahrgang 9 , S.324

Pourahmadi, F.; Barth, P.; Petersen, K. (1990): Modeling of
thermal and mechanical stresses in silicon
microstructures.

Rakib, Z. (1990): Unterschiede zwischen 2D- und
3D-Wärmeanalyse.
Design & Elektronik 11 , S.51

Reimann, H. (1989): New Mechanical Structures to Achieve
Low Pressure Silicon Sensors and Actuators.
Sensor '89 Nürnberg B 6.2 , S.265

Sera, K.; Okumura, F.; kaneko, S.; Itoh, S.; Hotta, K.;
Hoshino, H. (1990): Excimer-laser doping into Si
thin films.
J.Appl.Phys. 67 5 , S.2359

Sherman, J.H. (1983): Temperature Coefficient of the
Frequency Shift Arising from Electrode Film Stress.
IEEE Trans. on Sonics and Ultrasonics 30 2 , S.104

Slavov, S.H.; Ouroushev, D.G. (1990): Investigation of
harmonic modes of vibration in spherically contoured
AT-cut quartz resonators by the degenerate hyper-
geometric function.
J.Phys.D:Appl.Phys. 23 , S.434

Smits, J.G.; Tilmans, H.A.C. (19..): Pressure dependance of
resonant diaphragm transfer function.
Twente University of Technology, Enschede/NL , S.117

Solley, E.G.; Linn, J.H.; Belcher, R.W.; Shlepr, M.G.
(1990): Grain Delineation of Al-Si Thin Films.
Solid State Technology January , S.40

Spencer, R.R.; Fleischer, B.M.; Barth, P.W.; Angell, J.B.
(1988): A theoretical study of transducer noise in
piezoresistive and capacitive silicon pressure
sensors.
IEEE Trans. on Electron Devices Vol.35 No.8 , S.1289

Stengl, R.; Tan, T.; Gösele, U. (1989): A Model for the
Silicon Wafer Bonding Process.
Japanes Journal of Applied Physics 28 10 , S.1735

Sutardja, P.; Oldham, W.G. (1989): Modeling of Stress
Effects in Silicon Oxidation.
IEEE Transactions on Electron Devices 36 11 , S.2415

Tabib-Azar, M.; Leane, J.S. (1990): Direct Optical Control
for a Silicon Microactuator.
Snesors and Actuators A21-A23 , S.229

Ueda, T.; Kohsaka, F.; Iino, T.; Yamazaki, D. (1987):

Theory to predict etching shapes in quartz and

application to devices.

Trans. Soc. Inst. Control Eng. 23 12 , S.1

Valentini, A.; Quaranta, F.M.; Rossi, M.; Vasanelli, L.
(1989): structural properties of Zn Θ Films prepared
by R.F. sputtering for optical applications.
Thin Solid Films 175 , S.255

Vieten, M. (1989): Neuentwicklungen bei Quarzsensoren: Der
Unterschied liegt im Detail.
Der Elektroniker 8 , S.31

White, R.M.; Wicher, P.J.; Wenzel, S.W.; Zellers, E.T.
(1987): Plate-Mode Ultrasonic Oscillator Sensors.
IEEE Trans. on UFFC Vol.34 No.2 , S.162

Wittum, G. (1990): Mehrgitterverfahren.
Spektrum der Wissenschaft April , S.78

Zhang, Y.; Planat, M. (1990): Effect of piezoelectricity on
the excitation and radiation of acoustic waves in
rotated Y-cut quartz.
J.Appl.Phys. 67 (5) , S.2257