

# **Modellbasierte Mehrzieloptimierung zur Herstellung von Ultraschall-Drahtbondverbindungen in Leistungshalbleitermodulen**

zur Erlangung des akademischen Grades

DOKTOR DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.)

der Fakultät für Maschinenbau der Universität Paderborn

genehmigte

DISSERTATION

von

Andreas Unger, M.Sc.

aus Memmingen

Tag des Kolloquiums: 04. September 2017  
Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Walter Sextro  
Zweitgutachter: Prof. Dr.-Ing. Jörg Wallaschek





# Vorwort

Diese Arbeit ist im Zuge meiner wissenschaftlichen Tätigkeit am *Lehrstuhl für Dynamik und Mechatronik* der Universität Paderborn entstanden.

Besonders herzlich möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Walter Sextro bedanken, der es mir ermöglicht hat, diese Arbeit am Lehrstuhl zu erstellen. Er unterstützte mich während der gesamten Zeit, gewährte mir die nötige wissenschaftliche Freiheit und brachte mir und meiner Arbeit zugleich zu jeder Zeit Vertrauen entgegen.

Dr.-Ing. Tobias Hemsel und Simon Althoff möchte ich für die fachliche und immer zielgerichtete Betreuung meiner Arbeit danken. Ihre wertvollen Anregungen und Ratschläge habe ich immer sehr geschätzt.

Dr.-Ing. Michael Brökelmann von der *Hesse GmbH* möchte ich meinen Dank aussprechen für seine sehr engagierte Projektleitung und fachliche Betreuung in unseren Projekten. Sowohl fachlich als auch menschlich konnte ich persönlich viel von unserer Zusammenarbeit profitieren.

Mein herzlicher Dank gebührt weiterhin meinen Kollegen am Lehrstuhl, durch die ich meine Promotionszeit in schöner Erinnerung behalten werde. Martin Liekenbröcker danke ich für die engagierte praktische und fachliche Unterstützung. Überdies gebührt mein Dank Dr.-Ing. Matthias Hunstig und Reinhard Schemmel, die einen wesentlichen Beitrag zu dieser Arbeit geleistet haben.

Mein ganz besonderer Dank gilt Paul Eichwald, Florian Eacock, Sebastian Schulze und Dr.-Ing. Tobias Meyer für die immer ausgesprochen angenehme Atmosphäre, die wertvollen Diskussionen und die produktive wissenschaftliche Zusammenarbeit im Rahmen der zum Teil gemeinsamen Projekte. Ich danke Euch von ganzem Herzen für die unvergessliche Zeit, unsere Zusammenarbeit und die daraus entstandene, für mich sehr wichtige Freundschaft. Außerdem möchte ich meinen Freunden Sören Albrecht und Thomas Schröter danken, die mich auf meinem Weg durch das Studium begleitet und fachlich unterstützt haben.

Mein größter Dank gebührt jedoch meiner Familie und insbesondere meiner lieben Frau Kristina. Sie hat mich schon zu Beginn des Studiums unterstützt und dabei immer an mich geglaubt.

Ihr widme ich diese Arbeit.

Paderborn, im September 2017

Andreas Unger



# Kurzfassung

Das Ultraschall-Drahtbonden mit Aluminiumdraht ist aktuell ein Standardverfahren zur Kontaktierung von Leistungshalbleitermodulen. Jedoch soll die Einführung von Kupferdraht als Bondmaterial in der Zukunft zu zahlreichen Verbesserungen der Module führen. Dies ist bedingt durch die wesentlich besseren elektrischen und thermischen Eigenschaften von Kupfer gegenüber Aluminium, die dazu führen, dass z. B. eine weitere Miniaturisierung elektrischer Komponenten möglich wird. Darüber hinaus könnte insbesondere die Verlässlichkeit der Module signifikant verbessert werden. Doch bisher wurde Kupferdraht trotz seiner überlegenen physikalischen Eigenschaften im Wesentlichen nur vereinzelt eingesetzt, da der Prozess deutlich empfindlicher auf Störgrößen reagiert. Um dennoch zuverlässige Kupferbondverbindungen in Leistungshalbleitermodulen herstellen zu können, wird in dieser Arbeit ein Verfahren vorgestellt, das die Herstellung von Ultraschall-Bondverbindungen mittels modellbasierter Mehrzieloptimierung realisiert. Dazu ist umfangreiches Prozesswissen in Form eines geeigneten Modells für den Bondprozess notwendig. Das vorgestellte Modell ist in der Lage, alle notwendigen Effekte und den Einfluss wesentlicher Prozessparameter detailliert abzubilden, sodass eine anschließende Mehrzieloptimierung zur Bestimmung der pareto-optimalen Betriebspunkte und zugehörigen Prozessparameter ermöglicht wird. Die dafür notwendigen Teilmodelle und Mehrzieloptimierungen werden dargestellt und validiert. Überdies wird ein Prototyp in Form einer modifizierten Bondmaschine inklusive einer Möglichkeit zur Verhaltensanpassung aufgebaut und getestet.

# Abstract

Ultrasonic wire bonding with aluminum wire is currently a standard method for contacting power semiconductor devices. However, the introduction of copper wire as a bonding material is expected to lead to many improvements in the characteristics of power semiconductor devices in the future. This is due to the significantly better electrical and thermal properties of copper compared to aluminum, which leads to further miniaturization of electrical components. These advantages could especially improve the reliability of power semiconductor modules significantly. Until now the copper wire with its superior physical properties is still used rather rarely, since the process reacts essentially more sensitive to disturbance variables. Nevertheless, in order to produce reliable copper-bonds in power semiconductor modules, a method for an intelligent production of ultrasonic bonding connections is presented. This requires extensive process knowledge in form of a suitable model of the bonding process. The presented model is able to map all necessary effects and the influences of essential process parameters in detail so that a subsequent multiobjective optimization is possible for the determination of the pareto-optimal operating points and the associated process parameters. The necessary partial models and multiobjective optimization are described and validated in detail. Moreover, a prototype is developed and tested by using a modified bonding machine including a possibility for behavioral adaptation.



# Vorveröffentlichungen

Teile der vorliegenden Dissertation oder Vorarbeiten sind in den nachfolgenden Artikeln veröffentlicht worden.

## Verzeichnis der veröffentlichten Teilergebnisse

UNGER, A. ; SEXTRO, W. et al.: Data-driven Modeling of the Ultrasonic Softening Effect for Robust Copper Wire Bonding. Proceedings of 8th International Conference on Integrated Power Electronic Systems (CIPS), 2014.

UNGER, A. ; SEXTRO, W. et al.: Experimental and Numerical Simulation Study of Pre-Deformed Heavy Copper Wire Wedge Bonds. Proceedings of the 47th International Symposium on Microelectronics (IMAPS), 2014.

UNGER, A. ; SEXTRO, W. et al.: Modeling of the Stick-Slip Effect in Heavy Copper Wire Bonding to Determine and Reduce Tool Wear. 17th Electronics Packaging Technology Conference (EPTC), 2015.

UNGER, A. ; SCHEMMEL, R. et al.: Validated Simulation of the Ultrasonic Wire Bonding Process. IEEE CPMT Symposium Japan (ICSJ), 2016.

ALTHOFF, S. ; UNGER, A. et al.: Improving the cleaning process in copper wire bonding by adapting bonding parameters. 17th Electronics Packaging Technology Conference (EPTC), 2015.

MEYER, T. ; UNGER, A. et al.: Modeling and Simulation of the ultrasonic wire bonding process. 17th Electronics Packaging Technology Conference (EPTC), 2015.

MEYER, T. ; UNGER, A. et al.: Reliable Manufacturing of Heavy Copper Wire Bonds Using Online Parameter Adaptation. Electronic Components and Technology Conference (ECTC), 2016.

EACOCK, F. ; UNGER, A. et al.: Effect of different oxide layers on the ultrasonic copper wire bond process. Electronic Components and Technology Conference (ECTC), 2016.

BRÖKELMANN, M. ; UNGER, A. et al.: Intelligente Herstellung von Kupferbondverbindungen. In: wt Werkstattstechnik online (2016), S. 512-519.

EICHWALD, P. ; UNGER, A. et al.: Micro Wear Modeling in Copper Wire Wedge Bonding. IEEE CPMT Symposium Japan (ICSJ), 2016.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Nomenklatur</b>	<b>xi</b>
<b>1 Einleitung und Zielsetzung der Arbeit</b>	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen sowie Stand der Forschung und Technik</b>	<b>7</b>
2.1 Der Ultraschall-Drahtbondprozess . . . . .	7
2.1.1 Draht/Substrat-Eigenschaften und Verbindungsfestigkeit . . . . .	9
2.1.2 Drahtdeformation . . . . .	11
2.1.3 Ultrasonic Softening . . . . .	11
2.1.4 Reibung und Verbindungsbildung . . . . .	13
2.1.5 Modellierung piezoelektrischer Systeme . . . . .	15
2.2 Condition Monitoring bei Bondprozessen . . . . .	17
2.2.1 Messung von mechanischen Schwingungen . . . . .	17
2.2.2 Zusätzlicher Sensor in Untergrund und Peripherie . . . . .	18
2.3 Mehrzieloptimierung und Verhaltensanpassung . . . . .	20
2.4 Motivation und Ziel dieser Arbeit . . . . .	21
<b>3 Modellbildung für das Ultraschall-Drahtbenden</b>	<b>23</b>
3.1 Lernverfahren zur Modellierung des Ultrasonic Softening . . . . .	25
3.1.1 Datengetriebene Modellierung mit Extrem Learning Machines . . . . .	26
3.1.2 Lernen mit Vorwissen . . . . .	28
3.2 Modellierung statischer Drahtdeformationen . . . . .	29
3.3 Modellierung dynamischer Untergrundschwingungen . . . . .	36
3.3.1 Modale Superposition . . . . .	37
3.3.2 Darstellung im Zustandsraum . . . . .	39
3.3.3 Auswahl relevanter Moden und Ordnungsreduktion . . . . .	41
3.4 Reibkontaktmodellierung . . . . .	43
3.5 Modellierung der Anbindung zwischen Draht und Untergrund . . . . .	48
3.5.1 Reibungsinduzierte Verbindungsbildung . . . . .	48
3.5.2 Berechnung der gereinigten Fläche und des Anbindungsgrades . . . . .	49
3.6 Ersatzmodell für das US-Bonden . . . . .	51
3.6.1 Darstellung im Zustandsraum . . . . .	54
3.6.2 Das Ersatzmodell mit Resonanzregelung . . . . .	55
3.7 Zusammenfassende Diskussion des Gesamtmodells . . . . .	55
<b>4 Bonduntersuchungen zur Klärung der Einflüsse und Abhängigkeiten</b>	<b>59</b>
4.1 Validierung . . . . .	59
4.1.1 Versuchsaufbau und Durchführung . . . . .	59
4.1.2 Freischwingendes Bondsyste m . . . . .	60
4.1.3 Kreuzvalidierung der ELM-Netzwerke . . . . .	62

4.1.4	Validierung und Bewertung der FE-Simulation . . . . .	65
4.1.5	Laser- und Tangentialkraftmessung . . . . .	67
4.1.6	Identifikation von Mikroverschweißungen . . . . .	73
4.1.7	Validierung Gesamtmodell . . . . .	78
4.2	Bondsystem mit äußeren Störungen . . . . .	80
4.2.1	Werkzeugverschleiß . . . . .	80
4.2.2	Kontaminierte Oberflächen . . . . .	85
4.2.3	Bondtoolaufsetzer . . . . .	86
4.3	Zusammenfassende Beurteilung der Einflussgrößen beim US-Bonden .	86
4.3.1	Ermittlung von Bondprozessfenstern . . . . .	86
4.3.2	Leistungsbilanz und Temperaturbestimmung . . . . .	90
<b>5</b>	<b>Mehrzieloptimierung und Verhaltensanpassung von US-Bondprozessen</b>	<b>95</b>
5.1	Modellbasierte Mehrzieloptimierung . . . . .	97
5.2	Implementierung einer Kommunikationsschnittstelle . . . . .	100
5.2.1	Prozessbeobachter für Werkzeugverschleiß und Bondtoolaufsetzer	100
5.2.2	Zielgrößen-Priorisierung . . . . .	103
5.3	Einsatz einer Verhaltensanpassung am Bondautomaten . . . . .	104
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>107</b>



# Nomenklatur

Aus Gründen der Kompaktheit enthält dieses Verzeichnis nur Formelzeichen, die an mehreren Stellen verwendet werden oder von wesentlicher Bedeutung sind.

$\alpha, \beta$	Übersetzungsverhältnis im elektromechanischen Ersatzmodell
$\underline{\Gamma}_S$	GRAM'SCHE Steuerbarkeitsmatrix
$\underline{\Gamma}_B$	GRAM'SCHE Beobachtbarkeitsmatrix
$\gamma$	Grad der Reinigung im Interface
$\varepsilon$	Regularisierungsparameter, Dehnung
$\lambda$	Eigenwert
$\mu$	Reibwert, Mittelwert
$\rho$	Dichte
$\sigma$	Standardabweichung
$\sigma_S$	Scherfestigkeit des Interfaces
$\tau_m$	Mittlere Scherfestigkeit
$\phi$	Phasenwinkel
$\omega$	Kreisfrequenz
$\Omega$	Kreisfrequenz bei erzwungenen Schwingungen
<b><math>A, B, C, D</math></b>	Matrizen der Zustandsraumdarstellung
$A$	Fläche
$A_{eff}$	Effektiv verschweißte Fläche im Interface
$C$	Kapazität
$c$	Federsteifigkeit
$D_0$	Drahtdurchmesser
$D, d$	Dämpfung
$d_{15}$	Ladungskonstante (Transversaler Schereffekt)
$E$	Elektrische Feldstärke, Elastizitätsmodul, Energie
$\tilde{E}$	Energiedichte
$f$	Frequenz
$F_N$	Normalkraft
$F_R$	Reibkraft
$F_S$	Scherkraft
$F_T$	Tangentialkraft

---

$F_{WD}$	Kraft im Kontakt Werkzeug/Draht
$F_{DU}$	Kraft im Kontakt Draht/Untergrund
$H_0$	Maximale Haftkraft
$H$	Härte Werkstoff
$HI$	Health-Index
$h$	Drahthöhenabnahme
$I$	Elektrischer Strom
$j$	Komplexe Einheit
$K$	Verschleißkoeffizient
$k_{US}$	Erweichungsfaktor
$k_{conn}$	Koppelsteifigkeit
$k_{cont}$	Kontaktsteifigkeit
$k_{shear}$	Schersteifigkeit
$L_{ges}$	Werkzeuglebensdauer
$\mathbf{M}$	Massenmatrix
$m$	Masse
$N$	Anzahl Bonds
$n$	Anzahl Freiheitsgrade
$P$	Leistung
$p$	mechanischer Druck
$Q$	Elektrische Ladung
$Q_D$	Qualitätswert
$\underline{Q}$	Modalmatrix
$\underline{q}$	Lagevektor
$R$	Ohmscher Widerstand, resultierender Kraftvektor
$r$	Normierter Zielwert
$S$	Sollwert
$S_D$	Signal der Drahthöhenabnahme
$s$	Schlupf
$T$	Temperatur, Periodendauer
$t$	Zeit
$U_S$	Elektrische Ultraschall-Spannung
$u$	Verschiebung
$V$	Verschleißvolumen
$v$	Geschwindigkeit
$v_N$	Verschleißgradient
$\mathbf{W}^{\text{out}}$	Ausgangsmatrix

$\mathbf{W}^{\text{inp}}$	Eingangsmatrix
$W$	Mechanische Arbeit
$\mathbf{x}$	Zustandsvektor
$x$	Position
$\dot{x}$	Geschwindigkeit
$\ddot{x}$	Beschleunigung
$\mathbf{y}$	Ausgangsvektor
$\underline{Y}_{11}$	Kurzschlusseingangsadmittanz eines piezoelektrischen Wandlers
$\underline{Y}_{12}$	Kurzschlusskernadmittanz rückwärts eines piezoelektrischen Wandlers
$\underline{Y}_{21}$	Kurzschlusskernadmittanz vorwärts eines piezoelektrischen Wandlers
$\underline{Y}_{22}$	Kurzschlussausgangsadmittanz eines piezoelektrischen Wandlers
$\underline{Z}$	Impedanz (elektrisch und mechanisch)
$z$	Zielwert



# 1 Einleitung und Zielsetzung der Arbeit

In der Energie-, Antriebs- und Hochspannungstechnik werden sog. Leistungshalbleitermodule eingesetzt, um das Steuern und Schalten elektrischer Ströme von mehreren Kiloampere und Spannungen von mehr als 24 V zu realisieren. Ein besonderer Fokus liegt derzeit auf den wachsenden Märkten der erneuerbaren Energien und der Elektromobilität, wie z. B. beim Einsatz in Windkraftanlagen oder Elektrofahrzeugen [12]. Zur Verbindung der einzelnen Elektroden wird in diesen Modulen sehr häufig die Füge- und Verbindungstechnologie des *Ultraschall-Drahtbondens* eingesetzt. Es handelt sich hierbei um ein seit Jahrzehnten etabliertes Verfahren zur elektrischen Kontaktierung von Komponenten und Modulen innerhalb der Leistungshalbleiterelektronik. Die sog. *Bondverbindungen* bestehen i. d. R. aus Aluminium-Drähten, die von der Bondmaschine in einem Ultraschall-Reibschweißverfahren an die zu kontaktierenden Bauteile angebracht werden. Es ist eine bewährte und zuverlässige Technologie und wird daher auch in Zukunft den Markt insbesondere in der Leistungshalbleiterelektronik dominieren. Allerdings wird eine deutliche Steigerung der Leistung, Zuverlässigkeit und Effizienz der Bondverbindungen in den Leistungshalbleitermodulen benötigt. Dies ist mit den bisher hergestellten Bondverbindungen aufgrund der physikalischen Eigenschaften des Aluminiums als Bondmaterial nicht möglich. Aluminium besitzt zwar eine hinreichende elektrische Leitfähigkeit, die Lebensdauer und die Temperaturfestigkeit sind jedoch begrenzt. Eine weitere begrenzende Größe ist die relativ hohe thermische Wärmeausdehnung von Aluminium (ca.  $23 \cdot 10^{-6}/\text{K}$ ) im Vergleich zu Silizium (Si) (ca.  $2,6 \cdot 10^{-6}/\text{K}$ ). Auf der Oberseite des Leistungshalbleiters können so im erwärmten Betriebszustand mechanische Spannungen entstehen (*thermal mismatch*), was wiederum zur Zerstörung der Verbindung führen kann [12]. Die stetig wachsende Nachfrage nach noch leistungsfähigeren Systemen erfordert jedoch im Gegenteil noch höhere Betriebstemperaturen gegenüber konventionellen Silizium-Halbleitern. Neue Chip-Generationen, wie die sog. *Wide-Band-Gap* Halbleiter auf Basis von Siliziumcarbid (SiC) und Galliumnitrid (GaN), ermöglichen hierfür attraktive Leistungshalbleiterbauelemente auf Basis der etablierten und fortgeschrittenen Si-Technologie [29]. Leistungshalbleiter basierend auf Siliziumcarbid und Galliumnitrid erreichen Betriebstemperaturen (engl. junction temperature) von  $T_J > 175^\circ\text{C}$  und liegen damit deutlich über den maximalen Temperaturen von konventionellen Halbleitern aus Silizium ( $T_{J,max} = 150^\circ\text{C}$ ). Jedoch beginnen ab einer Temperatur von ca.  $120^\circ\text{C}$  erste Kriechprozesse innerhalb des Aluminiumdrahts sodass die maximalen Betriebstemperaturen in den Modulen auf  $T_{J,max} = 120^\circ\text{C}$  begrenzt werden müssen.

Das Material der Bondverbindungen selbst limitiert also aktuell die Lebensdauer und Einsatzfähigkeit. Aus diesem Grund müssen neue Wege beschritten werden, um die Größenreduzierung im Bereich der Chipkontaktierung und die thermischen und elektrischen Anforderungen im Bereich der Leistungshalbleiter zu meistern. Abbildung 1.1 verdeutlicht die vergangene und zukünftige Größenentwicklung von IGBT Chips. Diese haben

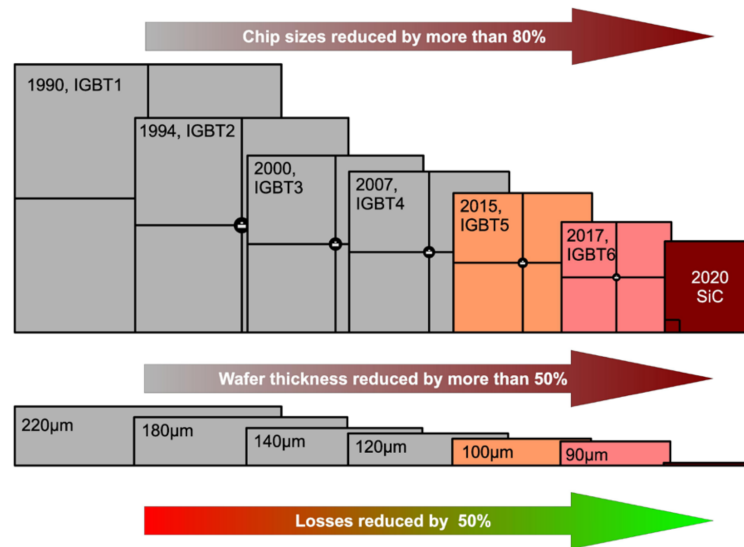


Abbildung 1.1: Chipgrößenentwicklung seit dem Jahr 1990 aus [91]

sich gemäß dem MOORESCHEN Gesetz sowohl in der Grundfläche als auch in der Höhe signifikant verkleinert. Diese Tatsache erfordert wie bereits erwähnt eine Optimierung des elektrischen Kontaktierungsverfahrens. Für das Ultraschall-Drahtbonden von Leistungshalbleitermodulen findet aus diesem Grund ein Materialwechsel von Aluminium- hin zum Kupferdraht statt, da dieser aktuell den bisher besten Lösungsweg darstellt [16]. Der Grund dafür liegt hauptsächlich in den besseren Materialeigenschaften des Kupfers. Es bietet als elektrischer Leiter einen um ca. 40 % geringeren spezifischen Widerstand und ist auch im Bereich der thermischen Eigenschaften, wie der thermischen Leitfähigkeit oder Ausdehnung, dem Aluminiumdraht deutlich überlegen. Dies ist im Bereich der Leistungshalbleiter von besonderer Bedeutung, da hier Ströme im Kiloampere-Bereich fließen. Somit reduziert sich die Erwärmung durch die Transportverluste im Draht; gleichzeitig besitzt Kupfer einen geringeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten (siehe Tabelle 1.1). Dies hilft, Leistungshalbleitermodule bezüglich Temperaturschwankungen zuverlässiger zu gestalten. Diese Temperaturschwankungen ergeben sich nicht nur durch die Umgebungstemperatur des Moduls, sondern ebenfalls durch den in den Leitern fließenden elektrischen Strom. Insbesondere häufige Ein- und Ausschaltvorgänge limitieren die Lebensdauer der Leistungshalbleiter. Durch eine höhere Steifigkeit des Drahtes, wie sie Kupfer verglichen mit Aluminium aufweist, ist auch eine höhere mechanische Stabilität der *Bondloops* zu erzielen (engl. für Schlinge). Somit können Loops erstellt werden, die eine robustere Loopgeometrie besitzen und somit stabiler gegenüber mechanischen Einflüssen sind. Die Bondloops vergrößern außerdem die abgebende Wärme auf der Oberfläche des Chips. Damit kann möglichen Beschädigungen durch Überhitzung vorgebeugt werden. Auch hier besitzt Kupfer mit seiner besseren thermischen Leitfähigkeit einen Vorteil gegenüber Aluminium. Neben dem Ultraschall-Drahtbonden als Kontaktierung der Chipoberseite ist auch die Verbindung des Chips mit dem Schaltungsträger entscheidend für die Eigenschaften des Gesamtmoduls. Im Zuge der Entwicklung und Erprobung verbesserter Verfahren zur Chipkontaktierung hat insbesondere das Silber-Sintern entscheidende Verbesserungen bezüglich Temperaturbeständigkeit und Lebensdauer gezeigt. Mit der Silbersintertechnologie lassen sich aktuell Leistungshalbleitermodule deutlich zuverlässiger herstellen als mit dem bislang favorisierten Weichlöten. In vielfältigen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass eine erhebliche Steigerung der Leistungsfähigkeit

Tabelle 1.1: Wesentliche Materialparameter von Aluminium und Kupfer [12]

	Aluminium	Kupfer
Spezifischer Widerstand	$0,027 \Omega\text{mm}^2/\text{m}$	$0,017 \Omega\text{mm}^2/\text{m}$
Thermische Leitfähigkeit	$220 \text{ W/mK}$	$400 \text{ W/mK}$
Thermischer Ausdehnungskoeff.	$23 \cdot 10^{-6}/\text{K}$	$16,5 \cdot 10^{-6}/\text{K}$
Streckgrenze	$29 \text{ MPa}$	$140 \text{ MPa}$
Zugfestigkeit	$40 - 50 \text{ MPa}$	$210 - 230 \text{ MPa}$
Elastizitätsmodul	$70 \text{ GPa}$	$110 - 140 \text{ GPa}$
Schmelztemperatur $T_S$	$660^\circ\text{C}$	$1083^\circ\text{C}$

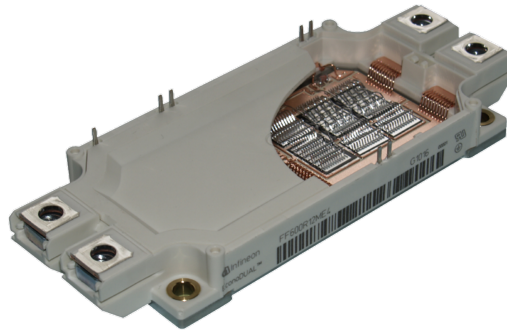


Abbildung 1.2: Leistungshalbleitermodul der Infineon AG (EconoDUAL-3-Modul für 600 A/1200 V) aus [92]

und Lebensdauer in Kombination mit dem Kupferdrahtbonden möglich ist [38], [107]. So kann im Vergleich zu herkömmlichen Verbindungstechnologien bei gleicher Ausgangsleistung eine mehr als zehnfache Lebensdauer nachgewiesen werden, bei identisch angestrebter Lebensdauer eine um 25 % höhere Ausgangsleistung oder eine ca. 2-fach gesteigerte Schaltfrequenz. Die zulässigen maximalen Betriebstemperaturen konnten von  $150^\circ\text{C}$  auf  $175^\circ\text{C}$  und teilweise sogar auf  $200^\circ\text{C}$  gesteigert werden. Unter diesen Randbedingungen können auch die kleineren Chips neuester Generation wie SiC und GaN mit gleicher oder sogar höherer Leistung bzw. Effizienz genutzt werden [12].

Bislang ist der Einsatz von Kupferdraht als Bondverbindung allerdings trotz seiner dargestellten deutlich überlegenen physikalischen Eigenschaften nicht sehr weit verbreitet. Insbesondere bei der Verbindung des Drahtes auf dem Chip kann es aufgrund der höheren Härte des Kupfers und den daraus resultierenden höheren Prozessleistungen zu Chipschädigungen beim Bondprozess kommen. Die Qualität der Ultraschall-Bondverbindungen sicherzustellen bzw. hierfür geeignete Methoden zu entwickeln, ist nach wie vor Ziel und Gegenstand der aktuellen Forschung. Die Schwierigkeit beim Kupferdrahtbonden ist in erster Linie der Prozess selbst. Er unterscheidet sich deutlich vom Aluminium-Bondprozess. Aufgrund der höheren mechanischen Festigkeit sind die Prozesskräfte und auch die benötigten Ultraschalleistungen ca. 3-fach höher. Bei diesen hohen Prozessgrößen besteht die Gefahr, den Chip in Leistungshalbleitermodulen zu beschädigen oder eine Delamination der Basisschichten zu fördern. Hinzu kommt ein kleineres Prozessfenster d. h. eine kleinere zulässige Variation der an der Maschine einzustellenden Prozessparameter, innerhalb derer ein stabiler Prozess existiert (siehe Abbildung 1.3). Auch die Empfindlichkeit gegenüber Materialschwankungen ist höher. Bereits beim deutlich einfacher zu verarbeitenden Aluminiumdraht stellt die Qualität der Verbindungen und deren

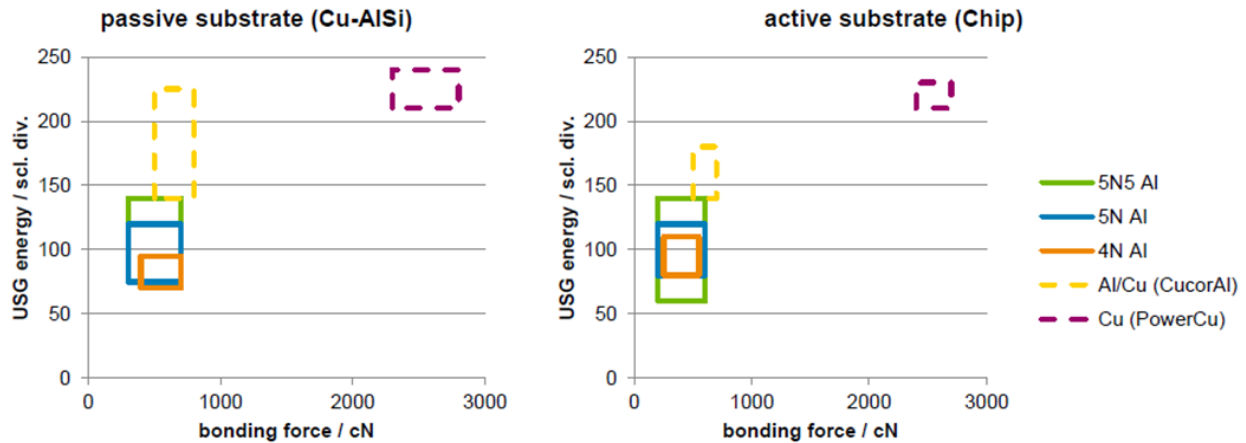


Abbildung 1.3: Prozessfenster für unterschiedliche Drahtmaterialien gebondet auf Cu-AlSi und Chip aus [57]

Überwachung eine Herausforderung dar. Durch diesen Materialwechsel wird insbesondere bei der Chipkontaktierung das Prozessfenster, in dem zuverlässige Bondverbindungen erzielt werden können, deutlich kleiner. Zwar sind die zu erzielenden Festigkeiten höher als beim Aluminiumbonds, allerdings ist die Gefahr von sog. *Bondabhebern*, d. h. keine bzw. zu geringe Ausbildung einer Verbindung zwischen Draht und Substrat, wesentlich größer. Im Bereich der Leistungshalbleiter sind oftmals mehrere Chips und Dioden verbaut. Diese müssen typischerweise mehrfach kontaktiert werden. Somit ergeben sich bis zu hundert oder mehr Bondverbindungen in einem Modul. Damit dieses Modul bspw. in Windkraftanlagen oder im Bereich Kfz-E-Mobilität ausfallsicher arbeiten kann, muss jede Bondverbindung eine hohe Zuverlässigkeit aufweisen.

Zwar zeigen die bisherigen Erfahrungen, dass die verwendeten Prozessparameter, wie Ultraschallspannung, Bondnormalkräfte und Bonddauer sich deutlich von den bekannten Prozessen unterscheiden. Allerdings ist bislang weitgehend unbekannt, wie diese Prozessgrößen interagieren und somit ist kaum vorherzusagen, welche Parameterkombination zu einer zuverlässigen Bondausbildung führt. Im Gegensatz zu der herkömmlichen Vorgehensweise, in deren Zuge die einzelnen Prozessschritte iterativ in empirischer Weise verändert werden, wird in dieser Arbeit ein intelligentes Verfahren zur Verhaltensanpassung der Bondmaschine mittels modellbasierter Mehrzieloptimierung entwickelt. Dieses Verfahren hat die Aufgabe, die vielversprechende Technologie des Kupferdrahtbonds trotz des kleineren Prozessfensters nicht nur für einzelne Anwendungen, sondern für eine zuverlässige Massenfertigung in verschiedenen Anwendungsbereichen zu erschließen. Die Ermittlung prozessstabiler Bondparameter für Leistungshalbleitermodule kann durch ein tiefgreifendes Verständnis der beim Verbindungsaufbau auftretenden physikalischen Effekte deutlich vereinfacht und verkürzt werden.

In Zukunft ist es notwendig, auftretende Störgrößen zu identifizieren, da der Kupferbondprozess sensibel auf diese reagiert. Folgen solcher Störgrößen können eine Reduzierung der Festigkeit und/oder eine Erhöhung ihrer Varianz sein, was ebenfalls als Verschlechterung der Qualität der Bondverbindung angesehen wird. Eine typische aber nicht zu vernachlässigende Störgröße beim Kupferbondprozess ist z. B. der Werkzeugverschleiß. Dieser ist aufgrund der hohen Härte und der abrasiven Eigenschaften von Kupfer deutlich höher als beim Aluminiumbondprozess. Das hat i. d. R. kürzere Wechselintervalle und hohe Kosten zur Folge. Daher sind erhöhte Kontrollen des Prozesses und Strategien



notwendig, um Prozessstörungen zu begegnen. Dies stellt eine wesentliche Motivation für diese Arbeit dar. Es wird daher eine adaptive Optimierung der Prozessführung beim Kupferdrahtbonden angestrebt. Auswirkungen von Störgrößen wie Werkzeugverschleiß sollen minimiert und die Effizienz maximiert werden, d. h. die Prozesszeiten sollen sich reduzieren. Dies darf allerdings die Qualität und Festigkeit der Bondverbindungen nicht wesentlich beeinträchtigen. An dieser Stelle wird deutlich, dass sich die Teilziele widersprechen. Daher kommt in dieser Arbeit ein Verfahren der Mehrzieloptimierung zur Anwendung. Dabei ist eine modellbasierte Abbildung der physikalischen Vorgänge beim Kupferdrahtbonden entscheidend, um die entsprechende Zielpriorisierung vornehmen zu können.

Ziel dieser Arbeit ist folglich die Entwicklung eines Verfahrens zur Herstellung zuverlässiger Ultraschall-Drahtbondverbindungen aus Kupfer unter variablen Produktionsbedingungen. Hierzu gehört die Online-Ermittlung deterministischer Störgrößen und einer Möglichkeit zur Anpassung des Prozesses an geänderte Zielvorgaben im Sinne einer Verhaltensanpassung der Bondmaschine.

Im folgenden Kapitel 2 werden Grundlagen sowie der Stand der Forschung und Technik für das Ultraschall-Drahtbonden erläutert. Dabei steht das für diese Arbeit wichtige Bondverfahren mit Drahtdurchmessern zwischen  $100\mu\text{m}$  und  $500\mu\text{m}$  im Vordergrund. Ein Modell für das Ultraschall-Drahtbonden wird in Kapitel 3 vorgestellt und anschließend in Kapitel 4 mittels diverser Messungen validiert. Die gewonnenen Ergebnisse werden nachfolgend für Bonduntersuchungen zur Klärung der Einflüsse und Abhängigkeiten genutzt. Eine Methode zur modellbasierten Mehrzieloptimierung mit anschließender Verhaltensanpassung wird in Kapitel 5 vorgestellt. Zum Abschluss der Arbeit werden in Kapitel 6 die Ergebnisse zusammengefasst und ein Ausblick bezüglich zukünftiger Arbeiten gegeben.



# 2 Grundlagen sowie Stand der Forschung und Technik

## 2.1 Der Ultraschall-Drahtbondprozess

Das Ultraschall-Drahtbonds gehört zu den Ultraschall-Reibschweißverfahren. Diese Verbindungstechnik wird in der Elektronik dort angewendet, wo elektrische Kontakte zwischen zwei Bauteilen hergestellt werden müssen. So muss beispielsweise ein ungehäuster Chip mit den einzelnen Leiterbahnen einer Leiterplatte oder mit dem vorgesehenen Chipgehäuse verbunden werden (siehe Abbildung 2.1). Dies geschieht durch eine Drahtverbindung, die an beiden Enden angeschweißt (engl. to bond = zusammenfügen) wird. Das Ultraschall-Drahtbonds dominiert aktuell als Kontaktierungsmethode mit rund 90 Prozent den Markt der Halbleiterverbindungstechnik aufgrund der hohen Kosteneffektivität und der großen Flexibilität [16].

Die prinzipiellen Verfahrensschritte des Dickdrahtbondprozesses sind als Beispiel in Abbildung 2.1 dargestellt. Zunächst fährt das Bondwerkzeug, auch *Wedge* oder *Bondtool* genannt, über die angestrebte erste Bondposition (*Source*). Der Draht liegt hierbei unter dem Bondwerkzeug. Als nächstes wird der Draht auf die erste Bondposition mit einer zuvor definierten Bondnormalkraft  $F_N$  auf die zu kontaktierende Stelle gesetzt und kaltverformt. Das Aufsetzen des Bondwerkzeugs auf den Draht wird auch als *Touchdown* bezeichnet. Nachfolgend wird der Ultraschall für eine definierte Bonddauer eingeschaltet, sodass der Draht auf dem Substrat reibt und sich schließlich Mikroverschweißungen zwischen den beiden Kontaktpartnern bilden. Anschließend verfährt das Bondwerkzeug in einer bestimmten Bewegungstrajektorie, um die gewünschte Drahtgeometrie zwischen den Kontaktstellen zu erhalten. Die entstehende Drahtgeometrie wird *Loop* genannt. Danach wiederholt sich der Bondvorgang analog zur ersten Bondposition. Ist der zweite Bond hergestellt (*Destination*), so wird der Draht mithilfe eines Messers eingeschnitten und durch das nachfolgende seitliche Wegfahren des Bondwerkzeugs abgerissen, sodass im Anschluss eine neue Verbindung gesetzt werden kann.

Sehr ausführliche Untersuchungen des Ultraschall-Bondprozesses führten in der Vergangenheit dazu, dass sich das Verfahren in vier verschiedene Phasen unterteilen lässt [10, 20, 35]:

1. *Vordeformationsphase*
2. *Reinigungsphase*
3. *Deformations-/Mischphase*
4. *Diffusions-/Volumenwechselphase*

Die *Vordeformationsphase* dient der erstmaligen Ausbildung einer Kontaktellipse zwischen Draht und Untergrund. Eine statische Anpresskraft (Touchdownkraft oder auch Aufsetzkraft genannt) bildet den Ausgangszustand für den Schweißprozess. Es wirkt hierbei noch keine Ultraschallleistung auf den Draht ein. Durch die statische Normalkraft

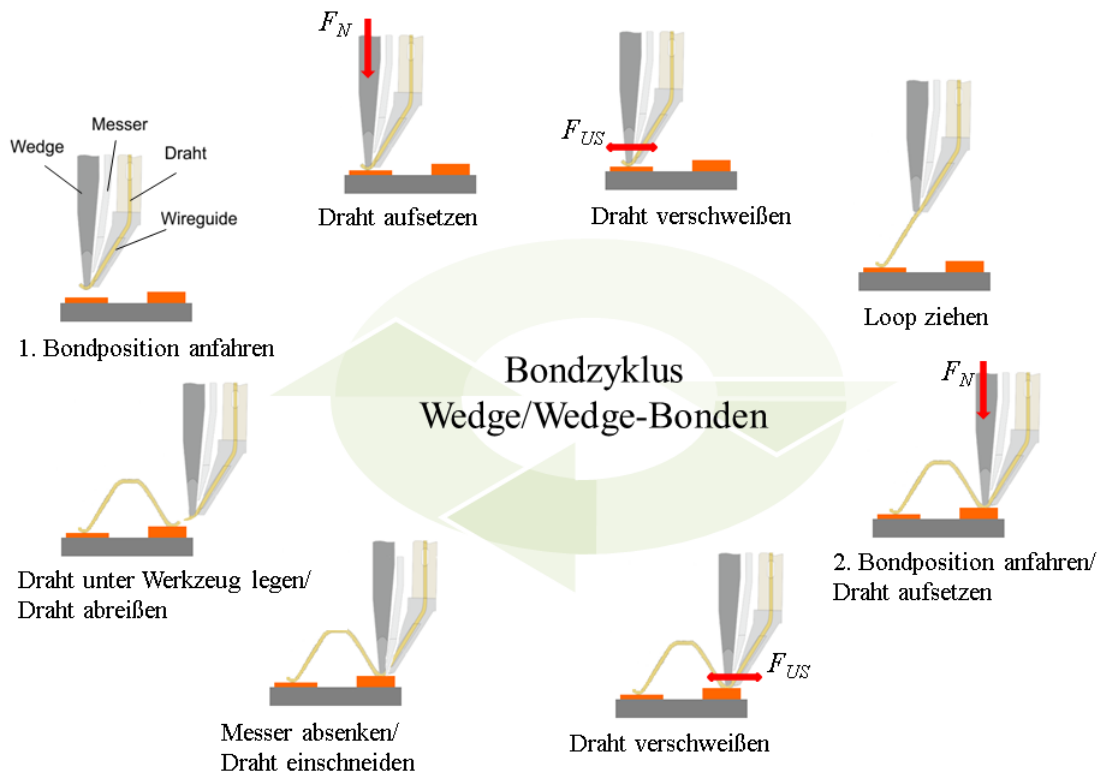


Abbildung 2.1: Zyklus eines Drahtbondprozesses [20]

kommt es neben einer elastischen auch zu einer plastischen Deformation, wodurch die Versetzungsdichte steigt und eine Kaltverfestigung eintritt. Im Falle spröder Oxidschichten (z. B. bei Aluminiumwerkstoffen) können diese bereits in der Vordeformationsphase aufgebrochen werden [35]. Die gesteigerte Versetzungsdichte unterstützt einerseits die Mechanismen in den folgenden Phasen, andererseits führt eine zu große Kontaktfläche zu Beginn insgesamt zu längeren Reinigungsdauern, da sich die eingebrachte Leistung auf eine größere Fläche verteilt.

In der *Reinigungsphase* steht die Reinigung der Verbindungszone im Vordergrund. Durch die Relativbewegung zwischen Draht und Untergrund wird das Abtragen etwaiger Oxidschichten und anderer Kontaminationen möglich. Im Sinne einer maximalen Reinigungswirkung sollte demnach die Relativamplitude zwischen Draht und Untergrund maximal sein und somit ein Mitschwingen des Untergrundes vermieden werden. Des Weiteren spielen der Anpressdruck des Drahtes auf dem Substrat, die Wegamplitude und die Kontakttemperatur eine Rolle. Diese Parameter nehmen Einfluss auf die Reibkraft bzw. auf den Reibkoeffizienten [84, 97]. Die Reinigungsphase wird aber auch als Aktivierungsphase bezeichnet, da für ein Verschweißen der beiden Kontaktpartner eine Aktivierung der Oberflächen notwendig ist. Neben der Reinigung der Kontaktzone können vorhandene Rauigkeiten der Oberflächen eingeebnet werden, wodurch die reale Kontaktfläche vergrößert wird.

Die in der *Deformationsphase* auftretende Verformung des Drahtes übersteigt die eines statisch verformten Drahtes ohne Einwirkung hochfrequenter Schwingungen. Dieser Effekt wird auch *Ultrasonic Softening* genannt [10] und ist auf eine Absorption der UL-

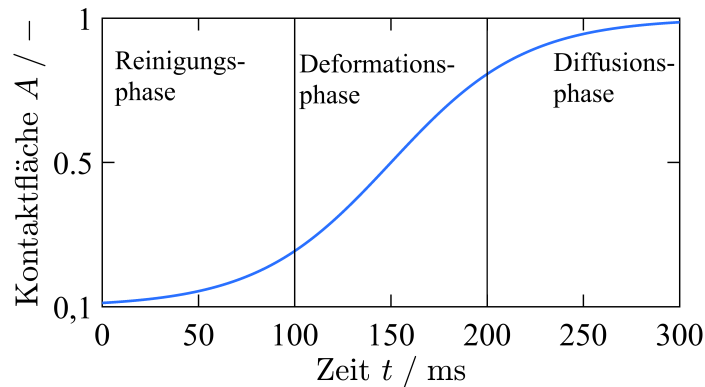


Abbildung 2.2: Einordnung der Reinigungsphase, Deformations-/Mischphase und Diffusionsphase in den Verlauf der normierten Kontaktfläche  $A$  zwischen Draht und Substrat

trasschallenergie an Materialdefekten im Draht zurückzuführen. Durch die Deformation beider Fügepartner nähern diese sich die Kontaktpartner in der Kontaktebene weiter an - diese Phase wird deshalb häufig auch *Misch- oder Annäherungsphase* genannt. Die zunehmende Ankopplung des Drahtes an den Untergrund durch die gereinigte Kontaktzone führt zudem zu einer immer stärkeren Schwingungsanregung des Untergrundes, wodurch ein Teil der durch den Aktor eingebrachten Leistung nicht nur zur Reinigung der Oberflächen, sondern auch in den Untergrund fließt. Dieser Anteil hängt hauptsächlich vom Schwingungsverhalten der Untergrundkonstruktion ab.

Die *Diffusionsphase* (häufig auch Volumenwechselphase genannt) wird durch die eingebrachten mechanischen Spannungen angetrieben. Innere Reibprozesse im Drahtmaterial sowie in der Verbindungszone des Untergrundes führen zu Erholungsprozessen und sorgen aufgrund von Diffusionsvorgängen für eine stoffschlüssige Verbindung im Bereich der Grenzflächen von Draht und Untergrund. Eine antreibende Größe in dieser Phase ist die Höhe der Defektdichte, bedingt durch die vorherigen Phasen und heterogenen Spannungszustände im Bereich der Grenzflächen in der Kontaktzone. Es werden Spannungsunterschiede abgebaut (Erholungsprozess) sowie die Aktivierungsenergien für Transportvorgänge auf atomarer Ebene herabgesetzt. Der Zusammenhang der Kontaktflächenentwicklung mit den jeweiligen Phasen ist in Abbildung 2.2 dargestellt. Während in der Reinigungsphase viel Reibleistung im Kontakt Draht/Untergrund umgesetzt wird, ist in der Deformationsphase, bedingt durch Ultrasonic Softening, die Drahtdeformation sehr groß und geht beim Übergang in die Diffusionsphase in eine Sättigung über.

### 2.1.1 Draht/Substrat-Eigenschaften und Verbindungsfestigkeit

Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus aufgrund der o. g. Vorteile auf der Herstellung von Kupferdrahtverbindungen, welche aufgrund ihrer guten thermischen Eigenschaften vermehrt im Bereich der Leistungshalbleiter eingesetzt werden sollen. Die Halbleiter sind auf die DCB-Substrate (engl. Direct Copper Bonded) gelötet oder gesintert. Typischerweise werden Bondverbindungen von dem DCB-Substrat zum Silizium-Chip gesetzt. Um dies zu ermöglichen, besitzt der Chip eine dünne Kupfermetallisierung. Bei der Entstehung einer stoffschlüssigen Verbindung zwischen Kupferdraht und Kupfermetallisierung spielen unterschiedlichste Mechanismen für die Erreichung einer hohen Verbindungsqua-

lität eine Rolle. So befassten sich beispielsweise Siepe et al. [98] mit der Belastbarkeit dieser Verbindung. Gebondete Kupferdrähte mit einem Durchmesser von 400  $\mu\text{m}$  erreichen dabei typische Scherfestigkeiten von 6000 cN, bis es zu einem Bruch der Verbindung kommt. Diese Festigkeit liegt deutlich über der eines Aluminiumdrahtes mit dem gleichen Drahtdurchmesser. Diese Zunahme der Festigkeit liegt in der höheren Fließgrenze von Kupfer begründet (siehe auch Tabelle 1.1). Für die Verbindungsausbildung sind allerdings auch höhere Ultraschalleistungen und höhere Anpresskräfte notwendig als bei vergleichbaren Aluminiumdrähten.

Für anfängliche Verbindungsprobleme beim Kupfer-Wedge/Wedge-Bonden sind für die technische Anwendung Lösungen gefunden worden, welche aber bis heute noch nicht umfassend modelliert werden konnten. Kock et al. [52] erforschten z. B., inwiefern Metallisierungen der Drähte zu einer besseren Verbindungsausbildung führen. Neben Golddrähten wurden auch Kupferdrähte mit Aluminium beschichtet. Die beschichteten 200  $\mu\text{m}$  Kupferdrähte konnten bei Raumtemperatur jedoch nicht zufriedenstellend auf sog. MOSFET-Chips gebondet werden, da eine zu geringe Ultraschalleistung zu Bondabhebern und zu hohe Ultraschalleistung zu Metallisierungsausbrüchen auf dem Chip führten. Durch eine Erhöhung der Kupferschichtdicke auf den Chips konnte daraufhin ein Bonderfolg erzielt werden. Somit können Drahtbeschichtungen bei Kontaktierungsproblemen helfen, jedoch gehen andere Nachteile wie die schwankenden Beschichtungsdicken oder das Zusetzen des Bondwerkzeugs mit der weichen Beschichtung einher. Demnach kann diese Kompromisslösung nicht alle erwünschten Materialvorteile ausnutzen.

Im Rahmen der Arbeiten von Wesling et al. [118] wurden außerdem Faserverbundbonddrähte unterschiedlicher Materialkombinationen und Anordnungen hergestellt. Die Faserverstärkungen sollen den thermischen Ausdehnungskoeffizienten verringern und die mechanische Festigkeit verbessern. Bei Aluminium-Kupferfaserverbunden konnte außerdem die elektrische Leitfähigkeit erhöht werden. Weitere wichtige Erkenntnisse zeigte Geißler [35] anhand einer umfangreichen Analyse der Drahteigenschaften von AlSi1 (99 % Al, 100 % Si) beim Bonden auf Au-Ni-Kupfersubstraten. Hier wurden die Ver- und Entfestigungsprozesse beim Ultraschall-Dünndrahtbonden in den einzelnen Phasen des Bondens durch Härtebestimmungen untersucht. Auch der Einfluss der Vordeformation des Drahtes durch Abgleiten bzw. Verschieben von Kristallbereichen wurde betrachtet. Ein Ergebnis der Untersuchungen ist, dass die Ultraschalleistung für das Material so hoch sein muss, dass eine kritische Schubspannung erreicht wird. So benötigen Materialien mit hohen Stapelfehlerenergien (z. B. Aluminium) im Vergleich zu Materialien mit geringeren Stapelfehlerenergien (z. B. Kupfer) weniger Aktivierungsenergie. Neben der Stapelfehlerenergie spielt für die Bondbarkeit auch die Rauigkeit des Substrats eine Rolle. Huang et al. [47] untersuchten hierzu die Verbindungsqualität beim Ball-Wedge-Bonden zwischen Gold und Palladium bei unterschiedlichen Rauigkeiten von Substraten. Hierbei konnte herausgefunden werden, dass bei einer Rauigkeit von  $R_a = 0,5 \mu\text{m}$  die Ultraschalleistung um 50 % reduziert werden konnte und somit die durchschnittliche mechanische Belastung der Bondstelle, verglichen mit einer Rauigkeit von  $R_a = 0,08 \mu\text{m}$ . Dies lässt den Schluss zu, dass durch eine rauere Oberflächenbeschaffenheit des Substrates die Reibungsenergiegedichte zunimmt und der Bondvorgang mit geringerer Auslenkung des Bondwerkzeugs durchgeführt werden kann. Eine vollständige Modellierung dieses Effekts war bisher mit dem aktuellen Stand der Forschung jedoch nicht möglich. Um ein Modell aufzubauen, welches die genannten Effekte abbildet, sind weitergehende Untersuchungen über die komplexen, sich beeinflussenden mechanischen Vorgänge beim Bonden notwendig.

### 2.1.2 Drahtdeformation

Die Verformung des Drahtes setzt sich aus der Vordeformation und einer vertikalen Verformung unter Ultraschall zusammen. Die Vordeformation ist die Grundlage für die Reinigungsphase und somit entscheidend für die Ausbildung einer qualitativ hochwertigen Bondverbindung [35]. Um Regionen im Draht zu bestimmen, in denen durch hohe lokale Normalkräfte hohe Verformungen und damit Dehnungen auftreten, wird vermehrt die Methode der *Finiten Elemente* eingesetzt. Diese Methode wurde insbesondere für umfangreiche mechanische Untersuchungen des *Ball-Wedge-Bondens* angewendet. Besonders erwähnenswert sind hier die Arbeiten von Fiori et al. [28], Saiki et al. [87] und Viswanath et al. [114]. Hierbei stehen vor allem die Auslegung der Bondstellen und die damit verbundenen Spannungen, bspw. auf dem Chip, im Vordergrund. Gao und Domanidis [31] entwickelten z. B. mithilfe eines Modells eine zweidimensionale Spannungs-Dehnungsanalyse. In dieser Veröffentlichung wurde die Plastifizierung als Grund für die Verbindungsbildung identifiziert.

Ding et al. [18] untersuchten mithilfe des Finiten-Elemente-Ansatzes die elasto-plastische Deformation des Drahtes. Hervorzuheben ist dabei, dass die maximale Kontaktkraft in der Peripherie der Kontaktfläche auftrat und dass eine Erhöhung der Bondnormalkraft nicht zu einer Erhöhung des Normaldrucks führte. Vergleichbare Effekte treffen auch bei der Produktion von Bondverbindungen auf, wenn das Bondwerkzeug aufgrund hoher Drahtverformungen auf das Substrat trifft (*Bondtoolaufsetzer*). FE-Berechnungen von Eichwald et al. [25] zeigen z. B., dass dabei der mittlere Druck im Interface Draht/Substrat um bis zu 70 % reduziert wird und somit die Bondqualität beeinträchtigt werden kann. Ein ebenfalls wichtiger Aspekt stellt die Vordeformation des Drahtes vor dem Einschalten des Ultraschalls dar. Je nach Grad der Vordeformation entstehen zwischen Bondwerkzeug, Draht und Substrat unterschiedlich große Kontaktflächen. Während eine kleine Kontaktfläche infolge geringer Vordeformation die Ultraschallenergie an der Fügezone zu stark bündelt, bewirkt eine zu große Deformation eine unerwünscht hohe Materialverfestigung des Drahtes [78]. In beiden Fällen ist die Folge eine elektrisch und mechanisch instabile Verbindung. Die Vordeformation sollte daher relativ zu der Enddeformation nicht zu groß oder zu klein sein. Ideale Werte für die Deformation liegen für einen Al-Draht zwischen 20 – 30 % der Ausgangsdrahthöhe [19]. Für das Kupferdrahtbonden liegen keine vergleichbaren Erfahrungswerte vor. Althoff et al. [2] stellten jedoch fest, dass stark vordeformierte Bonds bei kurzen Bondzeiten auf DCB-Oberflächen schneller verschweißten als weniger verformte Bonds. Eine Mikrostrukturuntersuchung von [21] zeigte, wie sich die Härte des Drahtes und Substrates infolge der Kaltverfestigung um bis zu 40 % erhöhen. Weiterhin konnte gezeigt werden, dass es beim Aufsetzen des Drahtes auf das Substrat zu Kraftspitzen kommt, die größer sind als die voreingestellte statische Touchdownkraft [109]. Es werden Spitzenwerte von bis zu 25 % größeren nominellen Touchdownkräften erreicht, wenn die Bondmaschine mit maximaler Aufsetzgeschwindigkeit betrieben wird. Abgesehen davon konnte gezeigt werden, dass die Vordeformation eines 500 µm Kupferdrahtes ausreicht, um Rauigkeiten im Interface Draht/Substrat zu Beginn des Prozesses einzuebnen.

### 2.1.3 Ultrasonic Softening

Das Phänomen des Ultrasonic Softening wird in der Fachwelt u. a. von Langenecker [59] als ein wichtiger Effekt zur frequenzabhängigen Umformung von Metallen genannt. Durch

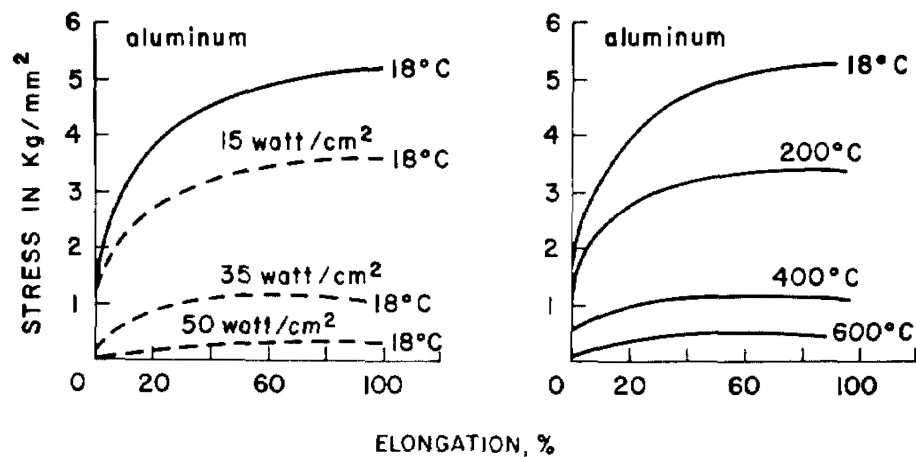


Abbildung 2.3: Materialverhalten von Einkristallen aus Aluminium im Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei verschiedenen US-Leistungen bzw. Temperaturen [59]

eine zusätzliche Energie in Form von Ultraschallschwingungen senkt sich die Fließgrenze in Metallen deutlich herab, sodass plastische Deformation auch schon bei niedrigerer Normalkraft auftreten kann. Der für die Verbindung der Kontaktpartner bedeutendere Effekt ist somit nicht die entstehende Reibwärme zwischen Draht und Substrat [69], sondern das Erweichen der Verbindungspartner. Als Volumeneffekt stellt das Ultrasonic Softening somit neben weiteren Effekten einen wesentlichen Mechanismus des Schweißprozesses dar. Eine wichtige Eigenschaft des Ultrasonic Softenings im Vergleich zu einer Erweichung durch Erwärmung ist, dass deutlich weniger Ultraschallenergie als Wärmeenergie benötigt wird [97]. Werden die Ultraschallwellen im Festkörper an Defekten des Materials absorbiert (hier spielt auch die hohe Defektdichte aus der Vordeformation eine Rolle), so werden mechanische Spannungen induziert, die sich mit den äußeren Belastungen überlagern. Das hat zur Folge, dass in der Summe aus dynamischer Spannung und statischer äußerer Beanspruchung die notwendige Anpresskraft kleiner sein kann, um die Fließspannung zu überschreiten [97]. Der Effekt der Erweichung ist hier direkt in Abhängigkeit der eingebrachten Ultraschallenergie zu setzen.

In Spannungs-Dehnungs-Diagrammen kann der bekannte Einfluss der Erwärmung des Materials mit einer korrespondierenden Ultraschalleistung verglichen werden. So entspricht beispielsweise einer Spannungs-Dehnungs-Kurve bei  $15 \text{ W/cm}^2$  einer Erwärmung des Aluminiums auf  $200^\circ\text{C}$  (siehe Abbildung 2.3). Somit wird dargestellt, dass mithilfe einer in das Material eingebrachten Energie, ähnlich wie bei der Erwärmung die Fließgrenze des Materials deutlich herabgesetzt werden kann. Herbertz [41] beobachtete ebenfalls eine lineare Abnahme der Fließspannung mit der Erhöhung der Ultraschallamplitude. Diese Versuche zur Messung der Fließspannungsabnahme, die durch Ultraschalleinkopplung in Materialproben beobachtet wurde, sind zumeist in Prüfmaschinen durchgeführt worden. Diese Untersuchungen unterliegen teilweise Ungenauigkeiten, da sich die Materialproben bei hohen Ultraschallleistungen signifikant erwärmten. Allein die Erwärmung führt bereits zu einer Reduktion der Fließgrenze in den Materialproben. Makarov et al. [65] entwickelten ein Modell um die Deformationseigenschaften bei unterschiedlicher Ultraschallbelastung vorherzusagen. Es wurde auch eine Abhängigkeit zwischen plastischer Deformation und der Zeit der Ultraschalleinbringung für eine Probe erstellt. Huang et al.



[46] führten Versuche an einem Ball-Wedge-Bondautomaten speziell für 50  $\mu\text{m}$  Kupfer- und Golddraht durch. Hierbei wurde der zu einer Kugel aufgeschmolzene Draht mit Amplituden von 0 bis 2,7  $\mu\text{m}$  und Bondnormalkräften von 0 bis 3 N beaufschlagt und die verbleibende Höhe des Balls sowie dessen Mikrohärtigkeit gemessen. Ergebnis dieser Arbeit ist, dass der Einfluss des Ultrasonic Softening linear von der angelegten Ultraschallamplitude abhängig ist. Ein Unterschied zwischen den Materialien Kupfer und Aluminium konnte nicht festgestellt werden. Bei den durchgeführten Mikrohärtigemessungen wies Kupfer ein hohes Maß an verbleibendem Softening auf, was durch Unterschiede in den Kennwerten bzgl. der Stapelfehlenergie oder Rekristallisationstemperatur erklärt werden kann.

Bruns [13] passt die statischen Spannungs-Deformationskurven in Abhängigkeit zu der Ultraschalleistung an. Basierend darauf untersucht er in FE-Simulationen auch den Einfluss des Ultraschalls. Die Herabsetzung der Fließspannung wurde in der Simulation mittels externer Berechnungen berücksichtigt. Dies führt zu dem Effekt, dass die Außenbereiche der Kontaktfläche von Druck- hin zu Zugspannung wechseln, da durch den hohen Umformungsgrad das Drahtmaterial an der Kontaktfläche herausgedrückt wird. Bruns [13] hat ebenfalls Versuche mit unterschiedlichen Bondsonotroden durchgeführt, die abweichende Resonanzfrequenzen besitzen. Um eine Aussage bezüglich des Einflusses der Ultraschallfrequenz auf die Drahtdeformationsgeschwindigkeit zu bekommen, wurde der Energieeintrag in das System mithilfe der Frequenz, Amplitude und Schwingungssystemmasse bestimmt. Die Deformationsgeschwindigkeit wurde für jede untersuchte Frequenz mit dem Energieäquivalent und der Bondzeit verglichen. Zu beobachten war hierbei, dass bei hohen Frequenzen die Drahtdeformationsgeschwindigkeit deutlich verringert ist. Außerdem ist zu erwähnen, dass die Gesamtdeformation des Drahtes bei hohen Frequenzen (140 kHz) trotz hohen Energieeintrags und langer Bonddauer früher in die Sättigung geht als bei niedrigeren Frequenzen (60 kHz). Ein Vergleich zwischen Drahtdeformation und Festigkeit der Bondverbindung wurde jedoch nicht durchgeführt.

#### 2.1.4 Reibung und Verbindungsbildung

Materialeigenschaften wie Elastizitätsmodul, Härte und Oberflächenenergie beeinflussen nachweislich die Reibung zwischen den Reibpartnern. Rabinowicz [84] legte bereits 1965 die mechanischen Wechselwirkungen und deren Einfluss auf die Reibung dar. Ein besonderer Schwerpunkt liegt dabei auf dem Verschleiß von Metallen infolge von Reibung durch *Abrasion*, *Adhäsion*, *Oberflächenzerrüttung* (Ermüdung) und *tribochemischer Reaktionen*. Einen guten Überblick zur Beschreibung von Reibung in dynamischen Systemen gibt Berger [6] mit einer großen Vielzahl von Literaturhinweisen. Anhand verschiedener Beispiele aus den Ingenieurwissenschaften werden Reibmodelle diskutiert. Es erfolgt eine Klassifizierung hinsichtlich der Wirkmechanismen und weiterer Kriterien, z. B. der Frage, ob Mikro- oder Makroschlupf vorliegt. Mikroschlupf bedeutet in diesem Kontext, dass bestimmte Teile der Kontaktfläche gleiten, während andere noch haften, weil z. B. die Normaldruckverteilung im Kontakt ungleichmäßig oder die Relativbewegungen im Kontaktbereich unterschiedlich sind. Dies ermöglicht eine Einteilung hinsichtlich der Fragestellung, ob ein Punktkontakt oder ein flächenabhängiger Kontakt modelliert wird, ob die Fügestelle rein zur Kraftübertragung oder gezielt zur Energiedissipation eingesetzt wird und welche Bewegungsmöglichkeiten in der Kontaktebene vorliegen. Sextro [94] stellte bspw. ein zweidimensionales Elasto-Gleit-Modell vor, um den Einfluss von

Reibelementen auf die Schwingungsform von Turbinenschaufeln berechnen zu können. Dieses Modell ist als Erweiterung des in [80] ausführlich beschriebenen eindimensionalen Elasto-Gleit-Modells auf ellipsenförmige Relativverschiebungen zu sehen. Unter der Annahme, dass bei monofrequenter Anregung der Anteil höherer Harmonischer in der Systemantwort vernachlässigt werden kann, wurde mit der Methode der *harmonischen Balance* eine Berechnung der stationären Antwort im Frequenzbereich durchgeführt.

Da in Bondprozessen meist *Mikroschlupfeffekte* von großer Bedeutung sind, muss die gewählte Modellierung in der Lage sein, diesen Effekt abzubilden. Hierzu bietet neben anderen, die Arbeit von Popov [82] im Rahmen der Kontaktmodellierung einen ausführlichen Überblick. Wenn das Verhalten der gesamten Bondstelle mit lediglich einem Punktkontaktmodell berücksichtigt werden soll, ist es notwendig, dass das eingesetzte Reibmodell dieses komplexe Verhalten abbilden kann. Dazu gibt es verschiedene Ansätze, wie IWAN- und MASING-Modelle, siehe dazu die Arbeiten von Ottl [79] oder das sog. LUGRE-Modell von Johansson und Canudas-De-Wit [49]. Sextro [95] bietet einen ausführlichen Überblick zur Modellierung allgemeiner Reibkontaktprobleme. Hier werden Kontaktprobleme vom Mikroschlupf bis hin zum Verschleiß von Rollkontakten beschrieben. Dort wird auch ein dreidimensionales Punktkontaktmodell vorgestellt, welches es erlaubt, die Verlustenergie während des Reibvorganges zu bestimmen. Die nichtlineare Steifigkeit in Normalenrichtung berücksichtigt den Einfluss der Rauigkeit auf die Normalsteifigkeit und ist angelehnt an die statistische Verteilung der Rauigkeitsspitzen. Je mehr Rauigkeitsspitzen miteinander in Kontakt stehen, umso größer wird auch die Kontaktsteifigkeit. Dieses Modell kann auf eine diskretisierte Kontaktfläche angewendet werden, wobei jedem Flächenelement ein Punktkontaktmodell zugewiesen wird. Die unterschiedlichen Oberflächenrauigkeiten fließen dabei über die Kontaktsteifigkeiten in das Modell des Kontaktes ein, wobei der Reibkoeffizient von der Rauigkeit, Normalkraft, den Temperaturen und der Relativgeschwindigkeit abhängig ist. Mithilfe des flächigen Punktkontaktmodells kann Mikroschlupf abgebildet werden. Diese Art der Kontaktmodellierung ist speziell auf elastische Körper abgestimmt, die im Kontakt zueinander stehen.

Siddiq und Ghassemieh [97] betrachteten Oberflächen- als auch Volumeneffekte beim Ultraschall-Schweißen und berücksichtigten sowohl thermische Effekte als auch das Ultrasonic Softening, die beide zu einem Herabsenken der Fließgrenze eines Materials führen. Zusätzlich wird ein Reibgesetz vorgestellt, welches mit variablem Reibungskoeffizienten rechnet, in Abhängigkeit von Andruckkraft und Länge der Gleitphasen. Joshi [50] als auch Krzanowski [56] fanden deutliche plastische Verformungen der Fügepartner an verschweißten Verbindungen vor. Auch Prieb [83] führte Schweißversuche durch, darunter auch Kupfer-Kupfer-Verbindungen. Die Plastifizierung wurde hier als essentieller Mechanismus der Verbindungsausbildung genannt. Ein Aufschmelzen des Metalls wurde dabei nicht festgestellt. Untersuchungen mithilfe eines Transmissionselektronenmikroskops an Bondverbindungen von Aluminium mit unterschiedlichen Substraten wurden ebenfalls von Joshi [50] durchgeführt. Ziel war hierbei, Rückschlüsse auf den Verbindungsprozess ziehen zu können. Eine Interdiffusion von Draht- oder Substratatomten konnte nicht festgestellt werden. Winchell et al. [119] lieferten erstmals eine kontaktmechanikbasierte Modellvorstellung zum Ultraschall-Drahtbonds. Vor allem die Normalspannungsverteilung im Kontakt dient zur Erklärung der typischen Bondringe im Außenbereich der Kontaktzone, in denen eine sehr hohe Dichte an Mikroverschweißungen zu finden ist. Auch der Einfluss der Variation von Bondnormalkraft und Ultraschalleistung auf den Bondring werden erklärt. Ähnlich erklärt Thiede [103] die Mikroverschweißungen mit-

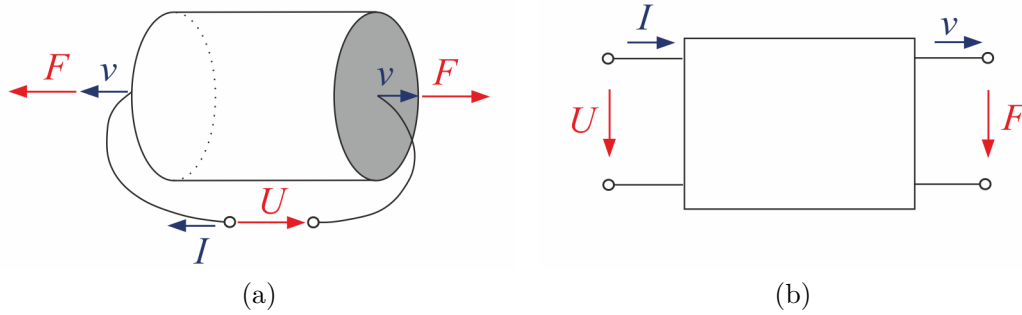


Abbildung 2.4: Piezoelement mit mechanischen und elektrischen Randgrößen (2.4a) und dessen Vierpoldarstellung (2.4b) [115]

hilfe von Normal- und Tangentialspannungen. Zusätzlich berechnet er die Reibarbeit in Abhängigkeit der Auslenkung bezogen auf den Mittenabstand des Bonddrahtes. Hu et al. [42, 43] nutzten ein Stick-Slip Modell nach MINDLIN und JOHNSON, um den Mikroschlupf beim Ball-Bonden zu berechnen. Eine Änderung der Kontaktfläche sowie Änderungen der Drahteigenschaften wurden jedoch nicht berücksichtigt.

### 2.1.5 Modellierung piezoelektrischer Systeme

Beim Ultraschall-Drahtbonds wird die Verbindungsbildung durch Ultraschall und Druck erzeugt. Ein piezoelektrischer Ultraschalltransducer mit integrierter Phasenregelung realisiert dabei die dynamische Schwingung im Schwingssystem. Das Besondere an piezoelektrischen Systemen ist die Kopplung von elektrischen und mechanischen Größen. Daher bietet sich zur Beschreibung eines Piezoelements die sog. *Vierpoltheorie* aus der Elektrotechnik an [66]. Dabei wird das abstrakte Systemverhalten als eine Art *Black Box* abgebildet. Die Abbildung 2.4 zeigt, dass die mechanischen Randgrößen Kraft  $\hat{F}$  und Geschwindigkeit  $\hat{v}$  mit den elektrischen Randgrößen Spannung  $\hat{U}$  und Strom  $\hat{I}$  verknüpft werden können.

Die zu untersuchenden Größen sind die vom Vierpolverhalten abhängigen Größen  $\hat{I}$  und  $\hat{v}$ , welche durch eine Messung erfasst werden. Die variierenden Größen sind die vom Vierpolverhalten unabhängigen Größen  $\hat{U}$  und  $\hat{F}$ , welche geändert werden, um die Reaktion des Vierpols auf diese Änderung zu erhalten. Dieser Zusammenhang kann mit einem Gleichungssystem ausgedrückt werden. Ein Beispiel dafür zeigt die Leitwertform:

$$\begin{bmatrix} \hat{I} \\ \hat{v} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11} & Y_{12} \\ Y_{21} & Y_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{U} \\ \hat{F} \end{bmatrix}. \quad (2.1)$$

Um jetzt die Elemente der Leitwertmatrix einzeln bestimmen zu können, wird nacheinander jeweils eine der beiden unabhängigen Größen zu Null gesetzt. Bei der Leitwertmatrix muss bspw. durch einen Kurzschluss des Signals am Eingang die Signalspannung  $\hat{U}$  zu 0 V gesetzt werden. Dann kann am Ausgang die Kraft  $\hat{F}$  variiert werden und die Reaktion des Vierpols, welche sich in einer Änderung der Geschwindigkeit äußert, aufgezeichnet werden. Im Element  $\hat{Y}_{22}$  ist dann dieser Verhaltensaspekt des Vierpols festgehalten und beschrieben [9]. Die drei weiteren Elemente werden in analoger Weise ermittelt, sodass folgt:

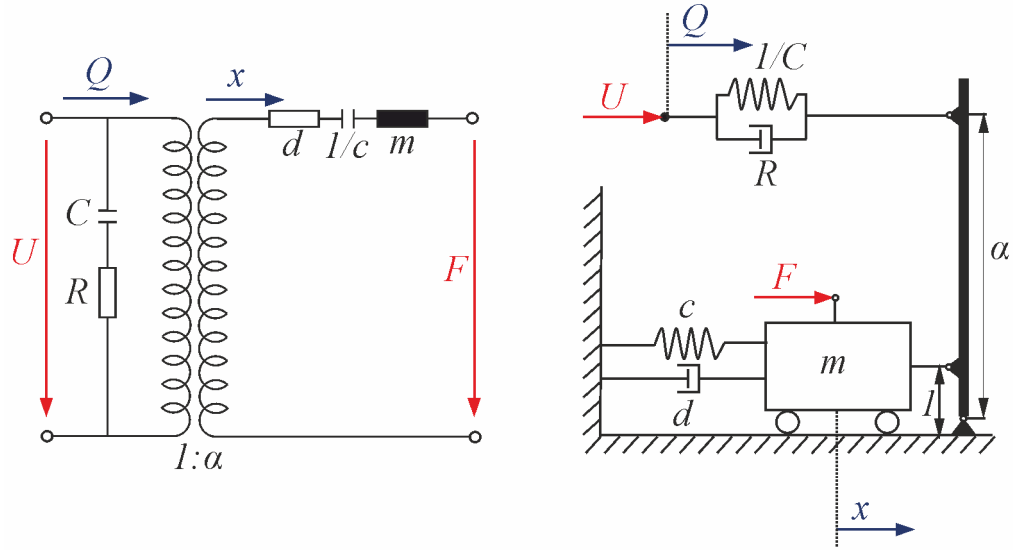


Abbildung 2.5: Elektrisches und mechanisches Ersatzmodell eines piezoelektrischen Systems [115]

$$\underline{Y}_{11} = \left. \frac{\hat{I}}{\hat{U}} \right|_{\hat{F}=0} : \text{Kurzschlusseingangsadmittanz} \quad (2.2)$$

$$\underline{Y}_{12} = \left. \frac{\hat{I}}{\hat{F}} \right|_{\hat{U}=0} : \text{Kurzschlusskernadmittanz (rückwärts)} \quad (2.3)$$

$$\underline{Y}_{21} = \left. \frac{\hat{v}}{\hat{U}} \right|_{\hat{F}=0} : \text{Kurzschlusskernadmittanz (vorwärts)} \quad (2.4)$$

$$\underline{Y}_{22} = \left. \frac{\hat{v}}{\hat{F}} \right|_{\hat{U}=0} : \text{Kurzschlussausgangsadmittanz} \quad (2.5)$$

Mithilfe dieser Analogie wurden bisher mehrere elektromechanische Ersatzmodelle abgeleitet wie z. B. von Lenk und Irrgang [60] und Mason und Thurston [67].

Wenn ein Schwingungssystem in einem begrenzten Frequenzbereich lediglich eine dominante Eigenmode aufweist, wie es etwa bei einem Bond-Transducer der Fall ist, kann dessen dynamisches Verhalten in guter Näherung bei gleichzeitig sehr geringem Aufwand durch ein diskretes Ersatzmodell mit einem Freiheitsgrad modelliert werden [10]. Voraussetzung ist hierbei, dass es sich um ein lineares System mit harmonischer Anregung handelt. Sind zwei oder auch mehrere Eigenmoden vorhanden, lassen sich Ersatzmodelle mittels Superpositionsprinzip zu einem Zwei- bzw. Mehrfreiheitsgradmodell zusammenführen. Diese Modelle mit wenigen Freiheitsgraden sind in der Lage, rechenaufwändige FE-Simulationen im Frequenz- und Zeitbereich zu ersetzen [55]. Abbildung 2.5 zeigt ein äquivalentes elektrisches und mechanisches Ersatzmodell eines piezoelektrischen Aktors in der Nähe einer betrachteten Resonanzfrequenz. Beide Modelle sind mathematisch äquivalent und lassen sich ineinander überführen.

Bei der Beschreibung des Schwingungsverhaltens des piezoelektrischen Transducers haben die Parameter in den beiden oben dargestellten Ersatzmodellen folgende Bedeutung:

$R$  beschreibt die sog. dielektrischen Verluste in der Piezokeramik und  $C$  deren kapazitives Verhalten. Die Masse  $m$  entspricht der effektiv schwingenden modalen Masse,  $d$  der modalen Dämpfung und  $c$  der modalen Steifigkeit bei der entsprechenden Schwingungsform des betrachteten Systems. Die piezoelektrische Kopplung zwischen mechanischen und elektrischen Größen wird durch einen idealen Transformator bzw. einen starren, masselosen, reibungsfrei gelagerten Hebel mit der Länge  $\alpha$  abgebildet. Die Bewegungsgleichungen können z. B. aus dem mechanischen Modell zu

$$m\ddot{x} + d\dot{x} + cx = \alpha U + F, \quad (2.6)$$

$$R(\dot{Q} - \alpha\dot{x}) + \frac{1}{C}(Q - \alpha x) = U \quad (2.7)$$

abgeleitet werden. Mithilfe der Leitwertmatrix 2.1 und der Elemente der Gleichungen aus 2.6, sowie 2.7 sind sowohl Analysen im Frequenzbereich, als auch numerische Zeitsimulationen zur Berechnung der Systemantwort für beliebige harmonische Anregungen möglich [10].

## 2.2 Condition Monitoring bei Bondprozessen

### 2.2.1 Messung von mechanischen Schwingungen

Messungen der mechanischen Schwingung am Transducer, Werkzeug, Draht oder Untergrund kommen beim Ultraschall-Drahtbonds eine besondere Bedeutung zu und sind daher weit verbreitet, um den Bondprozess zu analysieren. Eine der ersten Veröffentlichungen dazu entstand in den frühen 70er-Jahren von Salzer und Martin [88]. Sie zeigten, wie die Ultraschallschwingung an der Werkzeugspitze unter Zuhilfenahme eines piezoelektrischen Beschleunigungsaufnehmers gemessen werden kann. So konnten die Auswirkungen eines Bondprozesses auf die resultierende Signalform berücksichtigt werden. Überbondete und nicht ausreichend gebondete Verbindungen ließen sich somit zum ersten Mal deutlich unterscheiden. Eine weitere Möglichkeit zur Messung der mechanischen Schwingung zeigten sowohl Osterwald [78] als auch Brökelmann [10]. Mittels eines *Laservibrometers* haben beide die Schwingungen an der Werkzeugspitze direkt messen können. Der Vorteil ist hierbei, dass die Schwingungen mit hoher Genauigkeit und ohne Beeinflussung der Schwingung detektiert werden. Osterwald [78] zeigte zudem eine Möglichkeit auf, eine Prozessregelung basierend auf den Schwingungsamplituden der Werkzeugspitze zu realisieren. Aktuellere Arbeiten wie bspw. von Sedlmair [93] beschäftigen sich mit Resonanzphänomenen an schwingenden Untergründen. In dieser Veröffentlichung wurde gezeigt, dass einerseits Resonanzen oder auch passives Mitschwingen des Untergrundes auftreten können. Diese Effekte unterscheiden sich dadurch, dass Eigenschwingungen durch eine geänderte US-Frequenz weniger angeregt werden, während das passive Mitschwingen von der US-Anregung unabhängig ist und nur durch eine steifere Befestigung vermieden werden kann. Untersucht wurde dies mithilfe eines Pins, der mit einem weichen oder einem härteren Kunststoffring auf einer definierten Höhe fixiert wurde. Mittels eines Laservibrometers wurde anschließend die Amplitude des Pins an der Kante während des Bondens gemessen. Dieser Aufbau machte den Effekt von größerer oder kleinerer Nachgiebigkeit anschaulich, die zu mehr oder weniger ausgeprägtem Mitschwingen führen.

### 2.2.2 Zusätzlicher Sensor in Untergrund und Peripherie

Zur Analyse der aktuellen Situation ist ein *Condition Monitoring* notwendig, das den Einfluss veränderlicher Randbedingungen auf die Qualität einer Bondverbindung bestimmt. Condition Monitoring wird häufig im Bereich der Instandhaltung und Wartung von Maschinen und Anlagen eingesetzt. Für den allgemeinen Maschinenbau wird in DIN ISO 17359 ein Verfahren beschrieben, nach dem eine Zustandsüberwachung und -diagnostik von Maschinen aufgebaut und genutzt werden kann. Die darin vorgestellten Methoden sind jedoch nicht für eine Vorhersage der Qualität von Bondverbindungen geeignet, da der Prozess deutlich komplexer ist als die betrachteten Verfahren. Eine der ersten größeren wissenschaftlichen Arbeiten auf diesem Gebiet des Ultraschall-Drahtbonden wurde von Uthe [112] im Jahr 1972 veröffentlicht. Er nutzte das Signal der elektrischen Impedanz, welches die Bondmaschine bzw. der Ultraschallgenerator liefert. Anhand der Impedanzverläufe können Bondverbindungen bezüglich ihrer Qualität klassifiziert werden. Teilweise wurden den schlechten Bonds anhand der Verläufe Fehlermechanismen zugewiesen. Ein automatischer Vergleich der Impedanzkurven jeder hergestellten Verbindung mit dem gut klassifizierten Impedanzverlauf wurde wiederum erst im Jahr 1989 realisiert [113]. Hierbei konnte zum ersten Mal eine Bondkontrolle für jeden Einzelbond durchgeführt werden. Landes [58] nahm den Ansatz, die Bondqualität über den Impedanzverlauf zu beurteilen, auf. Er legt seinen Fokus auf den Verlauf der Impedanzkurve und postuliert, dass der Verbindungsprozess abgeschlossen ist, wenn die zweite Ableitung des Impedanzverlaufs negativ oder annähernd gleich Null ist, wobei das Nulldurchgangsmerkmal unabhängig von den anderen Anbindungsparametern ist. Damit die Verbindung am Ende des Prozesses nicht zerstört wird, kann zu diesem Zeitpunkt der Ultraschall abgeschaltet werden. Chan und Frima [15] legten mehrere Kriterien für den Verlauf der Stromkurve bei vorgegebenen Spannungen zugrunde, um den Bond zu beurteilen. Hierbei wurde versucht, anhand dieser Kriterien beim Auftreten einer fehlerhaften Bondverbindung auf die mögliche Ursache zu schließen.

In [90] wurde weiterführend zu Farassat [27] zusätzliche Messtechnik genutzt, um detailliertere Informationen über die schwingungsparameterabhängige Verbindungsbildung während des Bondens zu erhalten. Hierbei wurde auch festgestellt, dass die von Farassat [27] vermutete Mindestleistung für die Reinigung der oxidbehafteten Oberflächen tatsächlich nötig und quantifizierbar ist. Diese wird meist als Schwellreinigungslleistung bezeichnet.

Zhang und Ling [121] nutzten eine *Running FFT-Analyse* der Bondwerkzeugschwingung, um mittels eines neuronalen Netzwerks die Scherfestigkeit vorherzusagen. Diese Methode basiert auf der Ermittlung der veränderlichen Amplitudenverteilung im Frequenzbereich über die Zeit. Die Vorhersagegenauigkeit dieses Verfahrens ist jedoch nicht ausreichend.

Mayer und Schwizer [68] als auch Budweiser [14] entwickelten Modelle zum Thermosonic-Ballbonding. Mayer und Schwizer [68] nutzten einen Kraftsensor zur Bestimmung der auftretenden Tangentialkräfte. Mithilfe der ermittelten Tangential- und Normalkräfte sowie der Auslenkung des Bondwerkzeugs kann auf die verbundene Kontaktfläche zwischen Ball und Substrat geschlossen werden. Diese Modellansätze zum Bonden sind weitreichender als die Qualitätsvorhersagen anhand von gelernten Verläufen aus Messdaten von einer Bondmaschine. Allerdings sind diese Ansätze auch sehr aufwändig und nur unter Laborbedingungen anzuwenden. Gaul [33] erstellte aufbauend auf den beiden zuvor genannten Arbeiten ein Modell zur Berechnung der Verbindungsqualität bei Wedge/Wedge-

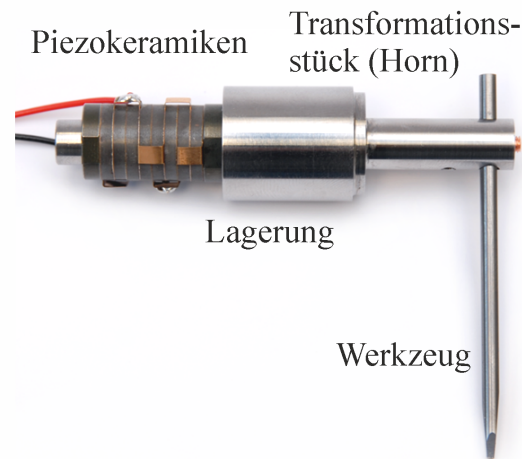


Abbildung 2.6: Ultraschalltransducer mit Bondwerkzeug der *Hesse GmbH*

Verbindungen mit Aluminiumdraht. Als Messgröße für die Verbindungsqualität wird die Scherkraft herangezogen, die über den Anteil der effektiv verschweißten Fläche in der Kontaktfläche berechnet wird. Unter Zuhilfenahme der Federkonstanten von Werkzeug, Draht und Pad wird auch die Bondwerkzeugauslenkung vorhergesagt und der Reibkontakt in Haft- und Gleitreibungsphase unterteilt. Auch die Schwellreinigungseistung nach Farassat [27] wurde berücksichtigt. Diese muss nach [33] und [27] zunächst überschritten werden, bevor der Draht anschweißt. Eine physikalische und umfangreiche Beschreibung des Bondvorgangs ermöglicht das Modell allerdings nicht, wie auch der elektrische Teilbereich des Bondsystems, d. h. die Sonotrode und ihre Ansteuerung, nicht betrachtet wird.

Brökelmann [10] berücksichtigt in seinem analytischen Modell neben dem Schwingungsverhalten von Sonotrode und Werkzeug auch die Ansteuerung des Ultraschallschwingers und damit die elektrischen Kenngrößen. In dieser Arbeit wird durch eine zusätzliche Piezokeramik in der Sonotrode, die als Sensor genutzt wird, die Rückkopplung der Reib- und Verbindungskräfte auf die Sonotrodenschwingung gemessen. Mithilfe dieses Indikators und zusätzlicher Informationen des Bonders kann experimentell auf Basis statistischer Auswertungen einer Referenzmenge ein *qualitativ guter Bond* definiert werden. Die Online-Qualitätsüberwachung bedient sich neben den Informationen aus dem zusätzlichen Sensor auch der gängigen Bonddaten wie Resonanzfrequenz, Drahtverformung, Ultraschallspannung und -strom [39]. Die aus den Signalen generierten Informationen werden mit den statistischen Größen der Referenzmenge verglichen und einer Qualitätsbeurteilung unterzogen, was in einen Qualitätswert mündet. Die Beurteilung erfolgt nicht auf der Basis eines Bondmodells sondern auf statistisch erlernten Daten. Die zahlreichen, bereits entwickelten Verfahren ermöglichen allesamt eine Qualitätsbewertung der Bonds, sind jedoch größtenteils aufgrund zu geringer Genauigkeit bei der Quantifizierung der Qualität nicht oder nur bedingt zum Einsatz im Rahmen einer Mehrzieloptimierung mit anschließender Verhaltensanpassung geeignet.

## 2.3 Mehrzieloptimierung und Verhaltensanpassung

Basierend auf den Ergebnissen eines Condition Monitorings soll der Bondprozess in Zukunft so beeinflusst werden, dass eine gewünschte Qualität mittels einer Mehrzieloptimierung vorgegeben werden kann. Eine Mehrzieloptimierung wird typischerweise verwendet, wenn Optimierungsziele untereinander konkurrieren. Für das Bonden mit Kupfer wird bspw. eine hohe Normalkraft benötigt, um eine ausreichende Festigkeit der Bondverbindung zu gewährleisten. Jedoch kann dies zu einem *Cratering*<sup>1</sup> des Chips oder zur *Delamination* darunterliegender Lagen führen. Somit sind die für die Maschine einzustellenden Prozessparameter durch diese Fehlermechanismen beschränkt. Bauernschub und Lall [5] und Uder et al. [106] liefern in diesem Zusammenhang die auftretenden Fehlerarten beim Bonden. Diese Versagensfälle müssen als notwendige Randbedingungen für einen zuverlässigen Bond beim Adaptieren der Prozessparameter möglichst berücksichtigt werden. Die Zuverlässigkeit von Bondverbindungen werden typischerweise empirisch durch die Ermittlung der Ausfallhäufigkeiten ermittelt. Wünschenswert wäre jedoch ein analytischer Ansatz bei dem sog. Zuverlässigkeitskennwerte anhand von charakteristischen Größen während des Bondens abgeleitet werden könnten.

Eine Methode zur Identifizierung der Zuverlässigkeit an einem Demonstrator in Form eines Kupplungsprüfstand zeigten Meyer et al. [71]. Dabei wurde der Verschleiß modelliert und als Zielfunktion formuliert. Als Ergebnis konnte das Systemverhalten mithilfe einer Mehrzieloptimierung und einer Verhaltensanpassung die Lebensdauer des Systems verlängert werden. Bei einer ähnlichen Problematik werden häufig in großen Produktionsanlagen statistische Prozessregelungen genutzt, um die gewünschte Qualität hergestellter Güter sicherzustellen. Dieses Verfahren berücksichtigt dabei den vollständigen Produktionsprozess, sodass zur Regelstrecke bspw. Maschinen, Menschen und genutzte Materialien gehören können. Eine Automatisierung des Regelungseingriffes, wie er in der klassischen Regelungstechnik umgesetzt wird, ist dabei aber nicht möglich; vielmehr wird die Anlage selbst oder der Fertigungsprozess manuell angepasst [85].

Im Bereich der Verlässlichkeit von Maschinen wird häufig eine prädiktive Instandhaltung genutzt, bei der der aktuelle Degradationszustand beobachtet wird, um Wartungen nach Bedarf auszuführen und so die Verfügbarkeit einer Maschine zu steigern [48]. In heutigen komplexen Systemen wird ein Condition Monitoring häufig als Warnwerkzeug für die Instandhaltung betrachtet [63]; eine Beeinflussung des Systemverhaltens während der Betriebsphase ist nicht vorgesehen. Dies wird durch das „Safety and Reliability Control Engineering Concept“ (SRCE-Concept) nach Söffker et al. [100] erweitert, das ein Rahmenkonzept darstellt, um Nutzungs- und v.a. Zuverlässigkeitskenngrößen regeln zu können. Gemessene oder beobachtete Systemgrößen werden in Kenngrößen wie Ausfallrate oder Ausfallwahrscheinlichkeit umgewandelt, welche die aktuelle Beanspruchung und Beanspruchungshistorie der im Fokus stehenden Komponente berücksichtigen. Über bekannte signal- oder modellbasierte Verfahren und den Einsatz von Expertensystemen können den auftretenden Belastungen Veränderungen der Zuverlässigkeitskenngrößen zugeordnet werden. Ziel ist die Auslegung von Regelungs- und Überwachungsstrategien für das technische System, um exemplarisch eine verlängerte Lebensdauer zu erreichen [99, 100, 120]. Bei diesem Ansatz werden fest vorgegebene Gegenmaßnahmen, wie etwa eine Anpassung der Betriebsparameter durchgeführt. Eine Adaption des Verhaltens hinsichtlich der Qualität hergestellter Güter ist jedoch nicht vorgesehen.

<sup>1</sup>Cratering - gelöteter Chip/Bump bricht aus dem Substratmaterial heraus [36]



## 2.4 Motivation und Ziel dieser Arbeit

Leistungsstarke Leistungshalbleitermodule sind unerlässlich für den heutigen und zukünftigen Bedarf an Industrieapplikationen. Die Herstellung zuverlässiger Module stellt somit in Zukunft eine wesentliche Herausforderung dar. Der Qualität der Bondverbindung zwischen den Systemkomponenten dieser Module kommt hierbei eine entscheidende Rolle zu, da schon eine einzige defekte Bondverbindung zu einem Ausfall des gesamten Leistungshalbleitermoduls führen kann. Um diesem Problem entgegenzuwirken, wird derzeit eine hohe Stichprobenanzahl der Module getestet. Nur so ist es derzeit möglich, niedrige Fehlerraten in der Produktion zu gewährleisten. Gleichzeitig spielen aber auch die Produktionszeiten und der Verschleiß von Bondwerkzeugen eine signifikante Rolle, da sie einen wichtigen Kostenaspekt bei der Herstellung der Module darstellen. Eine gleichzeitige Verbesserung beider Ziele führt i. d. R. zu niedrigen Bondqualitäten. Die durch das Kupfer gestiegenen Festigkeiten des Drahtes und die angestrebten Prozesszeiten führen zu hohen Wahrscheinlichkeiten für Bondabhebern, die die Bondqualitäten gefährden. Die Hauptausfallursache für Bondabheber kann durch eine Optimierung der Bondparameter weitestgehend verhindert werden. Herkömmlicherweise werden aus diesem Grund bei der Fertigung der Leistungshalbleitermodule die Prozessschritte in empirischer Weise iterativ verbessert. Zur Optimierung der Prozessziele werden aktuell (zeit- und ressourcen-) aufwendige Versuche durchgeführt. Um dem entgegenzuwirken, soll in dieser Arbeit die Technologie der Mehrzieloptimierung genutzt werden, um die gestellten Ziele als optimale Kompromisslösung zu erfüllen. Dies bedarf eines Modells des gesamten Prozesses, mithilfe dessen die optimalen Prozessparameter berechnet und nachfolgend an die Bondmaschine gesendet werden können. Wie aber bereits erwähnt, sind die physikalischen Vorgänge im Prozess bis heute in der Fachwelt noch nicht vollständig entschlüsselt worden. Zwar sind einzelne Teileffekte des Bondprozesses in Modellen beschrieben, aber keines dieser Modelle bildet bisher den gesamten Prozess hinreichend ab. Diese Arbeit kombiniert zum ersten Mal alle Teileffekte des Prozesses zu einem Gesamtmodell des Bondprozesses, welches alle wesentlichen Teileffekte des Prozesses inklusive deterministischer Störgrößen abbildet. Das führt zu einer herausfordernden Aufgabe bei der Erstellung eines geeigneten Prozessmodells, d. h. der Beschreibung der i. d. R. nichtlinearen Abhängigkeiten zwischen Bondparametern und Prozessergebnis. Häufig sind diese Abhängigkeiten so komplex, dass ihre vollständige mathematische Formulierung, z. B. in Form eines Systems aus Differentialgleichungen nur mit viel Aufwand möglich ist. Mit Hilfe des in dieser Arbeit vorgestellten Gesamtmodells soll eine Vorhersage der Bondqualität, Werkzeuglebensdauer, Bondtoolaufsetzer und der notwendigen Bonddauer erreicht werden. Diese Modellvorhersagen bilden die Grundlage einer anschließenden modellbasierten Mehrzieloptimierung des Bondprozesses. Der Fokus liegt dabei auf dem Auffinden von Prozessparametern, die zum aktuellen Zeitpunkt die geringsten Bonddauern verursachen, keine Bondtoolaufsetzer erzeugen sowie Werkzeuglebensdauern und Qualitätskriterien maximieren. Ebenso ist eine Schnittstelle zu entwickeln, die eine reibungslose Kommunikation zur Bondmaschine gewährleistet. Da die Restlebensdauer des Bondwerkzeugs und Bondtoolaufsetzer derzeit nicht im aktuellen Prozess von der Maschine bereitgestellt werden, soll außerdem ein Condition Monitoring entwickelt werden, welches mithilfe der aktuell vorhandenen Messgrößen der Bondmaschine, die Lebensdauer des Werkzeugs und die aktuelle Anzahl der Bondtoolaufsetzer während des Fertigungsprozesses bestimmen. Diese dienen im Anschluss einem Vergleich mit den berechneten modellbasierten Ergebnissen.



# 3 Modellbildung für das Ultraschall-Drahtbonden

Damit eine modellbasierte Mehrzieloptimierung für den Bondprozess durchgeführt werden kann, ist ein vollständiges Modell des abzubildenden Systems Voraussetzung, in diesem Fall also ein Modell des gesamten Ultraschall-Drahtbond-Prozesses. Das Gesamtsystem bzw. -modell ist aus Teilmodellen modular aufgebaut, die auch separat genutzt und validiert werden. Alle Teilmodelle tragen dazu bei, den Prozess und die entstehenden Effekte abzubilden. An dieser Stelle der Modellierung tritt jedoch in besonderem Maße die aufgestellte Regel von Banse [4] zu: „Die Modelle sollen nicht so exakt wie möglich, sondern so genau wie nötig sein“. Somit werden all diejenigen Effekte im Gesamtmodell abgebildet, die auch einen signifikanten Einfluss auf die in der Mehrzieloptimierung betrachteten Zielgrößen haben. Das gesamte Modell wird im numerischen Simulationsprogramm MATLAB<sup>®</sup> mittels *objektorientierter Programmierung* (abgekürzt OOP) implementiert und durch Ergebnisse für die statische elasto-plastische und dynamische Deformation mittels Berechnungen im Programm ANSYS<sup>®</sup> ergänzt. Teilergebnisse dieses Kapitels wurden bereits im Vorfeld in [1, 10, 72, 73, 109–111] veröffentlicht.

Zur Modellierung des Bondprozesses werden folgende Prozessparameter als Eingang für das Modell betrachtet:

- *Touchdownkraft*: Diese Kraft entscheidet über den Verformungsgrad des Drahtes, bevor der eigentliche Bondprozess startet. Je größer die Touchdownkraft gewählt wird, desto größer sind die initialen Kontaktflächen der Kontaktpartner.
- *US-Spannung*: Die Spannungsamplitude der Ultraschallanregung kann variiert werden und beeinflusst direkt die Schwingamplitude im Prozess. Eine Ultraschallendstufe stellt dafür die benötigte Spannung für den Transducer zur Verfügung und wird innerhalb der Piezokeramiken in mechanische Schwingungen umgewandelt.
- *Normalkraft*: Wirkt während des Prozesses auf den Bonddraht von oben ein und kann über der Bonddauer variiert werden. Sie bestimmt zusammen mit der US-Spannung maßgeblich die eingebrachte Leistung im Bondkontakt.
- *Bonddauer*: Der Schweißprozess kann in bis zu sechs verschiedene Phasen aufgeteilt werden. Für jede Phase lassen sich eine eigene Normalkraft, US-Spannung, die Dauer der jeweiligen Phase und die Länge einer Rampe einstellen. Über die eingeleitete Kraft und die US-Spannung wird die in die Bondverbindung eingebrachte Leistung definiert. Mithilfe der Rampe kann ein sanfter Übergang zwischen den Phasen gewährleistet werden.
- *Geometriedaten*: Damit sind die geometrischen Abmessungen des Werkzeugs, Drahtes und Substrates gemeint. Diese haben einen maßgeblichen Einfluss auf die Bondqualität. Erreicht z. B. ein Werkzeug einen kritischen Verschleiß-Zustand, entstehen Bondtoolaufsetzer. Diese Aufsetzer führen zu einer ineffizienten Einleitung der Normalkraft und somit zu einer schlechten Bondverbindung.

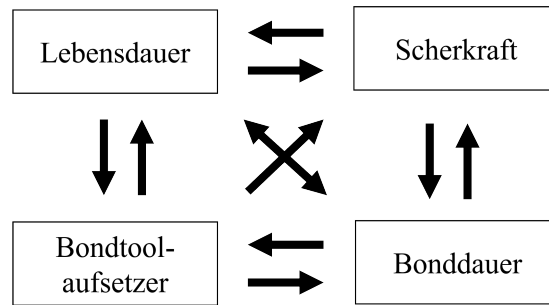


Abbildung 3.1: Zielgrößen und gegenseitige Wechselwirkungen

Alle Prozessparameter des Modells sind auch als tatsächliche Prozessparameter an der Maschine zu verändern. Da das Modell einer anschließenden modellbasierten Mehrzieloptimierung dient, sind diese innerhalb des Modells zu berechnen. Als Ziele werden die Bonddauer, die Lebensdauer des Werkzeugs, die Wahrscheinlichkeit für Bondtoolaufsetzer und die Scherkraft der Bondverbindung definiert. Ihre schematischen Wechselwirkungen sind auch in Abbildung 3.1 zu erkennen. Auffällig ist die starke wechselseitige Beeinflussung untereinander. Das führt in der Praxis häufig dazu, dass Einzelwirkungen und Wechselwirkungen von Einflussfaktoren bspw. durch Versuche, wie das schrittweise Ändern der jeweiligen Faktoren nacheinander, oft nicht erkannt werden. Aus diesem Grund werden nach jeder Simulation quantitative Zielwerte mittels definierter Zielfunktionen berechnet. Die Zielwerte können als Ausgänge des Modells gesehen werden und sind wie folgt definiert:

- *Bonddauer*: Die Prozesszeit wird direkt von den Eingangsparametern Normalkraft und US-Spannung beeinflusst. Eine effiziente Fertigung und hohe Durchsatzraten sind in der Produktion erwünscht. Das bedeutet, die Bonddauer soll möglichst minimiert werden.
- *Scherkraft der Bondverbindung*: Die Qualität einer Bondverbindung hängt maßgeblich von der mechanischen Festigkeit des Kontaktes zwischen Draht und Substrat ab. Diese wird mit hohen Reibleistungen bei großen Kontaktflächen erreicht. Stabile und hohe Scherkräfte spielen eine zentrale Rolle bei der Herstellung von Bondverbindungen. Sie sollen möglichst maximiert werden.
- *Lebensdauer Werkzeug*: Der Verschleiß an Bondwerkzeugen stellt einer der wichtigsten Kostenaspekte im Prozess dar. Daher ist die Erhöhung der Lebensdauer der Werkzeuge in der Produktion ein priorisiertes Ziel. Die Lebensdauer kann innerhalb des Gesamtmodells geschätzt werden. Sie hängt von der eingebrachten Reibarbeit im Kontakt Werkzeug/Draht ab. Je länger die Prozesszeit gewählt wird, desto mehr Abrieb am Werkzeug kann beobachtet werden. Aus diesem Grund sind kurze Prozesszeiten zu bevorzugen, wenn der Verschleiß des Werkzeugs minimiert werden soll.
- *Wahrscheinlichkeit Bondtoolaufsetzer*: Längere Prozesszeiten und hohe eingebrachte Leistungen erhöhen das Risiko eines Aufsetzens des Werkzeugs auf den Untergrund. Nach Möglichkeit sollen Bondtoolaufsetzer vermieden werden, da sie empfindliche Bondoberflächen (z. B. Chipoberflächen) zerstören können. Darüber hinaus sollten Bondtoolaufsetzer auch auf DCB-Substraten verhindert werden. Diese erwecken beim Kunden den Eindruck einer weniger qualitativen Bondverbindung durch unbeabsichtigte Abdrücke des Werkzeugs auf dem Substrat.

Im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Mehrzieloptimierung spricht man bei der Suche einer solchen Lösung meist von einer Kompromisslösung, d. h. es können nicht alle Ziele gleich gut erreicht werden. Der Zielerreichungsgrad einiger Ziele wird besser, der anderer Ziele schlechter sein.

### 3.1 Lernverfahren zur Modellierung des Ultrasonic Softening

Zur Modellierung der Erweichung des Drahtes durch Ultraschall wird im Folgenden ein Lernverfahren vorgestellt. Ziel hierbei ist es, den Zeitverlauf der Drahtdeformation für gegebene Ultraschallamplituden und Normalkraft-Trajektorien zu schätzen. Die Drahtdeformation beschreibt dabei indirekt den Ultraschall-Erweichungseffekt, da diese vom Grad der Erweichung und Belastung abhängig ist. Zunehmende Ultraschallamplituden bedeuten in diesem Zusammenhang größere Verformungsgrade und folglich größere Drahtdeformationen. Der Zusammenhang zwischen Ultraschallamplituden-, Normalkräften- und Drahthöhenabnahmen muss mangels eines physikalischen Modells durch ein datengetriebenes Lernverfahren hergestellt werden. D. h., die Modellbildung wird durch einen flexiblen, nicht-linearen Funktionsapproximator realisiert, welcher mittels Trainingsdaten an den zu modellierenden Zusammenhang adaptiert wird. Das gelernte Modell muss für Variationen dieser Eingangsgrößen auf entsprechende Drahtdeformationen generalisieren. Die Eingänge des Teilmodells sind der spezifische Zeitpunkt  $t$  des Prozesses, die eingesetzte Spannung des Ultraschalls  $U_S(t)$  und die Normalkraft  $F_N(t)$ , die auf den Kupferdraht wirkt. Der Ausgang des Teilmodells ist die Drahthöhenabnahme zum Zeitpunkt  $t$ . Dieser Wert ist gleichzusetzen mit einer vertikalen Verschiebung des Bondwerkzeugs in radialer Richtung des Drahtes und entspricht beim Bonden auf einem Chip im Wesentlichen der Verformung des Drahtes, da die Chips aufgrund ihrer hohen Steifigkeiten nahezu keine Verformungen aufweisen. Weil die Form der Eingangsverläufe von Ultraschallspannung und Normalkraft bekannt sind, können diese niedrigdimensional repräsentiert werden, d. h. durch ein Skalar ersetzt werden. Ein geeignetes Modell muss in der Lage sein, einen Deformationsverlauf für unbekannte Prozessparameterkonfigurationen präzise vorherzusagen. *Unbekannt* bedeutet hier, dass diese speziellen Datenpunkte vorher nicht gelernt werden. Diese nützliche Eigenschaft des *Lerners* bezeichnet man als *Generalisierungsfähigkeit*. Zudem ist es wichtig, dass das Teilmodell effizient zu simulieren ist, da es später mehrfach zur Mehrzieloptimierung des eigentlichen Bondprozesses eingesetzt werden soll. Das Training kann offline ausgeführt werden und ist unabhängig von der Evaluation.

Im Folgenden wird der Einfluss des Ultraschalls auf die Drahtfestigkeit veranschaulicht. Dazu werden mithilfe der Bondmaschine Bonddrähte aus 500  $\mu\text{m}$  Kupfer unter Ultraschall verformt und die Drahthöhenabnahmen mittels integrierten Wegmesssystems der Bondmaschine gemessen. Die Drähte werden dabei mittels einer linear ansteigenden Kraft von 100 cN bis 2800 cN innerhalb 1200 ms deformiert und der Ultraschall innerhalb einer Phase kurzfristig eingeschaltet. Die in Abbildung 3.2 gezeigte Linie „0 V“ ist eine typische Kraft-Dehnungs-Kurve für einen radial deformierten Draht ohne Ultraschall. Der Verlauf der Verformung ist aufgrund der Geometrie näherungsweise linear. Die gleichen Kupferdrähte werden ebenfalls deformiert, wobei nun zusätzlich der Ultraschall zwischen 1400 cN und 2100 cN auf dem jeweilige Niveau eingeschaltet wird (siehe Linien 10 V, 20 V

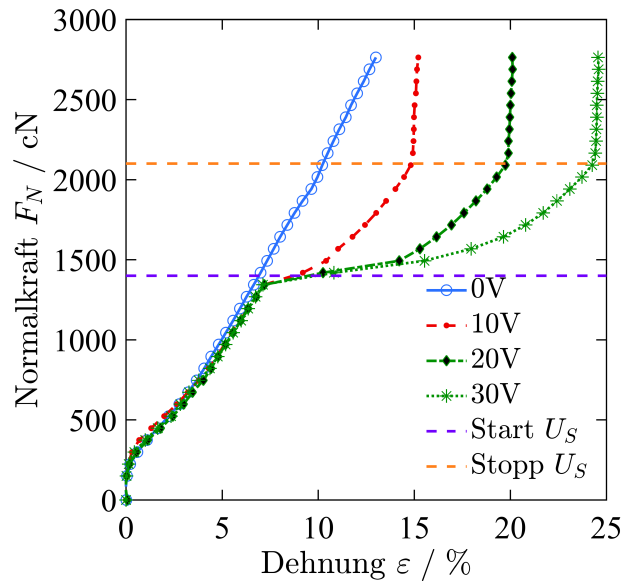


Abbildung 3.2: Darstellung des Ultrasonic Softening mittels Kraft-Verformungskurven

und 30 V). Es ist zu erkennen, dass die Drähte mit zunehmender Ultraschallspannung stärker deformieren und anschließend härter d. h. steifer erscheinen. Durch die absorbierte Ultraschallenergie wird die Aktivierungsenergie für Defektstellenbewegungen erniedrigt, sodass unter Ultraschalleinwirkung niedrigere Spannungen bzw. Normalkräfte zur Versetzungsbewegung und plastischer Verformung notwendig sind. Gleichzeitig werden neue Versetzungen gebildet, sodass die Versetzungsdichte stetig zunimmt. Sobald der Ultraschall ausgeschaltet wird, müssen höhere äußere Spannungen wirken, um die vielen Versetzungen zu bewegen. Der Draht ist somit im Anschluss härter und schwerer plastisch verformbar. Dieser Effekt ist in der Fachwelt auch als *Hardening Effekt* bekannt [86].

### 3.1.1 Datengetriebene Modellierung mit Extrem Learning Machines

Um das gezeigte nichtlineare Verformungsverhalten unter Ultraschall abzubilden wird ein datengetriebenes Lernverfahren eingesetzt. Zudem wird das Lernverfahren durch den Einsatz von Vorwissen über den Prozess ergänzt. Das Lernverfahren und Teilergebnisse in diesem Kapitel sind am Forschungsinstitut für Kognition und Robotik in Bielefeld entstanden und in den Publikationen von Unger et al. [110] und Neumann [75] beschrieben.

Im Rahmen der datengetriebenen Modellierung findet eine Extreme Learning Machine (ELM, [44]) Verwendung. Die ELM ist ein sog. vorwärts gerichtetes, künstliches neuronales Netzwerk (siehe Abbildung 3.3). Ein solches Netzwerk besteht aus drei Schichten:  $\mathbf{x} = (t|U_S|F_N) \in \mathbb{R}^{I=3}$  bezeichnet den Eingang des Netzes,  $\mathbf{h} \in \mathbb{R}^R$  die versteckte Schicht und  $\mathbf{y} \in \mathbb{R}^{O=1}$  die zu approximierende Schätzung der Drahtdeformation am Ausgang des Netzes. Die Eingangsschicht und die versteckte Schicht sind durch die Eingangsmatrix  $W^{\text{inp}} \in \mathbb{R}^{R \times I}$  miteinander verbunden. Die Ausgangsmatrix wird mit  $W^{\text{out}} \in \mathbb{R}^{O \times R}$  bezeichnet. Für einen gegebenen Eingangswert  $\mathbf{x}$  wird der Ausgang mit Hilfe der folgenden

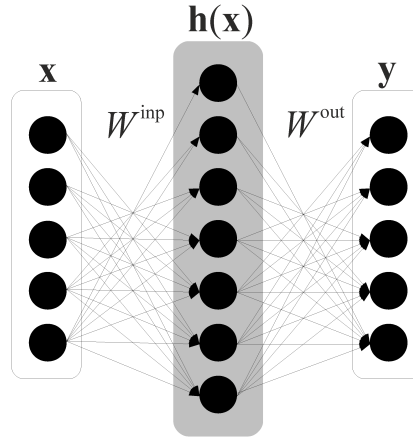


Abbildung 3.3: Extreme Learning Machine (ELM) mit Eingangs-, Versteckter- und Ausgangsschicht

Formel berechnet:

$$\mathbf{y}(\mathbf{x}) = \sum_{j=1}^R W_{ij}^{\text{out}} f\left(\underbrace{\sum_{k=1}^I W_{jk}^{\text{inp}} x_k + b_j}_{\text{versteckte Schicht } \mathbf{h}(\mathbf{x})}\right), \quad (3.1)$$

hierbei bezeichnet  $b_j$  den Bias eines Neurons  $j$  in der versteckten Schicht und  $f(x) = (1 + e^{-x})^{-1}$  bezeichnet eine logistische Aktivierungsfunktion, die komponentenweise angewendet wird. Die Komponenten der Eingangsmatrix  $W^{\text{inp}}$  und die Biase  $b_j$  werden zufällig aus einer Gleichverteilung gezogen und verbleiben unverändert nach der Initialisierungsphase. Überwachtes Lernen ist auf die Ausgangsmatrix  $W^{\text{out}}$  beschränkt. Hierdurch ist das Lernen sehr effizient, weil die optimalen Ausgangsgewichte in einem Schritt berechnet werden können und ein Gradientenabstieg nicht notwendig ist. Es zeigt sich durch theoretische Überlegungen, dass solche Netze trotz der Zufallsinitialisierung universell einsetzbar sind, d. h. beliebige Wirkzusammenhänge modelliert werden können [45]. Dies ist von praktischer Relevanz, da in vielen Fällen die zugrundeliegenden Prozesse meist größtenteils unbekannt sind. Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass ELMs sehr effizient in Training und Ausführung sind, sowie eine gute Generalisierungsfähigkeit besitzen [76].

Es sei ein Datensatz  $\mathcal{D} = (X, Y) = (\mathbf{x}(k), \mathbf{y}(k))$  mit  $k = 1 \dots N_{\text{tr}}$  für das Training gegeben. Die Zahl  $N_{\text{tr}}$  bezeichnet die Anzahl der Trainingsbeispiele,  $X$  ist die Matrix der Eingangskonfigurationen und  $Y$  ist die Matrix der Drahhöhenabnahmen. Überwachtes Lernen der Ausgangsgewichte  $W^{\text{out}} \in \mathbb{R}^{O \times R}$  geschieht durch die Minimierung eines quadratischen Fehlerfunktionalis

$$W^{\text{out}} = \arg \min_W (\|W \cdot H(X) - Y\|^2 + \varepsilon \|W\|^2) \quad (3.2)$$

welches annimmt, dass sämtliche Lernparameter a priori einer Gaußverteilung folgen. Dieser sog. Prior bestraft ein zu großes Wachstum der Gewichte und kann flexibel durch einen Regularisierungsparameter  $\varepsilon > 0$  kontrolliert werden. Dieses Verfahren sorgt u.a. für eine bessere Generalisierung auf unbekannte Daten. In Glg. 3.2 befindet sich die Matrix  $H(X) \in \mathbb{R}^{R \times N_{\text{tr}}}$ , welche eine Sammlung der Zustände der versteckten Schicht darstellt. Diese wird durch Anregung mit den entsprechenden Eingangsstimuli  $X \in \mathbb{R}^{I \times N_{\text{tr}}}$

erzeugt. Die Matrix  $Y \in \mathbb{R}^{O \times N_{tr}}$  ist eine Sammlung der dazu korrespondierenden Zielwerte. Die Lösung zu Glg. 3.2 ist durch TIKHONOV Regression [104] möglich. Dies gelingt mit lediglich geringem Rechenaufwand:

$$W^{\text{out}} = Y \cdot H(X)^Y \cdot \left( H(X) \cdot H(X)^Y + \varepsilon \mathbb{I} \right)^{-1}, \quad (3.3)$$

wobei  $\mathbb{I} \in \mathbb{R}^{R \times R}$  die Einheitsmatrix ist. Eingangs- und Ausgangsgrößen sind in dem Bereich  $[-1,1]$  der Trainingsdaten normalisiert. Dies ist ein gebräuchliches Verfahren, dass zu guten Lernresultaten ohne weitere Optimierung der Initialisierungsparameter führt.

### 3.1.2 Lernen mit Vorwissen

Das Lernen eines Modells des Ultraschall-Erweichungseffekts ist eine anspruchsvolle Aufgabe, da nur eine begrenzte Anzahl an Trainingsbeispielen bereitgestellt werden kann. Es kann unter Umständen passieren, dass große Teile des Eingaberaums nicht durch Trainingsbeispiele abgedeckt werden. Eine Generalisierung zu diesen Bereichen des Eingaberaums ist problematisch, da die Komplexität der Modelle große Abweichungen von dem gewünschten, aber nicht in den Trainingsdaten enthaltenen Verhaltens, erlauben. Aus diesem Grund muss eine gute Generalisierung besonders in diesen Bereichen gewährleistet werden. Zu diesem Zweck wird folgendes Vorwissen über den Bondprozess verwendet:

1. Die Drahtdeformation nimmt mit der Zeit zu, aber niemals ab. Ein Maximum wird erreicht bei  $300 \mu\text{m}$  (60 % Ausgangs-Drahtdurchmesser). D.h. die maximale Drahtdeformation beträgt  $300 \mu\text{m}$ .
2. Die Drahtdeformation nimmt zu, wenn die Ultraschallspannung  $U_S$  erhöht wird.
3. Die Drahtdeformation nimmt zu, wenn die Normalkraft  $F_N$  erhöht wird.

Durch eine Erweiterung der ELM ist es möglich, dieses Vorwissen über den Bondprozess im Lernprozess zu berücksichtigen. Dazu wird das Vorwissen in mathematische Gleichungen umformuliert. Hierzu werden die Eingangsgrößen  $\mathbf{u} = (t|U_S|F_N) \in \mathbb{R}^3$  verwendet und punktweise Bedingungen für das Modell erstellt:

$$\begin{aligned} (1) \quad \partial_1 Y(\mathbf{u}) &= \frac{\partial}{\partial t} Y(\mathbf{u}) > 0 : \forall t \in \Omega, \\ (2) \quad \partial_2 Y(\mathbf{u}) &= \frac{\partial}{\partial U_S} Y(\mathbf{u}) > 0 : \forall U_S \in \Omega, \\ (3) \quad \partial_3 Y(\mathbf{u}) &= \frac{\partial}{\partial F_N} Y(\mathbf{u}) > 0 : \forall F_N \in \Omega. \end{aligned} \quad (3.4)$$

Dabei ist  $\Omega$  eine vordefinierte Region im Eingangsgrößenraum. Diese Bedingungen können nun durch die Anwendung der partiellen Ableitung auf das ELM Modell integriert werden.

Die Ausgangsgewichte erhält man schließlich durch die Lösung des quadratischen Programms, welches einen Satz geeigneter Ausgangsgewichte  $W^{\text{out}}$  zurückgibt. Die Lösung ist abhängig vom Satz der gesammelten punktweisen Bedingungen  $U_i = \{\mathbf{u}_i^1, \dots, \mathbf{u}_i^{N_u}\} : \mathbf{u} \in \Omega$ . Diese ermöglichen es, die Bedingungen (1), (2), and (3) zu implementieren:



$$W^{\text{out}} = \arg \min_W (\|W \cdot H(X) - Y\|^2 + \varepsilon \|W\|^2) \quad (3.5)$$

gemäß:  $\partial_i Y(U_i) > 0 : i = 1, \dots, 3$  ,

Die Matrizen  $H(X)$ ,  $Y$  und  $X$  geben erneut die Zustände der versteckten Schicht, die Zielwerte und die Eingangsgrößen an.  $\varepsilon$  bezeichnet abermals den Regularisierungsparameter. Es ist wichtig zu beachten, dass die punktwisen Bedingungen  $U_i$  den Trainingsbeispielen  $X$  nicht gleich sind. Die Lösung des quadratischen Programms bei gleichzeitiger Beachtung der Bedingungen garantiert, dass die diskreten Eingangskonfigurationen  $\mathbf{u}$  das Vorwissen repräsentieren. Darüber hinaus ist es essenziell, dass der Satz von Nebenbedingungen in den Punkten  $U_i$  so gewählt ist, dass eine Generalisierung der punktwisen Bedingungen auf den kontinuierlichen Raum möglich wird. Es wurde bereits in Neumann et al. [77] gezeigt, dass eine solche Generalisierung prinzipiell möglich ist. Eine Strategie, um geeignete diskrete Bedingungen  $U_i$  im Eingangsraum zu finden, wurde in [110] ausführlich vorgestellt.

## 3.2 Modellierung statischer Drahtdeformationen

Der Zweck der Modellierung von statischen Drahtdeformationen ist die Durchführung einer numerischen Simulation, mit der die an den Kontaktflächen herrschenden Normalkräfte für den statischen Fall berechnet werden können. Bei dem Ultraschall-Bondprozess drückt das Bondwerkzeug mit einer definierten Touchdownkraft auf einen Draht und deformiert ihn. Gleichzeitig entstehen dabei die notwendigen Kontaktflächen im Interface Draht/Substrat. Die resultierenden Kontaktflächen und Normalkräfte sind ausschlaggebend für das Reibverhalten während des Bondvorgangs. Wichtig ist hierbei, dass die Kontaktflächen nicht konstant sind, sondern sich während des Bondvorgangs aufgrund der plastischen Verformung stark vergrößern. Diese Zunahme der Kontaktflächen muss im Folgenden abgebildet werden. Um das Teilmodell anschließend validieren zu können, werden im ersten Schritt die beim Touchdown entstehenden Kontaktflächen und Eindringtiefen zwischen Werkzeug und Draht bzw. Draht und Substrat experimentell ermittelt. Analysiert werden dabei Bond-Schliffe sowie Mikroskop-Aufnahmen. Neben dem quasi-statischen Materialverhalten während der Vorverformung spielen auch dynamischen Effekte durch den Aufsetzimpuls eine Rolle. Im realen Bondprozess trifft das Bondwerkzeug mit dem darunter liegenden Draht mit einer definierten Geschwindigkeit auf das Substrat. Dieser Touchdown wird von der Maschine registriert, woraufhin die Bewegung abgebremst wird, bei dem die programmierte Normalkraft erreicht ist. Zwischenzeitlich liegt jedoch aufgrund des Aufsetzimpulses eine höhere Kraft vor, welche nicht unwesentlich für die Vorverformung des Drahtes ist. Untersuchungen haben gezeigt, dass diese dynamische Kraft bei maximaler Geschwindigkeit bis zu 22 % über dem zulässigen Nennwert liegen kann [109]. Außerdem wird festgestellt, dass dieser Effekt bei größeren Aufsetzkraften aufgrund der höheren Dämpfung durch die plastische Verformung des Drahtes geringer ist als bei geringen Aufsetzkraften. Im weiteren Verlauf werden geringe Aufsetzgeschwindigkeiten gewählt, sodass der Impuls beim Aufsetzen vernachlässigt werden kann. Das Aufsetzen des Drahtes auf die Bondkontaktfläche hat einen Einfluss auf dessen lokale Materialeigenschaften. Das bedeutet, dass sich das Material der Verbindungspartner aufgrund der Vordeformation verfestigt. Bei einer typischen

Vordeformationskraft von ca. 1500 cN liegt laut Eacock [20] die Erhöhung der Härte im Interface bei ca. 15 %. Die Messung der Härte wurde unmittelbar vor und nach dem Touchdown im Substrat und Draht mittels Härteprüfung nach VICKERS (DIN 50133) bestimmt. Ein weiteres bedeutendes Ergebnis ist, dass die Geometrie des Werkzeugs für eine deutlich stärkere Verformung auf der Oberseite des Drahtes sorgt als im Kontaktbereich zwischen Draht und Substrat. Hier erstreckt sich der Kontaktbereich über eine größere Fläche und das *weiche* Substrat gibt dem Draht nach. Diese unterschiedlichen Andruckverteilungen wirken sich direkt auf die Kontaktmodellierung in Kapitel 3.4 aus. Außerdem wird hier ein wesentlicher Unterschied zum Aluminium-Bonden deutlich, bei dem der Aluminiumdraht mit ca. 50 % der Härte des Kupferdrahts auf das Kupfer des DCB-Substrats trifft. Diese zuvor beschriebenen Erkenntnisse konnten anhand von parallel aus den Proben erstellten Schlibbildern und durch Mikro-Härtemessungen weiter bestätigt werden [20]. Auch der in den experimentellen Untersuchungen festgestellte Unterschied zwischen dem Source- und dem Destination-Bond kann durch die unterschiedliche Lage des Drahtes im Bondwerkzeug und die damit einhergehende veränderte Druckverteilung zumindest im Ansatz erklärt werden.

In diesem Teilmodell wird ein besonderes Augenmerk auf eine möglichst exakte Modellierung und die Ermittlung der relevanten Kenngrößen gelegt. So werden im weiteren neben den eigenen experimentellen Untersuchungen auch die vom Drahthersteller unmittelbar an realen Drahtproben im Zugversuch ermittelten Spannungs-Dehnungskurven einschließlich elastischem und plastischem Materialverhalten, ausgewertet bzw. direkt in das FEM-Modell implementiert. Somit ist eine hinreichende Genauigkeit des Materialverhaltens gewährleistet. Abbildung 3.4 zeigt die genutzte Spannungs-Dehnungskurve eines Kupferdrahtes mit einem Durchmesser von 500  $\mu\text{m}$ , welcher speziell für das US-Bonden hergestellt wird. Der in magenta dargestellte Zugversuch ist das arithmetische Mittel aus mehreren einzelnen Versuchen. In dieser Arbeit wird davon ausgegangen, dass für Kupfer die Mechanismen beim Abgleiten für Zug- und Druckbelastung annähernd gleich sind. Somit können diese Daten auch für das Eindringen des Drahtes verwendet werden. Dazu wird eine Funktion mit beschränktem Wachstum an die Messdaten angepasst, um den Verlauf der Kurven nach der Fließgrenze zu extrapolieren.

Diese technischen Spannungen sind auf den Ausgangsquerschnitt bezogen und mussten mit Hilfe der Gleichungen 3.6 in die tatsächlichen *Cauchy*-Spannungen und die *Logarithmische*-Dehnung umgerechnet werden [34]:

$$\begin{aligned}\varepsilon &= \ln(1 + \varepsilon_{\text{ing}}), \\ \sigma &= \sigma_{\text{ing}}(1 + \varepsilon_{\text{ing}}).\end{aligned}\tag{3.6}$$

Die so erzeugte *Wahre-Spannungs-Dehnungskurve* wird im Anschluss um den elastischen Anteil subtrahiert, um eine Fließkurve zu erhalten. Diese Fließkurve kann anschließend im Bereich *multilineare Verfestigung* innerhalb der FE-Berechnung ermittelt werden. Die elastische Dehnung wird durch die Eingabe des E-Moduls berücksichtigt. Mit dieser Angabe wird während der Analyse die Steifigkeit jedes Elements in Abhängigkeit der auftretenden Spannungen modifiziert und dem auftretenden Spannungsniveau angepasst. Weiterhin wird in dieser Arbeit vorausgesetzt, dass sich das Kupfer sowohl beim Draht und Substrat isotrop verfestigt. Eine Implementierung der Materialparametereigenschaften unter Ultraschall erfolgt hierbei nicht. Dies liegt in der Tatsache begründet, dass kein Wissen über die exakten Materialparameter unter Ultraschall existiert. Es ist lediglich möglich, anhand von Beobachtungen und Messungen die Materialparameter abzuschät-

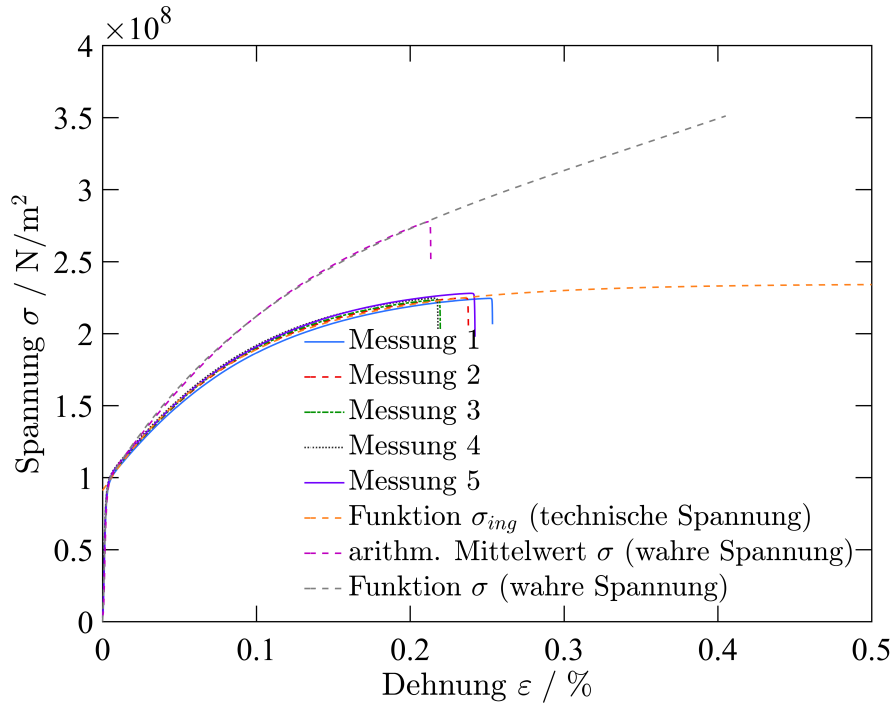


Abbildung 3.4: Spannungs-Dehnungs-Diagramm eines Kupferdrahtes mit einem Durchmesser von 500 µm

zen. Ein physikalisches Modell, welches das Verhalten des Kupferdrahtes unter Ultraschalleinfluss beschreibt, ist derzeit noch nicht verfügbar. Die Abbildung 3.5a zeigt die Geometrie des Bondwerkzeugs, Drahtes und Substrates. Zur vollständigen Beschreibung des mechanischen Teilmodells müssen Randbedingungen und Belastungen festgelegt werden. Aufgrund der Richtung der Drahtschwingung ergibt sich eine Symmetrieeigenschaft des Bondsystems um die vertikale Mittelebene des Bondwerkzeugs. Das Bondsystem kann somit als Halbmodell realisiert werden. Außerdem werden als Einspannbedingung alle Freiheitsgrade der Knoten an der Unterseite des Substrats gesperrt, um eine Verformung und Bewegung der Fläche zu verhindern. Für das System sind Kontaktbereiche für die Kontakte Draht/Substrat und Werkzeug/Draht berücksichtigt. Diese Kontakte haben die Aufgabe, sicherzustellen, dass gegenüberliegende Flächen sich nicht durchdringen und Kräfte zwischen den Komponenten wirken. Die Kontaktbereiche werden mit Reibkontaktelementen modelliert. Für diese Einstellung empfiehlt es sich i. d. R., die Kontaktsteifigkeit bei jedem Iterationsschritt zu aktualisieren und die Körper auf Berührung anzupassen. Bei Spannungskonzentrationen im Modell ist die hinreichend genaue Abbildung einer abgeleiteten Ergebnisgröße wie z. B. einer Spannung nur möglich, wenn das Netz fein genug ist. Aus diesem Grund besitzt das Modell eine lokale Netzverdichtung am äußeren Rand bzw. der Oberfläche des Drahtes, Substrates und der Kontaktfläche des Werkzeugs. Die Vernetzung wird dabei so lange angepasst, bis sie keinen nennenswerten Einfluss mehr auf das Ergebnis hat. Eine Deformation des Drahtes entsteht durch eine vertikale Verschiebung des Werkzeugs. Abbildung 3.5b zeigt eine Messung einer typischen vertikalen Verschiebung des Bondwerkzeugs in Abhängigkeit der Zeit bei aktivem Ultraschall. In dieser Höhenabnahme ist auch die Deformation des Substrates enthalten. Bei Bondvorgängen auf harten Materialien, wie einer Kupferplatte oder Chips aus Silizium entspricht dieser Wert nahezu der Draht Höhenreduktion. Beim Kontaktieren von weichen Untergrundmaterialien, wie dem Kupfer eines DCB-Substrates, ist ein Teil der

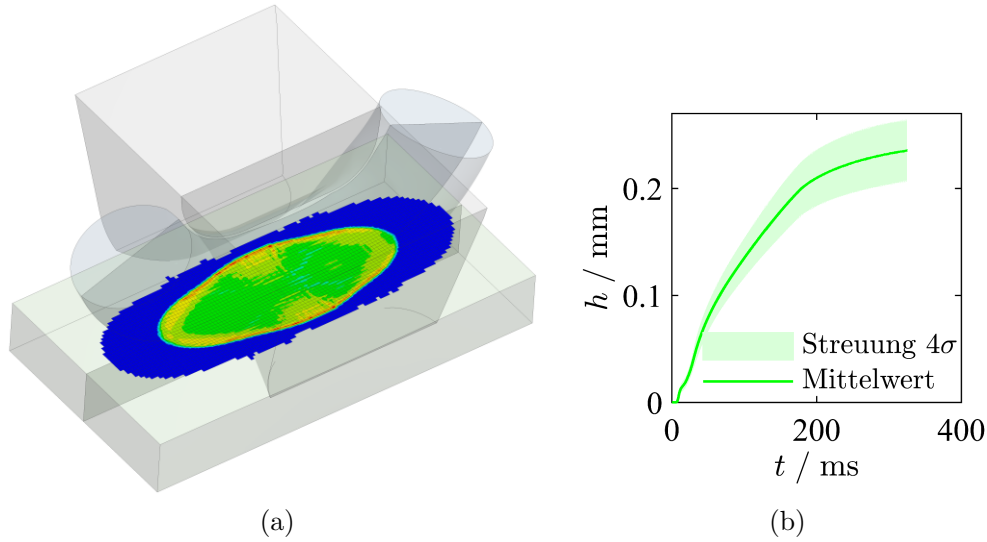


Abbildung 3.5: Dreidimensionales Bondsystem (3.5a) und Messung der Drahtdeformation  $h$  (absolute Höhenabnahme des Drahtes) mit Streuung  $\sigma$  in Abhängigkeit von Zeit und aktiviertem Ultraschall  $U_S = 55$  V (3.5b)

Höhenabnahme auch dem Einsinken des härteren Drahtes in das Substrat zuzuschreiben. Da die vertikale Verschiebung des Werkzeugs beim Touchdown nicht als Signal von der Maschine bereitgestellt wird, muss die Touchdownkraft zur Berechnung der initialen Verformung genutzt werden. Anschließend können die gemessenen bzw. simulierten Vertikalverschiebungen als Basis für eine Interpolation der FE-Ergebnisse genutzt werden.

Das Bondwerkzeug formt nicht nur die Oberseite des Drahtes, sondern auch die Kontaktfläche zwischen Draht und Substrat. Es werden somit sowohl unverschlossene als auch verschlossene Werkzeuggeometrien berücksichtigt. Die Abbildung 3.6a zeigt ein typisches Kupferdraht-Bondwerkzeug aus Hartmetall (Wolframcarbid) mit aufgelöteter Cermet-Spitze und einem Verschleißzustand von 16.000 Einzelbonds. Materialien aus Cermet basieren im Wesentlichen auf einem Verbund von Titancarbiden und sind dafür bekannt, besonders verschleißfest zu sein. Allerdings reagieren diese Werkzeuge beim Kupferdrahtbenden trotz alledem auf die zyklische Belastung an den Wedgeflanken mit Verschleiß. Einen ausführlichen Überblick bezüglich der wirkenden Verschleißmechanismen beim Kupferdrahtbenden geben Eichwald et al. [23, 24]. Dort wird ebenfalls ein Verfahren vorgestellt, mit dem eine numerische Erfassung der Oberfläche einer Wedge-Flanke des Bondwerkzeugs möglich ist. Durch Abtasten mit einem lasergestützten 3D-Scanner kann eine Menge diskreter Punkte (3.6b) der gescannten Oberfläche als Basis für die Flächenrückführung ermittelt werden. In einem *Reverse Prozess* wird dann die erzeugte Punktwolke in ein CAD-Modell (3.6c) überführt und kann innerhalb der FE-Umgebung weiter genutzt werden. So lassen sich z. B., in Abhängigkeit der Touchdownkraft und vertikaler Verschiebung des Werkzeugs, die Verformung bzw. die lokalen Umformgrade des Drahtes, die Größe und Form der Kontaktflächen sowie die dort wirkenden mechanischen Spannungen berechnen. Das Werkzeug wird dafür in  $n$  Zeitschritten von  $t_k = t_1 \dots t_n$  um die Höhe  $h_{FEM}(t_k)$  vertikal verschoben, sodass die notwendigen Normalspannungen  $\sigma_{FEM}(h(t_k))$  und Reaktionskräfte  $F_{FEM}(h(t_k))$  aus der FE-Simulation berechnet werden können (siehe Abbildung 3.7). Beide Ergebnisgrößen sind von den nicht messbaren Materialeigenschaften unter Ultraschallwirkung abhängig. Da die Erweichung des Materials in der FE-Simulation nicht berücksichtigt wird, müssen die resultierenden Normalspan-

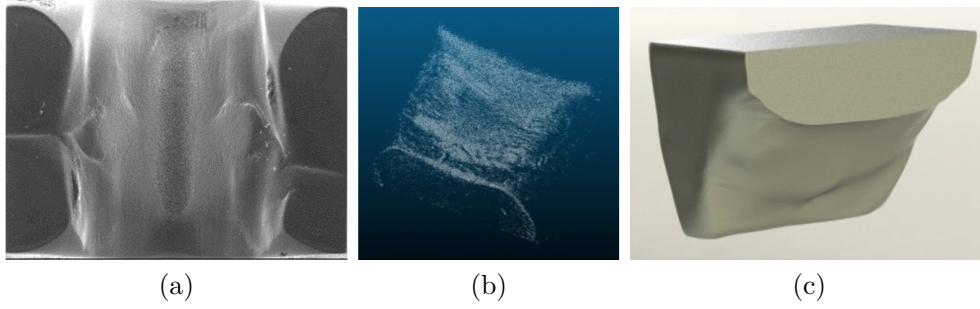


Abbildung 3.6: Verschlissenes Bondwerkzeug nach 16.000 Einzelbonds (3.6a) und daraus abgeleitete Punktwolke 3.6b, sowie zurückgeführtes CAD-Modell aus Punktwolke (3.6c)

nungen nachträglich berechnet werden. Dies wird erreicht mittels:

$$\sigma_N(t_k) = \frac{\sigma_{FEM}(h(t_k))}{F_{FEM}(h(t_k))} F_N(t_k). \quad (3.7)$$

Dabei beschreibt  $\sigma_N(t_k)$  die *tatsächliche* Spannung im Interface Draht/Substrat und  $F_N(t_k)$  die bekannte Prozesskraft. Die resultierende Normalspannungen und Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Draht hängen darüber hinaus von der Geometrie des Werkzeugs ab. Die Abbildung 3.8 zeigt die geometrischen Kraftverhältnisse an einem Werkzeug mit einer Wedge Form. Der Öffnungswinkel  $\alpha$  des Wedges hat einen besonders großen Einfluss auf die Normalspannungsverteilung. Der Kraftvektor zwischen Wedge und Draht vergrößert sich aufgrund der Keilwirkung mit kleineren Öffnungswinkeln. Ohne diese Kraftübersetzung kann das Werkzeug seine Funktionen nicht vollständig erfüllen. Zu den Funktionen eines Bondwerkzeugs zählen einerseits die Zentrierung des Drahtes sowie die effektive Einbringung von Normal- und Tangentialkräften während des Bondvorgangs. Die Haftkraft im Kontakt Werkzeug/Draht soll nach Möglichkeit nicht überschritten werden, um einen möglichst effizienten Prozess zu gewährleisten.

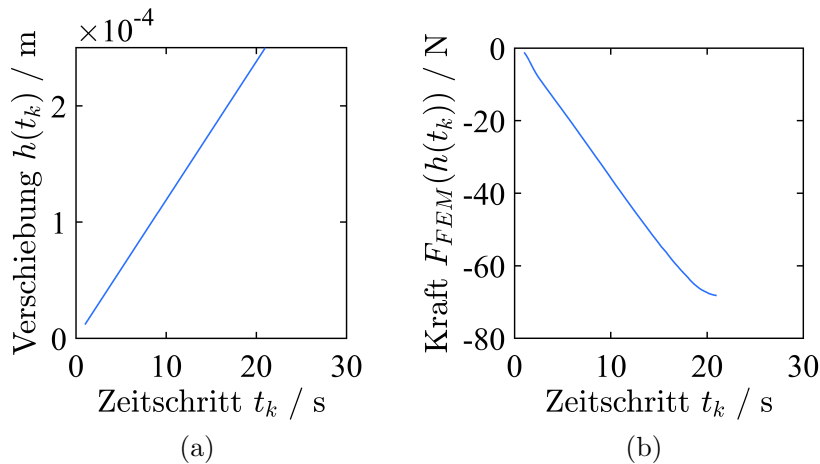


Abbildung 3.7: Vertikale Verschiebung  $h_{FEM}(t_k)$  des Werkzeugs in Abbildung 3.7a und resultierende Reaktionskraft  $F_{FEM}(h(t_k))$  zum Zeitschritt  $t_k$  in 3.7b

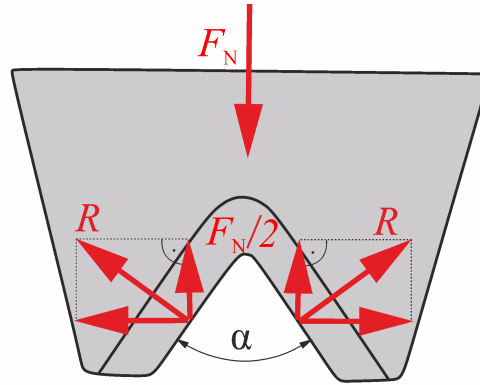


Abbildung 3.8: Freikörperbild Bondwerkzeug mit einem Öffnungswinkel  $\alpha = 70^\circ$

Herkömmliche Bondwerkzeuge im Bereich Dickdrahtbenden haben typische Öffnungswinkel von  $\alpha = 70^\circ$ . Wählt man zu kleine Öffnungswinkel ist die Kraftübertragung zwar sehr hoch, jedoch wird der Draht dann auch schlecht geführt und rutscht schlechter in das Werkzeug. Die Normalkraft  $F_N$  teilt sich gleichmäßig an den Wedge-Flanken zu  $F_N/2$  auf. Der resultierende Kraftvektor  $R$ , welcher orthogonal auf der Fläche des Wedges steht, kann durch den Öffnungswinkel  $\alpha$  und die vertikale Kraftkomponente von  $F_N$  bestimmt werden:

$$R = F_N / (2 \sin(\alpha/2)). \quad (3.8)$$

Mit zunehmender Verschiebung  $h$  des Werkzeugs in vertikaler Richtung vergrößert sich die Andruckfläche zwischen Draht und Substrat (siehe Abbildung 3.9). Zudem vergrößern sich die initialen Normalspannungen und Kontaktflächen, je höher die Touchdownkraft gewählt wird. Für geringe Touchdownkräfte ist eine deutliche Asymmetrie der Spannungsverteilung bezüglich der x-Achse (die x-Achse entspricht der Bondrichtung) zu erkennen. Dies ist auf die initiale Geometrie des Drahtes am Front- und Back-Radius zurückzuführen. Da sich die Geometrien von Source- und Destinationverbindungen diesbezüglich unterscheiden, werden innerhalb dieser Arbeit beide Varianten modelliert. Abbildung 3.9 zeigt die chronologische Kontaktflächenentwicklung eines repräsentativen Bondvorgangs. Aufgrund der Werkzeuggeometrie wandern bei beiden Varianten die höchsten Normalspannungen mit Zunahme der vertikalen Verschiebung vom Mittelpunkt des Kontaktes zu den Randgebieten. Diese Spannungsüberhöhungen in den äußeren Bereichen des Spannungsfeldes deuten darauf hin, dass dort besonders hohe Reibleistungen pro Fläche erzielt werden können. Dies wird außerdem durch die Tatsache gestützt, dass beim Ultraschall-Drahtbenden häufig Bondringe entstehen, d. h. Verschweißungen am Randbereich vermehrt auftreten. Die in diesem Kapitel berechneten Normalspannungsverteilungen werden für die Modellierung der Reibung und Anbindung zwischen Draht und Substrat im Kapitel 3.5 von ANSYS® nach MATLAB® exportiert. Der Export erfolgt für  $n = 21$  vertikal zunehmende Verschiebungen eines verschlissenen und unverschlissenen Werkzeugs und erlaubt ein Interpolieren zwischen den einzelnen Normalspannungsverteilungen. Source- und Destinationverbindungen werden unabhängig voneinander simuliert und bereitgestellt.

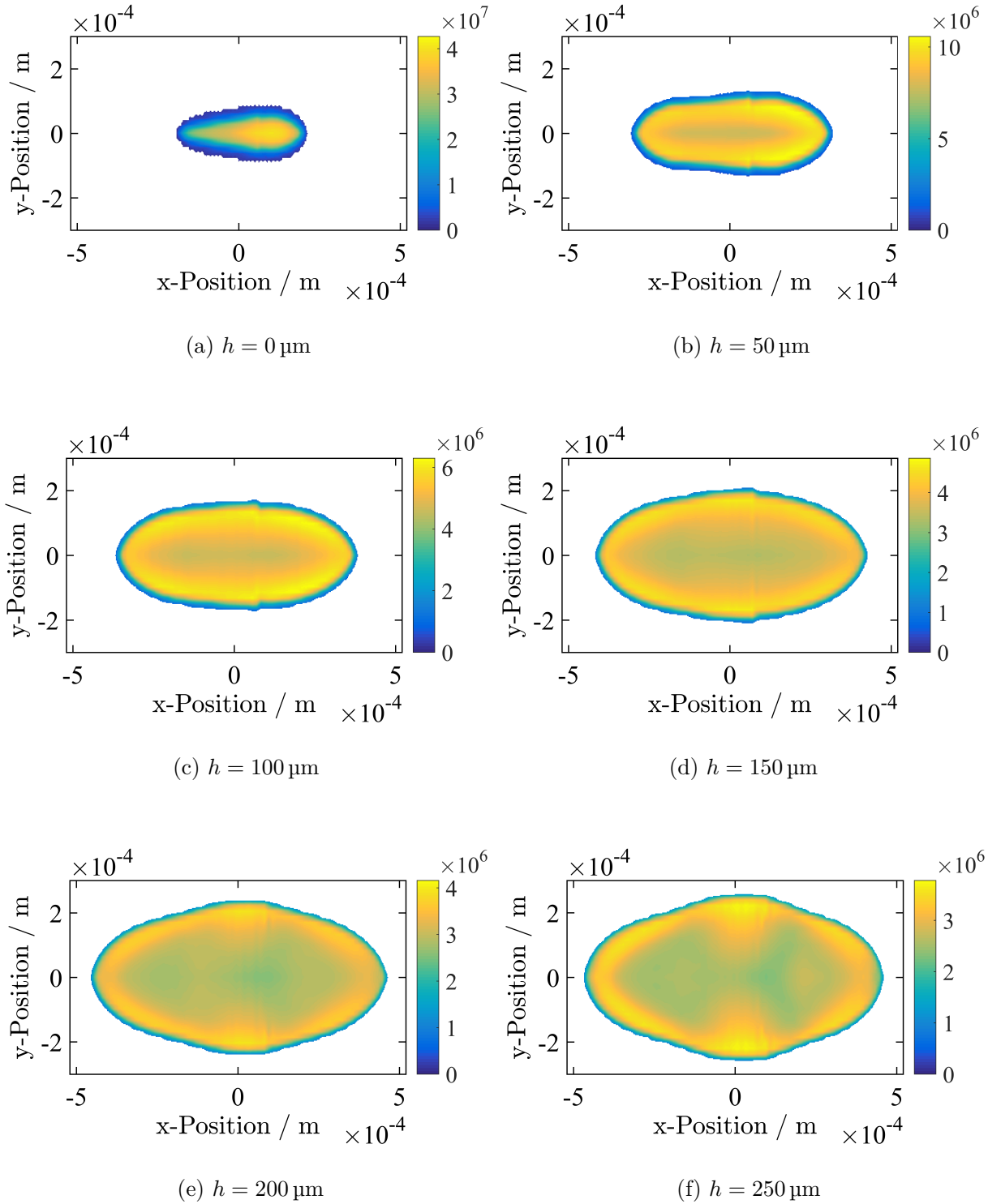


Abbildung 3.9: Verteilung einer Normalkraft von 1 N pro Gesamtfläche  $A$  für variierte Drahthöhen  $h$  und konst. Touchdownkraft  $F_{TD} = 500 \text{ cN}$  (FE-Berechnungen)



### 3.3 Modellierung dynamischer Untergrundschwingungen

Ein priorisiertes Ziel beim Ultraschall-Drahtbenden ist eine effiziente Einleitung der Reibleistung in die Fügezone, sodass Oberflächen gereinigt und anschließend verschweißt werden können. Bedingt durch den Untergrund gelingt die Schwingungseinleitung in die Fügezone besser oder schlechter. Lässt sich bspw. der Untergrund durch die Ultraschalleinleitung *leicht* anregen, so verteilt sich die Schwingleistung auch auf Bereiche außerhalb der Fügezone und kann nicht für die Verschweißung genutzt werden. Dieser Aspekt soll innerhalb des Teilmodells *Untergrundmodell* berücksichtigt werden. Die Abbildung des dynamischen Verhaltens der Teilstruktur Untergrund erfolgt im Finite-Elemente-Programm ANSYS®.

Die Diskretisierung mittels Vernetzung führt jedoch zu einer verhältnismäßig großen Anzahl von Freiheitsgraden (FHG) der Teilstrukturen im Gesamtmodell mit insgesamt ca. 150.000 FHG. Für eine effiziente Systemanalyse ist somit eine Reduktion der Freiheitsgrade notwendig. Da es in diesem Fall nicht praktikabel ist, für jeden FHG eine Differentialgleichung (DGL) zu lösen, muss das Gleichungssystem mit der Dimension  $n_{FHG}$  in ein deutlich kleineres System mit  $\tilde{n}_{FHG}$  mit Hilfe einer Transformation umgesetzt werden. Das reduzierte System soll die relevanten statischen und dynamischen Eigenschaften des ursprünglichen Systems beinhalten.

Es sei das allgemeine, lineare und zeitinvariante Gleichungssystem in der Form

$$\underline{M}\ddot{\underline{q}}(t) + \underline{K}\underline{q}(t) = \underline{f}(t) \quad (3.9)$$

mit den Dimensionen:

- $\underline{M} : (n_{FHG}, n_{FHG})$
- $\underline{K} : (n_{FHG}, n_{FHG})$
- $\underline{q}(t) : (n_{FHG}, 1)$
- $\underline{f}(t) : (n_{FHG}, 1)$

gegeben (vgl. [101] und [32]). Die Reduktion des Gleichungssystems von  $n_{FHG}$  auf ein System mit reduzierter Anzahl von Freiheitsgraden  $\tilde{n}_{FHG}$  erfolgt mittels der Transformationsmatrix  $\underline{T}$ , welche das Gleichungssystem 3.9 in eine reduzierte Basis mit  $\tilde{\underline{q}}$  transformiert:

$$\underline{q} = \underline{T}\tilde{\underline{q}}. \quad (3.10)$$

Die neue reduzierte Bewegungsgleichung ergibt sich durch Einsetzen von 3.10 in 3.9 und einer Multiplikation von links mit  $\underline{T}^T$  zu:

$$\underbrace{\underline{T}^T \underline{M} \underline{T}}_{\tilde{\underline{M}}} \ddot{\tilde{\underline{q}}}(t) + \underbrace{\underline{T}^T \underline{K} \underline{T}}_{\tilde{\underline{K}}} \tilde{\underline{q}}(t) = \underbrace{\underline{T}^T \underline{f}(t)}_{\tilde{\underline{f}}(t)} \quad (3.11)$$

oder

$$\tilde{\underline{M}}\ddot{\tilde{\underline{q}}} + \tilde{\underline{K}}\tilde{\underline{q}} = \tilde{\underline{f}}(t). \quad (3.12)$$

So trivial die Herleitung der Reduktionsmethodik erscheinen mag, so liegt die Herausforderung in der Bestimmung einer geeigneten Transformationsmatrix  $\underline{T}$ . Jede Reduktion



des Gleichungssystems 3.9 stellt eine Approximation dar (bereits das Aufstellen der Bewegungsgleichungen mittels der Diskretisierung durch die FEM ist eine Näherung) und ist somit fehlerbehaftet. Ziel bei der Reduktion ist es, mit möglichst geringer Anzahl von Freiheitsgraden  $\tilde{n}_{FHG}$  das ursprüngliche Systemverhalten so genau wie nötig abzubilden. Für die Ermittlung der Transformationsmatrix existieren unterschiedliche Methoden, hierzu zählen u.a.:

- *Component Mode Synthesis*
- *Guyan Reduction*
- *Modale Superposition*

Die Component Mode Synthesis (CMS) ist eine Kombination der Substrukturtechnik und modaler Superposition. Die Struktur wird in beliebig viele Komponenten aufgeteilt, deren dynamisches Verhalten separat berechnet und über Schnittstellen miteinander verbunden werden. Die einzelnen Ergebnisse werden dann kombiniert, um als Resultat das Verhalten der gesamten Struktur zu erhalten [64]. Die Reduktion nach GUYAN berücksichtigt einerseits die Moden und andererseits das statische Gleichgewicht zwischen sog. *Master*- und *Slave*-Freiheitsgraden, welche durch den Benutzer festgelegt werden. Für die statische Beziehung zwischen den Master- und Slave-Freiheitsgraden wird zusätzlich ein Teil der Steifigkeitsmatrix benötigt, welcher mit den Slave- bzw. Master-Freiheitsgraden korrespondiert. Insbesondere für das Postprocessing ist es wünschenswert, die Transformationsmatrix zur Verfügung zu haben, um aus den reduzierten Differentialgleichungen die approximierten Verläufe der gesamten Struktur abzuleiten. Für den Fall der GUYAN Reduktion ist der Export der Transformationsmatrix softwareseitig oft nicht vorgesehen, sodass eine selbstständige und aufwendige Rekonstruktion notwendig ist. Um dies zu umgehen, wird stattdessen auf das Verfahren der modalen Superposition zurückgegriffen. Hierbei werden lediglich die Eigenvektoren, Eigenfrequenzen und Knotenverschiebung aus einer numerischen Modalanalyse benötigt, welche sich ohne weitere Probleme importieren lassen. Die guten Importmöglichkeiten und die Bewährtheit dieser Methode, dynamisches Verhalten abzubilden, sprechen im Folgenden für eine Verwendung der modalen Superposition.

### 3.3.1 Modale Superposition

Ausgangspunkt für die modale Superposition ist der Lösungsansatz von Glg. 3.9 im komplexen Raum:

$$\begin{aligned}\underline{q}(t) &= \underline{\hat{q}} e^{\lambda t}, \\ \underline{\dot{q}}(t) &= \lambda \underline{\hat{q}} e^{\lambda t}, \\ \underline{\ddot{q}}(t) &= \lambda^2 \underline{\hat{q}} e^{\lambda t}.\end{aligned}\tag{3.13}$$

Beim Übergang in den komplexen Bereich gilt, dass alle Freiheitsgrade in der jeweiligen Mode phasengleich oder entgegengesetzt mit derselben (Eigen-) Frequenz schwingen, aber unterschiedliche Verhältnisse der Amplituden haben können. Die Amplitudeninformation in der entsprechenden Mode ist im zugehörigen Eigenvektor  $\underline{\hat{q}}$  gespeichert, die Frequenz im Eigenwert  $\lambda$ . Das Einsetzen von Glg. 3.13 in 3.9 liefert nach Umformung für  $\underline{f}(t) = 0$  die folgende charakteristische Gleichung:

$$(\lambda^2 \underline{M} + \underline{K}) \underline{\hat{q}} = \underline{0}.\tag{3.14}$$

Ist der Eigenvektor ungleich dem Nullvektor, so ergibt sich die nicht triviale Lösung aus der Lösung der Determinante im Klammerausdruck von 3.14:

$$\det(\lambda^2 \underline{M} + \underline{K}) = 0. \quad (3.15)$$

Glg. 3.15 beschreibt ein quadratisches Eigenwertproblem. Die Massenmatrix als symmetrische, positiv definite Matrix lässt sich mittels der Cholesky-Zerlegung in eine Dreiecksmatrix und ihre Transponierte zerlegen ( $\underline{M} = \underline{L} \underline{L}^T$ ). Somit lässt sich 3.15 stets in das bekannte, spezielle Eigenwertproblem überführen:

$$\det(\underline{L}^{-1} \underline{K} \underline{L}^{-T} - \lambda^2 \underline{I}) = 0. \quad (3.16)$$

Die Lösung des Eigenwertproblems liefert  $2 \cdot n_{FHG}$  Eigenwerte und  $n_{FHG}$  Eigenvektoren. Für die  $j$ -te Mode gilt

$$\begin{aligned} \lambda_j &= \pm j\omega_j \\ \underline{q}_j &= \hat{q} C_j \cos(\omega_j t - \varphi_j), \end{aligned} \quad (3.17)$$

mit  $j = 1 \dots n_{FHG}$ . Dabei ist  $\omega_j$  die Eigenkreisfrequenz und  $C_j$  und  $\varphi_j$  Konstanten der  $j$ -ten Eigenmode. Die Konstanten ergeben sich aus den Anfangsbedingungen des Differentialgleichungssystems. Die Gesamtlösung über den gesamten Frequenzbereich ergibt sich nach [40] durch Superposition der Moden:

$$\underline{q}(t) = \sum_{j=1}^{n_{FHG}} \underline{q}_j = \sum_{j=1}^{n_{FHG}} \hat{q}_j \underbrace{C_j \cos(\omega_j t - \varphi_j)}_{\xi_j(t)} = \underline{Q} \underline{\xi}(t). \quad (3.18)$$

Die Modalmatrix  $\underline{Q}$  beschreibt in der Form von Glg. 3.18 eine Koordinatentransformation ohne eine Reduktion der Freiheitsgrade, da alle Moden - also  $n_{FHG}$  - berücksichtigt werden. Das Verfahren ist für  $n_{FHG} \rightarrow \infty$  exakt. Die Eigenvektoren sind hinsichtlich der Amplitudenverhältnisse (Verhältnisse der Vektoreinträge untereinander) eindeutig festgelegt, die Beträge hingegen nicht. Hier ist es üblich, eine Massennormierung derart vorzunehmen, dass  $\hat{q}_j^T \underline{M} \hat{q}_j = \delta_{ij}$  und somit  $\underline{Q}^T \underline{M} \underline{Q} = \underline{I}$  gilt. Diese Form der Massennormierung ist auch in ANSYS<sup>®</sup> umgesetzt. Die derart festgelegte Modalmatrix kann nun in die Bewegungsgleichung 3.9 eingesetzt werden:

$$\begin{aligned} \underbrace{\underline{Q}^T \underline{M} \underline{Q}}_{=\underline{I}} \ddot{\underline{\xi}}(t) + \underbrace{\underline{Q}^T \underline{K} \underline{Q}}_{diag(\omega_j^2)=\underline{\Omega}^2} \underline{\xi}(t) &= \underline{Q}^T \underline{f}(t) \\ \Leftrightarrow \ddot{\underline{\xi}}(t) + \underline{\Omega}^2 \underline{\xi}(t) &= \underline{Q}^T \underline{f}(t). \end{aligned} \quad (3.19)$$

Das Gleichungssystem in 3.19 besteht aus voneinander entkoppelten Gleichungen, die Matrizen haben also Diagonalform, wobei anstelle der Massenmatrix die Einheitsmatrix und anstatt der Steifigkeitsmatrix die Diagonalmatrix mit den quadratischen Eigenkreisfrequenzen tritt. Das konservative System lässt sich um eine modale Dämpfung nach der sog. Bequemlichkeitshypothese erweitern [26]:

$$\underline{D} = \alpha \underline{K} + \beta \underline{M}. \quad (3.20)$$

Die Annahme, dass die Dämpfung der Steifigkeits- und Massenmatrix proportional ist, stellt sicher, dass das gedämpfte Gesamtsystem ebenfalls entkoppelt werden kann:

$$\begin{aligned} \underline{Q}^T \underline{D} \underline{Q} &= \alpha \underline{I} + \beta \underline{\Omega}^2 = diag(2D_j \omega_j) = \underline{\Delta} \\ \Rightarrow \ddot{\underline{\xi}}(t) + \underline{\Delta} \dot{\underline{\xi}}(t) + \underline{\Omega}^2 \underline{\xi}(t) &= \underline{Q}^T \underline{f}(t). \end{aligned} \quad (3.21)$$

Mit der Hinzunahme einer Dämpfung sind die Eigenwerte entsprechend konjugiert komplex, der Realteil beschreibt das Abklingverhalten. Für  $D_j$  gilt:

$$D_j = \frac{\alpha}{2\omega_j} + \frac{\beta \omega_j}{2}. \quad (3.22)$$

Sind die Eigenfrequenzen aufsteigend sortiert, so wird typischerweise der Wert für  $D_1$  festgelegt und folgende Fallunterscheidung getroffen [96]:

$$D_j = \begin{cases} D_1 & (\text{proportionale strukturelle Dämpfung}) \\ D_1 \frac{\omega_j}{\omega_1} & (\text{proportionale viskose Dämpfung}) \end{cases} \quad (3.23)$$

Eine Reduktion der Freiheitsgrade erfolgt nun durch gezielte Auswahl bestimmter Eigenmoden, sodass  $n_{Moden}$  berücksichtigt werden und die Transformationsmatrix aus der reduzierten Modalmatrix folgt:

$$\begin{aligned} \underline{T} &= \underline{\tilde{Q}} \\ \dim(\underline{\tilde{Q}}) &= (n_{FHG}, n_{Moden}). \end{aligned} \quad (3.24)$$

Mittels der Transformationsmatrix 3.24 lautet das reduzierte Gleichungssystem aus Glg. 3.9.

$$\ddot{\underline{\xi}}(t) + \underline{\tilde{\Delta}} \dot{\underline{\xi}}(t) + \underline{\tilde{\Omega}}^2 \underline{\xi}(t) = \underline{\tilde{f}}(t). \quad (3.25)$$

Der Reduktionsgrad hängt direkt von der Anzahl der berücksichtigten Moden ab. Bei der Wahl der Moden, welche die Dynamik des Systems approximieren sollen, gilt allgemein, dass abhängig von der Erregerfrequenz  $\Omega_E$  einer harmonischen Erregerkraft  $\underline{f}(t) = \text{Amplitude} * \sin(\Omega_E t)$  Moden mit  $\omega_j \gg \Omega_E$  vernachlässigt werden können [80]. Im Detail müssen hingegen weitreichendere Untersuchungen angestellt werden, um eine bestmögliche Approximation zu erzielen.

### 3.3.2 Darstellung im Zustandsraum

Für die numerische Lösung der modal transformierten Bewegungsgleichungen erweist sich die Zustandsraumdarstellung durch ihre kompakte Form als zweckmäßig. Die  $j$ -te Differentialgleichung des modal transformierten Systems im Allgemeinen, gedämpften Fall aus 3.25 lautet:

$$\ddot{\xi}_j + 2D_j \omega_j \dot{\xi}_j + \omega_j^2 \xi_j = \hat{q}_j^T \underline{f}(t). \quad (3.26)$$

Da nur im Extremfall an allen Freiheitsgraden Kräfte angreifen, lässt sich der Eigenvektor  $\hat{q}_j^T$  auf die notwendigen *Eingangsfreiheitsgrade* reduzieren. Die Einträge, an denen keine Kraft angreift, werden gestrichen:

$$\hat{q}_j^T = \underbrace{\hat{q}_{j,in}^T}_{(1, n_{FHG,in})} \quad (3.27)$$

Für jede Differentialgleichung zweiten Grades aus 3.26 müssen entsprechend zwei Zustandsvariablen definiert werden:

$$\begin{aligned}\xi_j &= x_{j,1}, \\ \dot{\xi}_j &= x_{j,2}.\end{aligned}\tag{3.28}$$

Für die  $j$ -te Mode lautet die Zustandsraumdarstellung also:

$$\begin{aligned}\begin{pmatrix} x_{j,1} \\ x_{j,2} \end{pmatrix}^\bullet &= \begin{pmatrix} 0 & 1 \\ -\omega_j^2 & -2D_j \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_{j,1} \\ x_{j,2} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \underline{0}^T \\ \hat{q}_{j,in} \end{pmatrix} \underline{f}(t) \\ \Leftrightarrow \underbrace{\dot{\underline{x}}_j}_{(2,1)} &= \underbrace{\underline{A}_j}_{(2,2)} \underbrace{\underline{x}_j}_{(2,1)} + \underbrace{\underline{B}_j}_{(2,n_{FHG,in})} \underbrace{\underline{u}_j}_{n_{FHG,in,1}}.\end{aligned}\tag{3.29}$$

Der gesamte Zustandsraum des Untergrundes setzt sich aus der Anzahl der berücksichtigten Moden der Einzelzustandsräume nach Glg. 3.29 zusammen:

$$\begin{aligned}\begin{pmatrix} \underline{x}_1 \\ \vdots \\ \underline{x}_{n_{Moden}} \end{pmatrix}^\bullet &= \begin{pmatrix} \underline{A}_1 & & \\ & \ddots & \\ & & \underline{A}_{n_{Moden}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \underline{x}_1 \\ \vdots \\ \underline{x}_{n_{Moden}} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \underline{B}_1 \\ \vdots \\ \underline{B}_{n_{Moden}} \end{pmatrix} \\ \Leftrightarrow \dot{\underline{x}}_U &= \underline{A}_U \underline{x}_U + \underline{B}_U \underline{u}_U.\end{aligned}\tag{3.30}$$

Der Ausgang des Zustandsraumes ergibt sich durch Rücktransformation mittels der Modalmatrix aus den modalen Koordinaten in physikalische Koordinaten. Es ist dabei zweckmäßig, den Ausgang in Verschiebungen und Geschwindigkeiten aufzuteilen:

$$\begin{aligned}\underline{y}_{disp} &= \sum_{j=1}^{n_{Moden}} [\hat{q}_{j,out}, \underline{0}] \begin{bmatrix} x_{j,1} \\ x_{j,2} \end{bmatrix} \begin{array}{l} \longleftarrow \text{Verschiebung} \\ \longleftarrow \text{Geschwindigkeit} \end{array} \\ \underline{y}_{disp} &= \underbrace{[\hat{q}_{1,out}, \underline{0}, \dots, \hat{q}_{n_{Moden},out}, \underline{0}]}_{\underline{C}_{disp}} \begin{bmatrix} \underline{x}_1 \\ \vdots \\ \underline{x}_2 \end{bmatrix}.\end{aligned}\tag{3.31}$$

In Glg. 3.31 beschreibt  $\hat{q}_{j,out}$  den Eigenvektor mit Einträgen an den Stellen, welche zu Freiheitsgraden gehören. Von diesen Freiheitsgraden sollen die physikalischen Verschiebungen und Geschwindigkeiten ermittelt werden sollen. Für die Geschwindigkeiten folgt entsprechend:

$$\begin{aligned}\underline{y}_{vel} &= \sum_{j=1}^{n_{Moden}} [\underline{0}, \hat{q}_{j,out}] \begin{bmatrix} x_{j,1} \\ x_{j,2} \end{bmatrix} \begin{array}{l} \longleftarrow \text{Verschiebung} \\ \longleftarrow \text{Geschwindigkeit} \end{array} \\ \underline{y}_{vel} &= \underbrace{[\underline{0}, \hat{q}_{1,out}, \dots, \underline{0}, \hat{q}_{n_{Moden},out}]}_{\underline{C}_{vel}} \begin{bmatrix} \underline{x}_1 \\ \vdots \\ \underline{x}_2 \end{bmatrix}.\end{aligned}\tag{3.32}$$

Als Untergrund wird ein Schersensor betrachtet, welcher in dieser Arbeit für experimentelle Untersuchungen des Bondprozesses genutzt wird (siehe Abbildung 3.10). Da für den realen Messaufbau keine Modalanalyse im Kiloherzbereich durchgeführt werden kann, werden die für die Modalmatrix benötigten Eigenvektoren und Eigenfrequenzen des Untergrundes mithilfe einer Modalanalyse in ANSYS® berechnet. Zusätzlich werden zu

den benötigten Eigenweltergebnissen auch die Knotennummern der Ein-/Ausgänge der Zustandsräume generiert. Hierzu zählen die Krafteinleitungspunkte sowie Referenzpunkte und deren Verschiebungen und Geschwindigkeiten, welche mittels Laservibrometrie gemessen werden und als Referenzsignale zur Validierung der Simulationen dienen (siehe Abbildung 4.9). Innerhalb der FE-Berechnung werden Draht und Kupferplättchen durch eine statische Last mithilfe eines Bondwerkzeugs plastisch verformt um die deformierten Geometrien innerhalb der Modalanalyse zu berücksichtigen. Die Bondposition befindet sich wie bei der Referenzmessung in Abbildung 3.10 dargestellt an der äußeren Kante des Kupferplättchens. Die Abbildung zeigt außerdem das Ergebnis der fünften Eigenmode des Sensors bei 150 kHz. Insgesamt werden die ersten 50 Eigenmoden des Systems berechnet, wobei die letzte betrachtete Eigenmode bei 230 kHz auftritt. Die Geometrien des Aufbaus und ausgewählte Materialkennndaten führen dazu, dass viele Moden nah zusammenliegen, doch nicht jede hat dieselbe Relevanz auf den betrachteten Referenzpunkt. Nur *relevante* Moden, d. h. die Moden, die auch angeregt werden können, sollen für das *Untergrundmodell* berücksichtigt werden.

### 3.3.3 Auswahl relevanter Moden und Ordnungsreduktion

Gegeben sei das folgende lineare zeitinvariante System (LTI-System) im Zustandsraum, welches sich aus Glg. 3.30, 3.31, 3.32 zusammensetzt:

$$\begin{aligned}\dot{\underline{x}} &= \underline{A} \underline{x} + \underline{B} \underline{u} \\ \underline{y} &= \underline{C} \underline{x}.\end{aligned}\tag{3.33}$$

Aus der Regelungstechnik sind die GRAMSCHE Matrizen zur Beurteilung der Steuer- und Beobachtbarkeit definiert als:

$$\begin{aligned}\underline{\Gamma}_S &= \int_0^\infty e^{\underline{A}t} \underline{B} \underline{B}^T e^{\underline{A}^T t} dt \\ \underline{\Gamma}_B &= \int_0^\infty e^{\underline{A}t} \underline{C} \underline{C}^T e^{\underline{A}^T t} dt.\end{aligned}\tag{3.34}$$

Kleine Singulärwerte von  $\underline{\Gamma}_S$  geben Aufschluss über schwach bis nicht steuerbare Systemanteile und kleine Singulärwerte von  $\underline{\Gamma}_B$  über schlecht bis nicht beobachtbare Zustände. Die GRAMSCHE Matrizen werden durch die LYAPUNOV-Gleichung bestimmt:

$$\begin{aligned}\underline{A} \underline{\Gamma}_S + \underline{\Gamma}_S \underline{A}^T &= -\underline{B} \underline{B}^T \\ \underline{A} \underline{\Gamma}_B + \underline{\Gamma}_B \underline{A}^T &= -\underline{C} \underline{C}^T.\end{aligned}\tag{3.35}$$

Die GRAMSCHE Matrizen sind im Allgemeinen für ein System nach Glg. 3.33 beliebig voneinander verschieden. Durch geeignete Transformation kann erreicht werden, dass  $\underline{\Gamma}_S = \underline{\Gamma}_B$  gilt:

$$\begin{aligned}\underline{x} &= \underline{T}_b^{-1} \underline{x}_b \\ \dot{\underline{x}}_b &= \underline{T} \underline{A} \underline{T}^{-1} \underline{x}_b + \underline{T} \underline{B} \underline{u} \\ \underline{y} &= \underline{C} \underline{T}^{-1} \underline{x}_b + \underline{D} \underline{u}.\end{aligned}\tag{3.36}$$

Das System 3.36 ist balanciert, d. h. es gilt

$$\underline{\Gamma}_S = \underline{\Gamma}_B = \text{diag}(\sigma_1, \dots, \sigma_n),\tag{3.37}$$

wobei  $\sigma_i$  die jeweiligen HANKEL-Singulärwerte repräsentieren [54].

Mithilfe der vorgestellten balancierten Darstellung bietet sich die Möglichkeit, die Bewertung des Ein-/Ausgangsverhaltens der Zustände mittels der HANKEL-Singulärwerte und diese nach ihrer *Relevanz* zu sortieren. Besonders große bzw. scharfe Sprünge im Verlauf der Eigenwerte geben Hinweis, darauf dass an dieser Stelle ein neuer Detaillierungsgrad erreicht wird, von dem an die Moden mit kleineren Singulärwerten vernachlässigt werden können [30]. Durch eine gezielte Auswahl der Moden vor der Rücktransformation kann eine Ordnungsreduktion des Modells erzielt werden. Dabei wird der Zustandsvektor  $\underline{x}$  in Glg. 3.30 in wesentliche und unwesentliche Zustände aufgeteilt und vernachlässigbare Zustände abgeschnitten.

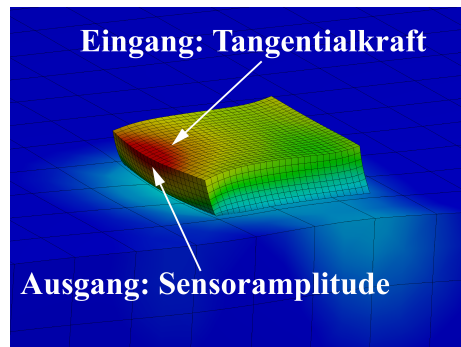


Abbildung 3.10: Darstellung der Gesamtverformung der fünften Eigenmode (Schерung des Sensors in Bondrichtung bei einer Frequenz von  $150\text{ kHz}$ ) sowie Krafteinleitungsstelle und Position des Lasermesspunktes

Die Abbildung 3.11 zeigt die Dynamik des in Abbildung 3.10 dargestellten Untergrundes *Sensor* zwischen der Krafteinleitungsstelle  $F_{DU}$  und der aus dem Messsignal am Ausgang berechneten Wegamplitude des Sensors  $x_U$ . Dargestellt ist sowohl der volle Zustandsraum mit 50 Moden als auch der reduzierte Zustandsraum mit 7 Moden. Die auftretenden Moden bei  $89\text{ kHz}$  und  $150\text{ kHz}$  entsprechen einer Scherbewegung der Stahlleiste bzw. des Sensors. Die Scherrichtung korrespondiert dabei auch gleichzeitig mit der Bondrichtung, somit ist es plausibel, dass diesen Moden eine hohe Bedeutung zugeordnet wird. Zwischen, d. h. bezogen auf die Sortierung nach Frequenzen, den berücksichtigten Moden treten weitere Moden auf, welche in der balancierten Darstellung nach der Bewertung mittels ihrer HANKEL-Singulärwerte nicht berücksichtigt werden. Hierzu zählen z.B. *Torsionsschwingungen* der Stahlleiste aufgrund der asymmetrisch aufgetragenen Krafteinleitung bei denen der Ausgang nicht ausreichend beobachtbar und/oder die dafür benötigte Mode durch die jeweilige Krafteinleitungsstelle unzureichend steuerbar sind. Der Frequenzgang  $\hat{x}_U/\hat{F}_{DU}$  des Systems zeigt ebenfalls, dass die sieben dominanten Resonanzen hinreichend abgebildet werden, wobei die nicht relevant identifizierten Moden als Nebenresonanzen erscheinen. Würden alle 50 Moden bis zum betrachteten Frequenzbereich von  $230\text{ kHz}$  für das Untergrundmodell berücksichtigt werden, dann würde sich der Zustandsraum mit der Dimension dieser 50 Moden verdoppeln und eine effiziente Berechnung des Bondprozesses für die Mehrzieloptimierung könnte nicht mehr gewährleistet werden.

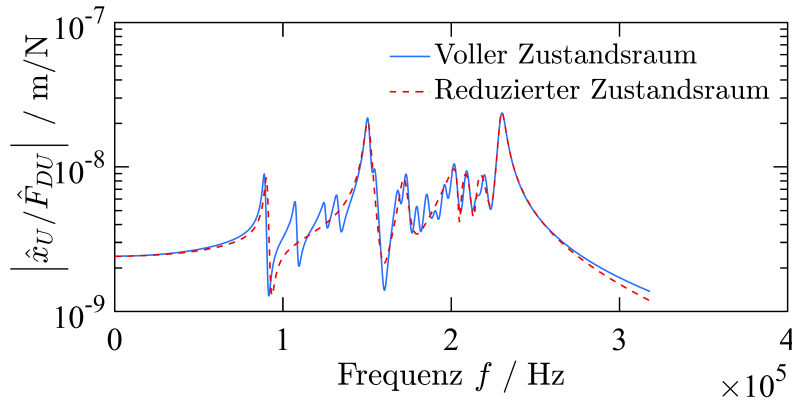
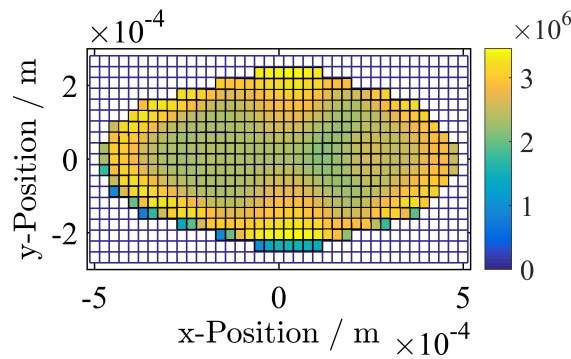


Abbildung 3.11: Frequenzgang des Untergrundes mit vollem (50 Moden) und reduziertem Zustandsraum (7 Moden)

### 3.4 Reibkontaktmodellierung

Der Modellierung des Reibung zwischen Bondwerkzeug und Draht bzw. Draht und Substrat kommt in dieser Arbeit eine besondere Bedeutung zu, da der Prozess des Ultraschall-Drahtbondens maßgeblich durch die resultierenden Reibkräfte in tangentialer Richtung beeinflusst wird. In den bisher bekannten und veröffentlichten Bondmodellen (vgl. z.B. [10, 13, 33, 78]) wird die Reibung zwischen Bondwerkzeug und Draht jedoch bisher vernachlässigt, obwohl diese die in die Bondstelle einzubringende Ultraschallenergie limitiert. Das bedeutet, dass je nach Wahl der Prozessparameter und Werkzeug-Geometrien das Werkzeug auf dem Draht zu rutschen beginnt. Je größer die Relativbewegung ist, desto größer sind die mechanischen Belastungen für das Bondwerkzeug. Da die Lebensdauern der Werkzeuge innerhalb dieser Arbeit berechnet werden sollen, wird die Reibung zwischen Bondwerkzeug und Draht nicht vernachlässigt. Weiterhin werden neben dem Reibkontakt an der Drahtoberseite auch die Reibung im Bondkontakt und das Verschweißen der Drahtunterseite mit dem Substrat mithilfe eines gekoppelten Punktkontaktmodells modelliert. Dieser gewählte Modellierungsansatz kann sowohl Mikro- als auch Makroschlupfvorgänge abbilden. Mikroschlupf bedeutet in diesem Zusammenhang, dass bestimmte Teilbereiche in der Bondfläche gleiten können, während andere Teilflächen noch haften. Das Reibmodell soll außerdem die in die Kontaktfläche eingebrachte Leistung flächig auflösen, um Bereiche mit hoher Reibleistung zu identifizieren. In diesen Bereichen reibt der Draht besonders intensiv über das Substrat, wobei diese Teilbereiche anschließend i. d. R. eine hohe Verschweißdichte aufweisen. Üblicherweise können diese verschweißten Stellen an der elliptischen Kontaktflächenbegrenzung beobachtet werden. Dies ermöglicht eine Vorhersage der Größe des Bondrings und damit der effektiv verschweißten Fläche. Wichtig ist hierbei, die zur Aktivierung der Oberflächen notwendigen Reibarbeiten zu erreichen, sodass die Oberflächen von Verunreinigungen und Oxiden befreit werden können. Dieses Mindestmaß an Reibarbeit ist notwendig, damit eine Verbindung zwischen Draht und Substrat entstehen kann [3].

Wie bereits erwähnt entsteht Ultraschall-Drahtbonden im Kontakt Draht/Substrat eine inhomogene Verteilung der Normalspannung. Das führt in der Praxis dazu, dass die Verschweißung der Bondfläche sich i. d. R. ebenfalls inhomogen darstellt. Da die Bondqualität stark von der Ausprägung der Bondfläche abhängt, wird die Kontaktzone gemäß Sextro [95] und Althoff et al. [2] in eine Anzahl von Punktkontakte diskretisiert. Für jedes



Abbildungung 3.12: Diskretisierte Verteilung der Normalspannung mit dem Diskretisierungsgrad  $40 \times 20$

Element wird eine konstante Normalkraftverteilung angenommen. Die Diskretisierung der Kontaktfläche erfolgt, indem eine Fläche größer als die Kontaktfläche, in gleich große Teilflächen unterteilt wird. Abbildung 3.12 zeigt eine solche Fläche (hier eine Unterteilung von:  $m \times n = 40 \times 20$ ). Nur die Teilflächen, die eine Normalkraft erfahren, werden in sog. Punkt-Kontakt-Elemente umgewandelt. Dies bedeutet, dass jeder Teilfläche ein Reibelement zugeordnet wird, welches die zuvor mithilfe der Finiten-Elemente-Methode berechneten Normalkräfte erfahren (siehe Kapitel 3.2). Der mathematisch-numerische Aufwand zur Lösung des statischen Gleichgewichtes hängt stark vom Grad der Diskretisierung ab.

Abbildungung 3.13 zeigt die gekoppelten Punktkontaktelemente auf einer diskretisierten Teilfläche nach Althoff et al. [2]. Auf jeder Teilfläche wirkt eine ortsabhängige Normalkraft. Diese Normalkraft wird für jede vertikale Verschiebung des Werkzeugs neu berechnet, da sie sich während des Bondvorgangs stetig ändert. Die Positionen der Kontaktelemente werden ebenfalls aktualisiert, um die aktuellen Reibleistungen an den jeweiligen Flächen zu bestimmen. Alle masselosen Punktkontaktelemente sind mittels Federn an einen Auslenkungspunkt  $u_{i,j}$  gekoppelt. Diese Federn repräsentieren eine Steifigkeit  $k_{shear}$  des Drahtes in Scherrichtung. Resultierende Drahtschwingverluste hängt maßgeblich von den Materialeigenschaften des Kupferdrahtes sowie der Höhe des Kraftangriffspunktes ab. Je tiefer das Werkzeug in den Draht absinkt, desto geringer sind elastischen Verformung des Drahtes. Die *Kontaktsteifigkeit*  $k_{cont}$  entspricht der Steifigkeit der *elastischen Haut* zwischen Draht und Substrat. Diese Steifigkeit muss für jede Kontaktpaarung in Experimenten ermittelt werden. Eine ausführliche Beschreibung der dafür notwendigen Arbeiten sind von Althoff et al. [3] vorgestellt worden. Zusätzlich sind alle Punktkontakte miteinander durch eine *Koppelsteifigkeit*  $k_{conn}$  gekoppelt, sodass unabhängiges Bewegen der Kontakte unterbunden wird. Die Koppelsteifigkeit hängt vom jeweiligen Diskretisierungsgrad und Materialeigenschaften ab. Ein höherer Diskretisierungsgrad führt zu einer größeren Anzahl an Koppelsteifigkeiten. Somit ist es zwingend notwendig, die Koppelsteifigkeiten in ihrem Wert anzupassen. Die Entscheidung, ob ein Punktkontaktelement gleitet oder haftet wird mittels eines Coulombschen Reibungsgesetzes berechnet. Der dafür notwendige Reibkoeffizient  $\mu_{i,j}$  hängt vom Reinigungsgrad des jeweiligen Elements ab, der Reinigungsgrad wiederum von der geleisteten Reibarbeit im Element. Ist ein Element vollständig gereinigt, wird dieses Element schwieriger auszulenken sein als ein Element,



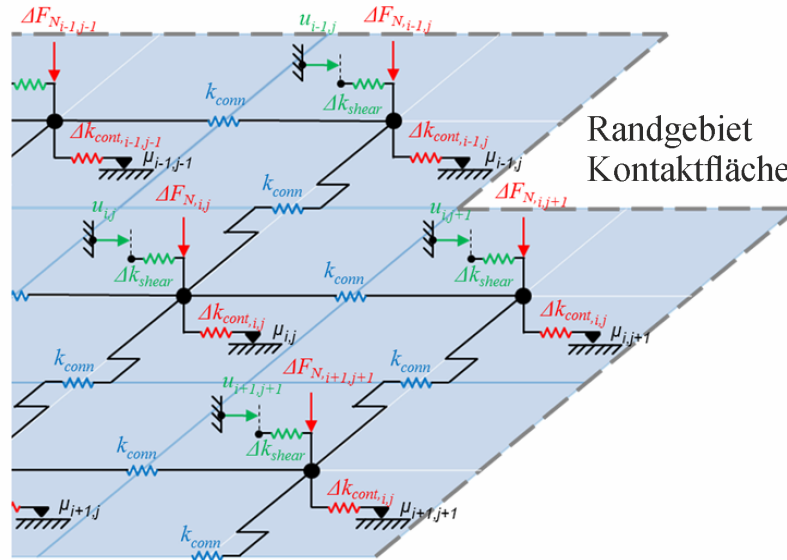


Abbildung 3.13: Reibmodell bestehend aus gekoppelten Punktkontaktelementen in einem elastischen Kontakt zwischen Draht und Substrat[1]

welches weniger Reibarbeit erfahren hat. Das vorgestellte gekoppelte Reibmodell kann nicht für alle Schwingzyklen berechnet werden. Dies würde bei einer Bondfrequenz von ca. 58 kHz und einer Bonddauer von 300 ms pro Verbindung 17.400 Schwingzyklen ergeben. Werden zur genauen Abbildung einer Reibhysterese 10 Auslenkungszeitpunkte als Kenngröße festgelegt, so müssen 174.000 Gleichgewichtslagen berechnet werden. Dies würde einen enormen Berechnungsaufwand bedeuten. Zur Reduktion der Rechenzeit stehen jedoch mehrere Möglichkeiten zur Verfügung:

- Reduzierung der Teilflächengröße in der Kontaktfläche (Diskretisierungsgrad)
- Reduktion der Gleichgewichtslagen pro Hysterese
- Einführung quasi-stationärer Reibzustände

Alle drei Ansätze führen zu einem Genauigkeitsverlust des Modells. Dies ist jedoch in dem Umfeld zu betrachten, dass das Modell die komplexen Einflussfaktoren und die Vielzahl an wirkenden Effekten nur vereinfacht abbilden kann. In dieser Arbeit wird die Methode der quasi-stationären Reibzustände umgesetzt. Dies bedeutet, dass über eine definierte Anzahl an Schwingzyklen die Randbedingungen wie Kontaktfläche, Andruckverteilung, Reibkoeffizienten und Auslenkung als konstant angenommen werden. Hierfür wird nur eine Hystereseschleife mittels des vorgestellten Punktkontaktmodells berechnet, welche wiederum für eine definierte Anzahl von Schwingungen als unverändert angenommen wird. Der Flächeninhalt der Hysterese entspricht der Reibarbeit und bleibt für jede Schwingung konstant. Um die Rechenzeiten zu reduzieren, wird das gekoppelte Punktkontakt-Reibmodell nur ausgeführt, wenn sich die Kraft- und/oder Weg-Amplitude um ein gewisses Maß geändert haben. Andernfalls wird im Gesamtmodell ein vereinfachtes Reibmodell nach MARSING genutzt, das das makroskopische Kraft-Weg-Verhalten vereinfacht aber dennoch hinreichend genau darstellt. Es besteht aus einem JENKIN-Element und einer parallel geschalteten Feder  $c_B$ . (siehe Abbildung 3.14). Das JENKIN-Element wird auch als Elasto-Gleit- oder PRANDTL-Element bezeichnet, siehe z. B. Meyer [70]. Es besteht aus einer Reihenschaltung einer Feder  $c_J$  und eines COULOMB-Elements mit einer Haftkraft  $H_0$ . In Abbildung 3.15 ist der Verlauf einer ty-

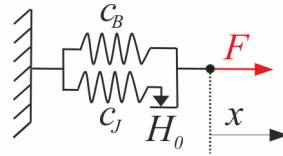


Abbildung 3.14: MASING-Modell, bestehend aus JENKIN-Element und paralleler Feder

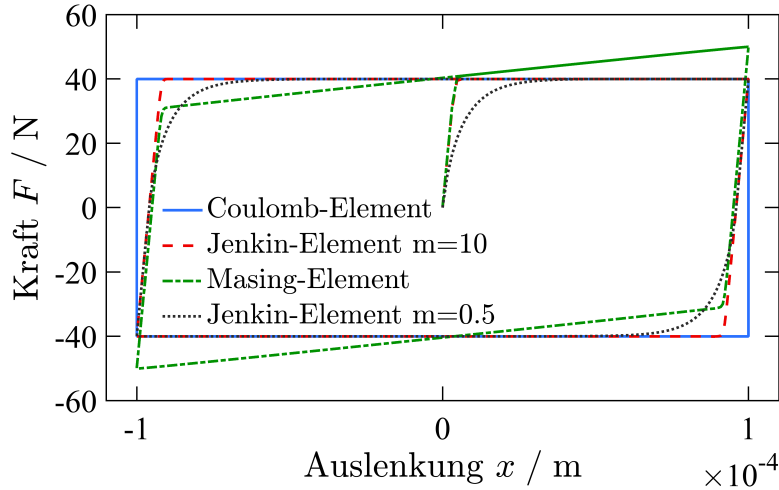


Abbildung 3.15: Kraft-Verformungs-Charakteristik zur Verdeutlichung des Mikro- und Makroschlupfverhaltens

pischen Hysterese eines COULOMB-Elements dargestellt. Dieses Element führt zu einer rechteckigen Hysterese und ist frequenzunabhängig. Es können entweder Haften oder komplettes Gleiten der Körper abgebildet werden. Dieses Verhalten wird in der Literatur auch als *Makroschlupf* bezeichnet. Die Kraft-Verformungs-Charakteristik des JENKIN-Elements ist ebenfalls in Abbildung 3.15 rot gestrichelt eingezeichnet. Bei Erstbelastung wird zunächst die Feder gedehnt, bis bei Erreichen der maximalen Haftkraft  $H_0$  das COULOMB-Element zu gleiten beginnt. Ändert die Verformungsgeschwindigkeit ihr Vorzeichen, wird die Gleitphase beendet und das Federelement wieder entlastet. Die nächste Gleitphase beginnt, wenn  $|F| \geq H_0$  erreicht wird. Bei harmonischer Verformung des Elements bildet sich eine geschlossene Hysteresekurve. Das MASING-Modell ist als Erweiterung des JENKIN-Elements zu sehen. Es ist ein eindimensionales Hysterese-Modell und eignet sich zur Modellierung von Mikroschlupf oder elasto-plastischen Vorgängen. Hat das MASING-Modell eine endliche Anzahl von JENKIN-Elementen, besteht die Hysteresekurve stückweise aus Geraden. Mit einer unendlichen Anzahl von JENKIN-Elementen entsteht eine abgerundete Kurvenform [116]. Die bei den Modellen zugrunde liegenden Gleichungen erfordern Fallunterscheidung (Haften, Gleiten, Haft-Gleit-/ und Gleit-Haft-Übergang), was bei numerischen Lösungen zu Schwierigkeiten führen kann. Abhilfe schaffen hier Evolutions-Differentialgleichungen, die das Verhalten eines JENKIN-Elements auf der Geschwindigkeitsebene approximieren. Alle Belastungsfälle können durch die folgende Evolutionsdifferentialgleichung:

$$\dot{F}_J = c_J \dot{x} \left\{ 1 - \frac{1}{2} [1 + \text{sign}(\dot{x}F)] \left| \frac{F}{H_0} \right|^m \right\} \quad (3.38)$$

erfasst werden [53]. Für  $m = \infty$  gibt die Differentialgleichung 3.38 (Dgl.) den exakten Zusammenhang zwischen der Kraft und der Verformung aus Abbildung 3.15 wieder. Es müssen somit keine ineffizienten Fallunterscheidungen gemacht werden. Bei einem kleinen Exponenten  $m$  zeigt sich, dass der Haft-Gleit-Übergang fließend abgebildet wird, wie es auch bei einer unendlichen Anzahl von JENKIN-Elementen der Fall wäre. Durch die Vielseitigkeit des MASING-Modells und die dadurch gegebene Möglichkeit, die verschiedenen Phasen des Ultraschall-Drahtbondens (Durchrutschen in der Reinigungsphase, allmähliches Haften bis hin zu rein elastisch/plastischem Verhalten im Kontakt bei vollständiger Anbindung) abzubilden, wird in dieser Arbeit dieses Reibmodell verwendet. Für reine Stick-Slip-Simulationen, bspw. zu beobachten in der Reinigungsphase, ist zwar ein JENKIN-Element geeignet, doch das Verhalten entspricht nicht der Realität; hierfür existieren im MASING-Modell der Parameter der parallelen Feder  $c_B$  zur Abbildung der Steigung während der Gleitphase. Zur Parametrierung wird ein spezielles Verfahren genutzt, um aus den Ergebnissen des flächigen Reibmodells das MASING-Modell automatisiert zu parametrieren. Dazu werden zwei Steigungen in der Hysterese des gekoppelten und flächigen Punktkontaktmodells identifiziert. Die Steigungen 1 und 2 entsprechen der Steifigkeit  $c_B$  und  $c_J + c_B$  des MASING-Elements (siehe Abbildung 3.16). Die Steifigkeiten können durch die Ableitung  $\frac{\delta F_T}{\delta x_{DU}}$  berechnet werden, wobei  $( )^-$  und  $( )^+$  kennzeichnen ob man sich *vor* oder *nach* dem Schnittpunkt befindet:

$$c_B = \left( \frac{\delta F_T}{\delta x_{DU}} \right)^+ \quad (3.39)$$

$$c_J = \left( \frac{\delta F_T}{\delta x_{DU}} \right)^- - c_B. \quad (3.40)$$

Die maximale Haftreibungskraft  $H_0 = \mu F_N$  lässt sich bestimmen durch Ablesen des Schnittpunktes der Steigung 1 und 2 auf der y-Achse bezogen auf den letzten Umkehrpunkt. Auf diese Weise kann ständig mit dem nach Bedarf aktualisierten MASING-Modell gerechnet werden. Die Zeiteinsparungen durch dieses Verfahren sind beachtlich, sodass die geringe Simulationsdauer hervorgehoben werden kann.

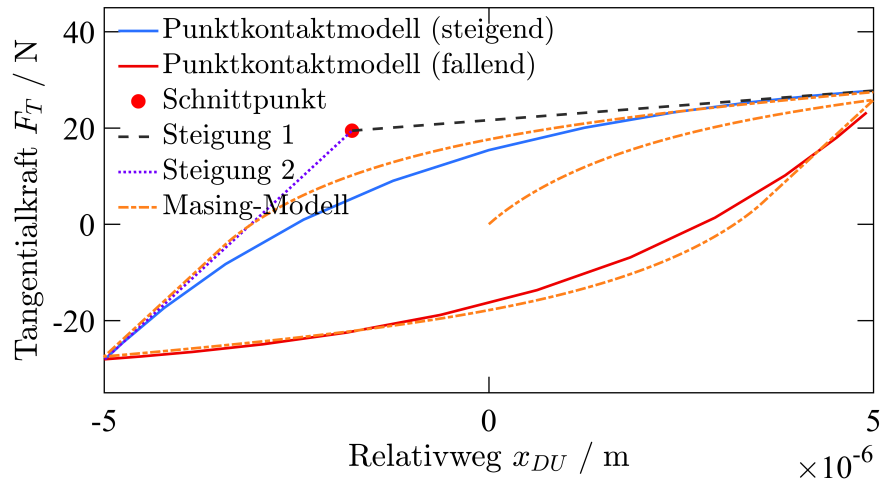


Abbildung 3.16: Vergleich zwischen gekoppelten Punktkontaktmodell und MASING-Modell mit einer resultierenden Gesamtkraft  $F_T$  über dem Relativweg  $x_{DU}$  für den Kontakt Draht/Untergrund

## 3.5 Modellierung der Anbindung zwischen Draht und Untergrund

### 3.5.1 Reibungsinduzierte Verbindungsbildung

Voraussetzungen für das metallische Kaltverschweißen sind aktivierte und reine Kupferoberflächen. Nur an diesen Oberflächen können sich starke Bindungskräfte ausbilden. Je näher zwei metallische Oberflächen aneinander gebracht werden, desto stärker ist die Anziehung zwischen den beiden Partnern. Dieses Prinzip kann mit dem sog. LENNARD-JONES-Potential beschrieben werden [61]. Dieses Potential besagt, dass die Adhäsionskraft zwischen Atom-Teilchen vom Abstand zueinander abhängt. In der Realität weisen aber die meisten Oberflächen keine *perfekten* Oberflächen auf, sodass in der Regel auch keine Bindungskräfte zu beobachten sind. Bei Oberflächen von Metallen sind Oxide und Kontaminationsschichten besonders hervorzuheben, da sie die Reibung enorm beeinflussen. Abgesehen von Edelmetallen wie bspw. Gold, bilden alle Metalle unter Normalbedingungen an der Luft dünne Oxidschichten. Die Schichtdicken variieren dabei von 5 bis 250 nm. Abbildung 3.17 zeigt eine schematische Darstellung einer technischen Oberfläche. Neben Oxid- und Kontaminationsschichten können Schichten aus absorbierten Sauer- und Wasserstoffen beobachtet werden. Kupfer besitzt sowohl Oxidschichten aus Kupfer-I-oxiden als auch Oxidschichten aus Kupfer-II-oxiden bei einer längeren Lagerung an feuchter Luft. Diese oxidierten Oberflächen weisen in der Regel einen initialen Reibkoeffizienten  $\mu_{Ox}$  von 0,1 bis 0,3 auf, wenn sie aneinander reiben [84]. Beim Ultraschall-Drahtbonds von Aluminiumdrähten kann beobachtet werden, dass durch die Vordeformation Oxidschichten partiell aufgerissen werden und dadurch reine Metalloberflächen miteinander in Berührung kommen [35]. Dieser Effekt findet jedoch beim Bonden mit Kupfer laut Eacock et al. [22] nicht statt. Sie heben hervor, dass nicht damit zu rechnen ist, dass Oxide infolge plastischer Verformung aufbrechen. Kupferoxide sind im Gegensatz zu Aluminiumoxiden nicht spröde, sondern werden als Schmiermittel eingestuft. Dennoch ist es möglich, diese Oxide oder andere Kontaminationsschichten un-

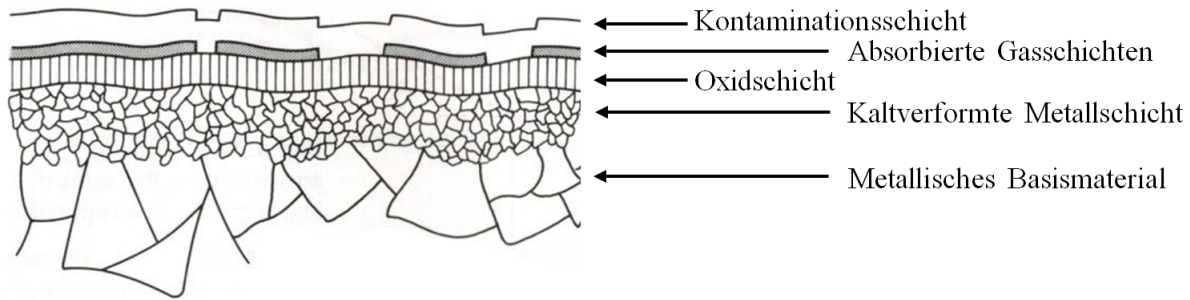


Abbildung 3.17: Schematische Darstellung einer technischen Oberfläche [84]

ter Zuhilfenahme von Reibung abzutragen, sodass reaktive neue Oberflächen geschaffen werden und Mikroverschweißungen entstehen können. Die spontane Bildung von starken Schweißbrücken zwischen sauberen - nicht oxidierten Metalloberflächen führt dazu, dass die beiden Metalle unlöslich miteinander verbunden werden. Erst durch relatives Gleiten der Teilflächen können Teilchen abgeschert werden. Durch starke Bindungskräfte der Kaltverschweißung reißt der Werkstoff häufig nicht in der Fügezone, sondern im Basismaterial auf. Es entstehen Ausbrüche und Materialablagerungen, die oft an der Gleitfläche des härteren Partners haften bleiben. Daher spricht man an dieser Stelle auch von einem *plastischen* Kontakt. Der maximale Reibkoeffizient  $\mu_{Met}$ , welcher hierbei zu beobachten ist, wurde durch Rabinowicz [84] wie folgt definiert:

$$\mu_{Met} = \frac{\tau_m}{H}. \quad (3.41)$$

Dabei ist  $\tau_m$  die Schubfestigkeit der Metallpaarung und  $H$  die Härte des weicheren Materials. Zur Bestimmung des maximalen Reibkoeffizienten bietet sich diese Methode an, da  $\mu_{Met}$  unabhängig gegenüber äußerer Lasten und geometrischer Randbedingungen berechenbar ist [8]. Die Glg. 3.41 verdeutlicht, dass weichere Materialien prinzipiell eher miteinander verschweißen (hohe Reibkoeffizienten zwischen den Metallpaarungen durch hohes Verhältnis aus Schubfestigkeit und Härte) als harte Materialien. Ein Beispiel für diesen Effekt kann bei dem adhäsiven Verschleiß von Bauteilen gezeigt werden. Zur Minimierung des Verschleißes werden häufig Oberflächen gehärtet. Die größere Härte führt zu einer geringeren effektiven Kontaktfläche der Reibpartner, sodass eine geringere Annäherung der Metalloberflächen stattfindet.

### 3.5.2 Berechnung der gereinigten Fläche und des Anbindungsgrades

Innerhalb dieser Arbeit bildet ein sog. *Anbindungsmodell* die eigentliche Verschweißung ab. Dabei wird mittels der umgesetzten Reibarbeit pro Flächenelement  $\frac{\Delta W_R}{\Delta A_0}$  der Grad der Reinigung  $\gamma_{ij} = \frac{\Delta A_{eff}}{\Delta A_0}$  des jeweiligen Elements  $ij$  berechnet. Dieser beschreibt den Prozentsatz an gereinigter Fläche im Kontakt Draht/Substrat. Nur gereinigte Teilflächen können als verschweißt angesehen werden. Der Grad der Reinigung kann anschließend mit der Fläche des Teilelements  $\Delta A_0$  multipliziert werden, um die gesamte und damit effektiv verschweißte Fläche  $A_{eff}$  im Kontakt zu bestimmen:

$$A_{eff} = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^m \gamma_{ij} \Delta A_0. \quad (3.42)$$

Gemäß der vorgestellten Arbeit von Gaul [33] ist der Grad der Reinigung  $\gamma_{ij}$  proportional zur umgesetzten Reibarbeit pro Fläche. Abbildung 3.18 zeigt den gemessenen Scherkraftverlauf eines typischen Bonds beim Kupferdrahtbonds. Es ist zu erkennen, dass der Zeitpunkt der ersten Anbindung zwischen Draht und Substrat um einige Millisekunden verschoben ist. Dies deutet darauf hin, dass die Kontaktflächen zunächst aktiviert werden müssen, bevor es zu einer Verschweißung im Interface kommen kann. Sobald jedoch das Interface verschweißt ist, tritt ein sättigender Effekt ein und der Bond wird nicht weiter verschweißen. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit angenommen, dass die Reinigung bzw. Anbindung mit der Aktivierungsenergiedichte  $\tilde{E}_{Aktivierung}$  beginnt und mit der Anbindungsenergiedichte  $\tilde{E}_{Anbindung}$  abgeschlossen ist. Die Energiedichte hat die SI-Einheit Joule pro Quadratmeter.

Die Abbildung 3.19 zeigt den Reinigungsgrad  $\gamma_{ij}$  für eine gegebene umgesetzte Reibarbeit  $\Delta W_R$  pro Flächenelement  $\Delta A_0$ . Je größer die Differenz dieser beiden Energien ist, desto mehr Arbeit muss geleistet werden um ein Element mit der Teilfläche  $\Delta A_0$  zu reinigen. Dabei wird aus zahlreichen Beobachtungen angenommen, dass  $\gamma_{ij}$  monoton steigend und rechtsseitig stetig ist. Darüber hinaus lässt sich definieren:

$$\gamma_{ij} = \begin{cases} 0 & \text{für } \Delta W_R / \Delta A_0 \in [0; \tilde{E}_{Aktivierung}] \\ \frac{(\Delta W_R / \Delta A_0) - \tilde{E}_{Aktivierung}}{\tilde{E}_{Anbindung} - \tilde{E}_{Aktivierung}} & \text{für } \Delta W_R / \Delta A_0 \in [\tilde{E}_{Aktivierung}; \tilde{E}_{Anbindung}] \\ 1 & \text{für } \Delta W_R / \Delta A_0 \geq \tilde{E}_{Anbindung}. \end{cases} \quad (3.43)$$

Der resultierende Reibkoeffizient  $\mu_{ij}$  des jeweiligen Elements steigt zwischen den beiden Reibkoeffizienten  $\mu_{Ox}$  und  $\mu_{Met}$  linear an:

$$\mu_{ij} = (1 - \gamma_{ij})\mu_{Ox} + \gamma_{ij}\mu_{Met} \text{ mit } \mu_{Met} > \mu_{Ox} \text{ [33]}. \quad (3.44)$$

Vergleichbare Ansätze findet man auch bei tribologischen Betrachtungen von Systemen mit Mischreibung (siehe [84, 102]). Dabei wird  $\mu_{ij}$  durch zwei Komponenten beschrieben. Den ungereinigten Anteil  $(1 - \gamma_{ij})$ , bei dem angenommen wird, dass noch keine Schweißvorgänge stattfanden und somit oxidierte Flächen aufeinander reiben und der andere Teil,  $\gamma_{ij}$ , welcher als schon verschweißt betrachtet werden kann. Zur Bestimmung der maximalen Scherkraft im Bondkontakt kann anschließend die mittlere Scherfestigkeit  $\tau_m$  des Kontaktes mit der im Bondkontakt verschweißten Gesamtfläche  $A_{eff}$  multipliziert werden:

$$F_S = \tau_m A_{eff}. \quad (3.45)$$

Für die Berechnung der Scherkraft  $F_S$  nach Glg. 3.45 wird der Materialparameter der mittleren Scherfestigkeit  $\tau_m$  benötigt. Um einen gesicherten Wert für  $\tau_m$  für den Draht zu erhalten, kann dieser quer zur Drahtachse geklemmt und anschließend geschert werden. Die resultierende Scherfläche wird mithilfe eines Mikroskops ausgemessen und durch das Ergebnis der dabei gemessenen Scherkraft geteilt. Die so ermittelte mittlere Scherfestigkeit des Drahtes beträgt  $\tau_m = 167 \text{ MPa}$ . Vergleicht man diesen Wert mit den typischen Ersatzwerten, welche unter Zuhilfenahme der Zugfestigkeit  $R_m = 224 \text{ MPa}$  von Kupfer

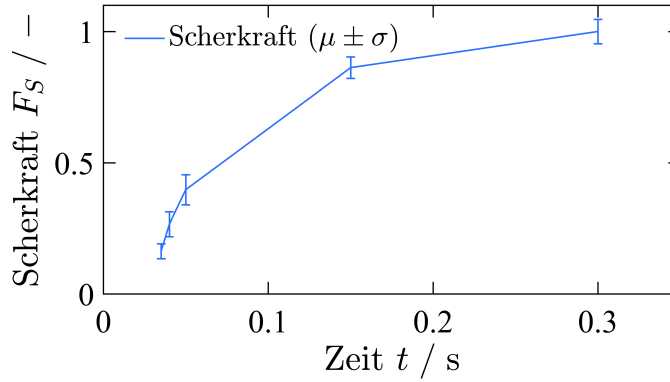


Abbildung 3.18: Zeitliche Entwicklung einer gemessenen Scherkraft  $F_S$  für den gesamten Bondkontakt. Dargestellt ist jeweils der Mittelwert  $\mu$  als auch die Standardabweichung  $\sigma$ .

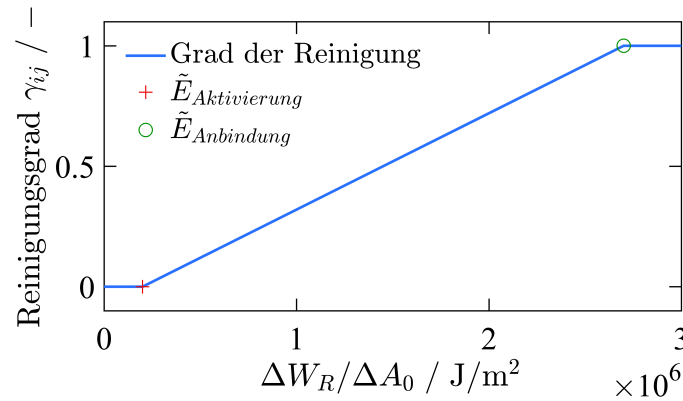


Abbildung 3.19: Der theoretische Reinigungsgrad  $\gamma_{ij}$  beim Ultraschall-Drahtbonds für eine zunehmende Reibarbeit  $\Delta W_R$  pro Flächenelement  $\Delta A_0$

und der häufig genutzten Beziehung  $\tilde{\tau}_m \cong 0.8 \cdot R_m$  für nicht spröde Materialien berechnet werden kann, dann lässt sich eine gute Übereinstimmung feststellen ( $\tilde{\tau}_m \cong 180$  MPa).

Die in dieser Arbeit untersuchten DCB-Substrate weisen eine Vickershärten von ca. 60 HV auf (vgl. [21]), daraus resultiert mittels Glg. 3.41 ein maximaler Reibkoeffizient von ca.  $\mu_{Met} \cong 3$ . An dieser Stelle sei gesagt, dass die Scherfestigkeit einer Kupferdrahtverbindung jedoch nicht nur von der Größe der verschweißten Fläche abhängt, sondern auch vom Grad der Ausprägung der entstehenden Diffusionsbereiche. Diesen Aspekt berücksichtigt diese Arbeit nicht, dennoch ist zu erwarten, dass hinreichend genaue Ergebnisse möglich sind.

### 3.6 Ersatzmodell für das US-Bonden

Zur Modellierung des Schwingungsverhaltens im Zeitbereich wird im Folgenden ein Dreifreiheitsgradmodell vorgestellt. Das Modell wird dazu genutzt, um die Dynamik des Transducers inklusive Werkzeug und Draht mittels eines diskreten Dreimassenschwingers abzubilden. Die Reibung in den Kontakten Werkzeug/Draht und Draht/Substrat wird jedoch nicht vernachlässigt. Sowohl die betrachteten Komponenten als auch die Reibkontakte sind in Abbildung 3.20 veranschaulicht.



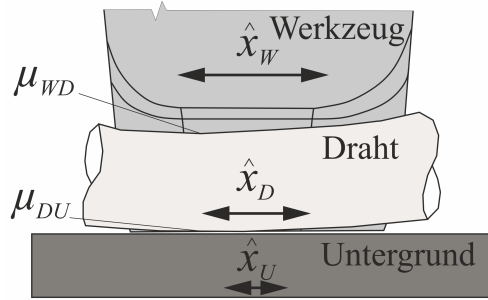


Abbildung 3.20: Veranschaulichung der betrachteten Komponenten Werkzeug, Draht und Untergrund mit dargestellten Schwingungsamplituden sowie den Reibkontakten  $\mu_{WD}$  und  $\mu_{DU}$

Da es sich beim Ultraschall-Drahtbenden um ein resonant betriebenes System handelt, ist lediglich die Dynamik des Systems im Bereich der Resonanzfrequenz  $f_r$  von Interesse. Im ersten Schritt wird dazu ein diskretes Ersatzmodell für das Ultraschall-Drahtbenden vorgestellt und die Bewegungsgleichungen hergeleitet sowie in die allgemeine Form der Zustandsraumdarstellung überführt. Im Anschluss daran wird das Untergrundmodell aus Kapitel 3.3.2 mit dem Ersatzmodell gekoppelt, indem die Zustandsräume zusammengeführt werden.

Experimentelle Versuche haben gezeigt, dass sich die Last in Form von Reibung durch den Bondprozess unterschiedlich stark auf die Schwingung des Transducers und Werkzeugs auswirkten [10]. Aufgrund dieser stark unterschiedlich ausgeprägten Eigenmoden im System geschieht die Modellierung des Teilsystems aus Transducer, Werkzeug und Draht (TWD) mittels eines gekoppelten Dreimassenmodells. In Abbildung 3.21 ist das elektromechanische Ersatzmodell des Transducers mit Werkzeug und Draht dargestellt. Als elektrischer Systemeingang wirkt die Spannung  $U_S(t)$  wie eine Kraft, die über eine Feder mit der Steifigkeit  $1/C_P$  (Kapazität der Piezokeramiken) und einen Hebel mit dem Hebelverhältnis  $\alpha : 1$  das mechanische System anregt. Der Freiheitsgrad  $x_T$  an der Masse  $m_T$  entspricht der Auslenkung der Stirnseite des Transducers. Weitere Ersatzparameter des Transducers sind die Steifigkeit  $c_T$  und die Dämpfung  $d_T$ . Zusätzlich wird eine weitere Masse  $m_W$  benötigt, um die Dynamik der Werkzeugschuppe mit dem Freiheitsgrad  $x_W$  zu beschreiben. Diese Masse des Werkzeugs ist über ein Feder-Dämpferelement (Steifigkeit  $c_w$ , Dämpfungskonstante  $d_w$ ) mittels dem Übertragungsfaktor  $\beta$  am Transducer gekoppelt. Die Kopplung der Masse des Drahtes  $m_D$  erfolgt mithilfe eines MASING-Elements (siehe Kapitel 3.4). Dies ermöglicht die Reibung zwischen Werkzeug und Draht effizient abzubilden. Die Drahtmasse ist im Vergleich zur Masse des Transducers und des Werkzeugs sehr gering. Aus diesem Grund dominiert lediglich das reine Starrkörperverhalten die Dynamik des Drahtes. Sämtliche Parameter in diesem Modell sind als modale Parameter zu verstehen. Der Gültigkeitsbereich eines solchen Modells liegt somit stets im Bereich der Eigenfrequenz der Mode, für die die Modellparameter ermittelt wurden.

Die Bewegungsgleichungen werden durch Freischneiden des mechanischen Ersatzsystems ermittelt. Für die drei Massen folgt:

$$m_T \ddot{x}_T = F_T - d_T \dot{x}_T - c_T x_T, \quad (3.46)$$

$$m_W \ddot{x}_W = F_{WD} - F_{TW}, \quad (3.47)$$

$$m_D \ddot{x}_D = F_{DU} - F_{WD}, \quad (3.48)$$



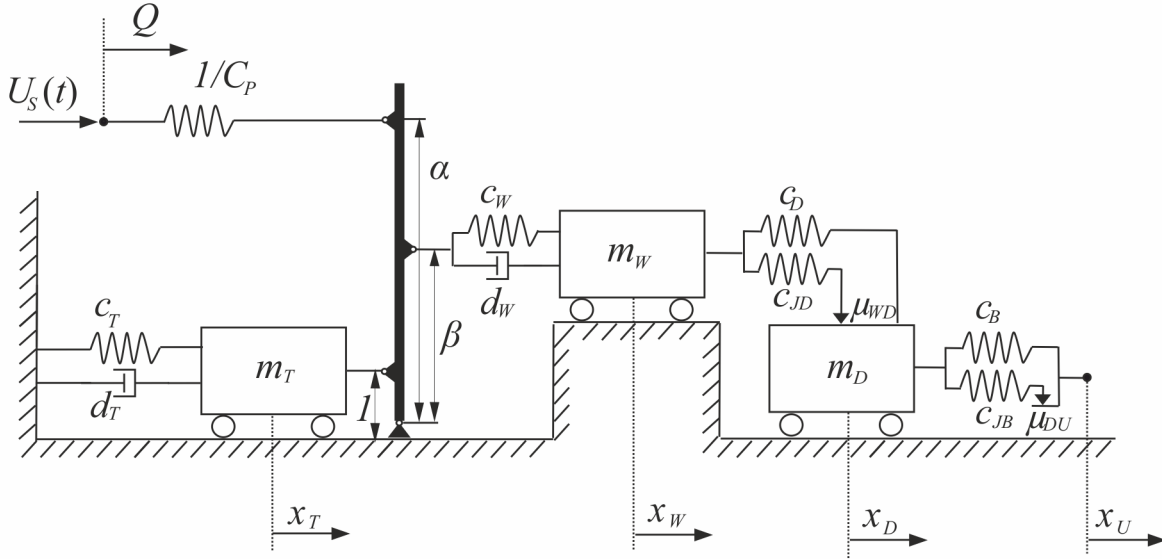


Abbildung 3.21: Elektromechanisches Ersatzmodell inklusive aller Reibkontakte für das Interface Werkzeug/Draht und Draht/Untergrund

mit den jeweiligen Kräften:

$$F_T = \alpha U_S(t) + \beta F_{TW}, \quad (3.49)$$

$$F_{TW} = d_W(\dot{x}_W - \beta \dot{x}_T) + c_W(x_W - \beta x_T), \quad (3.50)$$

$$F_{WD} = F_{JWD} + c_D(x_D - x_W), \quad (3.51)$$

$$F_{DU} = F_{JDU} + c_B(x_U - x_D). \quad (3.52)$$

Die Kräfte  $F_{JWD}$  und  $F_{JDU}$  entsprechen dabei den nichtlinearen Reibkräften des JENKIN-Elements aus der Dgl. 3.38 und müssen durch Integration bestimmt werden.

Die Bewegungsgleichungen für den Dreimassenschwinger lauten:

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} m_T & 0 & 0 \\ 0 & m_W & 0 \\ 0 & 0 & m_D \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{x}_T \\ \ddot{x}_W \\ \ddot{x}_D \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} d_T + \beta^2 d_W & -\beta d_W & 0 \\ -\beta d_W & d_W & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{x}_T \\ \dot{x}_W \\ \dot{x}_D \end{pmatrix} \\ + \begin{pmatrix} c_T + \beta^2 c_W & -\beta c_W & 0 \\ -\beta c_W & c_W + c_D & -c_D \\ 0 & -c_D & c_B + c_D \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_T \\ x_W \\ x_D \end{pmatrix} \\ = \begin{pmatrix} \alpha & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} U_S(t) \\ F_{JWD} \\ F_{JDU} - F_{JWD} + c_B x_U \end{pmatrix}. \end{aligned} \quad (3.53)$$

Die Matrizen aus dem Gleichungssystem 3.53 können mit  $\underline{M}$ ,  $\underline{D}$ ,  $\underline{C}$  und  $\underline{K}$  bezeichnet werden. Die freien Koordinaten des Systems können als Lagevektor  $\underline{q}_{TWD}$  zusammengefasst werden, sodass folgt:

$$\underline{q}_{TWD} = \begin{pmatrix} x_T \\ x_W \\ x_D \end{pmatrix}. \quad (3.54)$$

Auf das System wirken die Anregespannung  $U_S(t)$ , die Reibkräfte im Kontakt Werkzeug/Draht bzw. Draht/Substrat und die Verschiebung des Untergrundes  $x_U$  als Nichtlinearität am Eingang:

$$\underline{u}_{TWD}(t) = \begin{pmatrix} U_S(t) \\ F_{JWD}(t) \\ F_{JDU}(t) - F_{JWD}(t) + c_B x_U(t) \end{pmatrix}. \quad (3.55)$$

Die Bewegungsgleichung 3.53 lässt sich in Matrizenform schreiben:

$$\underline{M}\ddot{\underline{q}}_{TWD} + \underline{D}\dot{\underline{q}}_{TWD} + \underline{C}\underline{q}_{TWD} = \underline{K}\underline{u}_{TWD}(t). \quad (3.56)$$

### 3.6.1 Darstellung im Zustandsraum

Bei der Darstellung von dynamischen Systemen durch die Zustandsraumdarstellung wird das Systemverhalten über gekoppelte Differentialgleichungen 1. Ordnung beschrieben. Daher ist es notwendig, das Differentialgleichungssystem 2. Ordnung (Glg. 3.53) in ein äquivalentes System mit Differentialgleichungen 1. Ordnung zu überführen. Die allgemeine Form der Zustandsraumdarstellung lautet [117]:

$$\begin{aligned} \dot{\underline{x}} &= \underline{A}\underline{x} + \underline{B}u, \\ \underline{y} &= \underline{C}\underline{x} + \underline{D}u. \end{aligned} \quad (3.57)$$

Der Zustandsvektor  $\underline{x}_{TWD}$  besteht aus den Zuständen:

$$\underline{x}_{TWD} = \begin{pmatrix} \underline{q}_{TWD} \\ \dot{\underline{q}}_{TWD} \end{pmatrix}. \quad (3.58)$$

Der Ausgangsvektor  $\underline{y}_{TWD}$  kann frei definiert werden. In diesem Fall interessiert nicht nur der Zustandsvektor  $\underline{x}_{TWD}$ , sondern auch zusätzlich die Ladung  $Q$  am Transducer:

$$\underline{y}_{TWD} = \begin{pmatrix} \underline{x}_{TWD} \\ Q \end{pmatrix}. \quad (3.59)$$

Die vier Matrizen  $\underline{A}_{TWD}$ ,  $\underline{B}_{TWD}$ ,  $\underline{C}_{TWD}$  und  $\underline{D}_{TWS}$  können für die allgemeine Zustandsraumgleichung 3.57 definiert werden als:

$$\underline{A}_{TWD} = \begin{pmatrix} \underline{0} & \underline{I} \\ -\underline{M}^{-1}\underline{C} & -\underline{M}^{-1}\underline{D} \end{pmatrix}, \quad \underline{B}_{TWD} = \begin{pmatrix} \underline{0} \\ \underline{M}^{-1}\underline{K} \end{pmatrix}, \quad (3.60)$$

$$\underline{C}_{TWD} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ \alpha & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}, \quad \underline{D}_{TWD} = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ C_P & 0 \end{pmatrix}. \quad (3.61)$$

Wird nun die in Kapitel 3.3.2 hergeleitete Zustandsraumgleichung für den Untergrund (3.30) mit der Zustandsraumgleichung für Transducer, Werkzeug und Draht zusammengefügt, ergibt sich mittels Diagonalmatrix die Zustandsraumgleichung des Ersatzmodells für das Ultraschall-Drahtbenden:

$$\dot{\underline{x}} = \begin{pmatrix} \underline{A}_{TWD} & \underline{0} \\ \underline{0} & \underline{A}_U \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \underline{x}_{TWD} \\ \underline{x}_U \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \underline{B}_{TWD} & \underline{0} \\ \underline{0} & \underline{B}_U \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \underline{u}_{TWD} \\ \underline{u}_U \end{pmatrix}. \quad (3.62)$$

### 3.6.2 Das Ersatzmodell mit Resonanzregelung

Die maximale Amplitude eines angeregten Transducers hängt stark von seiner Betriebsfrequenz ab. Um hohe Verstärkungen der resultierenden Amplituden des Transducers bei einer periodischen Anregung zu erhalten, müssen Transducer in Resonanz betrieben werden. Aus diesem Grund ist es notwendig, die elektrische Ansteuerung des Ultraschallsystems zu modellieren. Nur so lassen sich aussagekräftige Simulationen mit dem Modell durchführen, insbesondere wenn das in Kapitel 3.4 entwickelte Reibmodell mit veränderlichen Parametern verwendet wird. Wie bei einem realen System wird mittels einer Phase-Locked-Loop (PLL)-Phasenregelung das System in Resonanz gehalten. Mithilfe der Phasenregelung werden die Phasen von Strom und Spannung so gegeneinander verschoben, dass keine Phasenverschiebung zwischen diesen Signalen herrscht. Dazu werden die positiven und negativen Phasennulldurchgänge des Ultraschallstroms  $I(t)$  und der Ultraschallspannung  $U(t)$  bestimmt, sodass der Phasenfehler  $\Delta\varphi$  berechnet werden kann. Als Regler ist ein PI-Regler hinreichend genau, um Regelabweichungen im System zu minimieren. Stellgröße dabei ist die relative Frequenzänderung  $\Delta f$ , bezogen auf Eigenfrequenz des Systems im freischwingenden Fall. Es folgt eine Verstärkung der vom VCO-Glied erzeugten Grundamplitude  $U_0(t)$  mittels einer gewünschten Soll-Amplitude  $\hat{U}(t)$ . Der Ausgang ist die zum *Sonotrodenmodell* zugeführte Speisespannung  $U_S(t)$ .

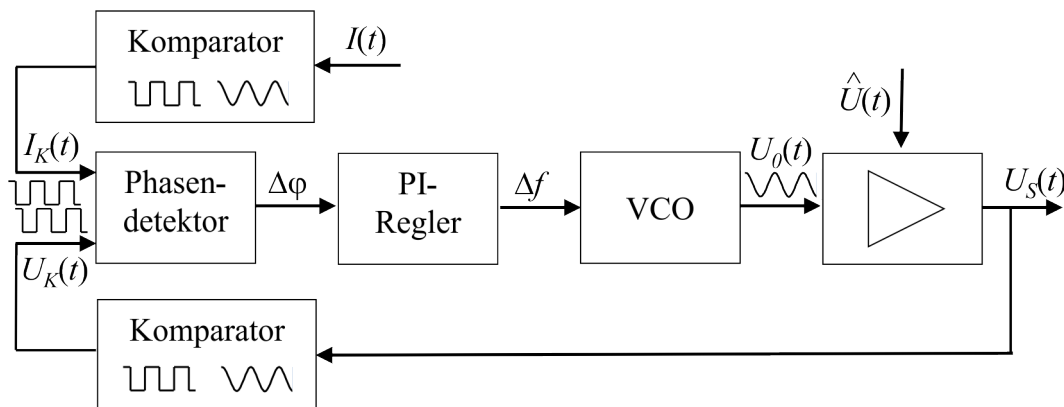


Abbildung 3.22: Blockschaltbild PLL-Phasenregelung (angelehnt an [10])

## 3.7 Zusammenfassende Diskussion des Gesamtmodells

Im Rahmen der Modellbildung wurden einzelne physikalische Phänomene betrachtet, die unterschiedliche Zeitskalen und Komplexitätsgrade haben. Dies erforderte einen Modellierungsansatz, bei dem diese Effekte in Teilmodellen abgebildet werden mussten. Die Modularisierung des Prozesses ermöglicht die Parametrierung und Validierung der einzelnen Teilmodelle unabhängig voneinander. Erst in einem zweiten Schritt werden die Teilmodelle miteinander kombiniert. Die Struktur des Gesamtmodells ist in Abbildung 3.23 dargestellt. Das vorgestellte Gesamtmodell beinhaltet alle notwendigen Teilmodelle zur Simulation eines Bondprozesses. Dabei werden die drei wichtigsten Aspekte

beim Ultraschall-Drahtbonden aufgegriffen: Die Bestimmung der Kontaktdrücke zwischen Draht und Substrat, die Berücksichtigung der Prozessdynamik und die Berechnung der Reibung und Anbindung.

Das in Kapitel 3.1 vorgestellte *Ultrasonic Softening*-Modell basiert auf einem gelernten Modell zur Berechnung der Drahthöhenabnahme beim Bonden. Es wird zu Beginn mit den zeitabhängigen Eingangsparametern parametrisiert und liefert einerseits das Ergebnis der Drahthöhenabnahme, welche für die Berechnung der Andruckverteilung, als auch für die Zielfunktion der Bondtoolaufsetzer benötigt wird. Das Modell der Prozessdynamik bestehen aus einem *Sonotroden*-, *Reib*- und *Untergrundmodell* und simuliert jede aktuelle Schwingung durch das Lösen eines Differentialgleichungssystems 1. Ordnung. Das *Sonotrodenmodell* ist ein diskretes Ersatzmodell für das Ultraschallsystem inklusive elektrischer Ansteuerung. Das *Untergrundmodell* bildet die Schwingung des Untergrundes ab. Das *Reibmodell* ist ein gekoppeltes Punktkontaktmodell, das die Mikroschlupfeffekte des Bondprozesses abbildet. Da aus Effizienzgründen nicht alle Schwingungen mit dem gekoppelten Punktkontaktmodell berechnet werden können, wird größtenteils auf ein effizienteres MASING-Modell zurückgegriffen. Das *Reibmodell* prüft dazu in jeder Schwingung, ob das MASING-Modell für die aktuelle Berechnung noch gültig ist. Wenn der Fehler zwischen dem detailliertem Punktkontaktmodell und dem reduzierten MASING-Modell einen Schwellenwert überschreitet, wird das reduzierte Modell neu parametrisiert; falls nicht, werden die alten Parameter beibehalten. Die resultierenden Hysteresen sind vom Grad der Reinigung im Interface abhängig. Aus diesem Grund besteht eine Verbindung zwischen dem *Reib*- und *Anbindungsmodell*. Das Anbindungsmodell bildet die eigentlichen Reinigungs- und Anschweißeffekte ab. Dabei kommt ein Kennfeld zum Einsatz, das über Versuche parametrisiert werden muss. Dieses bildet die umgesetzte Reibarbeit pro Flächenelement auf den jeweiligen Reinigungsgrad ab. Je größer der Reinigungsgrad ist, desto wahrscheinlicher kommt es zu einer Anbindung des jeweiligen Elements. Die Reibarbeit im Interface Draht/Substrat hängt sowohl von der relativen Auslenkung des Drahtes zum Untergrund ab, als auch von der Kontaktfläche. Die Kontaktfläche wird mit dem Teilmodell *Andruckverteilung* berechnet. Dabei wird nicht der Druck an sich bestimmt, sondern vielmehr die Normalkraft pro Flächenelement. Die durch den Bondvorgang hervorgerufene Zunahme der Kontaktfläche führt im Modell zu einer Erhöhung der Kontaktsteifigkeit, die wiederum die Resonanzfrequenz des Systems beeinflusst. Die Betriebsfrequenz muss während des Bondvorgangs durch den *PLL-Regler* korrigiert werden.

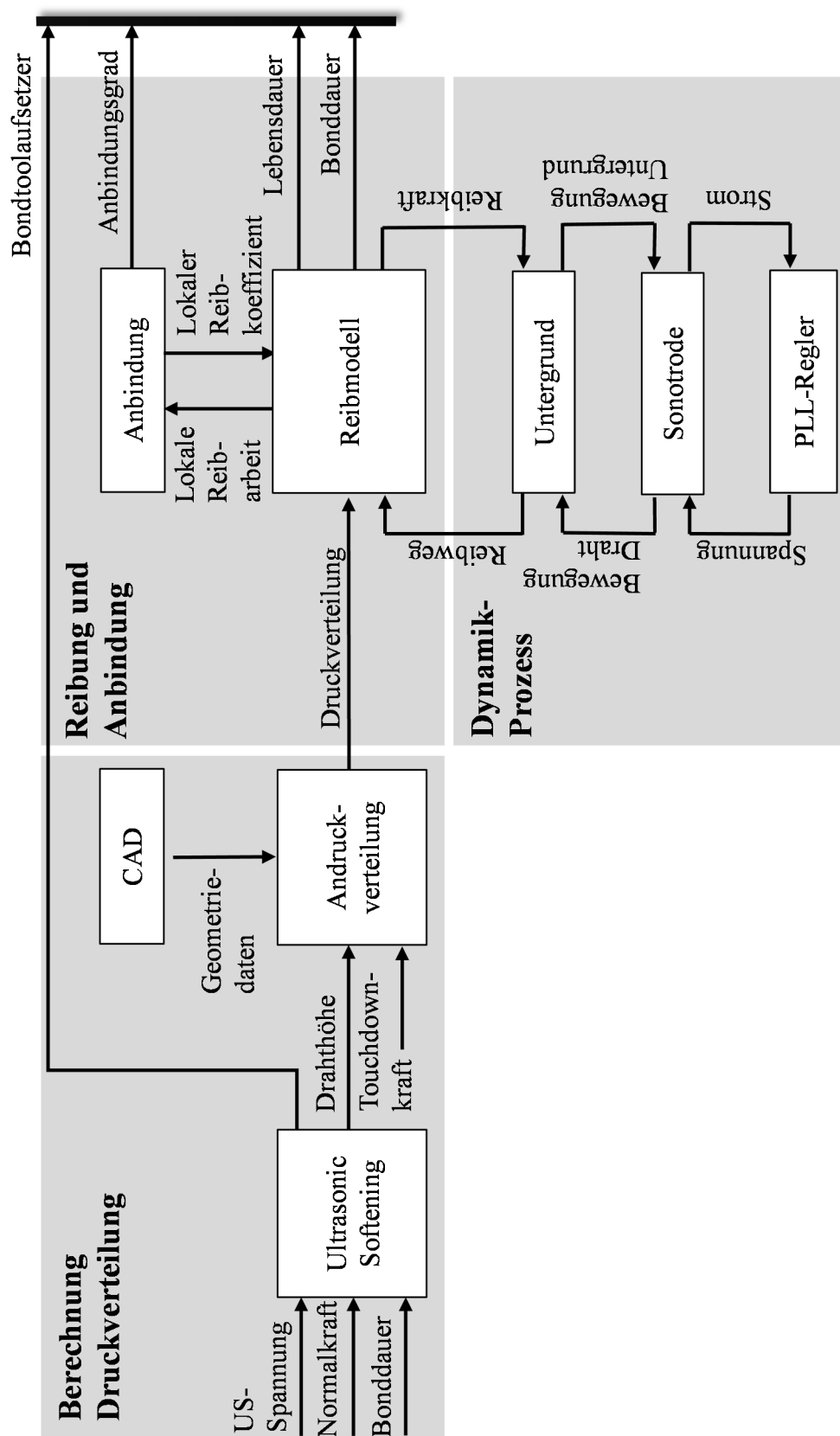


Abbildung 3.23: Flussdiagramm der Prozessmodellierung für das Ultraschall-Drahtbönen



# 4 Bonduntersuchungen zur Klärung der Einflüsse und Abhängigkeiten

## 4.1 Validierung

Bevor die Untersuchung des Bondvorgangs mit Hilfe der entwickelten Modelle aus Kapitel 3 durchgeführt werden kann, ist zu überprüfen, inwieweit die Simulationsergebnisse mit der Realität übereinstimmen. Dazu werden in den folgenden Kapiteln die vorgestellten Modelle mittels diverser Messungen validiert.

### 4.1.1 Versuchsaufbau und Durchführung

Um die Vergleichbarkeit der Versuche zu gewährleisten, wird möglichst gleichartiges Ausgangsmaterial verwendet. Für alle Versuche werden hierzu baugleiche Bondwerkzeuge aus Wolframcarbid eingesetzt. Das Werkzeug lässt sich sowohl für Kupfer- als auch für Aluminiumdraht verwenden. Messer und Drahtführung sind ebenfalls identisch. Die verwendete Bondmaschine ist ein *Hesse Mechatronics Bondjet BJ939*, ausgestattet mit einem Standard-Bondkopf (*RBK01 Back-Cut*). Der Bondkopf ist dafür ausgelegt, Kupferdrähte von 100  $\mu\text{m}$  bis 500  $\mu\text{m}$  Durchmesser zu bonden. Tabelle 4.1 listet die Spezifikationen des Bondkopfes, des Drahtes und des verwendeten Substrates für die durchgeführten Experimente auf. Zur Online-Überwachung der Bondmaschine entwickelte die Fa. *Hesse GmbH* das sog. *PiQC*-System (Process integrated Quality Control). Dieses System bietet die Möglichkeit, Fehler bzw. Abweichungen während des Bondens festzustellen [39]. Das System verfügt über eine eigene Sensorik, mit deren Hilfe es möglich ist, einen eindeutigen Qualitätswert für jede Bondverbindung zu berechnen. In dieser Arbeit werden die Rohdaten der Sensorik genutzt, um die Messergebnisse mit den berechneten Verläufen abgleichen zu können. Dabei kommt eine Version der *PiQC*-Software zum Einsatz, die in der Lage ist, auch die Rohdaten der verschiedenen Sensoren auszugeben. Da im *PiQC*-System das Messsignal der Speisespannung des Transducers lediglich als Hüllkurve vorliegt, wird die Spannung am Transducer direkt dem digitalen Speicheroszilloskop vom Typ *Yokogawa DL 716* zugeführt. Das Gleiche gilt für das verstärkte Messsignal des in Kapitel 4.1.5 vorgestellten piezoelektrischen Scherkraftsensors. Die Verstärkung des Signals wird durch einen Ladungsverstärker des Typs *Kistler 5015A* realisiert. Frequenzeingänge von 0 bis 200 kHz können mit einer entsprechenden Einstellung der Zeitkonstante verarbeitet werden. Messungen der Geschwindigkeiten von Transducerspitze  $\dot{x}_T$ , Werkzeugspitze  $\dot{x}_W$ , Draht-Stirnfläche  $\dot{x}_D$  und Substratkante  $\dot{x}_U$  werden mittels faseroptischer Laservibrometer der Firma *Polytec* sowie entsprechender Controller realisiert. Die teilweise parallel genutzten Lasermesssysteme besitzen eine Bandbreite von mindestens 1,5 MHz.

Tabelle 4.1: Spezifikation des Bondkopfes, Drahtes und Substrates

Spezifikation	Wert
Bondkopf-Typ	<i>RBK01 Back-Cut</i>
Transducer-Typ	ca. 58 kHz
Digitaler Generator Leistungsausgang	100 W
Drahtdurchmesser	100 – 500 $\mu\text{m}$ (Cu)
Substrat	Kupfer: 380 $\mu\text{m}$ Keramik: 300 $\mu\text{m}$

### 4.1.2 Freischwingendes Bondsystm

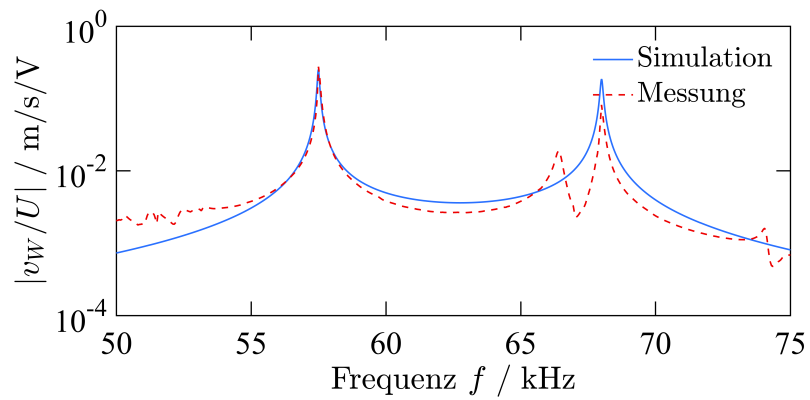
Die Ersatzparameter für die in vorgestellte Bewegungsgleichung (3.53) werden experimentell unter anderem aus den nachfolgend beschriebenen Frequenzgangmessungen ermittelt. Die Vorgehensweise ist analog zu den beschriebenen Verfahren in [62] und Brökelmann [10]. Einerseits wird hierfür ebenfalls der elektrische Frequenzgang zwischen Strom und Spannung an den piezoelektrischen Keramiken  $\underline{Y}_{11} = \hat{I}/\hat{U}$  benötigt und andererseits der als Beispiel gezeigte mechanische Frequenzgang aus Abbildung 4.1a. Die aus diesen Messungen ermittelten charakteristischen Parameter des Transducers und Werkzeugs sind unter anderem die beiden Eigenfrequenzen des Systems. Die anschließend ermittelten Modellparameter sind in Tabelle 4.2 aufgeführt.

Um die Genauigkeit der Modellierung des freischwingenden Bondsystms zu überprüfen, werden die Bewegungsgeschwindigkeiten der Werkzeugspitze für Frequenzen bis zu 75 kHz im freischwingenden Zustand mittels Laservibrometrie aufgezeichnet und durch die Amplituden der elektrischen Eingangsspannung  $\hat{U}$  geteilt. Somit lässt sich die sog. vorwärts gerichtete Kurzschlusskernadmittanz  $\underline{Y}_{21} = \hat{v}_w/\hat{U}$  des Systems ermitteln. Abbildung 4.1a zeigt einen Vergleich dieser Frequenzgangmessungen mit den Ergebnissen des vorgestellten *Sonotrodenmodells* aus Kapitel 3.6. Man erkennt, dass die erste Resonanzfrequenz der Messung und der Berechnung des mechanischen Ersatzmodells hinreichend genau übereinstimmen. Somit ist im Bereich der Arbeitsfrequenz bei ca.  $f_r \approx 58 \text{ kHz}$  eine hohe Modellgüte zu erwarten. Eine gute Übereinstimmung wird ebenfalls im Zeitbereich gewährleistet. Überdies ist in Abbildung 4.1b der Phasenwinkel der Kurzschlusskernadmittanz  $\underline{Y}_{21}$  dargestellt. Die dort dargestellten Phasensprünge kennzeichnen die Resonanzen für das freischwingende System.

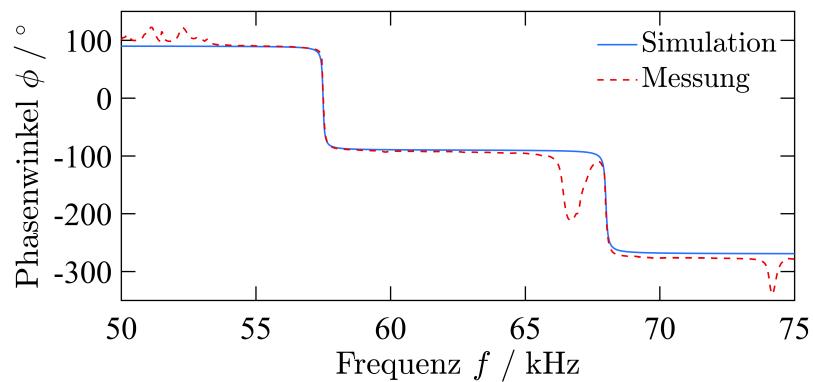
Tabelle 4.2: Extrahierte Modellparameter aus Frequenzgangmessung

Formelzeichen	Wert	Einheit
$m_T$	$13,61 \cdot 10^{-3}$	kg
$c_T$	$1,92 \cdot 10^9$	N/m
$d_T$	14,03	Ns/m
$m_W$	$7,40 \cdot 10^{-4}$	kg
$c_W$	$1,24 \cdot 10^8$	N/m
$d_W$	$4,32 \cdot 10^{-1}$	Ns/m
$C_P$	$8,58 \cdot 10^{-9}$	F
$\alpha$	0,84	N/V
$\beta$	0,59	C/m





(a)



(b)

Abbildung 4.1: Gemessene und aus dem identifizierten Modell berechnete Frequenzgänge der vorwärts gerichteten Kurzschlusskernadmittanzen an der Messstelle Werkzeugspitze in Betrag (4.1a) und Phase (4.1b)

### 4.1.3 Kreuzvalidierung der ELM-Netzwerke

Zur datengetriebenen Modellierung des Ultraschall-Erweichungseffekts werden Daten während des Bondprozesses aufgezeichnet, um diese anschließend für die Modellierung zu nutzen. Die messbaren Größen umfassen:

- *Amplituden der Ultraschallspannung*: Die tatsächlich applizierten Ultraschallspannungen werden aufgezeichnet. Die Ultraschallspannung übersetzt sich in eine effektive Amplitude am Werkzeug.
- *Normalkraft*: Die Bondnormalkräfte können vom Bediener vorgegeben werden und werden indirekt über die Auslenkung des Werkzeugs von der Maschine gemessen. Die resultierenden Signale stehen dem Bediener allerdings nicht zur Verfügung.
- *Draht Höhenabnahme*: Die Draht Höhenabnahme beschreibt die Drahtdeformation orthogonal zur Kontaktfläche zwischen Draht und Substrat. Durch die Messung der Auslenkung des Bondwerkzeugs kann die Draht Höhenabnahme bestimmt werden. Die elastische Verformung des Untergrundes wird hingegen vernachlässigt, da diese ohnehin gering ausfällt.

Der Zeitverlauf dieser Größen wird für wiederholtes Bonden mit den gleichen Stellgrößenverläufen aufgezeichnet. Die Ultraschallspannung und die Normalkraft werden um 5 Stufen variiert (jeweils bis zu 20% vom Normalwert), sodass eine  $5 \times 5$ -Matrix mit jeweils 30 Wiederholungen pro Parametersatz vorliegt. Dabei wird der Zeitverlauf der Stellgrößen auf zwei Bondphasen beschränkt und der Zeitpunkt des Phasenwechsels konstant gehalten.

Die Ergebnisse einer Kreuzvalidierung für ELM-Netzwerke, welche mit und ohne Vorwissen trainiert wurden, sind in Abbildung 4.2 sichtbar. Die Netze, die die besten Resultate ohne die Verwendung von Vorwissen erzielen, haben eine Größe von  $R = 50$  versteckten Neuronen und einen Regularisierungsparameter von  $\varepsilon = 10^{-6}$ . Die Netze, die zusätzlich Vorwissen integriert haben, weisen eine bessere Generalisierungsfähigkeit auf als ihre Pendanten ohne Vorwissen. Der optimale Parametersatz ist  $R = 100$  und  $\varepsilon = 10^{-8}$  bei zusätzlichem Vorwissen. Die Netze zeigen ein für das Lernen von wenigen Daten typisches Verhalten: Der Trainingsfehler ist gering, der Testfehler allerdings nicht. Diesen Effekt bezeichnet man im Allgemeinen als *Overfitting*. Er wird besonders deutlich bei den Netzen ohne Vorwissen mit  $R = 100$  und  $\varepsilon = 10^{-8}$ . Diese erreichen einen niedrigen Trainingsfehler von  $E_{tr} = 0,002$  und haben einen hohen Testfehler von  $E_{te} = 0,016$ . Offensichtlich wird dieser Effekt enorm durch Vorwissen abgeschwächt (Trainingsfehler von  $E_{tr} = 0,003$  und Testfehler stark reduziert auf  $E_{te} = 0,0045$ ). Dies ist eine durchaus erwartbare Auswirkung. Es demonstriert, dass das Hinzufügen von Vorwissen für die datengetriebene Modellierung des Ultraschall-Erweichungseffekts von großem Vorteil sein kann [75]. Die Abbildung 4.3 zeigt die mit den zuvor beschriebenen Ergebnissen korrespondierenden Schätzungen der gelernten Modelle für die Drahtdeformation. Jede der Zellen entspricht einem bestimmten Prozessparametern der Bondmaschine, welche durch die umgebenden Achsen angezeigt werden. Für die gelernten Modelle wird jeweils der Generalisierungsfall angezeigt, bei dem von der Komplementärmenge gelernt wurde. Es sind z. B. die in der Zelle (2; 3) dargestellten Kurven für ELM und CELM angezeigt, welche nur auf den restlichen 24 Prozesskonfigurationen von Ultraschallspannung (horizontale Achse) und Normalkraft (vertikale Achse) trainiert wurden. Die aufgezeichnete Drahtdeformationskurve wird gegen die Zeit aufgetragen (durchgezogene schwarze Linie). Die Standardabweichung über die 20 Versuche wird durch die grau unterlegte Fläche abgebildet. Die

Generalisierungen der Netze mit und ohne Vorwissen werden jeweils mit durchgezogen-schwarzen und gestrichelt-schwarzen Linien dargestellt. Aufgrund der zugrundeliegenden starken Nichtlinearität der Daten wird ein Modell mit hoher Komplexität benötigt. Dies kann durch große versteckte Schichten  $R$  oder nur kleine Regularisierungsparameter  $\varepsilon$  erreicht werden. Dennoch ist zu beachten, dass solche Modelle zu *Overfitting* neigen, ganz besonders, wenn nur wenige Daten wie im angegebenen Fall vorliegen. Die Abbildungen zeigen offensichtlich, dass die Lern- und Generalisierungsergebnisse am Rand weniger genau sind als im Inneren der Daten (siehe Ecken und Kanten von Abbildung 4.3). Solche Effekte sind jedoch zu erwarten, da eine Extrapolation der Trainingsdaten zu diesen Prozesskonfigurationen nötig ist. Abbildung 4.3 zeigt auch, dass die Integration von Vorwissen über den Prozess zu deutlich besseren Generalisierung führt. Die gelernten Modelle mit Vorwissen verbleiben fast immer innerhalb der Standardabweichungen der Daten. Es lassen sich also auch in diesen Fällen mit wenigen Daten hinreichend genaue Ergebnisse erzielen.

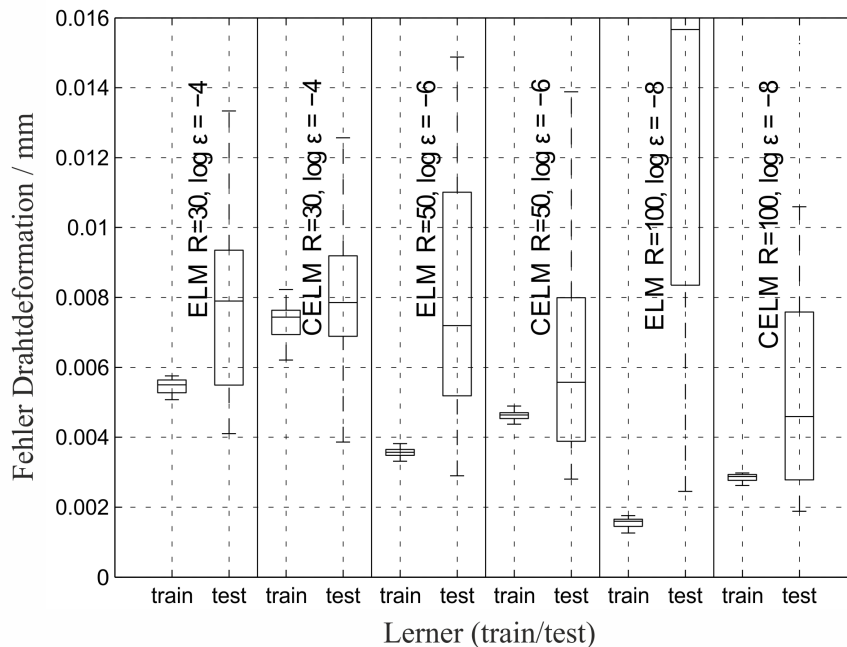


Abbildung 4.2: Kreuzvalidierungsfehler der Trainings- und Testdaten für ELMs mit (CELM) und ohne (ELM) das Nutzen von Vorwissen [110]

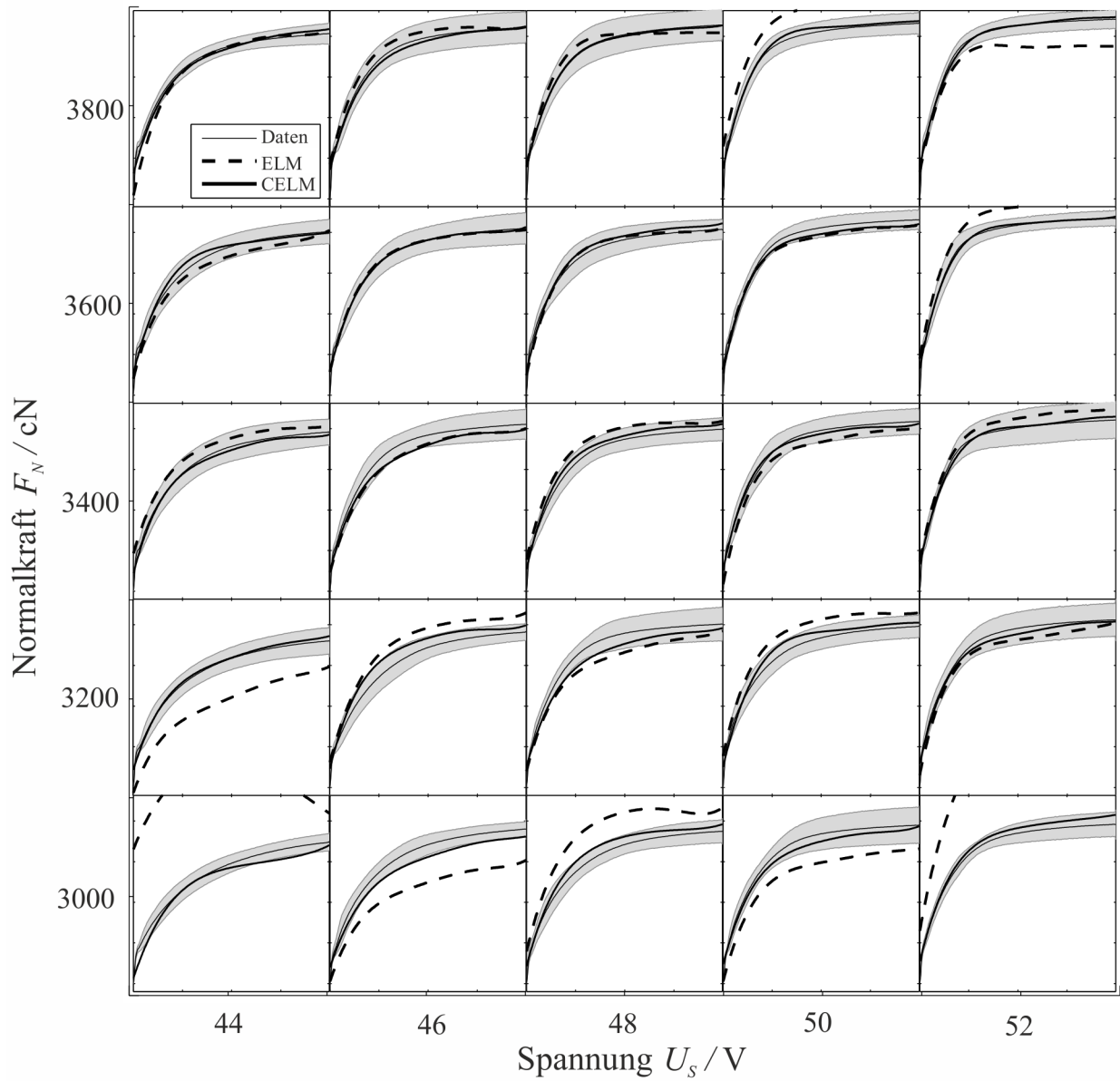


Abbildung 4.3: Visualisierung der Kreuzvalidierungsergebnisse für das Kupferdrahtbonden. Die aufgezeichneten Daten sind in grau dargestellt. Die Generalisierung ist als gestrichelte (ELM) und durchgezogene Linie (CELM) dargestellt. Die Verwendung von Vorwissen führt zu signifikant besseren Lernergebnissen. [110]

#### 4.1.4 Validierung und Bewertung der FE-Simulation

Um das Finite-Elemente-Modell zu validieren, werden Messungen der deformierten Oberflächen auf der Ober- und Unterseite des Drahtes durchgeführt. Hierbei wird die Touchdownkraft  $F_{TD}$  an der Bondmaschine schrittweise bis zum Maximalwert von 40 N erhöht und die plastischen Abdrücke an Draht und Substrat mittels einer halb automatisierten Messung an einem digitalen 3D-Mikroskop vermessen. Diese Flächen werden dann mit den zugehörigen Simulationsergebnissen des FE-Modells verglichen (siehe Abbildung 4.5). Der Umformgrad ist im Vergleich zu Bondverbindungen aus Aluminium gering. Dies kann durch die höhere Festigkeit des Kupfers erklärt werden. Die Bondmaschine muss über eine deutlich höhere Kraft verfügen, um das festere Material verarbeiten zu können. Die Eindringtiefe des Drahtes in das Substrat ist bis zu einer Touchdownkraft von 20 N gering.

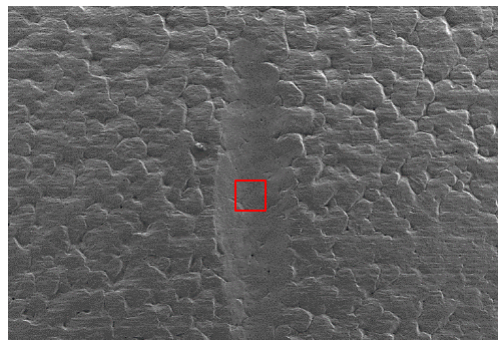


Abbildung 4.4: Abdruck eines 500  $\mu\text{m}$  dicken Kupferdrahts in einem DCB-Substrat [22]

Es entstehen lange und schmale Abdrücke, welche eine kaum messbare Eindringtiefe auf dem DCB-Substrat erzeugen. Die in der Abbildung 4.5a gezeigte Probe ergibt eine maximale Eindringtiefe von 7  $\mu\text{m}$ . Die resultierende Touchdownkraft wird durch einen Aufsetzimpuls während der plastischen Verformung beeinflusst. Je langsamer der Draht deformiert wird, desto genauer wird der nominelle Einstellwert erreicht. Aus diesem Grund wird für alle Versuche die Aufsetzgeschwindigkeit auf 0,01 m/s begrenzt. Unterschiedliche Ausgangsbedingungen für Source- und Destination-Verbindungen führen ebenfalls zu veränderten initialen Kontaktflächen. So benötigen Destination-Bonds etwa eine größere Touchdownkraft als Source-Bonds. Die maximale Abweichung zwischen der FE-Simulation und der gemessenen Kontaktfläche an einer Wedge-Flanke tritt bei der maximalen Touchdownkraft von 40 N auf und beträgt ca. 15 % (siehe Abbildung 4.6). Bei geringeren Touchdownkräften ist die Übereinstimmung deutlich höher. Kupferdrähte mit dem Durchmesser von 500  $\mu\text{m}$  werden i. d. R. mit einer Touchdownkraft von 15 bis 25 N vordeformiert. Somit wird das FE-Modell hinsichtlich größerer Touchdownkräfte nicht weiter optimiert.

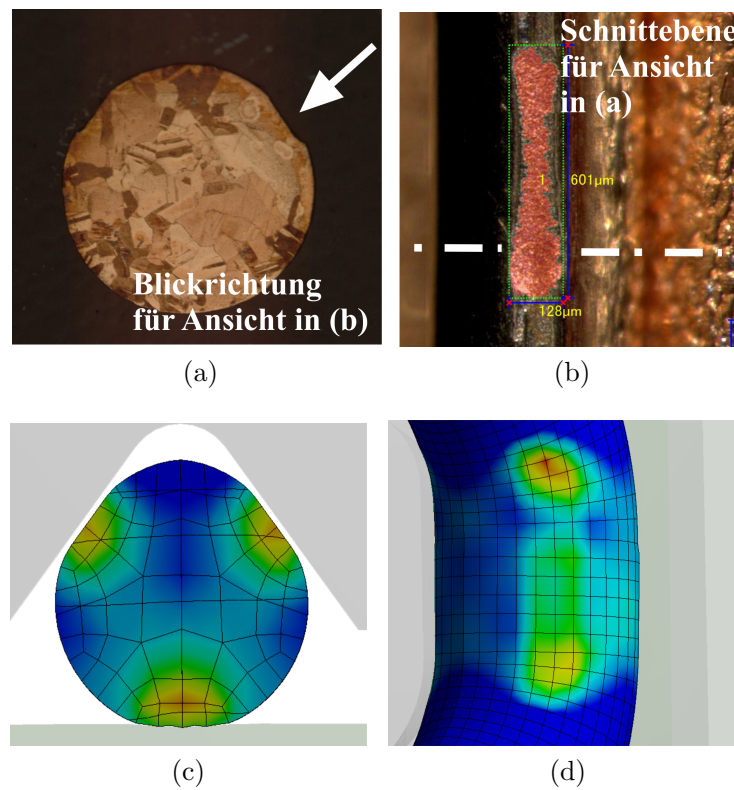


Abbildung 4.5: Querschnitt eines Kupferdrahtes mit dem Durchmesser von 500 µm nach einem Touchdown mit einer Kraft von 40 N (4.5a), Mikroskopaufnahmen (4.5b) orthogonal zu der Abplattung durch das Werkzeug (unter 55°) sowie FEM Simulation unter den gleichen Randbedingungen (4.5c und 4.5d)

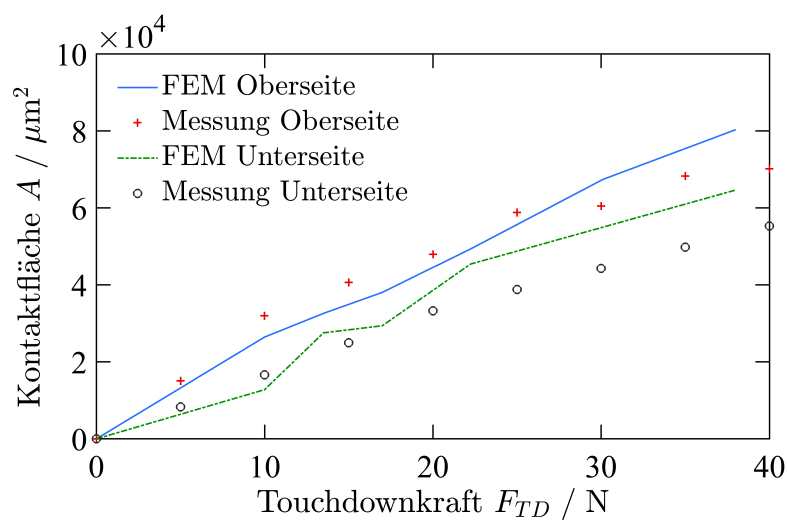


Abbildung 4.6: Mittlere Kontaktflächen  $A$  bei einer Variation der maximalen Touchdownkräfte  $F_{TD}$  für eine Reihe von sieben Messungen und einem Vergleich mit den berechneten Verläufen

### 4.1.5 Laser- und Tangentialkraftmessung

Das *Reib- und Anbindungsmodell* werden isoliert über die Messung des Relativweges Draht/Substrat sowie die dynamische Tangentialkraft validiert. Dazu wird ein spezieller Kraftsensor entwickelt, auf dem Referenzbondungen durchgeführt werden. Der Sensor besteht aus einem Kupferplättchen aus reinem Kupfer mit den Abmaßen  $5 \times 5 \times 1$  mm sowie einem Piezoelement der Fa. *PI Ceramic GmbH* aus dem Material PIC255, welches sich unterhalb des Kupfers befindet. Das Piezoelement inklusive Kupferplättchen befindet sich wiederum auf einer Leiste aus Edelstahl. Abbildung 4.7a zeigt den montierten Aufbau inklusive Dünndrahtbondungen zur elektrischen Kontaktierung des Sensors. Dieser besteht aus einem Scherelement, welches in Schwingrichtung polarisiert ist. Die beim Bonden hervorgerufenen Tangentialkräfte führen zu einer Scherspannung im Sensor, die durch den sog. *Transversalen Schereffekt* (siehe [115]) gemessen werden kann. Der Schersensor liefert mit der Ladungskonstante  $d_{15}$  und der auf ihn wirkenden Tangentialkraft  $F_T$  eine proportionale Ladung  $Q = d_{15}F_T$ . Die Ladungskonstante  $d_{15}$  kann mithilfe einer Frequenzgangmessung bestimmt werden. Die Kontaktierung des Sensors ist notwendig, um die generierten Ladungen des Sensors zu messen. Ein Ladungsverstärker der *Kistler AG* vom Typ 5015 wird ebenfalls benötigt, um die geringen Ladungen von nur wenigen pC in eine messbare Spannung umzuwandeln. Alle Elemente sind mittels einer dünnen Klebeschicht so fest miteinander verbunden, dass ein Mitschwingen des Schersensors ermöglicht wird.

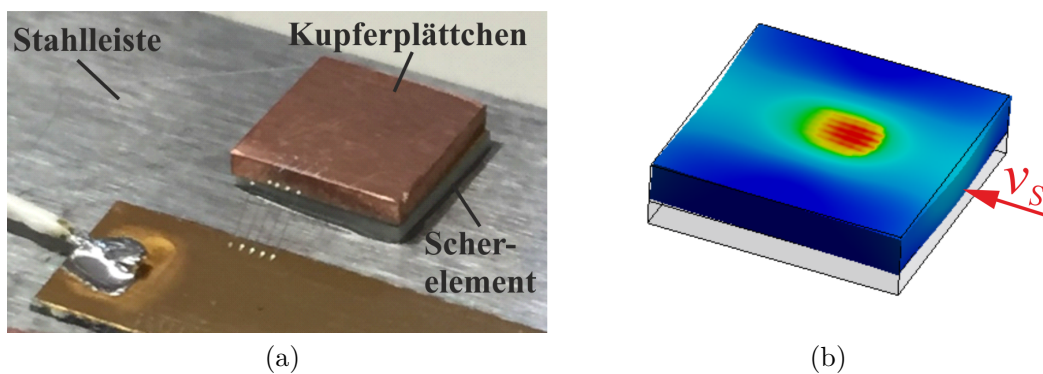


Abbildung 4.7: Der piezoelektrische Scherkraftsensor auf einer Stahlplatte mit Kupferplättchen verklebt und Kontaktierungsbonds (4.7a) sowie FE-Modell mit gleichen Materialparametern und Abmessungen (4.7b)

Die Charakterisierung des Sensorverhaltens wird mittels einer numerischen Modal- und Frequenzganganalyse mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode durchgeführt. Dabei kann gezeigt werden, dass die erste signifikant störende Resonanz des Sensors bei ca. 150 kHz liegt (vgl. Abbildung 4.8). Analog dazu wird die Messung experimentell durchgeführt. Dafür wird der piezoelektrische Sensor als Aktor mit einer konstanten Spannung harmonisch angeregt und die Geschwindigkeit an der Sensorkante  $v_s$  mittels Laservibrometrie gemessen. Die Übereinstimmung ist hinreichend genau. Unterschiede können aus der



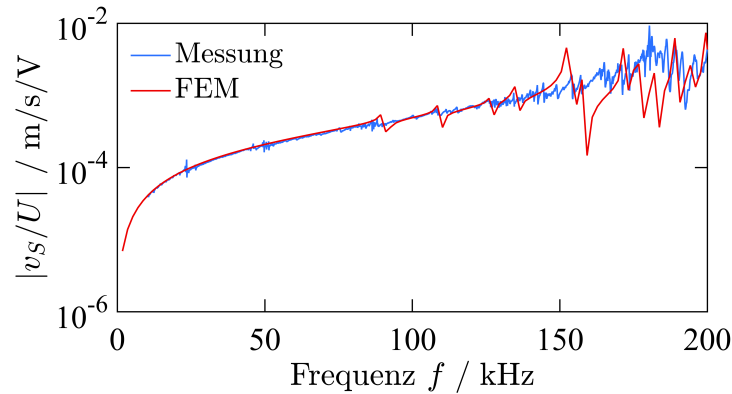


Abbildung 4.8: Vergleich zwischen Berechnung und Frequenzgangmessung an einer Sensorkante mit einer Amplitude der Anregespannung von  $U = 100$  V

Ober- und Unterseitenklebung resultieren und/oder durch die Fixierung des Aufbaus erklärt werden. Da störende Eigenfrequenzen sowohl in der Messung als auch im Modell hinreichend weit von der genutzten Bondfrequenz von ungefähr 58 kHz entfernt liegen, ist der Nutzungsbereich bis mindestens der doppelten Bondfrequenz gewährleistet. Für die Untersuchung des dynamischen Verhaltens während eines Bondvorgangs werden zusätzlich zur Tangentialkraft auch Messungen der Bondwerkzeugschwingung, des Drahtes und Untergrundes mittels Laservibrometrie durchgeführt. Die Abbildung 4.9 zeigt den Aufbau inklusive der betrachteten Messpunkte. Die Herausforderung bei der praktischen Umsetzung einer Lasermessung am Ultraschall-Drahtbondprozess liegt in den kleinen Dimensionen der Bauteile. Die Schwierigkeit ergibt sich insbesondere bei der für die Lasermessung notwendigen Präparation des Drahtes. Selbst mit einer sehr sorgfältigen Arbeitsweise unterscheiden sich die Ergebnisse aufgrund der Streuung der Messwerte. Um die gemessenen Tangentialkräfte mit den Schwingungsamplituden des Scherkraftsensors vergleichen zu können, werden die Zeitverläufe der Tangentialkräfte durch die Gesamtsteifigkeit des Scherkraftsensors  $c_{Sensor} = 255 \text{ N}/\mu\text{m}$  dividiert und als Amplituden in 4.10a bis 4.10c dargestellt. Es zeigt sich, dass eine gute Übereinstimmung der Signale für die Tangentialkraft  $F_T$  und der resultierenden Amplituden des Substrats beim Bonden herrscht. Ab einer Bonddauer von ca.  $t = 150 \text{ ms}$  ist der Anstieg des Signals der ersten harmonischen Substratschwingung stärker ausgeprägt als die durch  $c_{Sensor}$  dividierten Tangentialkräfte. Der vorgestellte Sensoraufbau ist dennoch für die spezielle Praxisanwendung beim Ultraschall-Drahtbonds ausreichend geeignet, da Abweichungen erst zum Ende des Bondprozesses auftreten und insgesamt gering ausfallen.

Einen Überblick über gemessene Bewegungstrajektorien im Phasenraum der Komponenten Werkzeug, Draht und Untergrund bei unterschiedlichen Zeitpunkten zeigen die Abbildungen 4.11a bis 4.11c. Die Versuchsdurchführung wird in der gleichen Art und Weise realisiert, wie in Abbildung 4.9 dargestellt. Die Bonddauer beträgt maximal 335 ms, bei einer Amplitude der Anregespannung von  $U_S = 55 \text{ V}$ . Bei allen Verläufen zeigt sich der Einfluss der nichtlinearen Reibkontakte bzw. des nichtlinearen Materialverhaltens unter Einfluss von Ultraschall. Rein harmonische, monofrequente Verläufe sind nicht zu identifizieren, sondern vielmehr der Einfluss nichtlinearer Reib- und Dämpfungscharakteristiken. Als Beispiel ist der Zeitpunkt von  $t_1 = 30 \text{ ms}$  zu nennen. Hier ist teilweise ein *Durchrutschen* des Drahtes auf dem Substrat zu beobachten, worauf die nahezu horizontalen Plateaus mit näherungsweise konstanten Geschwindigkeiten hindeuten (siehe



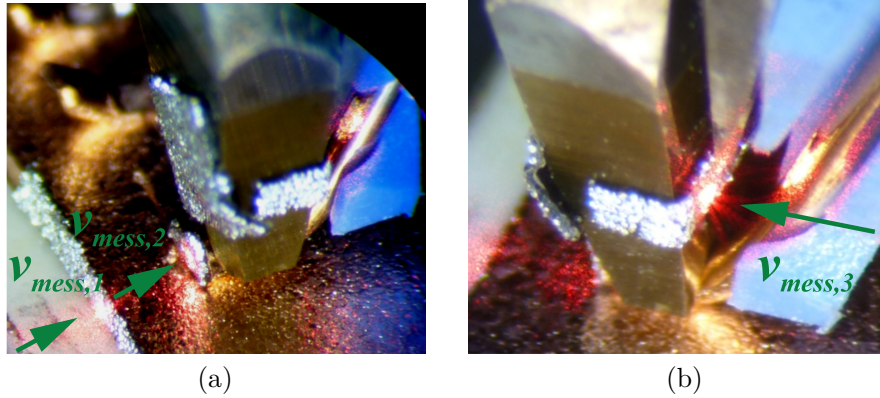


Abbildung 4.9: Veranschaulichung der drei Messpunkte für die Geschwindigkeitsmessung mittels Laservibrometrie

Abbildung 4.11b). Dieses Durchrutschen fällt somit auch in den Bereich, welcher in Kapitel 2.1 als Reinigungsphase bezeichnet wird. Ab dem ersten Durchrutschen bei ca.  $t_1 = 30$  ms bis  $t_2 = 160$  ms sind starke Änderungen bezüglich der Geschwindigkeits- und Bewegungsamplituden zu beobachten. Während die Amplituden des Untergrundes kontinuierlich mit zunehmenden Bondauern ansteigen (siehe Abbildung 4.11c), verringern sich die Amplituden am Werkzeug und Draht aufgrund der steigenden Mikroverschweißungen. Nichtlineare Reibkräfte die infolge des Bondprozesses auftreten, führen außerdem zu zusätzlichen Schleifen innerhalb des Phasenportraits des Untergrundes (siehe Abbildung 4.11c). Hinsichtlich der berechneten Phasenportraits (siehe Abbildung 4.11d bis 4.11f) sind dennoch gute Übereinstimmung mit den gemessenen Verläufen möglich. Es sind ähnlich starke Änderungen im Bereich  $t_1$  bis  $t_2$  und die inneren Schleifen ab dem Zeitpunkt  $t_3$  im Phasenportrait des Untergrundes zu sehen.

Die dynamischen Verläufe der Tangentialkräfte  $F_T$  über der relativen Auslenkung von Draht und Substrat  $x_{DU} = x_D - x_U$  können in Abbildung 4.12a gezeigt werden. Dabei sind unterschiedliche Zeitpunkte des Bondprozesses  $t_k$  dargestellt. Zu Beginn des Bondvorgangs ( $t_1 = 3$  ms) verhält sich das System quasi linear, da der Draht infolge der kleinen Auslenkungen auf dem Substrat haftet und der Kontakt lediglich linear beansprucht wird. Erst mit zunehmender Bondzeit (vgl.  $t_2$  bis  $t_3$ ) reicht die Tangentialkraft aus, um die Haftreibungsgrenze  $H_0$  zu überwinden. Daraus resultieren steigende Relativbewegungen  $x_{DU}$ . Diese relative Bewegung des Drahtes auf dem Substrat führt zu einer lokalen Reinigung der Oberflächen, wodurch vorhandene Oxid- und Kontaminationsschichten entfernt werden. Der Anteil an höherharmonischen Schwingungen steigt aufgrund Nichtlinearitäten im Kontakt. Mit zunehmender Reinigung des Interfaces entstehen erste Mikroverschweißungen zwischen Draht und Substrat. Gleichzeitig erfährt der Draht aufgrund der hohen Erweichung eine starke Plastifizierung infolge des Ultraschalls, sodass die Kontaktflächen stetig anwachsen. Dies führt zu einer Zunahme der Steifigkeit im System (siehe Hystereseschleifen ab Zeitpunkte  $t_4$  bis  $t_8$ ). Eine unendlich hohe Steifigkeit würde hier eine *ideal* starre Kopplung zwischen Draht und Untergrund bedeuten. Mit einer abgeschlossenen Reinigungsphase ist wiederum eine Reduzierung der Relativamplituden infolge der zunehmenden Bondfestigkeit zu beobachten. Je mehr Mikroverschweißungen entstehen, desto größer werden die Reaktionskräfte, die dem Transducer entgegen wirken und somit die Schwingamplituden reduzieren. Ein Einfluss der Plastizität auf die Reibung kann ebenfalls in den Verläufen gezeigt werden. Mit zunehmender Verformung sind die

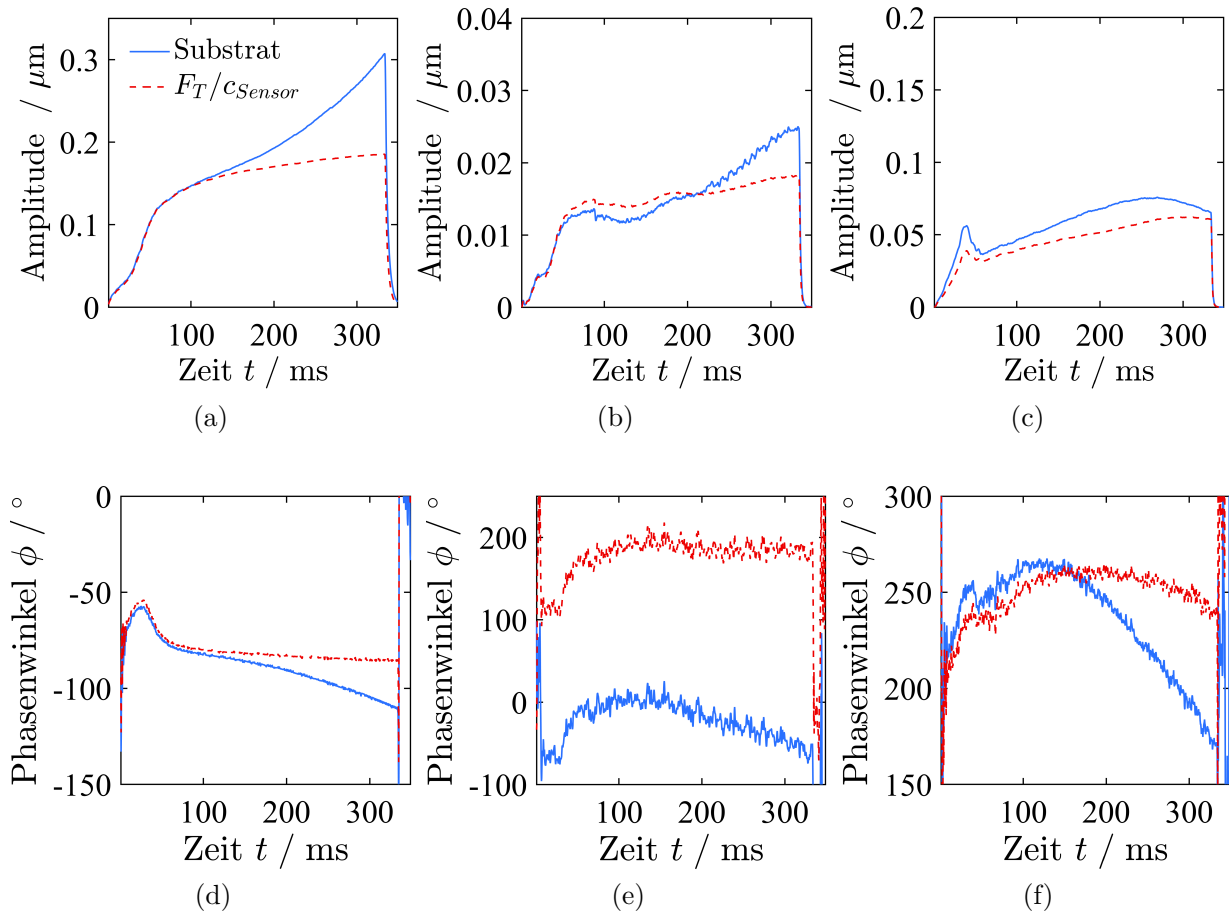


Abbildung 4.10: Erste (4.10a), zweite (4.10b) und dritte (4.10c) Harmonische des Signals für die Amplitude des Substrates und Kraftsignals des Scherkraftsensors inklusive der zugehörigen Phasenwinkel zwischen der Anregung  $U_S$  und resultierenden Untergrundschwingung  $x_U$  bzw. Tangentialkraft  $F_T$

Kraftanstiege am Ende einer Gleitphase deutlich ausgeprägter. Die Fläche innerhalb der Hysteresese entspricht der dissipierten Energie innerhalb einer Schwingungsperiode. Abbildung 4.12b zeigt exemplarisch die dazu korrespondierenden berechneten Hysteresekurven aus dem vorgestellten Bondmodell. Die Kraftanstiege am Ende einer Gleitphase werden allerdings nicht von der Simulation abgebildet. Dies könnte mithilfe des vorgestellten Bondmodells simuliert werden, indem anstelle der in das System eingebrachten linearen Federn, z. B. progressive Federn eingesetzt würden. Die nichtlineare Steifigkeit könnte zwischen Bondwerkzeug und Draht wirken und so den Formschluss zwischen Bondwerkzeug und Draht abbilden. Da die Kraftanstiege bevorzugt am Ende des Bondprozesses auftreten, gerade wenn die Amplituden verhältnismäßig klein sind, fällt der Fehler insgesamt bezüglich der entsprechenden Flächeninhalte weniger stark ins Gewicht.

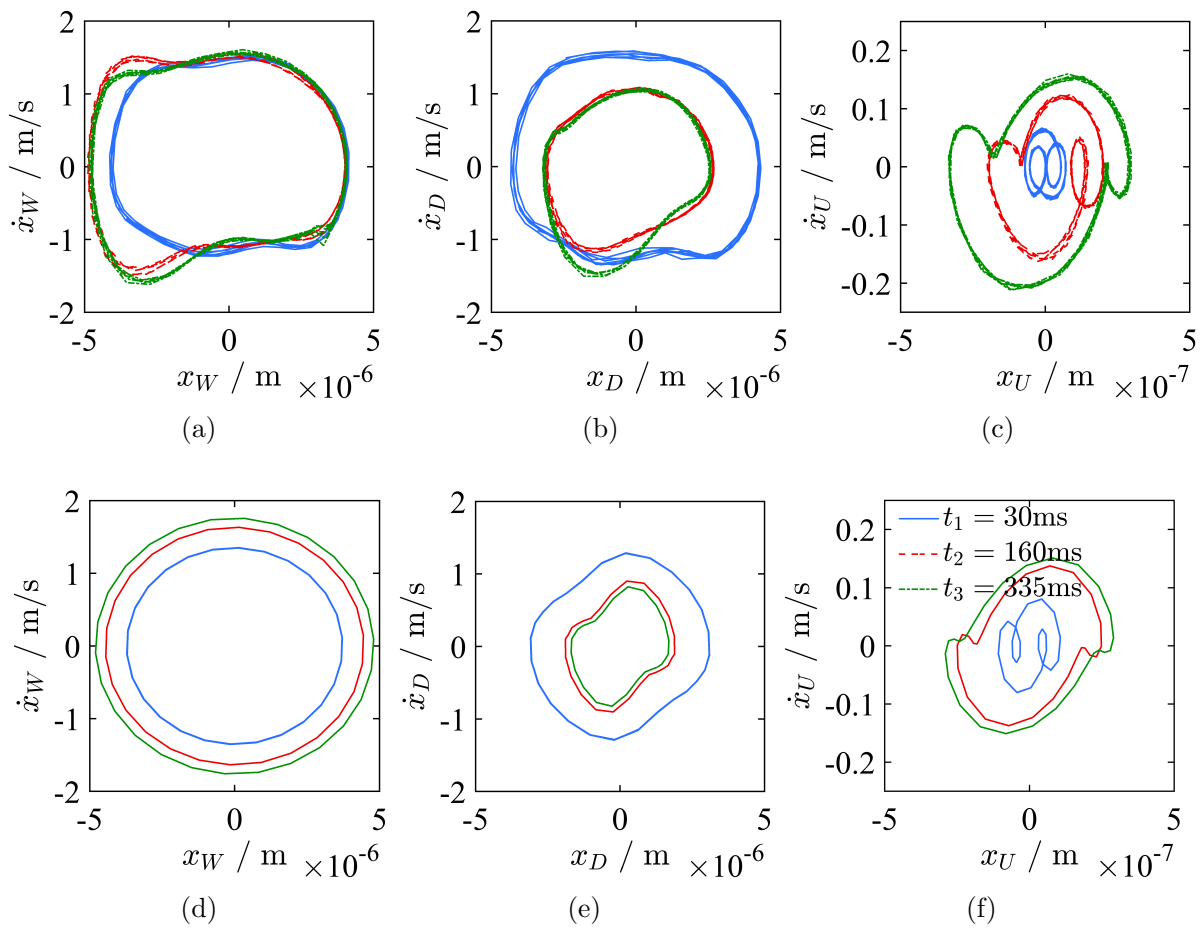
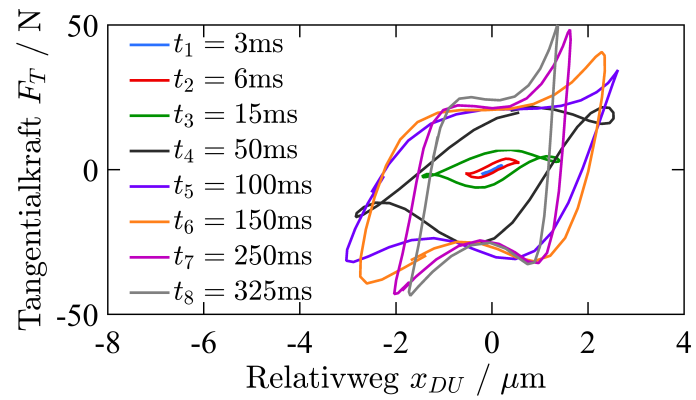
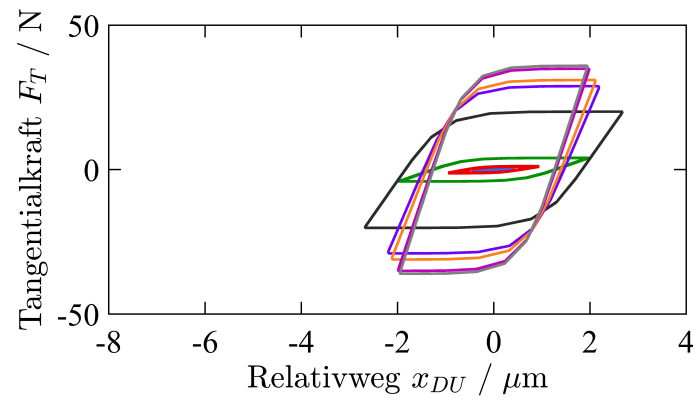


Abbildung 4.11: Gemessene (siehe 4.18a bis 4.18c) und berechnete (siehe 4.11d bis 4.11f) Bewegungstrajektorien im Phasenraum der Komponenten Werkzeug, Draht und Untergrund zu unterschiedlichen Zeitpunkten  $t_k$



(a)



(b)

Abbildung 4.12: Gemessene (a) und berechnete (b) Krafthysteresen, dargestellt für jeweils eine Periode bei unterschiedlichen Prozesszeiten  $t_k$

### 4.1.6 Identifikation von Mikroverschweißungen

Die am häufigsten genutzten Verfahren zur Prüfung einer Bondverbindung sind die sog. *Pull-* und *Schertests* [17]. Beide Verfahren können sowohl zerstörend als auch nicht-zerstörend ausgeführt werden. Beim Pulltest wird mittels eines Hakens am Scheitelpunkt der Drahtbrücke gezogen (siehe Abbildung 4.13a) und die maximale Kraft bis zum Beginn plastischer Verformung bzw. bis zur Zerstörung des Drahtes ermittelt. Beim Schertest wird mithilfe eines Schermeißels, welcher knapp über dem Untergrund geführt wird, eine Kraft seitlich auf den Bondfuß aufgebracht (siehe Abbildung 4.13b), bis eine plastische Verformung am Interface Draht/Substrat einsetzt. Die Prozesskontrolle in den Produktionsstätten wird aktuell durch stichprobenartige Scher- und Pulltests der gebondeten Substrate durchgeführt. Naturgemäß können diese standardisierten Verfahren aber lediglich die maximale Festigkeit der Bondverbindung bestimmen, aber nicht die Form oder Größe der verschweißten Bereiche. Aus diesem Grund, wird in diesem Kapi-

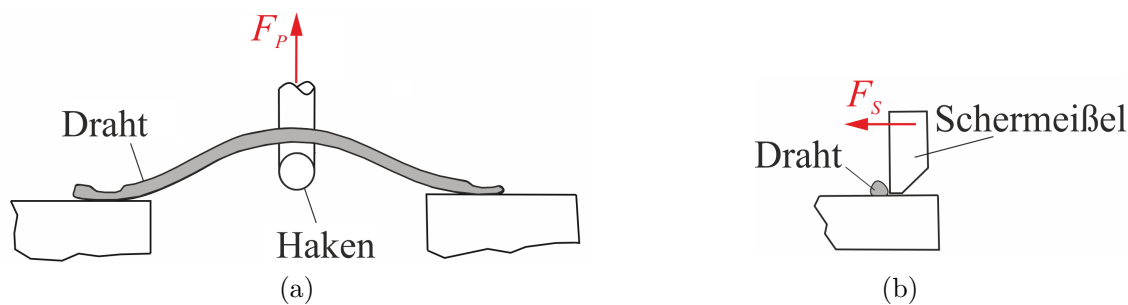


Abbildung 4.13: Schematische Abbildung eines Pull- (4.13a) und eines Schertests (4.13b)

tel ein bildgebendes Verfahren genutzt, um die entstehenden Mikroverschweißungen im Interface Draht/Substrat zu unterschiedlichen Zeitpunkten zu identifizieren. Dazu werden die Bondflächen und die daraus gewonnenen Bildinformationen mittels geeigneter Filtermethoden weiterverarbeitet, infolgedessen kann eine zeitliche Abfolge der Anbindung erstellt werden. Diese Abfolge dient anschließend der Validierung des in Kapitel 3.5 vorgestellten Modells, welches die Anbindung beim Ultraschall-Drahtbonds über einen diskretisierten Reibkontakt mit zeitabhängigen Kontaktparametern beschreibt [108].

Die Herausforderung bei dem hier vorgestellten Verfahren liegt darin, eine Messgröße oder eine daraus abgeleitete Information orts aufgelöst über Farben kodiert zu visualisieren. Im ersten Teil der Versuchsdurchführung werden, entsprechend der Zielsetzung, Bonds mit unterschiedlichen Abbruchzeiten hergestellt. Zu jeder Abbruchzeit gehören 20 Einzelbonds. Um die Wahrscheinlichkeit für Ausreißer zu minimieren, werden lediglich Destination-Bonds betrachtet, wobei zunächst der Source-Bond gebondet und der Loop gezogen wird. Dieses Vorgehen soll sicherstellen, dass durch das vorherige Ziehen des Loops der Draht stets dieselbe Position unter dem Bondwerkzeug annimmt. Die Bonds werden mittels Pulltests an einem Scher- und Pulltester der Fa. Dage vom Typ 4000+ zerstört und die Bondfläche auf dem Substrat mittels Lichtmikroskopie fotografiert.

Die Abbildung 4.14a zeigt eine repräsentative Aufnahme der Bondfläche für einen Abbruchzeitpunkt bei 160 ms. In sämtlichen Aufnahmen lassen sich im zentralen Bereich

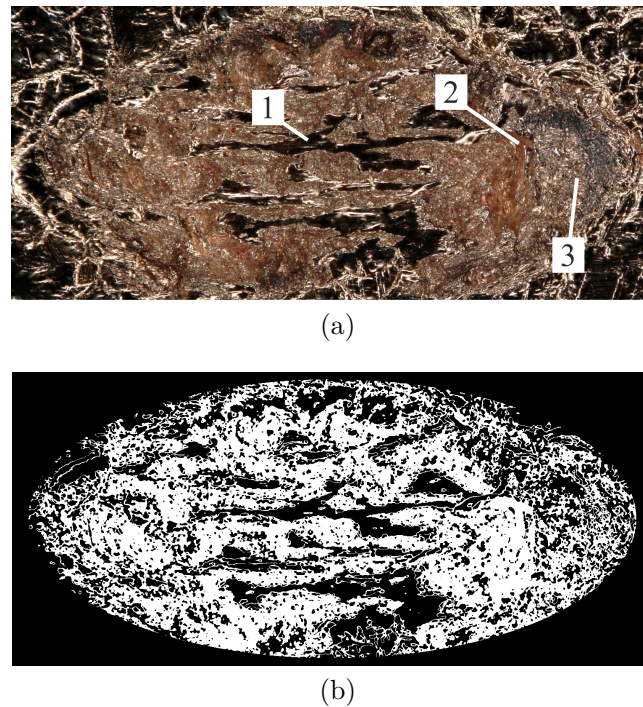


Abbildung 4.14: Signifikante Teilbereiche einer typischen Bondfläche bei 160 ms (4.14a) und die mittels Suchalgorithmus ermittelten verschweißten Teilbereiche 4.14b

der Bondfläche nadelstreifenförmige Teilbereiche ausmachen (siehe Teilbereich 1). Diese Bereiche treten bereits bei den ersten Abbruchzeiten von 5 ms auf, daher werden diese Teilflächen als nicht verschweißt angesehen. Es liegt vielmehr die Vermutung nahe, dass diese Bereiche durch plastische Verformung sehr glatt sind, wobei sämtliche Rauigkeiten eingeebnet wurden. Als zweite charakteristische Teilfläche werden dunkle kupferfarbene Bereiche in Abbildung 4.14a als Teilbereich 2 markiert und identifiziert. Hierbei ist zu erkennen, dass große Bereiche des verwendeten DCB-Substrats nach dem Pullen aus dem Interface herausgerissen wurden. Wabenförmige Strukturen auf der Oberfläche deuten auf einen duktilen Bruch der verschweißten Teilbereiche hin. Da bereits die Bereiche 1 und 2 einer Kategorie (nicht verschweißt/verschweißt) zugeordnet wurden, bleibt der Teilbereich 3 übrig. Hierbei wird vermutet, dass es sich um eine Mischung von verschweißten und unverschweißten Teilflächen des Substrates handelt, die nicht ohne Weiteres einer der beiden Teilbereiche 1 oder 2 zugeordnet werden kann.

Die im vorherigen Abschnitt identifizierten, verschweißten Teilflächen 2 müssen aus Abbildung 4.14a extrahiert werden. Hierfür werden die Farbinformationen in der Bilddatei ausgewertet und weiterverarbeitet. Es wird die sog. *Bondellipse* vom Rest des Bildes ausgeschnitten, sodass die Bondellipse den Bildrand tangieren. Außerdem wird ein Mittelwert-Filter angewendet, welcher die Rausch-/Störgrößen in den Teilflächen filtert. Um die verschweißten Teilflächen (siehe Teilbereich 2 in Abbildung 4.14a) im gesamten Interface zu identifizieren, werden die gleichen RGB (Rot, Grün und Blau)-Werte der verschweißten Teilflächen mittels eines geeigneten Bildsegmentierungsverfahrens ermittelt. Abschließend werden die nicht zum Farbbereich der verschweißten Flächen gehörenden Bereiche schwarz einfärbt. Somit bleibt ein Bild übrig, dass die verschweißten Bereiche als weißen Kontrast und die nicht verschweißten Bereiche als schwarzen Kontrast darstellt (siehe Abbildung 4.14b). Diese Eigenschaft wird genutzt, um aus dem Bild eine



logische Matrix zu erstellen. Hierbei repräsentiert der Eintrag 0 ein nicht verschweißtes Pixel und der Eintrag 1 ein verschweißtes Pixel. In den Teilflächen, in denen sowohl verschweißte als auch nicht verschweißte Bereiche festgestellt wurden (siehe Teilbereich 3 in Abbildung 4.14a), werden lediglich die Pixel berücksichtigt, die annähernd gleiche RGB-Werte aufweisen wie in Teilbereich 2. Dies ermöglicht eine objektive Charakterisierung der Bondfläche für unterschiedliche Abbruchzeitpunkte.

Im letzten Schritt, findet die statistische Auswertung statt. Die im Vorfeld erstellten logischen Matrizen werden für gleiche Abbruchzeitpunkte aufaddiert. Hierfür werden unterschiedliche Bildgrößen durch gleichmäßiges Auffüllen mit Nullen am Bildrand ausgeglichen, um die Bildgrößen zu vereinheitlichen. Nach der Addition wird durch die Anzahl der berücksichtigten Bilder geteilt. Somit entspricht jeder Zelleneintrag in der daraus entstehenden Matrix der relativen Häufigkeit des Ereignisses an dieser Position. Wurde bspw. sechsmal das Ereignis *verschweißt* (entspricht Eintrag 1 an der entsprechenden Stelle) an derselben Position in den ausgewerteten Bildern detektiert und wurden zehn Bilder berücksichtigt, so entspricht dies einer relativen Häufigkeit von 0.6 des Ereignisses *verschweißt* an dieser Position.

Zur Bewertung des Verfahrens werden typische Mikroverschweißungen in Abbildung 4.15 diskutiert. Zunächst ist zu beobachten, dass die nominelle Bondfläche durch die zunehmende Erweichung des Drahtes mit steigender Bondzeit zunimmt. Dies korreliert sehr gut mit dem Anstieg der Scherkraft in Abbildung 3.18. Die ersten deutlichen Mikroverschweißungen entstehen nach einer Bondzeit von ca. 45 ms an den äußeren Angriffspunkten der Wedgegeometrie am Bondwerkzeug. Dort ist aufgrund der Normalspannungsverteilung die Reibleistung am höchsten (vgl. Abbildung 3.9). Mit zunehmender Bondzeit entstehen weitere Bereiche mit hoher Wahrscheinlichkeit einer Verschweißung an den Randgebieten, sodass ein deutlicher Bondring zu erkennen ist. Zum Ende des Bondprozesses erreichen auch Teilbereiche im Zentrum des Bonds eine höhere Wahrscheinlichkeit einer Verschweißung. Dies bedeutet wiederum, dass die Bondverbindung bei den hier ausgewählten Bond-Parametern von außen nach innen wächst, was auch häufig bei der Herstellung ähnlicher Bondverbindungen zu beobachten ist [1]. Die Annahme der zeitabhängigen Kontaktfläche  $A_{eff}(t)$  zur Berechnung des Grads der Reinigung durch  $\gamma_{ij} = \frac{\Delta A_{eff}}{\Delta A}$  kann durch das vorgestellte bildgebende Verfahren bestätigt werden. Arbeiten von Althoff et al. [1] deuten zusätzlich auf eine Abhängigkeit der Bondparameter auf die resultierenden Bondflächen hin. Wird z. B. die Normalkraft erniedrigt und die Ultraschallspannung erhöht, können auch Bereiche im Zentrum des Bonds schon zu frühen Zeitpunkten verschweißen, sodass kein Bondring zu erkennen ist. Diese Tatsache verdeutlicht die Notwendigkeit einer diskretisierten Kontaktfläche zur Beschreibung der Verbindungsbildung beim Ultraschall-Drahtbonds. Der in dieser Arbeit gewählte Ansatz einer Modellierung mittels gekoppelter Punktkontaktelemente gemäß Sextro [95] und Althoff et al. [2] ermöglicht es, diese Effekte abzubilden. Das Simulationsergebnis dieser Modellierung ist in Abbildung 4.16 zum Vergleich dargestellt. Dazu wird das in Kapitel 3 vorgestellte Bondmodell mit den gleichen Prozessparametern simuliert. Der Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen zeigt eine gute Übereinstimmung hinsichtlich der Geometrie und Position der verschweißten Elemente. Die Verbindung wächst ebenfalls von außen nach innen und zeigt einen charakteristischen Bondring. Das Verfahren zur Ermittlung verschweißter Flächen im Interface Draht/Substrat kann an dieser Stelle bestätigt werden.

Die effektiv verschweißte Fläche  $A_{eff}$  im Interface Draht/Substrat kann durch ein Multi-

plizieren der relativen Häufigkeit mit dem Flächeninhalt eines Pixels berechnet werden. Unter Zuhilfenahme der in Kapitel 3.5.2 vorgestellten Beziehung  $F_S = \tau_m A_{eff}$  können die berechneten Scherfestigkeiten mit den gemessenen Scherkraftverläufen aus Schertests verglichen werden (siehe Abbildung 4.17). Ein häufig beobachtbarer Effekt ist, dass der Bonddraht erst nach einer Bonddauer von einigen Millisekunden auf der Oberfläche des Substrates verschweißt. Dieser Punkt ist ab ca. 45 ms zu erkennen. Nach einem starken Anstieg der Scherfestigkeit zu Beginn des Prozesses ist ab ca. 150 ms ein gesättigter Verlauf erkennbar. Hier sind schon große Teilbereiche der Verbindung verschweißt, sodass die restlichen *unverschweißten* Bereiche nur mit sehr viel Energieeintrag weiter verschweißt werden können. Je länger der Bondvorgang dauert, desto ineffizienter ist der weitere Verbindungsaufbau.



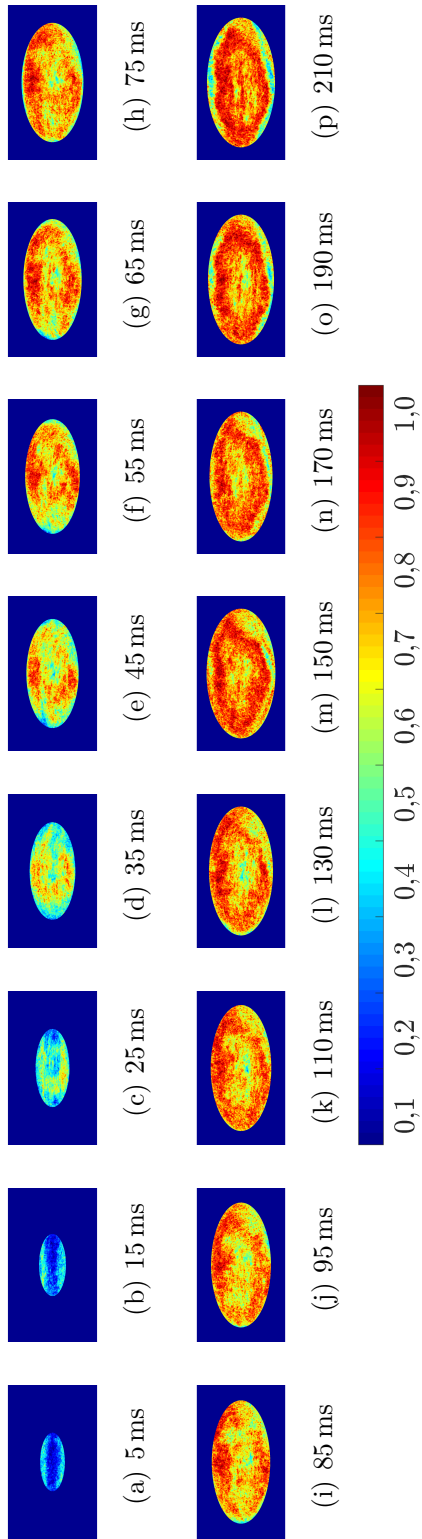


Abbildung 4.15: Vergleich der relativen Häufigkeit für eine Verschweißung mit zunehmenden Bondzeiten (Messung)

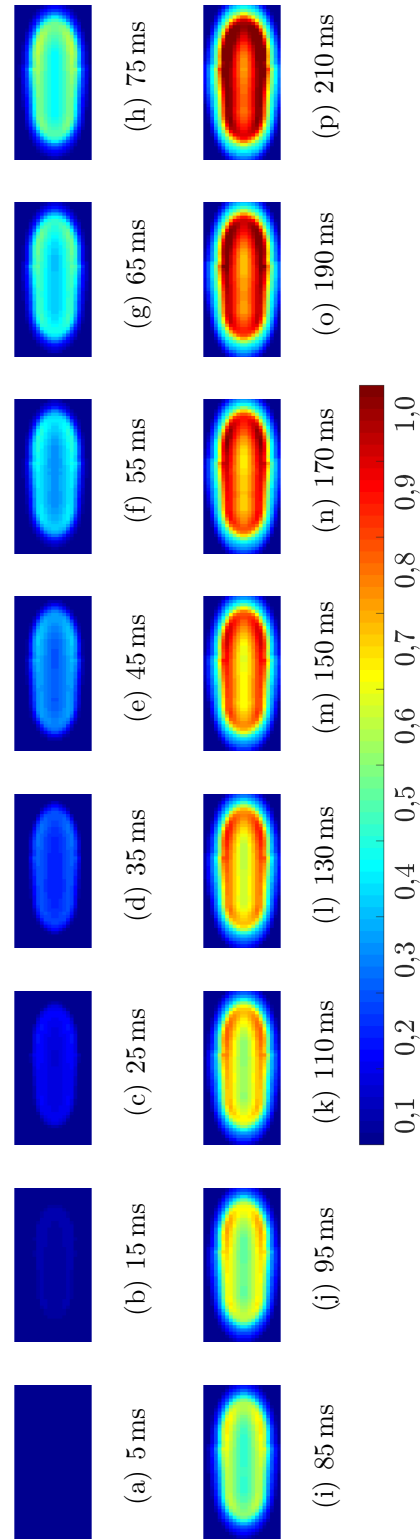


Abbildung 4.16: Vergleich der Verschweißungsgrade für einen Bond mit zunehmenden Bondzeiten (Berechnung)

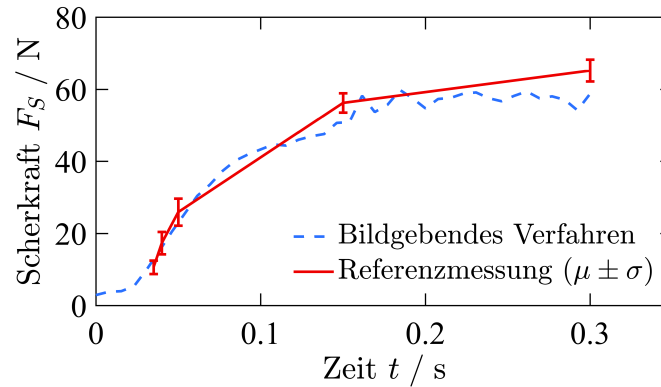


Abbildung 4.17: Scherkraftverlauf  $F_S$  mit zunehmender Bondzeit  $t$  für bildgebendes Verfahren und Referenzmessung mit Mittelwert  $\mu$  und Standardabweichung  $\sigma$  durch Schertests

### 4.1.7 Validierung Gesamtmodell

Die Signalverläufe eines typischen Bonds mit konstanten Prozessparametern werden nachfolgend analysiert und anschließend simuliert. Sie dienen als Referenz für die Ergebnisse aus Kapitel 3.7. Der Messaufbau entspricht der in Abbildung 4.9 veranschaulichten Messung auf einem piezoelektrischen Kraftsensor. Die Abbildungen 4.18a bis 4.18c zeigen die gemessenen und berechneten Geschwindigkeitsamplituden als Hüllkurven eines Bonds für die Messpunkte Werkzeug, Draht und Untergrund. Die Messungen zeigen, dass im Gegensatz zur Geschwindigkeitsamplitude des Drahtes  $\hat{x}_D$ , sich die Amplitude des Werkzeugs  $\hat{x}_W$  während des Bondprozesses kaum ändert. Das deutet darauf hin, dass eine geringe Lastempfindlichkeit der Sonotrode bezüglich steigender Reibkräfte vorliegt. Das Signal für die Geschwindigkeitsamplitude des Drahtes zeigt hingegen einen deutlichen Abfall im Bereich von ca. 30 ms bis 100 ms. Dies deutet darauf hin, dass sich das Systemverhalten in der Reinigungsphase stark ändert. In diesem Fall resultiert daraus ein deutlicher Abfall der Amplitude des Drahtes und ein Anstieg der Tangentialkraft  $\hat{F}_T$ . Die starken Änderungen treten systematisch bei der Auswertung verschiedener Messungen auf und sind daher nicht als zufällige Erscheinung zu interpretieren. Es ist denkbar, dass in Abhängigkeit vom Reinigungsgrad diese Änderungen entstehen und als Indikator für das Ende einer bestimmten Phase, vermutlich der Reinigungsphase, dienen können. Der Amplitudenabfall ist auch in den Arbeiten von Osterwald [78] für das Signal der Werkzeugschwingung diskutiert worden. Er hebt hervor, dass die Dämpfung der Werkzeugschwingung ein Indiz für den Beginn der Verschweißung ist. Eine erfolgreiche Verbindungsbildung ist bei einer nicht vorhandenen Dämpfung folglich unwahrscheinlich. Da sowohl die vorgestellte Messung als auch die vorgenommene Berechnung ein solches Verhalten zeigen, kann diese Aussage bezüglich der Geschwindigkeitsamplituden für das Bonden im Dickdrahtbereich ebenfalls bestätigt werden.

Bezüglich der resultierenden Geschwindigkeitsamplituden am Untergrund  $\hat{x}_U$  ist ebenfalls zu beobachten, dass der Untergrund mit zunehmender Bonddauer mehr an das Schwingensystem ankoppelt und somit zum Ende des Bondvorgangs stärker zum Mitschwingen angeregt werden kann. Insgesamt fällt die Schwingung des Untergrundes jedoch geringer aus als die des Drahtes. Dies ist insbesondere für die Verbindungsbildung des Bonds wichtig, da ansonsten zu geringe Reinigungsleistungen im Kontakt Draht/Substrat ent-

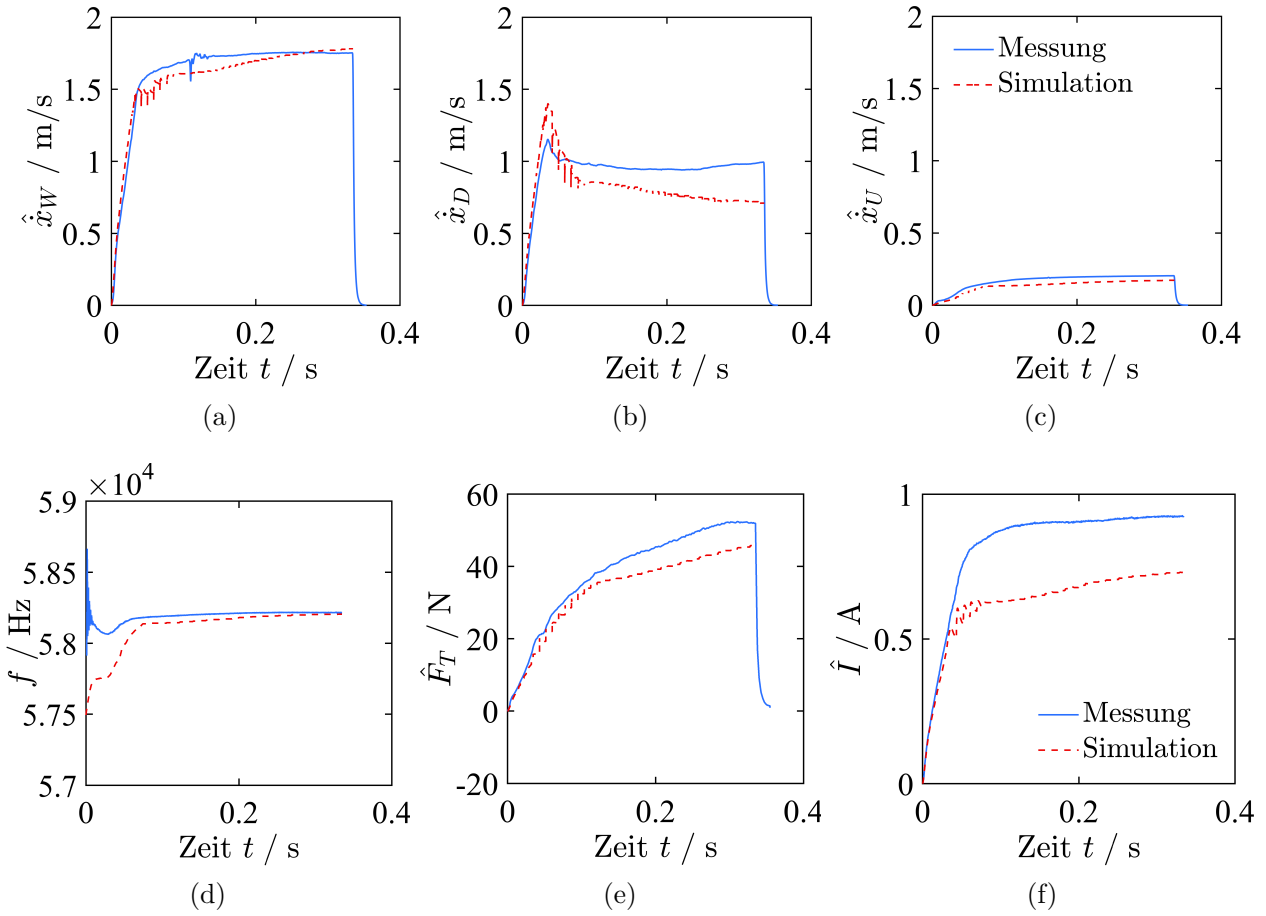


Abbildung 4.18: Gemessene und berechnete Verläufe eines normalen Bonds

stehen würden. Die vom Bondprozess hervorgerufene Änderung der Steifigkeiten und Zunahme der Reibkoeffizienten im Kontakt Draht/Substrat führen zu einer Erhöhung der Resonanzfrequenz  $f_r$ , welche in Abbildung 4.18d dargestellt ist. Gleichzeitig erhöht sich auch die wirkende Tangentialkraft  $\hat{F}_T$  im Kontakt Draht/Untergrund (siehe Abbildung 4.18e) und die resultierenden Leistungsaufnahme am Transducer (siehe Anstieg des resultierenden Stroms  $\hat{I}$  in Abbildung 4.18f bei einer konstanten Spannungsniveau).

Neben der Modellierung des dynamischen Schwingverhaltens stellt das Anbindungsmodell einen wichtigen Bestandteil des Gesamtmodells dar. Der Zeitverlauf der Scherkraft einer Bondverbindung ist in Abbildung 4.19 dargestellt. Die Anbindungsbedingung ist erstmalig ab ca. 45 ms erfüllt, sodass zu diesem Zeitpunkt im Interface die ersten Mikroverschweißungen entstehen können. Mit zunehmender Bonddauer ist mit einer allmählichen Zunahme der Scherkraft  $F_S$  zu rechnen. Ab ca. 335 ms ist keine signifikante Zunahme der Festigkeit zu beobachten. Experimente mit deutlich längeren Bonddauern als 335 ms zeigen keinen nennenswerten Abfall der Scherfestigkeiten aufgrund einer möglichen Schädigung von bereits verschweißten Teilflächen. Der Vergleich macht deutlich, dass die vorgestellte Modellierungs- und Reduktionsmethoden eine effiziente Lösung mit hinreichender Genauigkeit bietet.

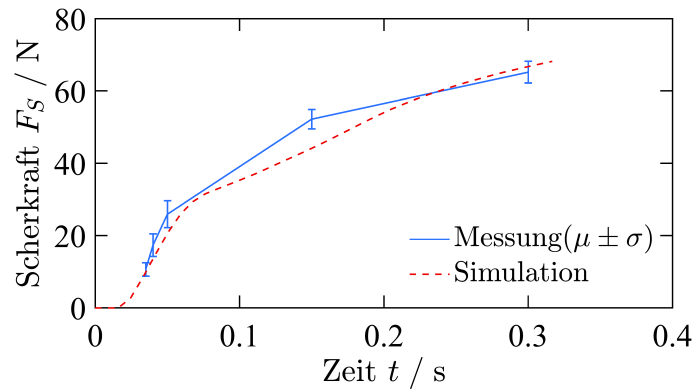


Abbildung 4.19: Gemessener und berechneter Scherkraftverlauf  $F_S$  über der Zeit  $t$

## 4.2 Bondsystem mit äußeren Störungen

Die erreichte Qualität einer Bondverbindung wird maßgeblich durch die Wahl der Prozessparameter beeinflusst. Neben dieser gewünschten Interaktion treten in der Praxis überdies noch Größen auf, die ebenfalls auf den Herstellungsprozess wirken, jedoch nicht erwünscht sind. Diese Größen werden in dieser Arbeit als *Störgrößen* im Prozess aufgefasst. Sie teilen sich in zwei Kategorien: *Stochastische Störgrößen* einerseits, welche nicht vorhersehbar auftreten und sehr schwer bis nicht kompensierbar sind sowie *deterministische Störgrößen* andererseits, die sich weniger schnell verändern und deren Einfluss durch gezielte Gegenmaßnahmen während der Produktion begrenzt oder kompensiert werden kann. Zu den stochastischen Größen zählt bspw. eine lokale Verunreinigung des Substrats oder eine veränderte Steifigkeit des Untergrunds, die sich nur auf eine Bondstelle auswirkt. Ein Beispiel für ein verunreinigtes Substrat ist ein Fingerabdruck auf der DCB-Oberfläche, welcher unter allen Umständen vermieden werden sollte, aber beim Handhaben von Leistungshalbleitermodulen durchaus auftreten kann. Deterministische Größen hingegen sind u.a. Werkzeugverschleiß, Bondtoolabdrücke sowie weitere Effekte, die sich auf eine große Anzahl von Bonds gleichermaßen auswirken. In den folgenden Kapiteln soll dazu festgestellt werden, inwiefern deterministische Störgrößen Abweichungen vom idealen Bondprozess verursachen und wie diese durch gezielte Parameteranpassung kompensiert werden können. Die Resultate ermöglichen eine Systemanpassung über die Bondparameter zur Sicherstellung einer ausreichenden Bondqualität.

### 4.2.1 Werkzeugverschleiß

Jedes Bondwerkzeug unterliegt im praktischen Einsatz einem Verschleiß durch den Kontakt mit dem Draht. Der aktuell für das Ultraschall-Drahtbonds üblicherweise verwendete Draht besteht aus Aluminium. Reines Aluminium ist relativ weich und daher leicht zu verformen. In der Regel werden Bondwerkzeuge nach 100.000 Einzelbonds<sup>1</sup> gereinigt, da sich Aluminiummaterial auf den Flanken ansammelt. Dies ist mehrfach möglich, so dass ein Werkzeug bis zu 1 Million Einzelbonds bei Al-Draht erreichen kann. Um das Kupfermaterial zu verschweißen ist neben einer etwa doppelt so hohen US-Energie auch eine mehr als doppelt so hohe Normalkraft erforderlich als bei Aluminiumdraht derselben Stärke. Durch diesen Faktor stellt das Bonden mit Kupferdraht deutlich höhere Anfor-

<sup>1</sup>Entspricht der Herstellung eines Destination-Bonds ohne Source-Bond und Loop

derungen an die Bondmaschine und das Bondwerkzeug dar. Die Bondmaschine muss außerdem über eine deutlich höhere Leistung und Normalkraft verfügen, um das härtere Material verarbeiten zu können. Aus demselben Grund sind Bondwerkzeuge einem deutlich höheren Verschleiß ausgesetzt [105]. Die typische Lebensdauer eines Bondwerkzeugs bei der Herstellung von Kupferbondverbindungen liegt derzeit bei ca. 30.000 Einzelbonds.

Da der Kupferbondprozess gleichzeitig sensibler auf Prozessstörungen reagiert, müssen die Sicherheitsfaktoren in der Produktion besonders hoch gewählt werden. Das führt dazu, dass im Vergleich zum Aluminium-Bonden die Anzahl der verschleißbedingten Werkzeugwechsel signifikant erhöht werden muss. Dieser Umstand und vergleichsweise teure Werkzeuge führen dazu, dass das Bonden von dicken Kupferdrähten von vielen Unternehmen als unattraktiv bewertet wird [11]. Abbildung 4.21a zeigt ein unverschlissenes Bondwerkzeug mit V-Groove, das noch keinen Materialabtrag aufweist. Mit wiederholtem Bonden entsteht Verschleiß an den Werkzeugflanken (siehe Abbildung 4.21b). Dieser Verschleiß führt zu Änderungen der Geometrie und der Oberflächentopographie und äußert sich ebenfalls in der Negativform des deformierten Drahtes (vgl. Abbildung 4.21c mit 4.21d). Die Mechanismen, die beim Schwingungsverschleiß wirken sind Adhäsion, Abrasion, Oberflächenzerrütung und Tribochemische Reaktion [23, 24]. Des Weiteren ergeben sich je nach Art der Beanspruchung unterschiedliche Verschleißraten. Wird das Werkzeug nur wenig ausgelenkt, sodass keine Relativbewegung zwischen den Reibpartnern stattfindet (*Stick*), dann wird die Reibenergie elastisch aufgenommen und die Verschleißrate ist sehr gering. Mit zunehmender Werkzeugamplitude entstehen Gleitbewegungen die entweder die Berührfläche nur teilweise gleitend (*Partial-slip*) oder komplett beansprucht (*Gross-slip*). Die Verschleißraten und die zu erwartenden Lebensdauern sind je nach Fall gravierend unterschiedlich [81]. Die Ergebnisse aus Kapitel 4.1.7 zeigen, dass während des Bondprozesses die Unterseite des Drahtes allmählich mit dem Substrat verschweißt und das Werkzeug fortwährend mit einer annähernd konstanten Amplitude weiter oszilliert. In Kombination mit hohen mechanischen Spannungen im Interface Bondwerkzeug/Draht und der vergleichsweise hohen Härte des Kupferdrahtes führt dies letztendlich zu den hohen Verschleißraten beim Kupferdrahtbonds. Die Scherfestigkeit einer Verbindung korreliert laut Brökelmann et al. [11] aber nur indirekt mit dem Werkzeugverschleiß. Ein verschlissenes Werkzeug zeigt i. d. R. keine signifikanten Auswirkungen auf das Bondergebnis. Nichtsdestotrotz gibt es einen kritischen Verschleißzustand, bei dem das Werkzeug derartig viel Volumen verloren hat, dass Bondtoolaufsetzer den Bondvorgang negativ beeinflussen können. Das ist ein typisches *End-of-Life* (EoL)-Signal. Sobald Bondtoolaufsetzer in kürzeren Abständen entstehen, kann auch ein Abfall der Scherkraft beobachtet werden. Zur Darstellung eines Langzeit-Verschleißversuchs mit einem Werkzeug aus Wolframcarbid wurden 100.000 Einzelbonds hergestellt und die resultierende Scherkraft  $F_S$  des 500  $\mu\text{m}$  Kupferdrahtes quer zur Drahtachse gemessen. Die Ergebnisse sind als Mittelwert  $\mu$  und Standardabweichung  $\sigma$  von jeweils 20 Bonds dargestellt (siehe Abbildung 4.20). Da Bondtoolaufsetzer auch bei einem unverschlissenen Werkzeug auftreten können, wenn die Bondparameter zu hoch gewählt werden, wird einmalig vor dem Verschleißversuch die US-Spannung von 0 beginnend moderat erhöht, bis leichte Abdrücke entstehen. Diese treten je nach Oberflächenbeschaffenheit unregelmäßig auf. Anschließend wird die US-Spannung herabgesetzt, um so hohe Scherfestigkeiten ohne Bondtoolabdrücke zu erhalten. Zu Beginn des Verschleißversuchs ist ein Einlaufverhalten zu beobachten. Das bedeutet, dass die maximale Scherfestigkeit erst ab einer bestimmten Anzahl von Bonds erreicht wird. Ist dies geschehen, kann beobachtet werden, dass die Scherfestigkeiten über

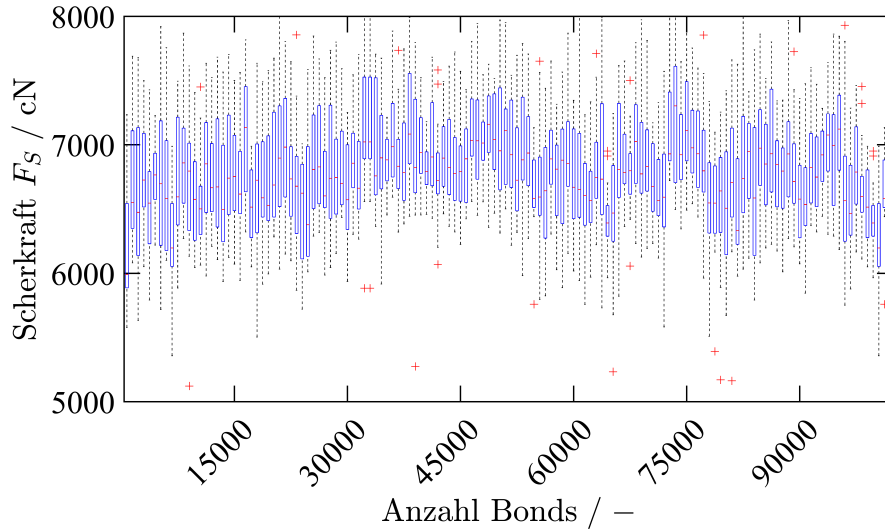


Abbildung 4.20: Gemessene Scherfestigkeiten hergestellter Bonds mit 20 Stichproben nach jeweils 750 Einzelbonds

eine lange Zeit weitestgehend konstant bleiben. Erst ab ca. 95.000 Bonds ist ein Abfall der Scherfestigkeit zu erkennen. Hervorgerufen wird der Abfall der Scherkraft aufgrund der verteilten Bondnormalkraft über die Bondfüße des Werkzeugs. Dieser Zustand soll nach Möglichkeit vermieden werden, da die Reibleistung teilweise zwischen Werkzeug und Substrat geleitet wird. Gleichzeitig ist anzunehmen, dass der Werkzeugverschleiß die Normalspannung in der Kontaktfläche Draht/Substrat beeinflusst. Im weiteren Verlauf zeigen Abbildungen die Ergebnisse der normierten Andruckverteilungen im Kontakt Draht/Substrat. Im Vergleich zu einem unverschlissenen Werkzeug ist die verschlissene Andruckverteilung breiter (vgl. 4.22a mit 4.22b). Somit verteilt sich die aufgeprägte Normalkraft  $F_N$  auf eine größere Fläche  $A$  und der mittlere Kontaktdruck  $p_m$  wird kleiner. Dieser Einfluss kann den Bondvorgang durchaus beeinflussen. In dieser Arbeit wird ein Verschleißmodell dazu genutzt, um Werkzeug-Lebensdauer-Prognosen durchzuführen. So können innerhalb des Bondmodells Rückschlüsse auf die aktuelle Verschleißrate gezogen werden. Dabei wird auf das sog. ARCHARD-Modell zurückgegriffen. Dieses Modell besagt, dass der Volumenabtrag  $V$  am betrachteten Körper proportional zum Produkt des relativen Gleitwegs beider Körper, der Normalkraft  $F_N$  sowie dem Kehrwert der Härte  $H$  des Reibkörpers ist (vgl. Glg. 4.1). Demnach sind als Eingangsgrößen der akkumulierte relative Reibweg  $x_{rel}$  zwischen Bondwerkzeug und Draht, die Materialhärte  $H$  des Bondwerkzeugs und die aktuelle Normalkraft  $F_N$  zur Berechnung des Verlustvolumens notwendig:

$$V = \frac{K F_N x_{rel}}{H}. \quad (4.1)$$

Ein dimensionsloser Verschleißkoeffizient  $K$  für die betrachtete Kontaktpaarung wird aus begleitenden Massenversuchen ermittelt (siehe Arbeiten von Eichwald et al. [24]). Mit Hilfe des hergeleiteten Modells aus Kapitel 3.4 lässt sich der relative Gleitweg  $x_W - x_D$  zwischen Werkzeug und Draht mit  $x_{rel} = x_W - x_D - \frac{F_{T,WD}}{c_{J,WD}}$  berechnen. Da die Steifigkeit des JENKIN-Elements nicht zur Reibarbeit beitragen kann, wird die nominelle relative Amplitude um den elastischen Anteil  $\frac{F_{T,WD}}{c_{J,WD}}$  reduziert [111]. Somit lässt sich die geleistete Reibarbeit in der Kontaktstelle Bondwerkzeug/Draht beim Bonden pro Periode wie folgt



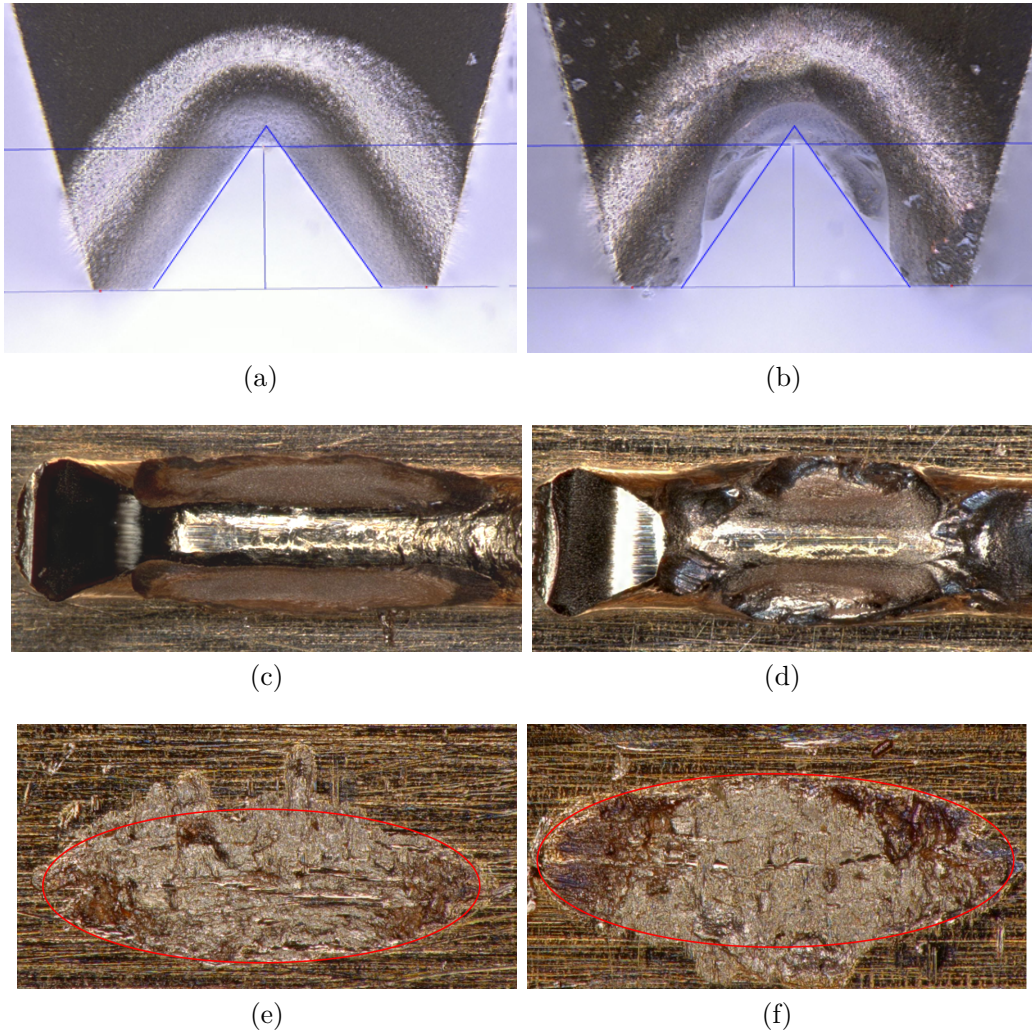


Abbildung 4.21: Typische Form eines unverschlissenen Bondwerkzeugs (4.21a) und eines verschlissenen Bondwerkzeugs (4.21b) inklusive dazugehöriger Drahtoberflächen (4.21c-4.21d) und Scherflächen (4.21e-4.21f)

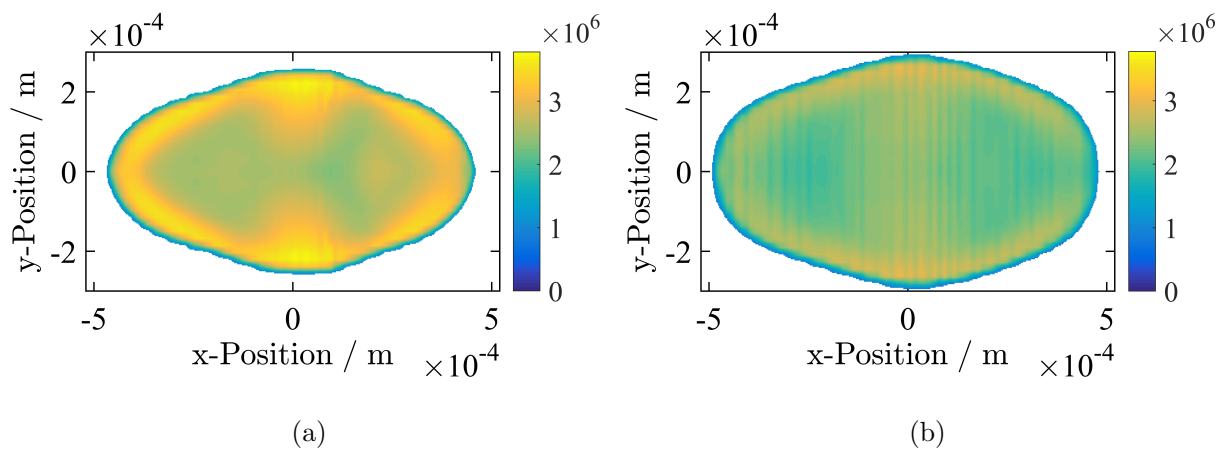


Abbildung 4.22: Vergleich der berechneten Andruckverteilung eines unverschlissenen (4.22a) und verschlissenen (4.22b) Bondwerkzeugs für eine Touchdownkraft  $F_{TD} = 500 \text{ cN}$  und einer Drahthöhenabnahme von  $h = 250 \mu\text{m}$

darstellen:

$$W_{R,WD} = 4\hat{F}_{T,WD}(\hat{x}_W - \hat{x}_D - \frac{\hat{F}_{T,WD}}{c_{J,WD}}). \quad (4.2)$$

Ein sehr einfaches und anschauliches Merkmal zur Beurteilung des Verschleißverhaltens ist die Lebensdauer  $L_{ges}$ . Sie gibt die Anzahl der möglichen Bondverbindungen bis zum Ausfall des Bondwerkzeugs an. Die Lebensdauer ergibt sich bei einem konstanten Verschleißgradienten zu:

$$L_{ges}(V) = \frac{V}{v_N}. \quad (4.3)$$

Bei dem mittleren Verschleißgradienten  $v_N = \frac{\Delta V_{ref}}{\Delta N}$  handelt es sich um eine Referenzgröße aus den Arbeiten von Eichwald et al. [24]. Hier konnte mittels Aufnahmen eines Konfokalmikroskops das abgetragene Volumen  $\Delta V_{ref}$  für eine definierte Anzahl von Bondverbindungen  $\Delta N$  bestimmt werden. Der resultierende Volumenabtrag  $V$  wird mit der in Glg. 4.1 vorgestellten Beziehung nach ARCHARD berechnet. Die Abbildung 4.23 zeigt die grundlegenden Effekte des Gesamtmodells in Kombination mit der vorgestellten Lebensdauerberechnung Glg. 4.3. Dazu wird entweder die Normalkraft  $F_N$  oder die Ultraschallspannung  $U_S$  um einen Standardparametersatz  $U_{S,std}$  und  $F_{N,std}$  variiert, während der jeweils andere Parameter konstant bleibt. Der jeweilige Faktor im Diagramm beschreibt das Verhältnis von  $U_S/U_{S,std}$  und  $F_N/F_{N,std}$ . Es ist zu erkennen, dass für hohe Ultraschall- und Kraftfaktoren die Lebensdauern  $L_{ges}$  des Werkzeugs verkürzt sind. Dies konnte auch in zahlreichen Experimenten von Eichwald et al. [23] nachgewiesen werden. Die Ergebnisse zeigen aber auch, dass die Lebensdauer des Werkzeugs durch die Ultraschallspannung stärker beeinflusst wird. Dies kann durch die größeren Auslenkungsamplituden  $\hat{x}_W$  am Werkzeug erklärt werden, da daraus größere Tangentialkräfte und Gleitwege im Kontakt resultieren. Obwohl das JENKIN-Element im Kontakt Werkzeug/Draht aus zwei einfachen Elementen besteht, kann das grundsätzliche Verschleißverhalten des Werkzeugs abgebildet werden. Sowohl die Anschweißgeschwindigkeit als auch die Anzahl der Mikroverschweißungen einer Bondverbindung haben einen Einfluss auf die resultierenden Gleitphasen des Elements. Diese Einflüsse werden ebenfalls durch das in Kapitel 3.5.2 vorgestellte Anbindungsmodell berücksichtigt.

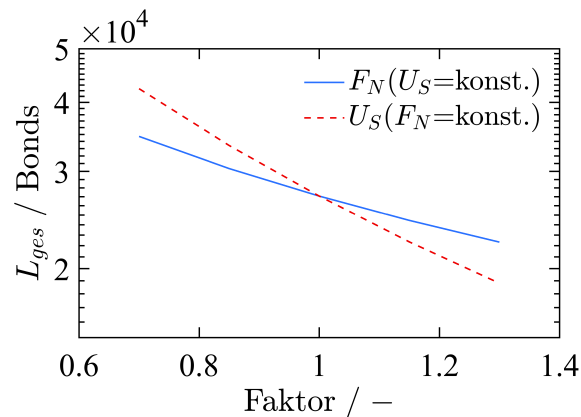


Abbildung 4.23: Lebensdauerberechnung für unterschiedliche Faktoren von  $U_S$  und  $F_N$



### 4.2.2 Kontaminierte Oberflächen

Typische Kupferwerkstoffe besitzen i. d. R. dünne Oxidschichten von wenigen Nanometern Dicke, welche langsam an der Luft-Atmosphäre anwachsen [51].  $\text{Cu}_x\text{O}$ -Schichten auf der DCB-Oberfläche in Leistungshalbleitern führen zu einer zeitversetzten Verschweißung und sind für die Verbindungsbildung hinderlich. Zur Entfernung der störenden Oxidschicht muss beim Kupferdrahtbonds das Oxid mechanisch abgetragen werden. Die dafür notwendige Leistung wird beim Ultraschall-Drahtbonds durch eine Relativbewegung zwischen Draht und Substrat realisiert. Erst wenn alle Oxide von der Oberfläche entfernt sind, kann eine ausreichende Verbindungsbildung zwischen reinen Kupferoberflächen erfolgen. Arbeiten von Eacock et al. [22] zeigen den Einfluss einer zunehmenden Oxidschichtdicke auf die Bondqualität. Es wurden Oxidschichten gezielt auf typische Kupfersubstrate hergestellt. Es konnte gezeigt werden, dass eine Zunahme der Oxidschichtdicke zu einer zeitlichen Verzögerung der Scherfestigkeit führt. Dieses Ergebnis gilt jedoch nur für die Herstellung von Bondverbindungen auf oxidierten Substraten. Veränderte Drahteigenschaften, hervorgerufen durch Alterungsprozesse im Draht, können in dieser Arbeit nicht nachgewiesen werden, da eine signifikante Reduzierung der Scherfestigkeit nicht auftrat. Aus diesem Grund wird innerhalb dieser Arbeit nur die zeitliche Verzögerung der Reinigung des Substrates berücksichtigt. Das vorgestellte Anbindungsmodell aus Kapitel 3.5 kann durch eine Verschiebung der Aktivierungsenergie-dichte die Verunreinigungen auf Kupferoberflächen berücksichtigen. Dazu muss der Wert für  $\tilde{E}_{\text{Aktivierung}}$  zu größeren oder kleineren Werten hin verschoben werden. Das hat wiederum zur Folge, dass mehr oder weniger Reibarbeit benötigt wird, bis Flächenelemente verschweißen. Im Folgenden wird an ausgewählten Scherkraftverläufen der Einfluss der Reinigung auf das Bondergebnis beispielhaft dargestellt. Abbildung 4.24 zeigt die mittels dem Modell berechneten Scherkräfte für verschiedene Aktivierungsenergie-dichten  $\tilde{E}_{\text{Aktivierung}}$ . Wie bereits erwartet, kommt es bei niedrigen Werten für  $\tilde{E}_{\text{Aktivierung}}$  zu einem starken Anstieg der Scherkraft auch bei kurzen Bondzeiten. Dies ist gleichzusetzen mit einem Bondvorgang auf einem oxidfrem Substrat. Bei höheren Werten hingegen tritt eine zeitliche Verzögerung der Scherfestigkeit auf, wie sie ebenfalls von Eacock et al. [22] beobachtet wurde. Die Scherkraft  $F_S$  unterscheiden sich entsprechend zum Ende des Prozesses. Mit deutlich längeren Bondauern kann dies jedoch kompensiert werden, sodass alle Schichten die gleichen Scherfestigkeiten aufweisen. Das Ergebnis verdeutlicht die Möglichkeit, eine Verzögerung der Anbindung aufgrund von störenden Oxidschichten mithilfe des in Kapitel 3.5 vorgestellten kennfeldbasierten Ansatzes abzubilden.

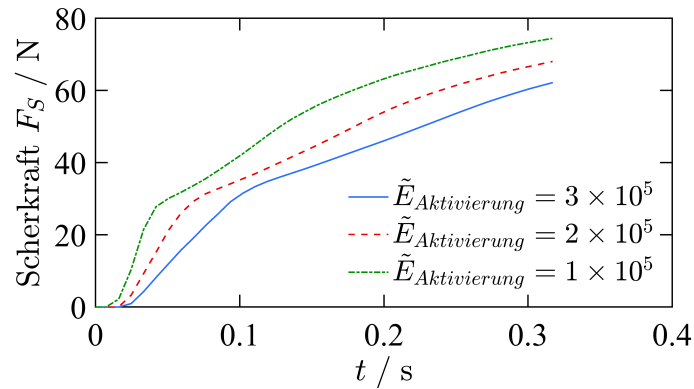


Abbildung 4.24: Scherkraftverläufe für Aktivierungsenergiedichten von  $1 \times 10^5$  bis  $3 \times 10^5 \text{ J/m}^2$

### 4.2.3 Bondtoolaufsetzer

Bei der nachfolgend betrachteten Störgröße handelt es sich um einen sog. *Bondtoolaufsetzer*, die in der Praxis auch Bondtoolaufsetzer oder Bondtoolabdruck genannt werden. Diese deterministische Störgröße äußert sich, wie in Abbildung 4.25 dargestellt, durch Abdrücke der Bondtoolfüße auf dem Substrat. Da Substrate i. d. R. keine perfekten Oberflächen aufweisen, ist der Übergang von leichten bis zu schweren Abdrücken fließend. Der repräsentative Bondtoolaufsetzer in Abbildung 4.25b stellt einen leichten Abdruck dar und wird innerhalb dieser Arbeit mit dem Fehlercode 1 deklariert, während der Abdruck in Abbildung 4.25c als starker Abdruck den Fehlercode 2 erhält. Die mit Fehlercode 2 gekennzeichneten Abdrücke zeichnen sich dadurch aus, dass die Bondtoolfüße vollständig auf dem Substrat erkennbar sind. Sie treten im laufenden Betrieb typischerweise bei einem stark verschlissenen Bondwerkzeug oder zu hoch gewählten Bondparametern auf. Wie auch schon in Abbildung 4.21b gezeigt, wird das Bondwerkzeug beim Ultraschall-Dickdrahtbonden mit Kupfer im Laufe der Werkzeuglebensdauer durch die hochfrequente Relativbewegung ausgewaschen und sinkt infolge des Verschleißes immer tiefer ab. Ist der Volumenabtrag hoch genug, so setzt das Werkzeug mit seinen Flanken auf dem Substrat auf und hinterlässt Abdrücke auf dem Untergrund. Diese Abdrücke sind in der Produktion von Bondverbindungen auf Chip-Oberflächen jedoch nicht erwünscht bzw. nicht erlaubt, da sie den Chip beschädigen können. Bondtoolabdrücke auf einem DCB-Substrat hingegen zeigen keinen nennenswerten Einfluss auf die Funktion des Moduls. Sie sind allerdings ebenfalls unerwünscht, da sie auf eine Überbondung des Drahtes bzw. auf schlechte Bondverbindung hinweisen. Innerhalb der in Kapitel 5 vorgestellten Mehrzieloptimierung werden Bondtoolaufsetzer dementsprechend berücksichtigt, da diese im Prozess möglichst reduziert werden sollen.

## 4.3 Zusammenfassende Beurteilung der Einflussgrößen beim US-Bonden

### 4.3.1 Ermittlung von Bondprozessfenstern

Innerhalb dieses Kapitels werden komplexe Wechselwirkungen untersucht, um eine zusammenfassende Beurteilung der Einflussgrößen beim Bonden zu erhalten und das in

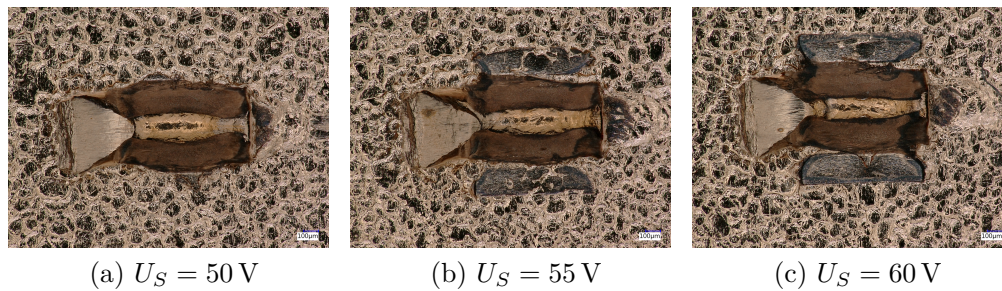


Abbildung 4.25: Entstehung eines Bondtoolaufsetzer für drei zunehmende US-Spannung

dieser Arbeit entwickelte Gesamtmodell zu validieren.

Die Einstellparameter Prozessdauer, Normalkraft und Ultraschallspannung sind in der Fachwelt als ausschlaggebendste Parameter beim Ultraschall-Drahtbonden anerkannt. Aus diesem Grund werden diese veränderlichen Größen innerhalb dieser Arbeit um einen bekannten Betriebspunkt variiert. Durch die Variation dieser Modellparameter kann eine Veränderung der Bondbedingungen simuliert werden. Abbildung 4.26a zeigt ein typisches Prozessfenster für das Ultraschall-Drahtbonden mit Flächen gleicher Scherkraft in cN und Linien gleicher Häufigkeiten in % für Bondabdrücke mit einem unverschlissenen Bondwerkzeug.

Der Parameterraum wird in der linken unteren Hälfte durch niedrige Scherkräfte begrenzt. Hier ist anzunehmen, dass der Energieeintrag nicht ausreicht, um eine zuverlässige Bondverbindung herzustellen. Im Gegensatz dazu bewirken zu hohe Bondnormalkräfte und Ultraschallspannungen eine hohe Häufigkeit an Bondabdrücken. Da Bondabdrücke in der Produktion von Drahtbondverbindungen nicht erwünscht sind, begrenzen diese ebenfalls den nutzbaren Parameterraum. Bondabdrücke entstehen typischerweise bei größeren Verschleißzuständen, da aufgrund des mechanischen Abriebs das Werkzeug tiefer absinken kann. Aufgrund der mechanischen Eigenschaften des Kupferdrahtes verschleiß herkömmliche Bondwerkzeuge sehr schnell. Dies wirkt sich auch auf die Bondverbindungen aus, sodass diese ab einem gewissen Abnutzungsgrad des Bondwerkzeugs nicht mehr qualitätskonform sind. Um dennoch eine ausreichend gute Bondverbindung herstellen zu können, wurden im Vorfeld umfangreiche experimentelle Versuche durchgeführt. Ziel war es einen optimalen Bondparametersatz für ein bereits verschlissenes Bondwerkzeug zu finden und die Kompensationsmöglichkeit aufzuzeigen. Dazu wurde die Methode der *statistischen Versuchsplanung* (englisch: *design of experiments*, DoE) eingesetzt. Dabei wird mit einer definierten Anzahl an Versuchen der Wirkzusammenhang zwischen den Einflussfaktoren (Ultraschallspannung, Normalkraft, Touchdownkraft und Bonddauer) und den Zielgrößen (Scherkraft, Bonddauer, Werkzeuglebensdauer und Häufigkeit Bondtoolaufsetzer) möglichst genau ermittelt.

Abbildung 4.26b zeigt das Ergebnis eines optimalen Maschinenparametersatzes (abgekürzt: Opt.) für ein bereits verschlissenes Bondwerkzeug mit dem 16.000 Einzelbonds hergestellt worden sind. Dieser optimierte Parametersatz führt wie gewünscht zu besonders hohen Scherfestigkeiten im Betriebspunkt (0;0). Jedoch ist zu beobachten, dass dieser Parametersatz für unverschlissene Werkzeuge, wie es etwa bei 0 Einzelbonds der Fall wäre, zu einer *Überbondung* der Bondverbindungen auch bei kleinen Ultraschallspannungen und Bondnormalkräften führt. Somit ist es nicht zielführend, diesen Para-

Parametersatz von Beginn an zu nutzen. Vielmehr sollte der optimierte Parametersatz dazu genutzt werden, um ein stark verschlissenes Bondwerkzeug (mehr als 16.000 Einzelbonds gefertigt) zu kompensieren. Die prinzipielle Möglichkeit der Kompensation der Störgröße Verschleiß durch Änderung der Prozessparameter kann somit beobachtet werden. Weitere Tests zeigen jedoch, dass die Störgröße Bondwerkzeugverschleiß spätestens dann nicht mehr vollständig kompensiert werden kann, wenn das Bondwerkzeug während des Bondens auf das Substrat aufsetzt. Es ist ebenfalls ersichtlich, dass für optimale Source- und Destination-Verbindungen leichte Unterschiede in Parametersätzen existieren. Dies begründet auch den Einsatz von unterschiedlichen Ausgangsgeometrien in der Simulation zur Bestimmung der Normalspannungsverteilung in Kapitel 3.2. Eine Ursache für den Unterschied von Source- und Destination-Bonds kann aber z. B. auch durch eine ungünstige Loopformtrajektorie im Prozess entstehen. Wird bspw. das Werkzeug nach dem Bondvorgang der Source-Verbindung zu steil nach oben bewegt, können die resultierenden Zugkräfte die Bondverbindung schälen und somit Randgebiete zerstören. Alle in den Abbildungen dargestellten Parameterräume repräsentieren die Ergebnisse eines Einzelbonds mit der Geometrie einer Source-Verbindung. Die vorgestellten Parameterräume aus Abbildung 4.26 sind typischerweise nur mit sehr viel Aufwand herauszufinden. So mussten allein 124 Versuche in einem reduzierten Versuchsplan durchgeführt werden, um den optimierten Parametersatz aus Abbildung 4.26b zu finden. Das entspricht bei einem aussagekräftigen Stichprobenumfang einer Anzahl von 6696 Schertests und 3348 Pulltests. Würde man anstelle eines reduzierten Versuchsplans alle Kombinationen durchführen, müsste man alleine 16384 Versuche durchführen. Der Einsatz von Simulationen beim Ultraschall-Drahtbondprozess könnte jedoch die Kosten für derartige Versuche erheblich reduzieren, da keine oder nur wenige Versuche durchgeführt werden müssten. Ein Beispiel dafür ist in Abbildung 4.27 dargestellt. Dort wurde das entwickelte Bondmodell dazu genutzt, um den Parameterraum des Standardparametersatzes aus Abbildung 4.26a und dem optimierten Parametersatz aus Abbildung 4.26b zu simulieren. Das Modell zeigt hinsichtlich der beobachteten Effekte ein äquivalentes Verhalten. Exemplarisch sind die Bereiche hoher Scherfestigkeit zu nennen, welche sowohl im Experiment als auch im Modell oben rechts im Diagramm zu finden sind. Kleine Einstellwerte für den Ultraschallfaktor lassen sich für den gewählten Parametersatz mit höheren Normalkraftfaktoren kompensieren. Der Grund für dieses Verhalten ist im Kontakt Draht/Substrat zu finden. Wird der Draht stärker an das Substrat gedrückt, reichen niedrige Anregeamplituden aus, um eine ausreichende Reibleistung im Interface zu realisieren. Diese Aussage trifft jedoch nicht für jede Kombination der gewählten Bondparameter zu. Wird bspw. die Normalkraft zu groß gewählt, ist es durchaus möglich, dass die gewählten Anregeamplituden nicht ausreichen, um eine Gleitphase zwischen Draht und Substrat zu erreichen. So einfach diese Aussage auf den ersten Blick erscheinen mag, in der Praxis können diese Erkenntnisse nur mit aufwendigen und teuren Experimenten gewonnen werden. Mithilfe des Modells werden außerdem die Wahrscheinlichkeiten eines Bondabdrucks berechnet und als Grenzen abgebildet. Hier ist ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit den visuellen Ergebnissen (Fehlercode 2. Bondtoolaufsetzer) zu erkennen.

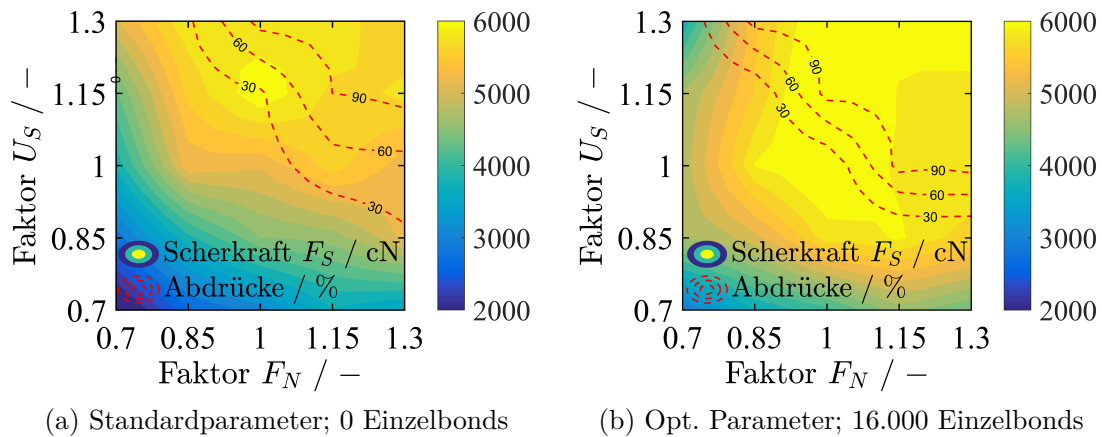


Abbildung 4.26: Experimentell ermittelte Prozessfenster mit Flächen gleicher Scherkraft und Linien gleicher Häufigkeiten von Bondabdrücke

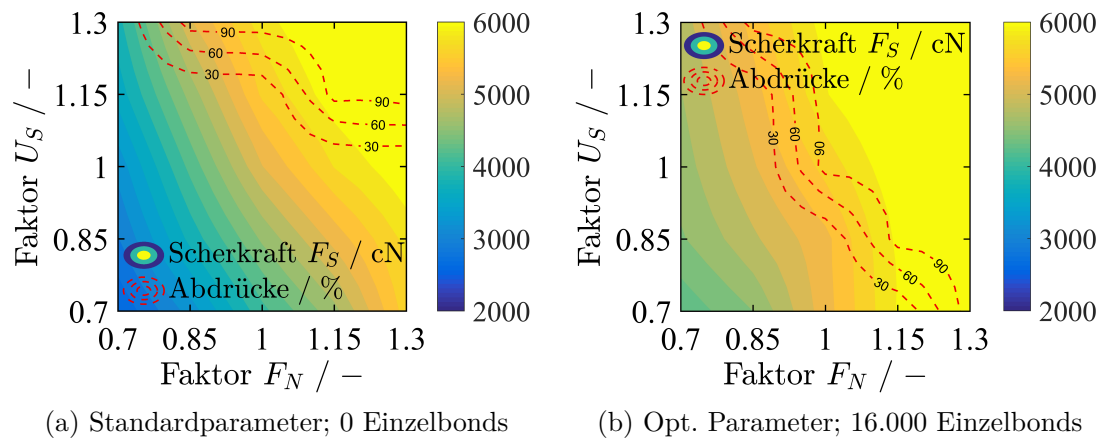


Abbildung 4.27: Berechnete Prozessfenster mit Flächen gleicher Scherkraft  $F_S$  und Linien gleicher Wahrscheinlichkeiten für Bondabdrücke

### 4.3.2 Leistungsbilanz und Temperaturbestimmung

Im Weiteren soll nun das validierte Bondmodell dazu genutzt werden, um die resultierenden Leistungen beim Bondvorgang zu bilanzieren. Dieses Vorgehen dient vor allem dem Prozessverständnis und zukünftigen Temperaturabschätzungen im Interface Draht/Substrat. Die Zustandsgrößen werden dafür an zuvor definierten Punkten ausgewertet. Der erste Bilanzpunkt befindet sich vor der Sonotrode und bilanziert die elektrische Leistungsaufnahme des Systems. Die aufgenommene elektrische Leistung  $p_{el}$  entspricht dem Produkt der elektrischen Spannung  $u$  und der elektrischen Stromstärke  $i$ . Sowohl die Spannung als auch die Stromstärke sind von der Zeit  $t$  abhängige Größen. Man spricht in diesem Zusammenhang von der sog. *Momentanleistung* des Systems. Die über eine Periodendauer  $T$  gemittelte elektrische Wirkleistung  $\bar{P}_{el}$  folgt mit:

$$\bar{P}_{el} = \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} u \cdot i \, dt. \quad (4.4)$$

Die von außen zugeführte elektrische Wirkleistung wird vollständig an den Dämpfern und Reibelementen umgewandelt:

$$\bar{P}_{el} = \bar{P}_d + \bar{P}_R. \quad (4.5)$$

Die beiden Leistung  $\bar{P}_d + \bar{P}_R$  setzt sich sowohl aus den Leistungen zusammen, die aufgrund der eingebrachten Dämpfer am Transducer und Untergrund verloren gehen ( $\bar{P}_{d,T}$  und  $\bar{P}_{d,U}$ ) als auch durch die trockenen Reibleistung im Kontakt Werkzeug/Draht und Draht/Untergrund ( $\bar{P}_{R,WD}$  und  $\bar{P}_{R,DU}$ ):

$$\bar{P}_{el} = \bar{P}_{d,T} + \bar{P}_{d,U} + \bar{P}_{R,WD} + \bar{P}_{R,DU} \quad (4.6)$$

Mit der hervorgerufen Kraft durch den Dämpfer  $F_d = d \cdot \dot{x}$  und der daraus resultierenden Leistung der Dämpferkraft:

$$P_d = F_d \cdot \dot{x} = d \cdot \dot{x}^2, \quad (4.7)$$

bzw. der mittleren Dämpferleistung:

$$\bar{P}_d = \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} d \cdot \dot{x}^2 \, dt. \quad (4.8)$$

Die durch die trockene Reibung hervorgerufene dissipierte mittlere Reibleistung kann als Integral einer Schwingungsperiode der Reibkraft  $F_R$  über den jeweiligen Relativweg  $x_{rel}$  des Kontaktes Werkzeug/Draht oder Draht/Substrat, dividiert durch die Periodendauer  $T$  angesehen werden:

$$\bar{P}_R = \frac{1}{T} \int_{x_{rel}(t_0)}^{x_{rel}(t_0+T)} F_R(x_{rel}) \, dx_{rel}. \quad (4.9)$$

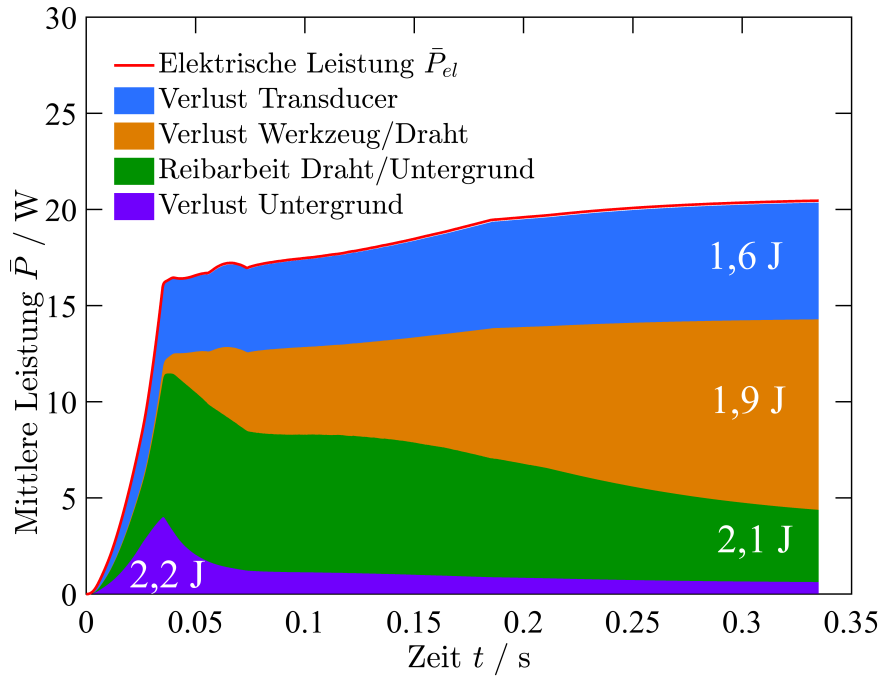


Abbildung 4.28: Leistungsbilanz beim Ultraschall-Drahtbenden

Die Reibkraft  $F_R(x_{rel})$  entspricht der nichtlinearen JENKIN-Kraft in den jeweiligen Kontaktstellen. Die im Bondprozess durch Reibung entstehenden Leistungen verursachen eine Dämpfung der resultierenden Schwingungen, welche dem System Energie entzieht. Das Ergebnis der zugeführten und umgewandelten Leistungen für einen repräsentativen Bondvorgang mit konstanten Bondparametern ist in Abbildung 4.28 dargestellt. Die unterhalb des elektrischen Leistungsverlaufes  $\bar{P}_{el}$  eingeschlossene Fläche entspricht der verrichteten Arbeit im Schwingssystem. Die in das System eingebrachte elektrische Leistung liegt für die gewählte Parameterkonfiguration im zeitlichen Mittel bei ca. 18 Watt. Davon geht ein nicht vernachlässigbarer Teil im System verloren. Je größer diese Verluste sind, desto weniger Leistung steht entsprechend zur Reinigung der Bondoberflächen zur Verfügung. Ziel ist deshalb eine Maximierung der grünen Fläche des Kontaktes Draht/Untergrund, während die restlichen Flächen so klein wie möglich sein sollten, um einen effizienten Prozess zu gewährleisten. Besonders hervorzuheben ist die Tatsache, dass die Verluste am Transducer, Werkzeug und Untergrund nicht zu vernachlässigen sind und somit insbesondere im Kontakt Werkzeug/Draht noch Verbesserungspotenziale aufweisen.

Beim Ultraschall-Drahtbenden entsteht durch eine Umwandlung von mechanischer Leistung Wärme. Diese Wärme fließt aufgrund des Temperaturunterschieds über alle Bauteile nach außen an die Luft. Die in Kapitel 4.3.2 vorgestellte Leistungsbilanz kann dazu genutzt werden, um die beim Bonden herrschenden Temperaturen im Interface mithilfe des vorgestellten FE-Modells zu berechnen. Innerhalb des Modells wird eine Umgebungstemperatur von 22 °C angenommen. Das Modell berücksichtigt die Wärmeleitung im Inneren der Bauteile und an den sich berührenden Oberflächen. Außerdem findet eine Übertragung der Wärme über die Oberflächen des Drahtes und Untergrundes an die Umgebung durch Konvektion statt. Die instationäre Wärmeleitung für den dreidimensionalen Fall kann im Allgemeinen durch die FOURIER'SCHE Differentialgleichung abgebildet werden:

$$\rho c_p \frac{\delta T}{\delta t} = \frac{\delta}{\delta x} \left( \lambda \frac{\delta T}{\delta x} \right) + \frac{\delta}{\delta y} \left( \lambda \frac{\delta T}{\delta y} \right) + \frac{\delta}{\delta z} \left( \lambda \frac{\delta T}{\delta z} \right) + \dot{w} \quad (4.10)$$

Dabei ist  $\rho c_p$  die Material-Wärmekapazität der Körper,  $T$  entspricht der jeweiligen Temperatur der Körper und  $\lambda$  der Material-Wärmeleitfähigkeit in der jeweiligen Raumrichtung  $(x, y, z)$ . Durch die Hinzunahme eines Quellterms  $\dot{w}$ , kann die bekannte Wärmemenge im Interface zugeführt werden. In dieser Arbeit wird davon ausgegangen, dass die gesamte Reibleistung im Kontakt in Wärme umgewandelt wird. Der Anteil der umgesetzten Wärme durch plastische Umformung im Draht kann somit vernachlässigt werden.

Der Wärmeübergang durch eine erzwungene Konvektion erfolgt dann in der FE-Simulation am Rand der Körper und stellt mittels der Form:

$$\alpha A (T_U - T_O) = \dot{Q} \quad (4.11)$$

eine Randbedingung für das Modell dar [37]. Der Wert  $\alpha$  entspricht dabei dem Wärmeübergangskoeffizienten, welcher die Intensität des Wärmeübergangs an den Grenzflächen darstellt. Durch die Geometrie des Bonds und Untergrunds sind die nominellen Oberflächen  $A$ , die zum konvektiven Wärmeübergang beitragen, gegeben. Die Berechnung der herrschenden Temperaturen beim US-Bonden erfolgt im Gegensatz zu der in der Literatur [89] durchgeführten Analyse, bei der die plastischen Verformungen für die erzeugte Wärme herangezogen wurde, durch das Einbringen von Wärmestromdichten im Interface zwischen Draht und Substrat (siehe Abbildung 4.29a). Die Reibleistung im Kontakt ist aufgrund der inhomogenen Andruckverteilung und abgebildeten Anbindungseffekte ortsabhängig. Das bedeutet für den exemplarisch dargestellten Zeitpunkt, dass die äußeren Bereiche der Bondverbindung höhere Wärmestromdichten aufweisen als im Zentrum der Verbindung. Die Ergebnisse einer transienten Analyse mit einer Gesamtbonddauer von 0,335 s und den dazugehörigen Temperaturverläufen sind in Abbildung 4.29 dargestellt. Bei dem berechneten Temperaturverläufen handelt es sich um Maximalwerte, welche sich bei einem mittleren Wärmestrom von 10 W, 15 W und 20 W im Interface ausbilden. Diese Werte entsprechen den typischen Ergebnissen aus Leistungsbilanzen für verschiedene Bondparameter, wobei höhere Ultraschallspannungen zu größeren Wärmequellen führen. Die Berechnungen zeigen monoton steigende Exponentialverläufe bis zum Ende des Bondvorgangs auf. An dieser Stelle sei gesagt, dass im Gegensatz zu den bisher vorgestellten Gleichungen keine zweiten Ableitungen der Temperatur nach der Zeit vorkommen und es folglich nur monoton steigende oder fallende Exponentialverläufe geben kann [37]. Die Maximaltemperaturen liegen nach einer Bonddauer von 0,335 s zwischen 48 und 75°C. Mit dem Abschalten des Ultraschalls sorgt die hohe Wärmeleitfähigkeit des Kupfers für ein rasches Abklingen der Temperaturen, sodass diese mittels experimenteller Messungen nur bedingt nachweisbar sind. Eine vergleichbare Arbeit von [89] zeigt jedoch ähnlich niedrige Temperaturen beim US-Bonden. Es bestätigt die Vermutung, dass die beim US-Bonden entstehenden Temperaturen für die Bildung von Mikroverschweißungen im Interface eine untergeordnete Rolle spielen.



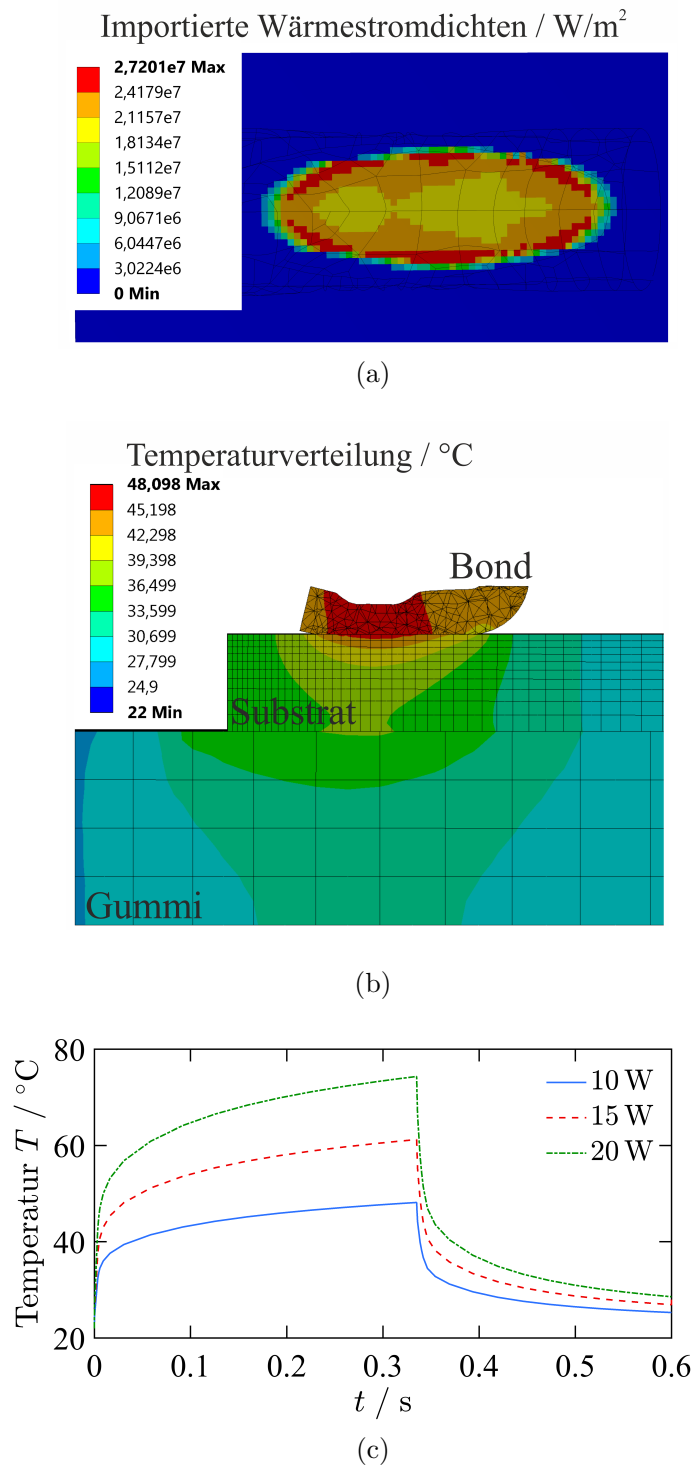


Abbildung 4.29: Importierte Wärmestromdichten (4.29a) und eine resultierende Bond-Temperaturverteilung inklusive Substrat und Hartgummi-Unterlage (4.29b) nach einer Bonddauer von 0,335 s, sowie die berechneten Maximalwerte der beim Bonden herrschenden Temperaturen in Abhängigkeit von der Zeit (4.29c)



# 5 Mehrzieloptimierung und Verhaltensanpassung von US-Bondprozessen

Die in Kapitel 4 gezeigten Bonduntersuchungen dienen dem grundlegenden Verständnis der Einflüsse und Abhängigkeiten des Prozesses. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass der US-Bondprozess durch variable Randbedingungen, deterministische Störgrößen und Wechselwirkungen beeinflusst wird. In der Produktion von Leistungshalbleitermodulen ist dieses Verhalten jedoch unerwünscht, da es zu einem unerwarteten und/oder unerwünschten Prozessverhalten führt. Stattdessen wird angestrebt den Prozess ausreichend zu beherrschen, um gewünschte Prozessziele möglichst gleichzeitig erfüllen zu können. Die geforderten Ziele sind typischerweise nur mit einem Kompromiss zu erreichen, sodass ein Optimum bezüglich aller Ziele nicht mit einer *speziellen* Lösung zu erreichen ist. Die Durchführung einer modellbasierten Mehrzieloptimierung beim Ultraschall-Drahtbonds hilft dabei, die gestellten Anforderungen bestmöglich zu erfüllen. Mehrzieloptimierungsverfahren suchen jedoch nicht nach einer möglichst guten Lösung, sondern nach einer Menge von Kompromisslösungen, aus denen der Anwender entsprechend auswählt [7].

Die in dieser Arbeit angestrebte Umsetzung einer modellbasierten Mehrzieloptimierung mit einer anschließenden Verhaltensanpassung der Bondmaschine erfordert jedoch eine geeignete Strukturierung der Informationsverarbeitung. Das von NAUMANN [74] entwickelte Operator-Controller-Modul, welches speziell auf die Bedürfnisse adaptiver Systeme hin konzipiert wurde, wird im Folgenden für eine Online-Verhaltensanpassung verwendet (siehe Abbildung 5.1). Die notwendigen Schritte zur Verhaltensanpassung der Bondmaschine werden dabei auf verschiedene Computersysteme aufgeteilt. Prozessregelung und Datenakquise sind auf den internen Systemen implementiert, während die oberen Ebenen auf einer langsameren Zeitskala die Datenauswertung und Prozessanpassung auf einem externen System ermöglichen. Die Verbindung geschieht über angepasste Standard-Schnittstellen, die einerseits die Prozesskontrolle, andererseits die Prozessparametervorgabe erlauben.

Auf der untersten Ebene des Operator-Controller-Moduls befindet sich die Bondmaschine inklusive Prozessregelung und integriertem *PiQC*-System. Diese regeln den Bondprozess in Abhängigkeit von den eingestellten Prozessgrößen und stellen dem Benutzer Daten zur Verfügung. Die Messdaten werden gespeichert und über eine entsprechende Schnittstelle an ein externes Computersystem gesendet. Auf diesem System (siehe mittlere Ebene) werden die Ergebnisse während des Bondprozesses mit den aktuellen Zielwerten des Prozessbeobachters verglichen, indem festgestellt wird, inwiefern die gewünschten Ziele erreicht werden und in welchem Zustand sich der aktuelle Prozess befindet. Dafür ist es notwendig, auf die serienmäßig verfügbare Prozesskontrolle zurückzugreifen, welche um ein Übertragen der unbearbeiteten Messdaten erweitert wird. Dadurch werden weitergehende Auswertungsverfahren möglich, wie z. B. eine Schätzung der Lebensdauer des

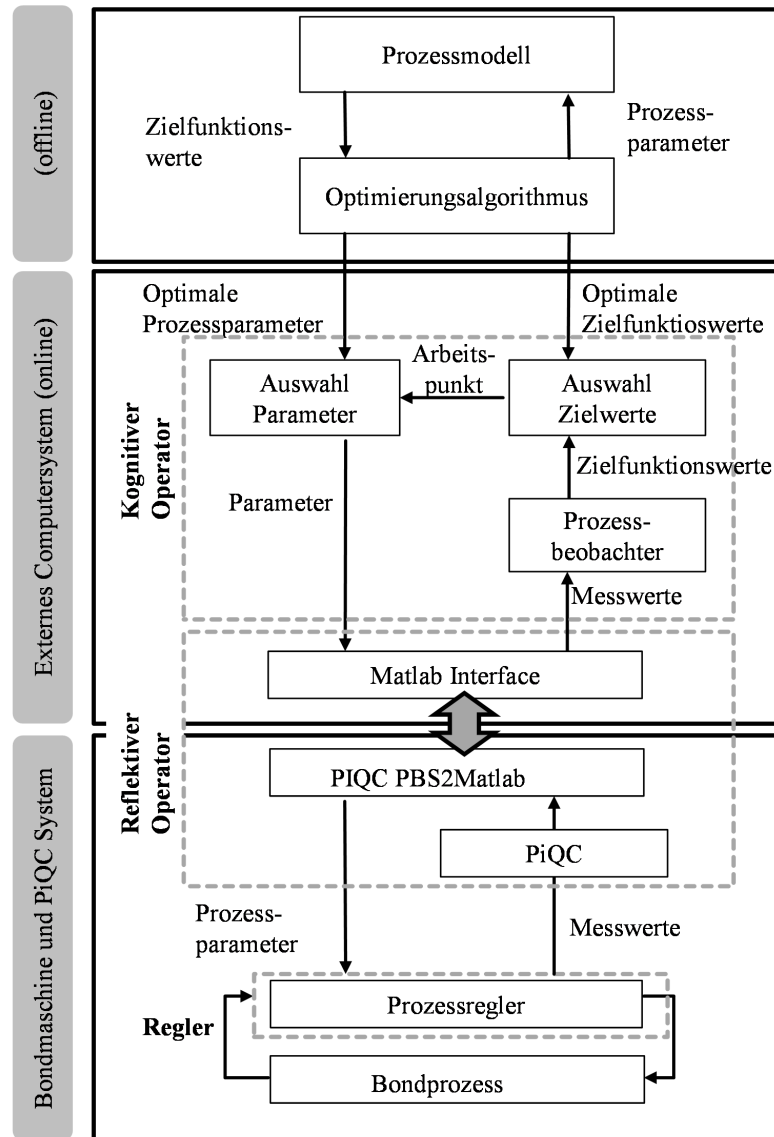


Abbildung 5.1: Generisches Operator-Controller-Modul zur geeigneten Strukturierung der Informationsverarbeitung (Angelehnt an NAUMANN [74]).

Bondwerkzeugs. Im nächsten Schritt wird festgelegt, welche Ziele im aktuellen Betriebsmodus wichtig sind und wie die Prioritäten der Ziele untereinander gewählt werden. Um Zielprioritäten zu wählen, kann eine grafische Eingabemaske genutzt werden, die es dem Bediener auch ermöglicht, die erreichten Zielwerte des Prozesses zu überwachen. Diese könnte im industriellen Einsatz durch eine überlagerte Fertigungssteuerung, die Lieferfristen, Verfügbarkeit von neuen Bondwerkzeugen, der Auslastung anderer Fertigungslinien und ähnlicher globalen Aspekte berücksichtigt, ersetzt werden. Auf dieser Ebene findet eine Anpassung des Systemverhaltens an die aktuell gewählten Zielprioritäten statt. Um eine Verbindung von Zielprioritäten zu notwendigen Prozessparametern herzustellen, wird die Methode der modellbasierten Mehrzieloptimierung genutzt. Auf der obersten Ebene befindet sich das dazu benötigte und in Kapitel 3 erarbeitete Bondmodell. Das Modell wird dazu genutzt, um optimale Kompromisslösungen der priorisierten Ziele im Vorfeld zu berechnen und für die Auswahl priorisierter Betriebsmodi bereitzustellen.

## 5.1 Modellbasierte Mehrzieloptimierung

Eine modellbasierte Verhaltensanpassung ermöglicht die zielgerichtete Anpassung des Systems über einen vorab berechneten Satz von möglichen Betriebspunkten, die für erreichbare Zielprioritäten und notwendige System- oder Prozessparameter bekannt sind. Diese werden dazu vorab mittels modellbasierter Mehrzieloptimierung berechnet, die dazu dient, mehrere von den gleichen Parametern abhängige Zielfunktionen zugleich zu minimieren. Sind Zielfunktionen gegenläufig, so haben sie kein gemeinsames Minimum. Stattdessen wird eine Menge optimaler Kompromisse gefunden, die sog. *Paretofront*. Punkte auf der Paretofront zeichnen sich dadurch aus, dass ein Zielwert nur verbessert werden kann, wenn in Kauf genommen wird, dass ein anderer Zielwert schlechter wird. Über dedizierte Mehrzieloptimierungsalgorithmen kann die Paretofront auch für komplexe Zielfunktionen gefunden werden. Als Grundlage einer modellbasierten Mehrzieloptimierung dient dabei das Modell des Bondprozesses, das die Abhängigkeiten der einstellbaren Prozessparameter auf die betrachteten Zielwerte über eine Simulation vollständig abbildet. Zu allen Punkten der Paretofront gibt es zugehörige Systemparameter, die als *Paretomenge* bezeichnet werden. Während des Betriebs wird dann aus der Paretofront der zur aktuell gewählten Zielpriorität passendste Punkt ausgewählt und der zugehörige Parametersatz aus der Paretomenge im System eingestellt [73].

Beim Ultraschall-Drahtbondprozess ist das Hauptziel, Bondverbindungen herzustellen, die hohe Scherkräfte aufweisen. Weitere Ziele sind die Minimierung von Werkzeugverschleiß, Bondtoolaufsetzern und Prozesszeit, d. h. eine Maximierung der Effizienz. Um diese Größen bei der Verhaltensanpassung auch quantitativ fassen zu können und so einer mathematischen Verarbeitung zugänglich zu machen, muss jedes Teilziel als Zielfunktion formuliert werden. Im Falle der Scherkraft wird dies direkt aus dem Reib- und Anbindungsmodell abgeleitet. In diesem wird für jedes Reibelement ein Wert für den Grad der Reinigung im Bereich 0–100 % berechnet. Ist bspw. ein Element zu 30 % gereinigt, dann entspricht die jeweilige verschweißte Teilfläche dem gleichen Wert. Die Summe aller verschweißten Elemente, multipliziert mit einer spezifischen Scherfestigkeit, ergibt schließlich eine Gesamtscherkraft  $F_S$  für die simulierte Bondverbindung (siehe Kapitel 3.5). Zur Berechnung des Werkzeugverschleißes wird ein Verschleißmodell nach ARCHARD genutzt. Danach ist der Volumenabtrag proportional zur Normalkraft und Gleitdistanz. Letztere kann direkt aus dem dynamischen Modell des Ultraschallsystems ermittelt werden. In Referenzversuchen wurde zusätzlich ein prozessspezifischer Verschleißkoeffizient für ein definiert verschlissenes Werkzeug bestimmt. So kann das abgetragene Verschleißvolumen für eine Bondverbindung gemäß den aktuell eingestellten Prozessparametern berechnet werden. Alle früheren Verschleißvolumina akkumuliert können für eine Berechnung der Lebensdauer genutzt werden (siehe Kapitel 4.2.1). Die Wahrscheinlichkeit für einen Bondtoolaufsetzer kann mithilfe des gelernten Modells aus Kapitel 3.2 berechnet werden. Dazu werden die berechneten Drahtdeformationskurven bezüglich ihrer Ausprägung ausgewertet. Je höher die maximale Drahtdeformation ist, desto wahrscheinlicher ist ein Bondtoolabdruck. Das letzte der vier berücksichtigten Ziele ist die Minimierung der Prozesszeit. Hierbei ist keine Berechnung notwendig, da Prozesszeiten ohnehin im Bondmodell vorgegeben werden müssen.

Das in dieser Arbeit verwendete Verfahren zur Mehrzieloptimierung des Ultraschallbondprozesses entstand in einer gemeinsamen Publikation mit Meyer et al. [73] und besteht aus mehreren Schritten. Zunächst werden Optimierungsgrenzen definiert, die den Pa-

parameterraum sinnvoll eingrenzen. Typischerweise können die Verläufe der Bondparameter *Normalkraft* und *Ultraschallspannung* beliebige Trajektorien annehmen. Um dieses Problem zu bewältigen, wird ein typischer Bondparametersatz in einem definierten Gültigkeitsbereich skaliert und die Prozessdauer durch Abschneiden am Ende variiert. Der gewünschte Wertebereich wird anschließend evaluiert, indem das Prozessmodell simuliert und resultierende Zielfunktionswerte ausgewertet werden. Als Ergebnis stellt das Verfahren die Paretofront bereit, die alle pareto-optimalen Kombinationen zusammenfasst und sich dadurch auszeichnet, dass eine Verbesserung eines Zielwertes immer eine Verschlechterung eines anderen Zielwertes mit sich bringt. Abbildung 5.2 zeigt die Abhängigkeit ausgewählter gegenläufiger Ziele. Gut erkennbar ist, dass die dominierenden Punkte (rot hervorgehoben) im gesamten Bereich aller möglichen Kompromisse liegen. Für Abbildung 5.2a ist zu erkennen, dass steigende Bonddauern  $t$  die Scherkraft verbessern, d. h. der Zahlenwert für die negative Scherkraft  $F_S$  sinkt. Das Gleiche gilt für hohe Ultraschallspannungen (siehe Abbildung 5.2b). Dieses Verhalten ist darauf zurückzuführen, dass die Reibleistung mit der Erhöhung des jeweiligen Parameters größer wird und folglich die Flächenelemente schneller verschweißen können. Die in der Abbildung 5.2c dargestellte Paretofront verdeutlicht zudem, dass die beiden Ziele *Maximierung Scherkraft* und *Minimierung Verschleiß* gegenläufige Ziele sind und somit nur Kompromisslösungen gefunden werden können. Dies entspricht auch der physikalischen Anschauung, da größere Scherfestigkeiten nur mit hohen US-Spannungen erzielt werden können. Je größer die eingebrachte Leistung ist, desto größer sind die Verschleißraten am Bondwerkzeug (siehe Glg. 4.1). Die berechneten Paretofronten für Bondtoolabdrücke entsprechen ebenfalls den zu erwartenden Ergebnissen. Mit zunehmender Ultraschallspannung und Normalkraft im Bondprozess treten mit erhöhter Wahrscheinlichkeit Bondtoolaufsetzer auf (0 % entspricht keinem Bondtoolaufsetzer, 100 % entspricht einer hohen Wahrscheinlichkeit für einen Bondtoolaufsetzer mit dem Fehlercode 2). Die Wahrscheinlichkeit eines Aufsetzers hängt dabei stark vom Ergebnis der berechneten Draht Höhenabnahme ab, in Abbildung 5.2g und 5.2h ist eine Systematik aber gut erkennbar. Der Draht wird durch größere Ultraschallspannungen und Normalkräfte stärker verformt, sodass die Gefahr eines Bondtoolaufsetzers größer wird.

Alle dargestellten Ergebnisse verdeutlichen den Vorteil einer Mehrzieloptimierung, da derartige pareto-optimale Parameterkombinationen in der Praxis nur mit sehr großem Aufwand zu erkennen wären.

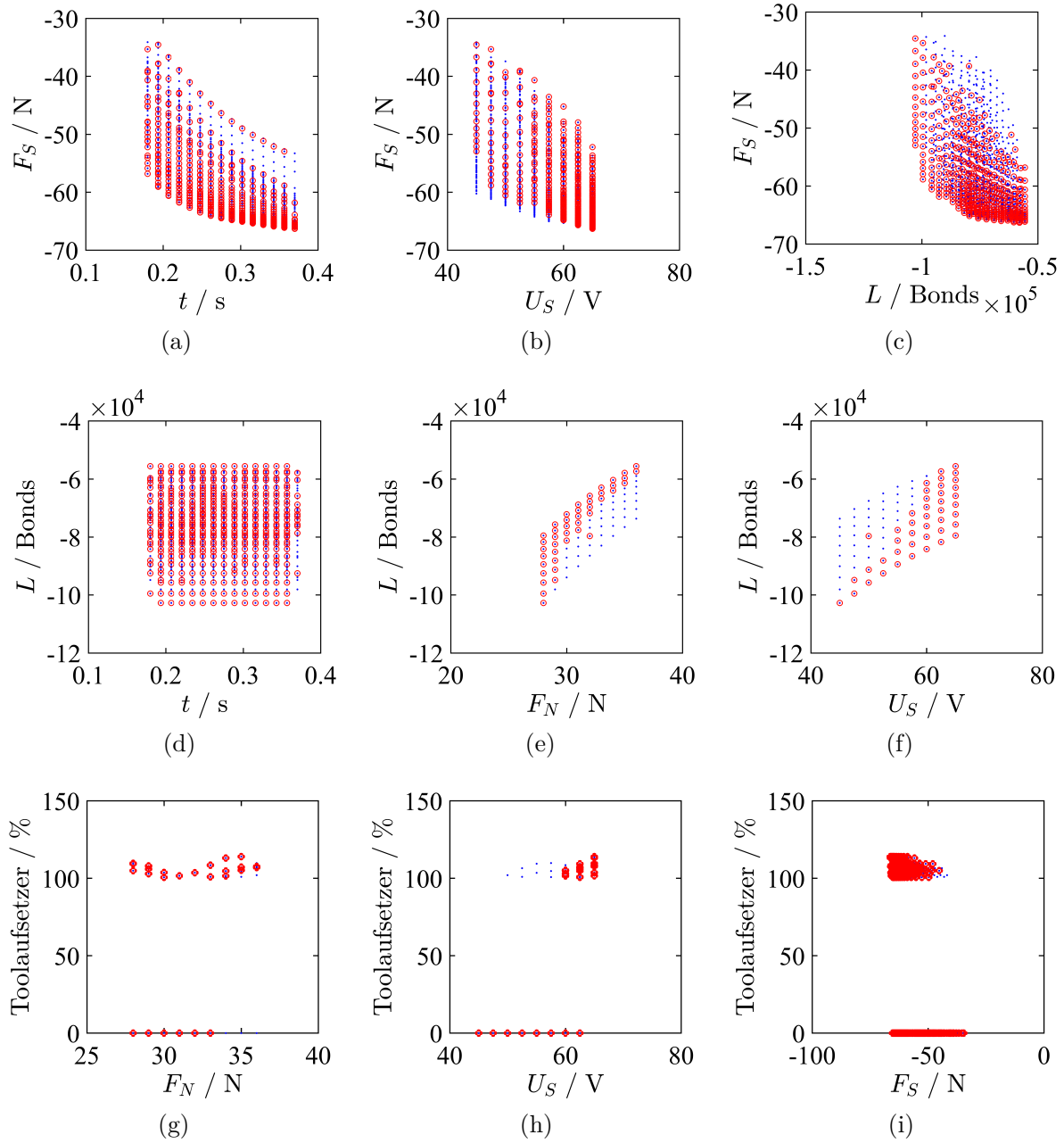


Abbildung 5.2: Zweidimensionale Wertemenge der Zielgrößen Scherkraft  $F_S$ , Werkzeuglebensdauer  $L$ , Bondtoolaufsetzer und Bonddauer  $t$

## 5.2 Implementierung einer Kommunikationsschnittstelle

Die Beeinflussung der Prozessparameter erfolgt bei gewöhnlichen Bondautomaten durch die manuelle Eingabe von numerischen Werten an einem Bedienerdisplay. In der Regel werden diese Parameter für die gesamte Werkzeuglebensdauer konstant gehalten. Während des Prozesses ändern sich aber die Rahmenbedingungen für das Bonden stetig, sodass auf diese Änderungen reagiert werden muss, um eine anhaltend hohe Bondqualität zu gewährleisten. Die in dieser Arbeit vorgestellten Methoden zur Verhaltensanpassung einer Bondmaschine erfordern die Adaption von Prozessparametern während der Produktion. Somit ist eine spezielle Schnittstelle notwendig, die mit einem eingebauten Produktionsdaten-Erfassungssystem (PBS) des Bonders kommuniziert. Die in dieser Arbeit angepasste Bonder-Software fordert neue Parameter in regelmäßigen Abständen an und stellt diese Parameter für die nachfolgenden Bondverbindungen bereit. Das ermöglicht eine Weitergabe einzelner Parameter in einem System mit mehreren Bond-Referenzsystemen. Auf diese Weise können Parameter für die Verhaltensanpassung in einem variablen Bond-Referenzsystem verändert werden, während in einem statischen Referenzsystem die Parameter konstant bleiben. Das Referenzsystem mit diesen statischen Bondparametern kann für eine Abschätzung der Werkzeuglebensdauer eingesetzt werden, da sich die darin enthaltenen Bondparameter im laufenden Betrieb nicht verändern. Zur Bewertung des aktuellen Arbeitspunktes wird auf die Daten einer bereits in der Maschine integrierten Qualitätskontrolle (*PiQC*) zurückgegriffen. Ein externes *PiQC*-System sendet dazu mittels eines Transmission Control Protocol/Internet Protocol (TCP/IP) die Maschinendaten an einen externen Prozessbeobachter. Der Prozessbeobachter bestimmt aus den *PiQC*-Rohdaten die aktuellen Zielwerte des Systems, sodass diese mit den berechneten und optimalen Zielfunktionswerten verglichen werden können. Das alles findet auf einem zweiten externen Computer statt, sodass die Dynamikregler in der Bondmaschine nicht beeinflusst werden und somit unsichere Betriebszustände weitestgehend ausgeschlossen werden können [73].

### 5.2.1 Prozessbeobachter für Werkzeugverschleiß und Bondtoolaufsetzer

Als Störgrößen des Kupferbondprozesses werden aufgrund ihrer hohen Signifikanz *Werkzeugverschleiß* und *Bondtoolaufsetzer* gewählt. Der sinnvolle Kompensationsraum zur Beeinflussung dieser Störgrößen wurde experimentell ermittelt und dient als Randbedingung für die Mehrzieloptimierung. Bondtoolaufsetzer entstehen, wenn der Draht zu stark verformt wird und das Werkzeug während des Bondprozesses den Untergrund, d. h. das Substrat, berührt. Zu viel Ultraschallspannung und/oder Normalkraft sowie Werkzeugverschleiß begünstigen diese Bondtoolaufsetzer. Dieser Fehler äußert sich durch Abdrücke der Bondtoolflanken auf dem Substrat und tritt im laufenden Betrieb normalerweise nur bei einem stark verschlissenen Bondtool auf. Wie in Abbildung 3.6a gezeigt, wird das Bondwerkzeug beim Kupfer-Dickdrahtbonds im Laufe der Zeit durch die Reibung mit dem Draht verschlissen und sinkt daraufhin immer tiefer ab. Ist der Verschleiß groß genug, so setzt das Werkzeug mit den Flanken auf dem Substrat auf und hinterlässt Abdrücke. Andere mögliche Fehlerquellen sind unpassende Bondparameter, also z. B. eine zu hohe Normalkraft oder US-Spannung bzw. eine zu lange Bondzeit. Tritt mindes-



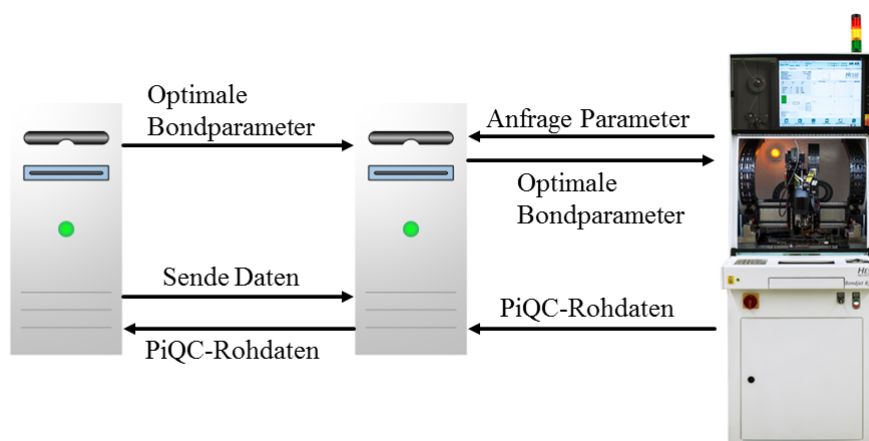


Abbildung 5.3: Aufbau der Schnittstelle zur Kommunikation mit der Bondmaschine BJ939 der *Hesse GmbH*

tens einer dieser Fälle auf, so wird der Draht so stark verformt, dass das Bondwerkzeug mit seinen Flanken auf dem Substrat aufsetzt und hier direkt US-Spannung einkoppelt. Das Substrat wird also direkt verformt und es entstehen Abdrücke. In der Produktion von Bondverbindungen sind Bondtoolabdrücke unerwünscht und sollen durch eine gezielte Verhaltensanpassung verhindert werden. Aus diesem Grund ist es notwendig, die Häufigkeit der Bondtoolaufsetzer im Prozess zu schätzen. Die Schätzung kann durch Auswertung der Maschinensignale erfolgen. Dazu müssen charakteristische Signalverläufe zur Ermittlung von Bondtoolaufsetzern identifiziert werden. Versuche zeigen, dass Unstetigkeiten in den Maschinensignalen der aktuellen Draifthöhenabnahme im Moment des Kontakts mit dem Untergrund auftreten. Hierdurch ist eine Aussage *Aufsetzer ja/nein* interpretiert als 1 oder 0, sowie eine Ermittlung des Aufsetzzeitpunktes möglich (siehe Abbildungen 5.4a bis 5.4b). Diese Informationen können ebenfalls zur Ermittlung des Verschleißzustandes des Werkzeugs genutzt werden. Hierbei werden mehrere Bonds im statischen Referenzsystem mit jeweils ansteigender US-Spannung gebondet. Während bei einem unverschlissenen Werkzeug Abdrücke erst bei sehr hohen US-Spannungen auftreten, geschieht dies mit zunehmendem Verschleiß zeitlich immer eher und/oder bei kleineren US-Spannungen. Hieraus wird dann im Parameterschätzer auf den aktuellen Verschleißzustand geschlossen. Die Auswertung der Anzahl und Ausprägung von Bondtoolaufsetzern in einem zusätzlichen Referenzsystem kann somit als Maß für den aktuellen Verschleißzustand genutzt werden. Abbildung 5.4 zeigt diesen Einfluss durch zunehmende Ultraschallspannungen mittels einer Referenzmessung. Hierbei wird stetig nach 25 Bonds die Ultraschallspannung beginnend von 48 V bis 58 V in 2 V Schritten erhöht. Als Ergebnis kann gezeigt werden, dass nicht nur die Häufigkeit der Aufsetzer sich erhöht, sondern ein Aufsetzer auch zeitlich früher auftritt.

Das gleiche Verhalten gilt ebenfalls für die Nutzung der aus der Prozessüberwachung bereitgestellten statistischen Maschinendaten. Die Abbildung 5.5 zeigt die im Langzeitbetrieb beobachtete Auswirkung des Verschleißes auf einen berechneten *Health Index HI* des Bondwerkzeugs bis 85.000 Einzelbonds. Der Health Index ist ein Maß für die aktuelle Restlebensdauer des Bondwerkzeugs. Die im weiteren vorgestellte Berechnung des Health Index ist angelehnt an das von Brökelmann [10] vorgestellte Verfahren zur

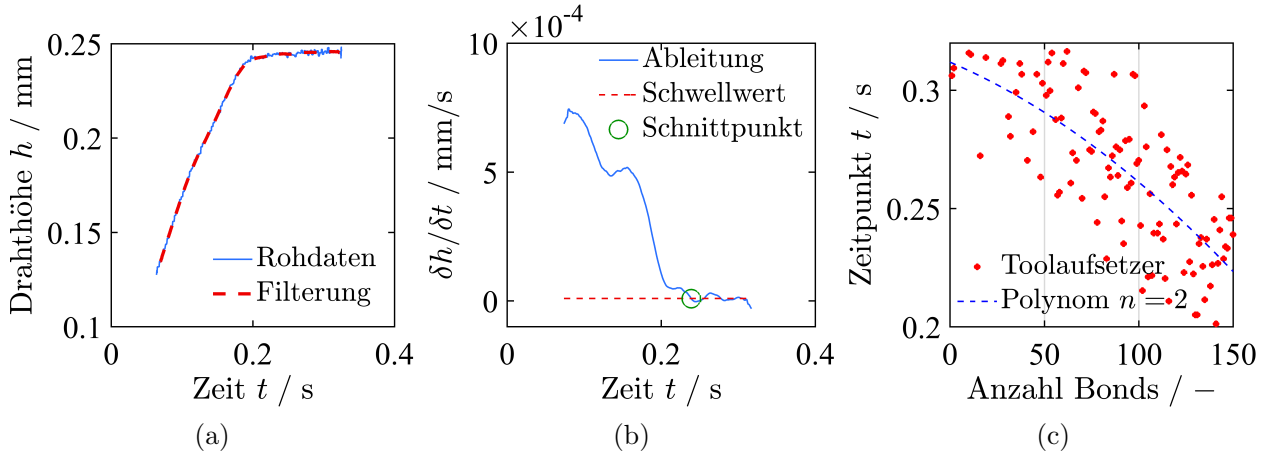


Abbildung 5.4: Beispiel für eine gemessene Drahthöhenabnahme  $h$  (Maschinendaten und gefiltert 5.4a) mit berechneter Ableitung  $\delta h / \delta t$  zur Bestimmung des Aufsetzzeitpunktes  $t$  (5.4b) für jeweils einen Bond sowie einer repräsentativen zeitliche Entwicklung der Aufsetzer bei zunehmender Ultraschallspannung beginnend bei 48 V und einer Erhöhung der Spannung in 2 V Schritten nach jeweils 25 Bonds (5.4c)

Online-Berechnung von Qualitätsindizes für Ultraschall-Drahtbondprozesse. Innerhalb der Bondmaschine wird so aktuell eine Qualitätsbewertung der hergestellten Bondverbindung durchgeführt. Die Berechnung des Health-Index folgt unter Zuhilfenahme des Qualitätswertes zu:

$$HI = \frac{1}{1 - Q_D}. \quad (5.1)$$

Der für die Werkzeuglebensdauer benötigte Qualitätsindex berechnet sich analog wie in [10] vorgestellt aus dem Mittelwert  $\mu_D(t_i)$  und der Standardabweichung  $\sigma_D(t_i)$  für jedes Signal  $S_D$  der Drahthöhenabnahme und jeden Zeitpunkt  $t_i$ . Diese Werte sollen möglichst aus einer großen Testmenge zu Beginn des Bondvorgangs mit einem nicht verschlissenen Bondwerkzeug ermittelt werden. Der Qualitätsindex zum Signal kann als *mittlerer normierter quadratischer Fehler*  $Q_D$  mit

$$Q_D = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left( \frac{\mu_D(t_i) - S_D(t_i)}{3\sigma_D(t_i)} \right)^2 \quad (5.2)$$

berechnet werden. Der Wert entspricht dem Quadrat der Fläche zwischen der gelernten Sollkurve zu Beginn des Bondvorgangs und den aktuellen Drahthöhenabnahmen  $S_D(t_i)$ . Die Normierung durch  $3\sigma_D(t_i)$  ermöglicht einen Vergleich mit den von der Bondmaschine bereitgestellten Qualitätsindizes. Die Abweichung von der Sollkurve wird zu jedem Zeitpunkt  $t_i$  auf die zugehörige 3-fache Standardabweichung normiert. In der Praxis hat sich der Wert 3 für die Signale der Drahthöhenabnahme als praktikabel erwiesen, da die Referenzkurven typischerweise eine hohe Streuung aufweisen und somit eine größere Abweichung von der Sollkurve toleriert werden kann. Die Streuung des Signals der Drahthöhenabnahme resultiert aufgrund des Prozesses. Ein häufig zu beobachtendes Phänomen ist, dass der Draht beim Bonden eines Source-Bonds sich unterschiedlich orientiert unter dem Werkzeug befindet. Aus diesem Grund werden nur Destination-Bonds ausgewertet, da diese weniger durch Störungen beeinflusst werden. Um stochastische Variationen des

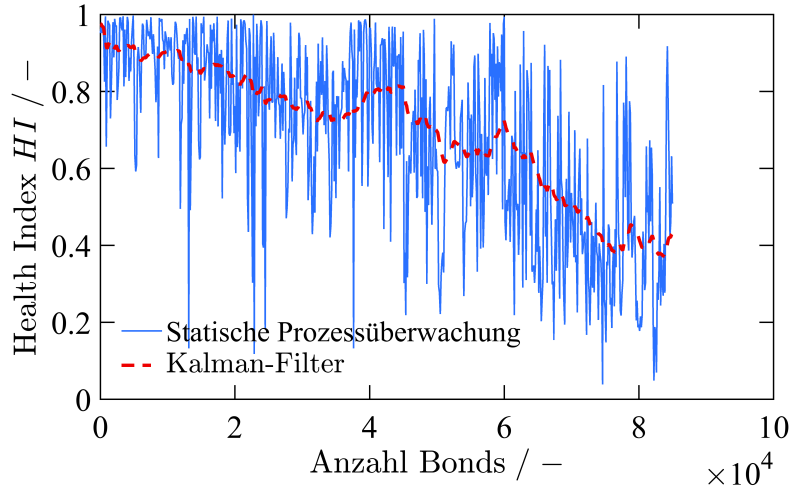


Abbildung 5.5: Langzeitbeobachtung des Health Index für ein Bondwerkzeug

Health-Indexes zu kompensieren, wird in einem abschließenden Schritt ein KALMAN-Filter genutzt, um Messrauschen zu eliminieren und eine bestmögliche Schätzung des Verschleißes zu gewährleisten. Der hier verwendete Filter arbeitet dazu mit einem zwei-stufigen Verfahren: Zuerst wird der Wert für den Health Index vorausgesagt und dann wird das bekannte Messabweichung verwendet, um die Schätzung für  $HI$  zu verfeinern. Dies führt oft zu einem besseren Ergebnis der Berechnung als ohne KALMAN-Filter.

### 5.2.2 Zielgrößen-Priorisierung

Für die Verhaltensanpassung der Bondmaschine bedarf es einer Priorisierung der einzelnen Zielgrößen durch den Bediener. Da die Qualität der Bondverbindung i. d. R. die wichtigste Zielgröße ist, wird eine vom Bediener vorgegebene Mindestfestigkeit als Nebenbedingung in der Optimierung berücksichtigt. Unter Beachtung dieser Einschränkung kann nun ein optimaler Betriebspunkt bezüglich der weiteren Zielfunktionen gewählt werden. Durch die Wahl des optimalen Betriebspunkts ergeben sich automatisch die jeweiligen Prozessparameter. Die Auswahl der Ziele  $z_i$  durch den Bediener soll nicht zu ungewollten Prozessvorgängen wie z. B. das Zerstören eines Chips führen, sodass der zur Auswahl bereitgestellte Raum sinnvoll eingeschränkt wird. Da die wählbaren Ziele teilweise unterschiedliche Größenordnungen aufweisen, findet eine Normierung der Zielwerte statt. Dies lässt sich durch

$$r_i = \frac{z_i - z_i^{\min}}{z_i^{\max} - z_i^{\min}} \quad (5.3)$$

erreichen. Die Werte für  $z_i^{\min}$  und  $z_i^{\max}$  entsprechen den minimalen bzw. maximalen erreichbaren Zielwerten. Überdies gilt für die normierten Zielwerte  $0 \leq r_i \leq 1$ . Für die Vorgabe des jeweiligen Betriebspunktes durch den Bediener können sog. Schieberegler eingesetzt werden. Diese besitzen den Vorteil, dass sie als Steuerelemente von besonderer visueller Qualität sind und jegliche Eingabe von ungültigen Werten durch den Anwender ausgeschlossen ist. Die minimal und maximal einzustellenden Wertebereiche liegen ebenfalls zwischen 0 und 1. Da alle Ziele einem Kompromiss unterliegen, darf die Summe

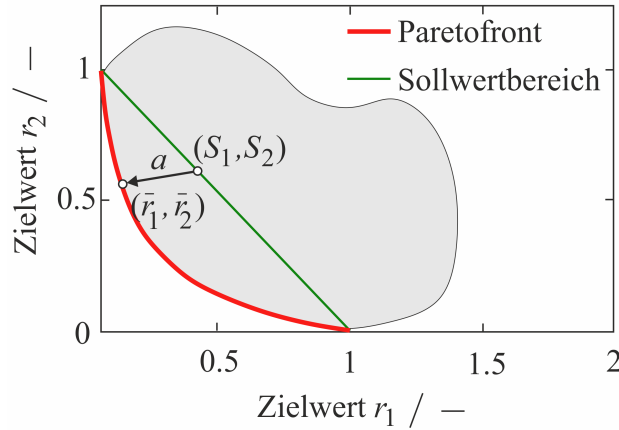


Abbildung 5.6: Beispiel für die Auswahl pareto-optimaler Punkte  $\bar{r}_1$  und  $\bar{r}_2$  aus einer Paretofront mittels Bestimmung des kleinsten linearen Abstands  $a$  zu den vorgegebenen Sollwerten  $S_1$  und  $S_2$

aller Sollwerte  $S_i$  nicht größer als 1 sein, sodass gilt:

$$\sum_{i=1}^n S_i = 1.$$

Um von den jeweils ausgewählten Sollwerten  $S_i$  auf die normierten Zielwerte in der Paretofront zu gelangen, werden die Zielwerte  $\bar{r}_i$  auf der Paretofront bestimmt, die den kleinsten linearen Abstand  $a$  besitzen. Die Abbildung 5.6 zeigt ein Beispiel für die Bestimmung eines pareto-optimalen Betriebspunktes bei der Vorgabe der beiden Sollwerte  $S_1$  und  $S_2$  für die beiden normierten Ziele  $r_1$  bzw.  $r_2$ . Der Punkt auf der Paretofront mit dem geringsten linearen Abstand  $a$  zu den ausgewählten Positionen des Sollwerts entspricht dem besten Kompromiss der beiden normierten Ziele. Die dazugehörigen Prozessparameter aus der Paretomenge werden mit dieser Methode in regelmäßigen Abständen bestimmt und an die Bondmaschine gesendet.

### 5.3 Einsatz einer Verhaltensanpassung am Bondautomaten

Um eine Anpassung der Ziele durch einen Bediener aufgrund veränderter Einflüsse zu ermöglichen, wird in dieser Arbeit abschließend ein Prototyp in Form einer modifizierten Bondmaschine aufgebaut. Dazu gehört eine Benutzerschnittstelle, die es ermöglicht, die priorisierten Ziele einzustellen. Da zum heutigen Zeitpunkt die Qualität einer Bondverbindung nicht mit den Maschinensignalen gemessen werden kann und somit die Scherkraft dem Prozessbeobachter nicht zur Verfügung steht, ist es notwendig, die aktuellen Scherkräfte mittels Schertests zu bestimmen und dem Prozessbeobachter zugänglich zu machen. Dies wird realisiert, indem eine Abfrage der aktuellen Scherkraft in definierten Zeitabständen von der Maschine getätigt wird und der Benutzer die von ihm manuell gemessene Kraft in ein Benutzerinterface eingibt. Die vom Prozessbeobachter tatsächlich ermittelten Zielgrößen für Scherkraft, Werkzeugverschleiß, Bondtoolaufsetzer und Bonddauer werden anschließend mit den optimalen Zielfunktionswerten aus dem Prozessmodell verglichen und in einer Benutzerschnittstelle dargestellt (siehe Abbildung 5.7).

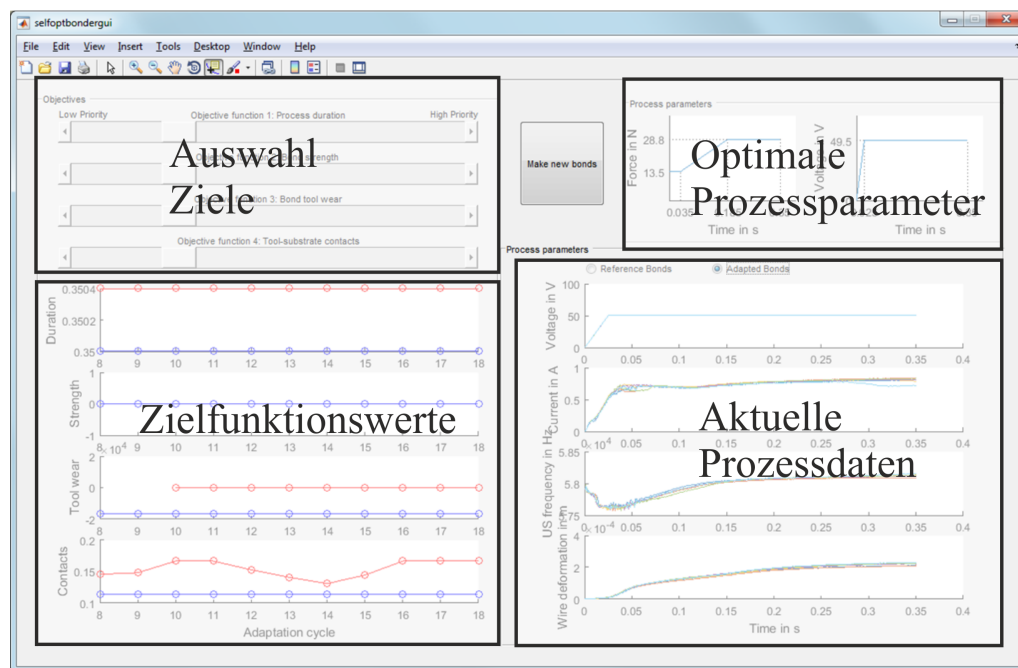


Abbildung 5.7: Benutzerschnittstelle für die Verhaltensanpassung einer Bondmaschine

Der Benutzer kann somit selbst entscheiden, welche Ziele für die zukünftigen Bondverbindungen priorisiert werden sollen. Muss bspw. ein Leistungshalbleitermodul aufgrund von engen Lieferfristen besonders schnell gefertigt werden, kann der Werkzeugverschleiß geringer und die Bonddauer höher priorisiert werden. Im Gegensatz dazu, kann bei einem Normalbetrieb oder einem Mangel an Bedienerpersonal der Prozess so priorisiert werden, dass die Häufigkeit der Werkzeugwechsel reduziert wird. Zur Auswertung der aktuellen Prozessdaten werden die letzten Prozessanpassungen angezeigt, sodass eine Steigerung der Benutzerfreundlichkeit und Benutzerakzeptanz gefördert wird. Es kann zwischen dem statischen und dynamischen Referenzsystem umgeschaltet werden, sodass jederzeit die aktuellen Prozessdaten dem Benutzer zur Verfügung stehen. Die Eingabe der aktuellen Scherkraft wird mithilfe einer zweiten Eingabemaske realisiert, welche nach jedem fertiggestellten Leistungshalbleitermodul erscheint. Durch die Eingabe können Abweichungen zwischen der berechneten und gemessenen Scherkraft dargestellt und ggf. durch den Bediener darauf reagiert werden. Die Möglichkeit einer Verhaltensanpassung der Bondmaschine ermöglicht es, auf die Störgrößen *Verschleiß der Bondwerkzeuge* sowie auf *Bondtoolaufsetzer* zu reagieren und diese im Idealfall kompensieren zu können. Durchgeführte Kurzzeittests zeigen, dass das System die gewünschte Verbesserung bzgl. des Prozesses und Zuverlässigkeit aufweist. Für die Zukunft sind jedoch Langzeittests notwendig, in denen diese unter realen Fertigungsbedingungen auch über eine längere Zeit beobachtet wird.



## 6 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel dieser Arbeit war eine modellbasierte Mehrzieloptimierung des Ultraschall-Bondprozesses zur Verhaltensanpassung der Prozessparameter für einen optimalen Bondprozess. Hierzu wurden Methoden der Mehrzieloptimierung sowie komplexe Modellierungsverfahren zur Abbildung des gesamten Ultraschall-Bondprozesses genutzt. Es ist ein Gesamtmodell des Bondprozesses entstanden, welches neben der Dynamik des Prozesses auch Effekte wie Ultrasonic Softening und Untergrundschwingungen beinhaltet. Die während des Bondprozesses auftretenden plastischen Drahtdeformationen wurden dabei mittels einer FE-Simulation abgebildet und liefern die notwendigen Kontaktflächen und orts aufgelösten Kontaktdrücke in Abhängigkeit der vertikalen Verschiebung des Bondwerkzeugs. Dabei kommt ein gelerntes Modell zum Einsatz, das die Draht Höhenabnahme unter Ultraschall berücksichtigt. Durch eine zusätzliche Integration von Vorwissen über den Prozess konnte die Modellgenauigkeit signifikant erhöht werden.

Der dynamische Verbindungsprozess durch Reibung inklusive initialem Anhaften bis zur vollständigen Mikroverschweißung wurde mittels eines gekoppelten Punktkontaktmodells realisiert. Grundgedanke der Modellierung ist das Abbilden des Reinigungs- und Verbindungsprozesses anhand der eingebrachten Reibenergie. Hierbei werden die beiden Kontaktflächen Draht und Substrat von Oxid- und Kontaminationsschichten gereinigt. In der Folge nimmt die Anbindung zwischen den gereinigten metallischen Partnern zu. Dies äußert sich in einem Anstieg des Reibkoeffizienten und in verminderten Relativverschiebungen. Aufgrund der Ultraschalleinwirkung verformt sich der Draht auch bei geringen Bondnormalkräften, sodass immer mehr Teilbereiche zwischen Draht und Untergrund in Kontakt kommen und allmählich miteinander verschweißen. Je mehr Reibenergie im Kontakt erzeugt wird, desto wahrscheinlicher und stärker ist die lokale Anbindung. Das Reibmodell bestimmt durch Diskretisierung der Kontaktflächen in Teilflächen und der dazugehörigen Andruckverteilung die jeweiligen Reibarbeiten und akkumuliert diese über den Bondprozess hinweg. Die Höhe der Reibarbeit je Teilfläche ergibt somit die jeweilige Anbindungswahrscheinlichkeit.

Aus einer zunehmenden Anbindung zwischen Draht und Substrat können Untergrundschwingungen resultieren. In Form einer modalen Superposition wurde dieses dynamische Schwingverhalten des Untergrundes abgebildet. Die Basis bildet eine numerische Modalanalyse des Untergrundes, die für die modale Superposition basierenden Eigenmoden liefert. Damit nur die relevanten Moden des betrachteten Untergrundes berücksichtigt werden, wurden die aus der FE-Simulation importierten Moden mittels der sog. *HANKEL-Singulärwerte* beurteilt und durch eine Reduktionsmethodik sinnvoll reduziert. Durch die Integration in das Gesamtmodell konnte ein unerwünschtes Mitschwingen des Untergrundes beobachtet werden, das die Bondqualitäten durchaus beeinträchtigen kann.

Die Ergebnisse der Simulation wurden diversen Messungen gegenübergestellt. Es zeigte sich, dass die Verläufe der Simulation insbesondere der Scherkraft in guter Näherung der Messung folgten. Das *Anbindungsmodell* ist somit in der Lage, das Reinigungs- und Anbindungsverhalten realitätsnah abzubilden. Dies zeigte sich insbesondere darin, dass die

charakteristischen Punkte einer vollständigen Reinigung respektive einer vollständigen Anbindung mit den in der Praxis beobachteten Bondflächen gut übereinstimmen. Neben der Betrachtung der reinen Schwingungsverläufe bietet das Modell auch die Möglichkeit, die Leistungen im Prozess zu bilanzieren und so bspw. die herrschenden Temperaturen im Interface zu bestimmen.

Dem Bondmodell wurden überdies Störeinflüsse hinzugefügt, da diese den Prozess signifikant beeinflussen. Zu den betrachteten Störgrößen zählen der Werkzeugverschleiß und daraus resultierende Bondtoolaufsetzer. Beide Einflüsse konnten hinreichend genau modelliert werden. Das ermöglicht Vorhersagen hinsichtlich der Werkzeuglebensdauern und Wahrscheinlichkeiten für einen Bondtoolaufsetzer bei gewählten Prozessparametern.

Des Weiteren wurde zur Bestimmung der aktuellen Erfüllungsgrade der Zielgrößen im realen Prozess ein Prozessbeobachter entwickelt. Dieser wird genutzt, um die Prozessparameter entsprechend der aktuellen Störgrößen und der Benutzer-Zielvorgaben anzupassen. Eine berechnete Paretofront mit pareto-optimalen Parametersätzen dient hier als Grundlage. Diese Methode ermöglicht es dem Anwender so auf geänderte Zielprioritäten reagieren zu können. Im Ergebnis ist ein Prototyp mit spezieller Maschinenschnittstelle entstanden, in dem Verfahren zur Prozessbeobachtung implementiert sind. Hiermit wurden erste Untersuchungen zur Erprobung des Verfahrens durchgeführt und plausible Ergebnisse erzielt.

Zukünftige Arbeiten zu dieser Thematik werden im Wesentlichen dem Erproben des entwickelten Systems gelten, indem dieses unter realen Fertigungsbedingungen auch über eine längere Zeit beobachtet wird. Außerdem sollten weitere Untersuchungen an verschiedenen Arten von Bondprozessen durchgeführt werden, z. B. bei einem Verfahren mit Drähten dünner als 500  $\mu\text{m}$  oder anderen Materialien als Kupfer. Hierbei liegt die Herausforderung in der Adaption des Bondmodells und Prozessbeobachters. Des Weiteren ist die Integration eines physikalisch motivierten Modells für das Ultrasonic Softening wünschenswert, da dadurch ein noch tieferes Verständnis der Mechanismen der Verbindungsbildung unter Ultraschalleinwirkung entstünde. Die automatische Bestimmung der Scherkraft während des Betriebs ohne menschliche Hilfe ist ein weiteres Ziel zukünftiger Arbeiten. Überdies ist es wünschenswert, das in dieser Arbeit vorgestellte Gesamtmodell in den bereits entstandenen Prozessbeobachter zu integrieren und so die Scherkraft für jede Bondverbindung schätzen zu können.

Sollte das System auch die Langzeittests erfolgreich bestehen, könnten so Kupferbondverbindungen in Zukunft zuverlässiger und in hoher Qualität hergestellt werden. Der Einsatz dieser Technologie könnte somit die Herstellung von Leistungshalbleitermodulen von dort an erleichtern, sodass ein zunehmender Einsatz in der Elektronikindustrie erwartet werden kann.



# Literaturverzeichnis

- [1] ALTHOFF, S. ; NEUHAUS, J. ; HEMSEL, T. ; SEXTRO, W.: A friction based approach for modeling wire bonding. In: *International Symposium on Microelectronics* International Microelectronics Assembly and Packaging Society, 2013 ( 1), S. 208–212
- [2] ALTHOFF, S. ; NEUHAUS, J. ; HEMSEL, T. ; SEXTRO, W.: Improving the bond quality of copper wire bonds using a friction model approach. In: *Electronic Components and Technology Conference (ECTC)*, 2014, S. 1549–1555
- [3] ALTHOFF, S. ; UNGER, A. ; SEXTRO, W. ; EACOCK, F.: Improving the cleaning process in copper wire bonding by adapting bonding parameters. In: *17th Electronics Packaging Technology Conference*, 2015
- [4] BANSE, G.: Nicht so exakt wie möglich, sondern so genau wie nötig!, Das Einfachheitsprinzip in den Technikwissenschaften. In: *Einfachheit als Wirk-, Erkenntnis- und Gestaltungsprinzip* (2011), S. 93–104
- [5] BAUERNSCHUB, R. ; LALL, P.: A PoF Approach To Addressing Defect-Related Reliability. In: *Sixteenth IEEE/CPMT International Electronics Manufacturing Technology Symposium: Low-Cost Manufacturing Technologies for Tomorrows Global Economy* (1994)
- [6] BERGER, E.: Friction modeling for dynamic system simulation. In: *Applied Mechanics Reviews* 55 (2002), Nr. 6, S. 535–577
- [7] BEUME, N. ; NAUJOKS, B. ; RUDOLPH, G.: Mehrkriterielle Optimierung durch evolutionäre Algorithmen mit S-Metrik-Selektion. In: *Universität Dortmund, Chair for Algorithm Engineering* (2006)
- [8] BHUSHAN, B.: *Springer handbook of nanotechnology*. Bd. 99. Springer-Verlag Heidelberg, 2004
- [9] BRAUNE, J.: Leistungswellen und Vierpole. (2016), 05. <http://hochfrequenzbraune.de/vierpole.htm>
- [10] BRÖKELMANN, M.: *Entwicklung einer Methodik zur Online-Qualitätsüberwachung des Ultraschall-Drahtbondprozesses mittels integrierter Mikrosensorik*, Universität Paderborn, Diss., 2008
- [11] BRÖKELMANN, M. ; SIEPE, D. ; HUNSTIG, M. ; MCKEOWN, M. ; OFTEBRO, K.: Copper wire bonding ready for industrial mass production. In: *International Symposium on Microelectronics* Bd. 2015 International Microelectronics Assembly and Packaging Society, 2015, S. 399–405
- [12] BRÖKELMANN, M. ; UNGER, A. ; MEYER, T. ; ALTHOFF, S. ; SEXTRO, W. ; HUNSTIG, M. ; BIERMANN, F. A. ; GUTH, K.: Intelligente Herstellung von Kupferbondverbindungen. In: *wt Werkstattstechnik online* (2016), S. 512-519. [http://www.werkstattstechnik.de/wt/article.php?data%5Barticle\\_id%5D=86231](http://www.werkstattstechnik.de/wt/article.php?data%5Barticle_id%5D=86231)
- [13] BRUNS, J.: *Spannungsanalyse des Ultraschall-Wedge-Wedge-Bondens mit Aluminiumdraht unter Berücksichtigung ultraschallabhängiger Werkstoffdaten bei ver-*

- schiedenen Frequenzen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente*, Techn. Univ, Clausthal-Zellerfeld, Clausthal., Diss., 2001
- [14] BUDWEISER, W.: *Untersuchung des Thermosonic-Ballbondverfahrens*. Technische Universität Berlin, 1993
  - [15] CHAN, L. K. ; FRIMA, H. J.: *Apparatus and method for automatic evaluation of a bond created by an ultrasonic transducer*. August 19 1986. – US Patent 4,606,490
  - [16] CHAUHAN, P. S. ; CHOUBEY, A. ; ZHONG, Z. ; PECHT, M. G.: Copper wire bonding. In: *Copper Wire Bonding*. Springer, 2014, S. 1–9
  - [17] DEUTSCHER VERBAND FÜR SCHWEISSTECHNIK: Prüfverfahren für Drahtbondverbindungen. In: *Merkblatt DVS 2811* (1996)
  - [18] DING, Y. ; KIM, J.-K. ; TONG, P.: Effects of bonding force on contact pressure and frictional energy in wire bonding. In: *Microelectronics Reliability* 46 (2006), Nr. 7, S. 1101 – 1112
  - [19] DRAUGELATES, U. ; KOENIG, U.-H. ; WILDE, J.: Ultraschallschweißen von Aluminiumdrähten auf Silber-Palladium-Metallisierungen. In: *1989 Verbindungstechnik in der Elektronik* 1 (1989), S. 27–30
  - [20] EACOCK, F.: *Mikrostrukturuntersuchungen an Al- und Cu-Bonddrähten*, Universität Paderborn, Diplomarbeit, 2013
  - [21] EACOCK, F. ; SCHAPER, M. ; ALTHOFF, S. ; UNGER, A. ; EICHWALD, P. ; HENGSBACH, F. ; ZINN, C. ; GUTH, K.: Microstructural investigations of aluminum and copper wire bonds. In: *Proceedings of the 47th International Symposium on Microelectronics*, 2014
  - [22] EACOCK, F. ; UNGER, A. ; EICHWALD, P. ; GRYDIN, O. ; HENGSBACH, F. ; ALTHOFF, S. ; SCHAPER, M.: Effect of different oxide layers on the ultrasonic copper wire bond process. In: *2016 IEEE 66th Electronic Components and Technology Conference (ECTC)*, 2016
  - [23] EICHWALD, P. ; SEXTRO, W. ; ALTHOFF, S. ; EACOCK, F. ; SCHNIETZ, M. ; GUTH, K. ; BRÖKELMANN, M.: Influences of bonding parameters on the tool wear for copper wire bonding. In: *Electronics Packaging Technology Conference (EPTC 2013)* IEEE, 2013, S. 669–672
  - [24] EICHWALD, P. ; SEXTRO, W. ; ALTHOFF, S. ; EACOCK, F. ; UNGER, A. ; MEYER, T. ; GUTH, K.: Analysis method of tool topography change and identification of wear indicators for heavy copper wire wedge bonding. In: *International Symposium on Microelectronics* International Microelectronics Assembly and Packaging Society, 2014 ( 1), S. 856–861
  - [25] EICHWALD, P. ; UNGER, A. ; EACOCK, F. ; ALTHOFF, S. ; SEXTRO, K. W. G. W. Guth ; BRÖKELMANN, M. ; HUNSTIG, M.: Micro Wear Modeling in Copper Wire Wedge Bonding. In: *IEEE CPMT Symposium Japan (ICSJ)*, 2016
  - [26] FALK, S.: Eigenwerte gedämpfter Schwingungen bei Gültigkeit der Bequemlichkeitshypothese. In: *Ingenieur-Archiv* 47 (1978), Nr. 2, S. 57–66
  - [27] FARASSAT, F.: *Entwicklung und Erprobung eines Regelsystems zur Verbesserung der Verbindungsqualität beim Ultraschallbonden*, TU Berlin, Diss., 1997
  - [28] FIORI, V. ; BENG, L. T. ; DOWNEY, S. ; GALLOIS-GARREIGNOT, S. ; ORAIN, S.: 3D Multi Scale Modeling of Wire Bonding Induced Peeling in Cu/Low-k Interconnects: Application of an Energy Based Criteria and Correlations with Experiments. In:

- 2007 Proceedings 57th Electronic Components and Technology Conference*, 2007, S. 256–263
- [29] FRIEDRICHS, P. ; MITLEHNER, H. ; PETERS, D. ; STEPHANI, D.: Perspektiven von SiC Leistungs- Schaltern: Entwicklungsstand und zukünftige Trends. In: *VDE-Tagung* (2004)
- [30] FÄSSLER, F. ; BIRCHER, F.: Flexible Mehrkörpersimulation zur Optimierung moderner Fertigungssysteme. (2010). [https://www.ti.bfh.ch/fileadmin/x\\_forschung/forschung.ti.bfh.ch/Drucktechnologie/publikationen/papers/FaesslerBircher2010\\_FlexibleMehrkoerpersimulationZurOptimierungModernerFertigungssysteme.pdf](https://www.ti.bfh.ch/fileadmin/x_forschung/forschung.ti.bfh.ch/Drucktechnologie/publikationen/papers/FaesslerBircher2010_FlexibleMehrkoerpersimulationZurOptimierungModernerFertigungssysteme.pdf)
- [31] GAO, Y. ; DOUMANIDIS, C.: Mechanical analysis of ultrasonic bonding for rapid prototyping. In: *Journal of manufacturing science and engineering* (2002)
- [32] GASCH, R. ; KNOTHE, K. ; LIEBICH, R.: *Strukturdynamik: Diskrete Systeme und Kontinua*. Springer-Verlag, 2012
- [33] GAUL, H.: *Berechnung der Verbindungsqualität beim Ultraschall-Wedge-Wedge-Bonden*, Technische Universität Berlin, Diss., 2009
- [34] GEBHARDT, C.: *Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench: Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik*. Carl Hanser Verlag GmbH Co KG, 2014
- [35] GEISLER, U.: *Verbindungsbildung und Gefügeentwicklung beim Ultraschall-Wedge-Wedge-Bonden von AlSi1-Draht*, Technische Universität Berlin, Diss., 2008
- [36] GLOBISCH, S.: *Lehrbuch Mikrotechnologie: für Ausbildung, Studium und Weiterbildung. Mit 106 Tabellen, 292 Aufgaben und einem umfangreichen Internetangebot*. Fachbuchverl. Leipzig im Carl Hanser Verlag, 2011
- [37] GROTH, C. ; MÜLLER, G.: *FEM für Praktiker: Temperaturfelder: Basiswissen und Arbeitsbeispiele zu FEM-Anwendungen der Temperaturfeldberechnung; Lösungen mit dem Programm ANSYS*. Bd. 3. expert verlag, 2009
- [38] GUTH, K. ; SIEPE, D. ; GÖRLICH, J. ; TORWESTEN, H. ; ROTH, R. ; HILLE, F. ; UMBACH, F.: New assembly and interconnects beyond sintering methods. In: *Power electronics technology conference*, 2010
- [39] HAGENKÖTTER, S. ; BRÖKELMANN, M. ; HESSE, H.: PiQC-a process integrated quality control for non-destructive evaluation of ultrasonic wire bonds. In: *Ultrasonics Symposium IEEE*, 2008, S. 402–405
- [40] HATCH, M. R.: *Vibration simulation using MATLAB and ANSYS*. CRC Press, 2000
- [41] HERBERTZ, J.: *Untersuchungen über die plastische Verformung von Metallen unter Einwirkung von Ultraschall*, Gesamthochschule Duisburg, Habilitationsschrift, 1979
- [42] HU, C. ; GUO, N. ; DU, H. ; JIAN, X.: A microslip model of the bonding process in ultrasonic wire bonders part II: steady state response. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 29 (2006), Nr. 11-12, S. 1134–1142
- [43] HU, C. ; GUO, N. ; DU, H. ; LI, W. ; CHEN, M.: A microslip model of the bonding process in ultrasonic wire bonders Part I: Transient response. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 29 (2006), Nr. 9-10, S. 860–866
- [44] HUANG, G.-B. ; ZHU, Q.-Y. ; SIEW, C.-K.: Extreme learning machine: a new learning scheme of feedforward neural networks. In: *Neural Networks, 2004. Proceedings. 2004 IEEE International Joint Conference on* Bd. 2 IEEE, 2004, S. 985–990

- [45] HUANG, G.-B. ; ZHU, Q.-Y. ; SIEW, C.-K.: Extreme learning machine: theory and applications. In: *Neurocomputing* 70 (2006), Nr. 1, S. 489–501
- [46] HUANG, H. ; PEQUEGNAT, A. ; CHANG, B. ; MAYER, M. ; DU, D. ; ZHOU, Y.: Influence of superimposed ultrasound on deformability of Cu. In: *Journal of Applied Physics* 106 (2009), Nr. 11, S. 113514
- [47] HUANG, Y. ; KIM, H. ; MCCracken, M. ; VISWANATHAN, G. ; PON, F. ; MAYER, M. ; ZHOU, Y.: Effect of Pd surface roughness on the bonding process and high temperature reliability of Au ball bonds. In: *Journal of Electronic Materials* 40 (2011), Nr. 6, S. 1444–1451
- [48] JARDINE, A. K. ; LIN, D. ; BANJEVIC, D.: A review on machinery diagnostics and prognostics implementing condition-based maintenance. In: *Mechanical systems and signal processing* 20 (2006), Nr. 7, S. 1483–1510
- [49] JOHANASTROM, K. ; CANUDAS-DE-WIT, C.: Revisiting the LuGre friction model. In: *IEEE control Systems* 28 (2008), Nr. 6, S. 101–114
- [50] JOSHI, K. C.: The formation of ultrasonic bonds between metals. In: *Welding Journal* 50 (1971), Nr. 12, S. 840–848
- [51] KEIL, P.: *Neue Methoden oberflächenempfindlicher Röntgenabsorptionsspektroskopie bei streifendem Einfall*. Cuvillier Verlag, 2005
- [52] KOCK, M. et al.: Entwicklung einer Prozesskette für die Herstellung, die Verarbeitung und den Einsatz von beschichteten Bonddrähten. In: *BMBF Projekt Wirecoat* (2010), Nr. 02PG2340-2349
- [53] KOLSCH, H.: Schwingungsdämpfung durch statische Hysterese. In: *VDI-Fortschrittsbericht, Reihe 11* (1993)
- [54] KRENEK, K.: *Modellordnungsreduktion großer Systeme unter rotordynamischem Einfluss*, Universität München, Diss., 2012
- [55] KRÓL, R.: *Eine Reduktionsmethode zur Ableitung elektromechanischer Ersatzmodelle für piezoelektrische Wandler unter Verwendung der Finite-Elemente-Methode (FEM)*, Universität Paderborn, Diss., 2010
- [56] KRZANOWSKI, J. E.: A transmission electron microscopy study of ultrasonic wire bonding. In: *Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, IEEE Transactions on* 13 (1990), Nr. 1, S. 176–181
- [57] KÖTTER, S.: *Prozessfenster verschiedener Drahtmaterialien*. 2013. – Heraeus, DVS Kongress AG-A 2.4 Bonden
- [58] LANDES, J. L.: *Ultrasonic bond energy monitor*. Juli 27 1982. – US Patent 4,341,574
- [59] LANGENECKER, B.: Effects of Ultrasound on Deformation Characteristics of Metals. In: *IEEE Transactions on Sonics and Ultrasonics* 13 (1966), March, Nr. 1, S. 1–8
- [60] LENK, A. ; IRRGANG, B.: *Elektromechanische Systeme*. Verlag Technik Berlin, 1975
- [61] LENNARD-JONES, J. E.: Cohesion. In: *Proceedings of the Physical Society* 43 (1931), Nr. 5, S. 461
- [62] LITTMANN, W.: *Piezoelektrische, resonant betriebene Ultraschall-Leistungswandler mit nichtlinearen mechanischen Randbedingungen*. Heinz Nixdorf Institut, Universität Paderborn, 2003

- [63] MA, L.: Condition monitoring in engineering asset management. In: *12th Asia-Pacific Vibration Conference (APVC)*, 2007
- [64] MAGLIE, D.-I. P.: Anwendung von FE-basierten Reduktionsmethoden. In: *Fachtagung: Mechatronik. VDI Wissensforum* (2009)
- [65] MAKAROV, P. ; ROMANOVA, V. A. ; BALOKHONOV, R.: Plastic deformation behavior of mild steel subjected to ultrasonic treatment. In: *Theoretical and applied fracture mechanics* 28 (1997), Nr. 2, S. 141–146
- [66] MASON, W. P.: *Electromechanical transducers and wave filters*. D. Van Nostrand Co., 1948
- [67] MASON, W. P. (Hrsg.) ; THURSTON, R. N. (Hrsg.): *Physical acoustics*. Bd. 8. New York : Academic Press, 2014
- [68] MAYER, M. ; SCHWIZER, R.: Thermosonic ball bonding model based on ultrasonic friction power. In: *Electronics Packaging Technology, 2003 5th Conference (EPTC 2003)*, 2003, S. 738–743
- [69] MAYER, M. ; ZWART, A.: Ultrasonic friction power in microelectronic wire bonding. In: *Materials science forum* Bd. 539 Trans Tech Publ, 2007, S. 3920–3925
- [70] MEYER, S.: *Modellbildung und Identifikation von lokalen nichtlinearen Steifigkeits- und Dämpfungseigenschaften in komplexen strukturdynamischen Finite-Elemente-Modellen*. Universität Kassel, 2003
- [71] MEYER, T. ; SONDERMANN-WÖLKE, C. ; SEXTRO, W.: Method to Identify Dependability Objectives in Multiobjective Optimization Problem. In: *Procedia Technology* 15 (2014), S. 46–53
- [72] MEYER, T. ; UNGER, A. ; ALTHOFF, S. ; SEXTRO, W. ; BRÖKELMANN, M. ; HUNSTIG, M. ; GUTH, K.: Modeling and Simulation of the ultrasonic wire bonding process. In: *2015 17th Electronics Packaging Technology Conference*, 2015
- [73] MEYER, T. ; UNGER, A. ; ALTHOFF, S. ; SEXTRO, W. ; BRÖKELMANN, M. ; HUNSTIG, M. ; GUTH, K.: Reliable Manufacturing of Heavy Copper Wire Bonds Using Online Parameter Adaptation. In: *2016 IEEE 66th Electronic Components and Technology Conference (ECTC)* IEEE, 2016, S. 622–628
- [74] NAUMANN, R.: *Modellierung und Verarbeitung vernetzter intelligenter mechatronischer Systeme*. VDI-Verlag, 2000
- [75] NEUMANN, K.: *Reliability of Extreme Learning Machines*, Universität Bielefeld, Diss., 2013
- [76] NEUMANN, K. ; EMMERICH, C. ; STEIL, J. J.: Regularization by Intrinsic Plasticity and its Synergies with Recurrence for Random Projection Methods. In: *Journal of Intelligent Learning Systems and Applications* 4 (2012), Nr. 3, S. 230–246
- [77] NEUMANN, K. ; ROLF, M. ; STEIL, J. J.: Reliable Integration of Continuous Constraints into Extreme Learning Machines. In: *Journal of Uncertainty, Fuzziness and Knowledge-Based Systems* (2013)
- [78] OSTERWALD, F.: *Verbindungsbildung beim Ultraschall-Drahtbonds: Einfluß der Schwingungsparameter und Modellvorstellungen*, Technische Universität Berlin, Diss., 1999
- [79] OTTL, D.: *Schwingungen mechanischer Systeme mit Strukturdämpfung*. VDI-Verlag, 1981

- [80] PANNING, L.: *Auslegung von Reibelementen zur Schwingungsdämpfung von Turbinenschaufeln*. VDI-Verlag, 2005
- [81] PEARSON, S. ; SHIPWAY, P.: Is the wear coefficient dependent upon slip amplitude in fretting? Vingsbo and Söderberg revisited. In: *Wear* 330 (2015), S. 93–102
- [82] POPOV, V.: *Contact mechanics and friction: physical principles and applications*. Springer Science & Business Media, 2010
- [83] PRIEB, V.: Structural Aspects of Metal Joining, Stretching and Stamping using Ultrasonics. In: *1st Memory Alloys GmbH* (1999)
- [84] RABINOWICZ, E.: *Friction and wear of materials*. Wiley, New York, 1965
- [85] RAU, M. ; STOLLMAYER, U.: *Handbuch QM-Methoden: Die richtige Methode auswählen und erfolgreich umsetzen*. Carl Hanser Verlag, 2012
- [86] RUSINKO, A.: Analytical description of ultrasonic hardening and softening. In: *Ultrasonics* 51 (2011), Nr. 6, S. 709–714
- [87] SAIKI, H. ; MARUMO, Y. ; NISHITAKE, H. ; UEMURA, T. ; YOTSUMOTO, T.: Deformation analysis of Au wire bonding. In: *Journal of materials processing technology* 177 (2006), Nr. 1, S. 709–712
- [88] SALZER, T. ; MARTIN, C.: *Monitoring and control means for evaluating the performance of vibratory-type devices*. Februar 26 1974. – US Patent 3,794,236
- [89] SBEITI, M.: *Thermomechanische Beschreibung der Ausbildung einer intermetallischen Phase beim Ultraschall-Wedge-, Wedge-Drahtbonds im Rahmen der Theorie der materiellen Kräfte*. Cuvillier, 2013
- [90] SCHLIESSER, R.: Abschlussbericht zum Verbundprojekt: Lasergestuetztes Sensorsystem zu Online-Prozesskontrolle fuer das US-Bonden von Mikrosystemen. In: *LASOP-MST* (1996)
- [91] SCHULZ, M.: Efficiency in alternative power systems. (2014), 09. <https://www.powersystemsdesign.com/efficiency-in-alternative-power-systems/31>
- [92] SCHULZ, M.: Die akademische und technische Seite der Leistungselektronik. In: *Elektronik Praxis* (2016). <http://www.elektronikpraxis.vogel.de/leistungselektronik/articles/362089/>
- [93] SEDLMAIR, J.: *Wie geht man mit Resonanzen beim Drahtbonds um?* [www.fsbondtec.at/wp-content/uploads/111021D\\_WhitePaper\\_Resonanz.pdf](http://www.fsbondtec.at/wp-content/uploads/111021D_WhitePaper_Resonanz.pdf). Juli 2016
- [94] SEXTRO, W.: Schwingungsverhalten von Schaufelkränzen mit Reibelementen bei Frequenzverstimung. In: *VDI-Reihe* Bd. 11, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1997
- [95] SEXTRO, W.: *Dynamical contact problems with friction*. Bd. 2. Springer, 2002
- [96] SEXTRO, W. ; POPP, K. ; MAGNUS, K.: *Schwingungen: Eine Einführung in physikalische Grundlagen und die theoretische Behandlung von Schwingungsproblemen*. Springer, Wiesbaden, 2013
- [97] SIDDIQ, A. ; GHASSEMIEH, E.: Thermomechanical analyses of ultrasonic welding process using thermal and acoustic softening effects. In: *Mechanics of Materials* (2008), S. 982–1000
- [98] SIEPE, D. ; BAYERER, R. ; ROTH, R.: The Future of Wire Bonding is? Wire Bonding! In: *Int. Conf. on Integrated Power Electronics Systems* (2010)

- [99] SÖFFKER, D.: Zur Online-Bestimmung von Zuverlässigkeits- und Nutzungskenngrößen innerhalb des SRCE-Konzeptes (Online-Determination of Reliability Characteristics as a Modul of the SRCE-concept). In: *at-Automatisierungstechnik* 48 (2000), S. 383
- [100] SÖFFKER, D. ; RAKOWSKY, U. K. ; MÜLLER, P. C. ; PETERS, O. H.: Perspektiven regelungs-und zuverlässigkeitstheoretischer Methoden zur Überwachung dynamischer Systeme aus sicherheitstechnischer Sicht. In: *at-Automatisierungstechnik* 46 (1998), Nr. 6, S. 295–301
- [101] STELZMANN, U. ; GROTH, C. ; MÜLLER, G.: *FEM für Praktiker-Band 2: Strukturdynamik*. Expert-Verlag, 2002
- [102] STRAFFELINI, G.: *Friction and Wear*. Springer, 2015
- [103] THIEDE, M.: *Ein Beitrag zur Fügbarkeit der Werkstoffkombinationen Aluminium-Aluminium und Aluminium-Gold auf dem Substratwerkstoff GaAs\_1tnO\_1tn, \_1tn6P\_1tnO\_1tn, \_1tn4 unter besonderer Berücksichtigung des Einsatzes automatischer Fügeverfahren*, Diss., 1983
- [104] TIKHONOV, A. N. ; ARSENIN, V. Y.: Solutions of ill-posed Problems. In: *soviet Math. Dokl.* (1963), Nr. 4, S. 1035–1038
- [105] TOPHINKE, S.: *Fehlererkennung und Qualitätsanalyse bei Bondverbindungen durch Auswertung der Maschinenparameter*, Universität Paderborn, Diplomarbeit, 2013
- [106] UDER, S. J. ; STONE, R. B. ; TUMER, I. Y.: Failure analysis in subsystem design for space missions. In: *ASME 2004 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference* American Society of Mechanical Engineers, 2004, S. 201–217
- [107] UHLEMANN, A.: Reliability study of SiC-JFET including new copper, planar and silver based interconnection and joining technologies. In: *CIPS2016* (2016)
- [108] UNGER, A. ; SCHEMMEL, R. ; MEYER, T. ; EACOCK, F. ; EICHWALD, P. ; ALTHOFF, S. ; SEXTRO, W. ; BRÖKELMANN, M. ; HUNSTIG, M. ; GUTH, K.: Validated Simulation of the Ultrasonic Wire Bonding Process. In: *IEEE CPMT Symposium Japan (ICSJ)*, 2016
- [109] UNGER, A. ; SEXTRO, W. ; ALTHOFF, S. ; EICHWALD, P. ; MEYER, T. ; EACOCK, F. ; BRÖKELMANN, M. ; HUNSTIG, M. ; BOLOWSKI, D. ; GUTH, K.: Experimental and Numerical Simulation Study of Pre-Deformed Heavy Copper Wire Wedge Bonds. In: *Proceedings of the 47th International Symposium on Microelectronics (IMAPS)*, 2014, S. 289–294
- [110] UNGER, A. ; SEXTRO, W. ; ALTHOFF, S. ; MEYER, T. ; BRÖKELMANN, M. ; NEUMANN, K. ; REINHART, R. F. ; GUTH, K. ; BOLOWSKI, D.: Data-driven Modeling of the Ultrasonic Softening Effect for Robust Copper Wire Bonding. In: *Proceedings of 8th International Conference on Integrated Power Electronic Systems* Bd. 141, VDE-Verlag, 2014, 175–180
- [111] UNGER, A. ; SEXTRO, W. ; MEYER, T. ; EICHWALD, P. ; ALTHOFF, S. ; EACOCK, F. ; BRÖKELMANN, M. ; HUNSTIG, M. ; GUTH, K.: Modeling of the Stick-Slip Effect in Heavy Copper Wire Bonding to Determine and Reduce Tool Wear. In: *2015 17th Electronics Packaging Technology Conference*, 2015
- [112] UTHE, P. M.: *Method and apparatus for ultrasonic weld quality analysis employing plural analysis signals*. September 19 1972. – US Patent 3,693,158

- [113] UTHE, P. M. ; BAMBURAK, P. S.: *Ultrasonic wire bonding quality monitor and method*. März 21 1989. – US Patent 4,815,001
- [114] VISWANATH, A. G. ; ZHANG, X. ; GANESH, V. ; CHUN, L.: Numerical study of gold wire bonding process on Cu/low-k structures. In: *Advanced Packaging, IEEE Transactions on* 30 (2007), Nr. 3, S. 448–456
- [115] WALLASCHEK, J.: Piezoelektrische Werkstoffe und ihre technischen Anwendungen. In: *Vorlesungsskript Mechatronik und Dynamik, Universität Paderborn* (2000)
- [116] WALTZ, M.: Dynamisches Verhalten von gummigefederten Eisenbahnrädern. In: *Aachen: Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule* (2005)
- [117] WERNER, M.: *Digitale Signalverarbeitung mit MATLAB®-Praktikum: Zustandsraumdarstellung, Lattice-Strukturen, Prädiktion und adaptive Filter*. Springer-Verlag, 2007
- [118] WESLING, V. ; WILDE, J. ; KNAUBER, A. ; DALIN, J. ; REITER, R.: Neuartige Faserverbunddrähte für die Leistungselektronik. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 38 (2007), Nr. 2, S. 70–74
- [119] WINCHELL, V. H. ; BERG, H. M. et al.: Enhancing ultrasonic bond development. In: *Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, IEEE Transactions on* 1 (1978), Nr. 3, S. 211–219
- [120] WOLTERS, K.: *Formalismen, Simulation und Potenziale eines nutzungsdaueroptimierenden Zuverlässigkeitskonzepts*, Universität Duisburg-Essen, Fakultät für Ingenieurwissenschaften» Maschinenbau und Verfahrenstechnik» Institut für Mechatronik und Systemdynamik, Diss., 2008
- [121] ZHANG, D. ; LING, S.-F.: Monitoring wire bonding via time-frequency analysis of horn vibration. In: *IEEE transactions on electronics packaging manufacturing* 26 (2003), Nr. 3, S. 216–220



