

# Untersuchungen zu den tribologischen und elektrischen Eigenschaften zinnbeschichteter Kontaktoberflächen

Dissertation  
zur Erlangung des akademischen Grades  
Doktoringenieur  
(Dr.-Ing.)

vorgelegt  
der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik  
der Technischen Universität Ilmenau

von

Tobias Dyck

1. Gutachter: Univ.-Prof. Dr. rer. nat. habil. Dr. h. c. Andreas Bund
2. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Frank Berger
3. Gutachter: Dr.-Ing. Nils Rösemann

Tag der Einreichung: 19.08.2019

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 16.12.2020

urn:nbn:de:gbv:ilm1-2020000642

# Kurzfassung

An galvanisch beschichteten Kontaktgeometrien werden Kontaktwiderstandsmessungen, Reibversuche und Leiteranschlussuntersuchungen durchgeführt. Dabei werden hemisphärische, zylindrische und sickenförmige Geometrien mit unterschiedlichen Kontaktradien eingesetzt.

Bei den Reibversuchen zeigen große Radien und zylindrische Kontaktgeometrien die günstigsten Verschleißeigenschaften. Dickere Zinnschichten führen zu einer höheren Verschleißbeständigkeit, allerdings auch zu erhöhten Reibkräften. Bei Zinnschichten führt die Relativbewegung zwischen zwei Kontaktpartnern bereits nach dem ersten Reibzyklus zu einer deutlichen Reduzierung des Kontaktwiderstands durch das Verdrängen der Oxidschicht aus dem Kontaktbereich. Nickel wird als Sperrschicht zwischen Kupfer und Zinn eingesetzt, zeigt aber auch bei den Verschleißversuchen günstige Eigenschaften. So steigt der Kontaktwiderstand weniger stark an als bei nicht unternickelten Kontakten. Eine signifikante Erhöhung der Verschleißbeständigkeit bei gleichzeitiger Reduzierung des Reibwerts kann durch den Einsatz von Schmieröl erreicht werden.

Bei Kontaktwiderstandsmessungen ohne Relativbewegung zeigt sich für eine Hartgoldschicht, dass große Radien und zylindrische Kontaktgeometrien zu geringeren Kontaktwiderständen führen. Für Zinnschichten ist dieses Verhalten, je nach Schichtsystem, schwächer ausgeprägt oder nicht vorhanden. Unter Wärmeeinfluss zeigt sich eine Abnahme des Kontaktwiderstands mit zunehmender Temperatur für Hartgold- und Zinnschichten.

Untersuchungen mit eindrähtigen Leitern zeigen für den betrachteten Kontaktkraftbereich bis 10 N ein elektrisch günstiges Verhalten bei kleinen Kontaktradien und dicken Zinnbeschichtungen. Für feindrähtige Leiter begünstigen breite Leiterpakete geringere Widerstandswerte. Durch die Entwicklung eines theoretischen Modells werden die mechanischen und elektrischen Vorgänge nachvollzogen.

Es wird ein Modell für die Auslegung von Steckverbinderkontakten vorgestellt, welches auf einer analytischen Untersuchung der mechanischen, elektrischen und tribologischen Eigenschaften von Steckverbinderkontakten und daraus abgeleiteten Gleichungen basiert.

# Abstract

At electroplated contact geometries contact resistance measurements, wear tests and conductor connection investigations are carried out. Hemispherical, cylindrical and bead-shaped contact geometries with different contact radii are used.

In wear tests, large radii and cylindrical contact geometries show the best wear properties. Thicker tin layers lead to a higher wear resistance, but also to increased friction forces. For tin layers, the relative movement between two contact partners leads already after the first friction cycle to a significant reduction of the contact resistance via the removal of the oxide layer from the contact surface. Nickel is used as a barrier material between copper and tin, but also shows favorable properties in the wear tests. Thus, the contact resistance increases less than contacts without a nickel barrier layer. A significant increase in wear resistance while reducing the coefficient of friction can be achieved by the use of a lubricant. Under the influence of heat, the contact resistance for hardgold and tin layers decreases with increasing temperature.

For contact resistance measurements without relative movement, a hard gold layer has an influence of the contact geometry. Large radii and cylindrical contact geometries lead to lower contact resistance. For tin layers, this behavior, depending on the layer system, is weaker or nonexistent.

Investigations with bulk wires show an electrically favorable behavior with small contact radii and thick tin coatings for the considered contact force range up to 10 N. For fine-stranded wires there is a significant influence of the conductor package width, with wide conductor packages leading to lower resistance values. By developing a theoretical model, the mechanical and electrical processes are understood.

A procedure for the dimensioning of connector contacts is presented, which is based on an analytical investigation of the mechanical, electrical and tribological properties of connector contacts and derived equations.

# Liste der wissenschaftlichen Veröffentlichungen

Aus der vorliegenden Arbeit sind mehrere Publikationen hervorgegangen. Zitierte Artikel werden im Literaturverzeichnis separat aufgeführt.

## Referierte Artikel in wissenschaftlichen Zeitschriften

T. DYCK, M. ADLER, A. BUND: Investigation of conductor packages and contact geometries for stranded copper wires. *IEEE transactions on components, packaging and manufacturing technology*, Volume 9 (3), 2019, S. 399-404. <https://doi.org/10.1109/TCPMT.2019.2893678>

T. DYCK, A. BUND: Influence of the Bead Geometry and the Tin Layer on the Contact Resistance of Copper Conductors. *IEEE transactions on components, packaging and manufacturing technology*, Volume 8 (10), 2018, S. 1863-1868. <https://doi.org/10.1109/TCPMT.2018.2865801>

T. DYCK, A. BUND: Design of Contact Systems Under Consideration of Electrical and Tribological Properties. *IEEE transactions on components, packaging and manufacturing technology*, Volume 8 (3), 2018, S. 427-438. <https://doi.org/10.1109/TCPMT.2017.2788378>

T. DYCK, P. OBER-WÖRDER, A. BUND: Calculation of the Wear Surface and the Coefficient of Friction for various Coated Contact Geometries. *Wear*, Volume 368/369, 2016, S. 390-399. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.10.014>

T. DYCK, A. BUND: An adaption of the Archard equation for electrical contacts with thin coatings. *Tribology International*, Volume 102, 2016, S. 1-9. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2016.05.005>

---

## Referierte Beiträge in Tagungsbänden

T. DYCK, A. BUND: The Influence of Contaminated Copper Wires on the DC Joule Heating of Connectors. IEEE Xplore digital library, 2018, S. 17-23. <https://doi.org/10.1109/HOLM.2018.8611711>

T. DYCK, A. BUND: A wear model for tin surfaced contact geometries. 28th International Conference on Electric Contacts, Edinburgh, 2016, S. 421-426.

## Weitere Publikationen

T. DYCK, A. BUND: Untersuchungen zur DC-Stromverteilung in feindrähtigen Leitern und die Bedeutung für Stromerwärmungsprüfungen. Tagungsband der Kontaktverhalten und Schalten - 25. Fachtagung Albert-Keil-Kontaktseminar an der Universität Karlsruhe, VDE-Verlag GmbH, Berlin, 2019, S. 39-48.

T. DYCK, A. BUND: Auslegung von Kontaktsystemen mit galvanischen Zinnschichten unter Berücksichtigung der elektrischen und tribologischen Eigenschaften. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2017, S. 129-146.

T. DYCK: Untersuchung von beschichteten Kontaktgeometrien für Steckverbinder. Galvanotechnik, Leuze Verlag, Bad Saulgau, 2017, S. 660-665.

## Vorträge und Poster

T. DYCK, A. BUND: Untersuchungen zur DC-Stromverteilung in feindrähtigen Leitern und die Bedeutung für Stromerwärmungsprüfungen. 25. Fachtagung Albert-Keil-Kontaktseminar, 9. - 11. Oktober 2019, Karlsruhe. Vortrag.

T. DYCK, A. BUND: The influence of contaminated copper wires on the DC Joule heating of connectors. 29th International Conference on Electrical Contacts Together with 64th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, 14. - 18. Oktober 2018, Albuquerque. Vortrag und Poster.

---

T. DYCK: Untersuchung von beschichteten Kontaktgeometrien für Steckverbinder. 62. Treffen des Arbeitskreises „Systemzuverlässigkeit von Aufbau- und Verbindungstechnologien“, Fraunhofer IZM, 14. Februar 2018, Berlin. Vortrag.

T. DYCK, A. BUND: Auslegung von Kontaktsystemen mit galvanischen Zinnschichten unter Berücksichtigung der elektrischen und tribologischen Eigenschaften. Symposium Connectors 2017, 15. - 16. März 2017, Lemgo. Vortrag.

T. DYCK: Tribologische Untersuchungen zinnbeschichteter Kontakte - Ein Modell zur Berechnung des Reibwerts. Oberflächentage 2016, 21. - 23. September 2016, Garmisch-Partenkirchen. Vortrag.

T. DYCK, A. BUND: A wear model for tin surfaced contact geometries. 28th International Conference on Electric Contacts, 6. - 9. Juni 2016, Edinburgh. Vortrag.

T. DYCK: Tribologische Untersuchungen zinnbeschichteter Kontakte unter Variation der Geometrie. 38. Ulmer Gespräch, 12. - 13. Mai 2016, Neu-Ulm. Vortrag.

## Patente

T. DYCK: Federkraftklemmanschluss sowie Leiteranschlussklemme, WAGO Verwaltungsgesellschaft mbH, 32423 (DE), 15.03.2018, DE102016116966A.

T. DYCK: Leiteranschlussklemme zum Anschluss elektrischer Leiter, WAGO Verwaltungsgesellschaft mbH, 32423 (DE), 01.03.2018, DE102016118331A.

# Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

$A$	Kontaktfläche
$A_h$	Kontaktfläche hemisphärische Kontaktgeometrie
$A_z$	Kontaktfläche zylindrische Kontaktgeometrie
$A'$	Projizierte Fläche
$a$	a-spot Radius
$a_z$	Abstand zur neutralen Faser
$\alpha$	Winkel
$b$	Breite
$C$	Materialkonstante für Relaxation
$C_G$	Faktor für Einführungsgeometrie
$C_R$	Relaxationsfaktor
$d$	Drahtdurchmesser
$d_F$	Fremdschichtdicke
$E$	E-Modul
$F$	Kraft
$F_F$	Prüfkraft
$F_G$	Reibkraft am Gehäuse
$F_N$	Normalkraft
$F_R$	Reibkraft
$F_r$	Reibkraft an einem Kontaktpunkt
$F_{EOL}$	Kontaktkraft am EOL
$H$	Härte
$HM$	Martenshärte
$H_{(h)}$	Härte in Abhängigkeit der Eindringtiefe

---

$H_0$	Oberflächenhärte
$\Delta H$	Härteveränderung
$H_{oxide}$	Härte einer Oxidschicht
$h$	Materialdicke
$I$	Flächenträgheitsmoment
$k$	Faktor für Prüfbedingungen
$k$	Anzahl horizontaler Drähte
$k_q$	Faktor für Querkontakterung
$k_s$	Faktor für Sickenkontakterung
$\kappa$	spezifische elektrische Leitfähigkeit
$l$	Hebelarm
$l_s$	Länge eines Federschenkels
$LMP$	Larson-Miller-Parameter
$\lambda_s$	S-Filter
$\lambda_c$	C-Filter
$M_B$	Biegemoment
$m$	Anzahl vertikaler Drähte
$\mu$	Reibwert
$n$	Exponent für Kontaktwiderstandsmodell
$n_k$	Anzahl der Kontaktpunkte
$n_p$	Anzahl der Pole
$P_v$	Verlustleistung
$P$	Kraft
$P$	Furchungskraft
$p$	Fließspannung
$R$	elektrischer Widerstand
$R_A$	Widerstand eines Leiteranschlusses
$R_B$	Widerstand eines Buchsenkontakts
$R_{Draht}$	Bahnwiderstand eines Drahtes
$R_E$	Engewiderstand
$R_F$	Fremdschichtwiderstand



---

$R_K$	Kontaktwiderstand
$R_L$	Bahnwiderstand eines Federschenkels
$R_{oxide}$	Fremdschichtwiderstand einer Oxidschicht
$R_{Quer}$	Kontaktwiderstand eines Querkontakts
$R_S$	Bahnwiderstand eines Stiftkontakts
$R_{Sicke}$	Kontaktwiderstand eines Sickenkontakts
$R_s$	Gesamtwiderstand einer Drahtsäule
$R_{tot}$	Gesamtwiderstand eines Leiteranschlusses
$R_{p0,2}$	0,2-%-Dehngrenze
$\rho$	spezifischer elektrischer Widerstand
$\rho_F$	spezifischer Widerstand einer Fremdschicht
$\rho_{oxide}$	spezifischer Widerstand einer Oxidschicht
$S$	Scherkraft
$S_{max}$	maximaler Belastungsgrad
$s$	Scherfestigkeit
$s$	Verschleißweg
$\sigma_{max}$	maximale Spannung
$\sigma_0$	Ausgangsspannung
$\sigma_{EOL}$	Spannung am EOL
$T$	Temperatur
$t$	Zeit
$V_h$	Verschleißvolumen Hemi-Rider
$V_{Fh}$	Verschleißvolumen Flat mit Hemi-Rider
$V_z$	Verschleißvolumen Zylinder-Rider
$V_{Fz}$	Verschleißvolumen Flat mit Zylinder-Rider
$W$	Materialabtrag
$W$	Kontaktkraft
$W$	axiales Widerstandsmoment
$x$	Auslenkung
$Z$	Faktor für Prüfbedingungen

# Inhaltsverzeichnis

<b>Kurzfassung</b>	<b>I</b>
<b>Abstract</b>	<b>II</b>
<b>Liste der wissenschaftlichen Veröffentlichungen</b>	<b>III</b>
<b>Abkürzungs- und Symbolverzeichnis</b>	<b>VI</b>
<b>1. Einleitung</b>	<b>4</b>
1.1. Elektrische Kontakte . . . . .	4
1.2. Zielsetzung der Arbeit . . . . .	5
<b>2. Stand der Forschung</b>	<b>8</b>
2.1. Kontaktfläche und Kontaktwiderstand . . . . .	8
2.2. Kontaktwerkstoffe der Steckverbindertechnik . . . . .	12
2.2.1. Gold . . . . .	13
2.2.2. Palladium . . . . .	13
2.2.3. Silber . . . . .	14
2.2.4. Zinn . . . . .	14
2.2.5. Tabellarische Zusammenfassung der Eigenschaften von Kontaktwerkstoffen . . . . .	15
2.2.6. Härtewerte galvanischer Beschichtungen . . . . .	16
2.2.7. Verwendete Schichtdicken für elektrische Kontakte . . . . .	18
2.2.8. Intermetallische Phasen zwischen Zinn und Kupfer . . . . .	18
2.3. Tribologische Eigenschaften von Kontakten . . . . .	20
2.3.1. Verschleiß von Kontakten . . . . .	20
2.3.2. Reibwert von Kontakten . . . . .	21
2.4. Beschichtungsverfahren für Zinnschichten . . . . .	24
2.4.1. Galvanische Abscheidung von Zinn . . . . .	24
2.4.2. Feuerverzinnung . . . . .	26
2.5. Materialeigenschaften von Zinnschichten . . . . .	27
2.5.1. Kontaktverhalten von Zinnschichten . . . . .	27

2.5.2.	Verschleißverhalten von Zinnschichten . . . . .	27
2.5.3.	Fretting Corrosion . . . . .	28
2.5.4.	Einsatz von Schmierstoffen . . . . .	29
2.5.5.	Einfluss der Kontaktgeometrie . . . . .	30
2.5.6.	Verhalten von Zinnschichten unter dem Einfluss erhöhter Temperaturen . . . . .	31
<b>3.</b>	<b>Methoden</b>	<b>33</b>
3.1.	Probenpräparation . . . . .	33
3.2.	Versuchsaufbau und Prüfplanung für tribologische Untersuchungen . . . .	35
3.3.	Versuchsaufbau und Prüfplanung für Kontaktwiderstandsmessungen . . . .	39
3.4.	Versuchsaufbau und Prüfplanung für Leiteranschlussuntersuchungen . . . .	45
<b>4.</b>	<b>Ergebnisse</b>	<b>49</b>
4.1.	Charakterisierung der Beschichtungen . . . . .	49
4.1.1.	Optische Rauheitsmessungen . . . . .	49
4.1.2.	Messung der Mikrohärtigkeit . . . . .	50
4.2.	Tribologische Untersuchungen . . . . .	52
4.2.1.	Diskussion des tribologischen Verhaltens von Zinn . . . . .	52
4.2.2.	Einfluss der Kontaktgeometrie auf die Verschleißbeständigkeit und die Reibkraft . . . . .	58
4.2.3.	Einfluss der Zinnschichtdicke auf die Verschleißbeständigkeit und die Reibkraft . . . . .	58
4.2.4.	Diskussion von Kontaktgeometrie und Schichtdicke und deren Einfluss auf das Verschleißvolumen . . . . .	59
4.2.5.	Berechnungen des Verschleißvolumens für hemisphärische Kontakte . . . . .	60
4.2.6.	Berechnungen des Verschleißvolumens für zylindrische Kontakte . . . . .	63
4.2.7.	Einfluss der Kontaktkraft auf die Verschleißbeständigkeit und die Reibkraft . . . . .	65
4.2.8.	Diskussion des Reibwerts für Zinnschichten . . . . .	66
4.2.9.	Widerstandsentwicklung von Zinnbeschichtungen in Abhängigkeit des Verschleißzustands . . . . .	69
4.2.10.	Einfluss einer Unternickelung auf das tribologische Verhalten von Zinnbeschichtungen . . . . .	70
4.2.11.	Untersuchung des tribologischen Verhaltens von Glanzzinn . . . . .	72
4.2.12.	Einfluss von Schmierstoffen auf das tribologische Verhalten von Zinnbeschichtungen . . . . .	73

4.3. Statische Kontaktwiderstandsmessungen . . . . .	74
4.3.1. Kontaktwiderstandsmessungen mit unterschiedlichen Kontaktgeometrien und Beschichtungen . . . . .	74
4.3.2. Analytische Betrachtung der Kontaktflächenbildung an dünnen Schichten . . . . .	78
4.3.3. Kontaktwiderstandsmessungen mit Belastung und Entlastung der Kontaktpartner . . . . .	83
4.3.4. Kontaktwiderstandsmessungen bei erhöhten Temperaturen . . . . .	85
4.4. Untersuchung des elektrischen Verhaltens von Leiteranschlüssen . . . . .	88
4.4.1. Fremdschichten auf Kupferleitern . . . . .	88
4.4.2. Kontaktwiderstandsmessungen mit eindrätigen Kupferleitern . . . . .	90
4.4.3. Mikroskopische Aufnahmen der Kontaktfläche für eindrätige Kupferleiter . . . . .	92
4.4.4. Modellbildung für den Anschluss von Litzenleitern . . . . .	93
4.4.5. Widerstandsmessungen für Litzenleiter . . . . .	100
4.5. Entwicklung eines Modells zur Auslegung von Steckverbinderkontakten . . . . .	103
4.5.1. Berechnung der elektrischen Widerstände eines Steckverbinders . . . . .	104
4.5.2. Mechanische Berechnung eines Steckverbinders . . . . .	105
4.5.3. Berechnung des Relaxationsverhaltens eines Buchsenkontakts . . . . .	106
4.5.4. Betrachtung der auftretenden Reibkräfte am Steckverbinder . . . . .	108
4.5.5. Berechnung von Kontaktsystemen . . . . .	109
<b>5. Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>113</b>
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>125</b>
<b>A. Anhang</b>	<b>126</b>

# 1. Einleitung

## 1.1. Elektrische Kontakte

Elektrische Kontakte werden verwendet, um Stromkreise zu öffnen und zu schließen. Im geschlossenen Zustand soll elektrische Energie möglichst verlustfrei übertragen werden.

Elektrische Kontakte können in vier Gruppen unterteilt werden:

- Permanente Kontakte
- Ruhende Kontakte
- Schaltende Kontakte
- Gleitende Kontakte

Permanente Kontakte sind verschleißfrei, so gehört beispielsweise die Lötverbindung zu den permanenten Kontakten. Relais sind ein Beispiel für schaltende Kontakte und Kohlebürsten für Gleitkontakte. Steckverbinder gehören zur Kategorie der ruhenden Kontakte. Ruhende, schaltende und gleitende Kontakte sind nicht verschleißfrei. Während schaltende Kontakte einem Kontaktabbrand durch Lichtbogenbildung unterworfen sind, verschleifen gleitende Kontakte durch Lichtbogenbildung und mechanischen Verschleiß. Ruhende Kontakte verschleifen mechanisch durch Relativbewegungen zwischen den Kontaktpartnern, welche durch Steckvorgänge, Vibrationsbeanspruchung oder Temperaturwechsel hervorgerufen werden.

Ein Steckverbinder besteht aus mindestens zwei Komponenten, die miteinander durch Stecken verbunden werden, um einen Stromkreis zu schließen. Die meisten Steckverbinder funktionieren nach dem Stift/Buchse-Prinzip. Der Stiftkontakt wird auch »Flat« und der Buchsenkontakt »Rider« genannt. Der Kontaktstift wird in die Kontaktbuchse eingeführt und durch Auslenkung der Federschenkel des Buchsenkontakts wird eine Kontaktkraft generiert, die einen geringen Kontaktwiderstand zwischen Stift- und Buchsenkontakt gewährleisten soll. Ein geringer Kontaktwiderstand bestimmt in wesentlichem Maße die Verlustleistungen eines Steckverbinders. Eine niedrige Verlustleistung wird angestrebt, um die Stromerwärmung des Produkts und den Energieverlust so gering wie möglich zu halten. Deswegen bestehen die stromführenden Teile eines Steckverbinders

in der Regel auch aus einem Material mit einer hohen spezifischen Leitfähigkeit, beispielsweise Kupfer oder Kupferlegierungen.

Die Oberflächenbeschichtung der stromführenden Bauteile erfüllt mehrere Aufgaben. Die Beschichtung soll in erster Linie einen möglichst verlustfreien Stromfluss zwischen zwei Kontakten ermöglichen, wofür gute Kontakteigenschaften der Beschichtung wichtig sind. Des Weiteren dient die Beschichtung als Korrosionsschutz für das Kupfergrundmaterial. Weiter soll die Beschichtung geringe Reibwerte aufweisen und damit ein leichtes Stecken des Steckverbinders ermöglichen. Zuletzt ist auch eine hohe Verschleißbeständigkeit wünschenswert.

## 1.2. Zielsetzung der Arbeit

Ein häufig eingesetztes Beschichtungsmaterial für elektrische Kontakte ist Zinn, welches wegen seines geringen Preises für Produkte mit eingeschränkten Anforderungen an die Lebensdauer und die Zuverlässigkeit prädestiniert ist. Zinn weist einige kontaktphysikalische Besonderheiten auf. So überzieht sich Zinn mit einer dünnen Oxidschicht, welche durchbrochen werden muss, um einen geringen elektrischen Kontaktwiderstand zu erreichen. Aufgrund seiner geringen Härte von etwa  $80\text{-}350\text{ N/mm}^2$  [1] weist Zinn instabile, hohe Reibwerte auf und verschleißt deutlich schneller als andere, härtere Kontaktwerkstoffe.

In dieser Arbeit sollen folgende Forschungsfragen in Bezug auf zinnbeschichtete Kontakte bearbeitet werden:

1. Wie wirken sich Kontaktgeometrie, Schichtsystem, Kontaktkraft und Schmierstoff auf das tribologische Verhalten aus?

Der Verschleiß von zinnbeschichteten Kontakten ist eine Mischform aus adhäsivem, abrasivem und korrosivem Verschleiß. Der Reibwert ist dabei nicht konstant, sondern verändert sich in Abhängigkeit des Verschleißzustandes. [2, 3] Aufgrund dieses charakteristischen Verhaltens lassen sich Ergebnisse aus Untersuchungen an anderen Beschichtungen wie Silber oder Gold nur eingeschränkt auf den Werkstoff Zinn übertragen. Insbesondere die Kontaktgeometrie ist für Zinnschichten noch nicht eingehend auf ihre Bedeutung für die Tribologie hin untersucht worden. Mit einer Prägevorrichtung werden Probekörper mit hemisphärischen und zylindrischen Kontaktgeometrien unterschiedlicher Radien hergestellt. Anschließend werden die Probekörper galvanisch beschichtet und für Untersuchungen mit einem eigens für diesen Zweck entwickelten Tribometer verwendet. Das Tribometer ermöglicht ein Einstellen der Kontaktkraft und die Messung von Reibkräften und Kontaktwiderständen. Durch Reibversuche und analytische Betrachtungen soll

die Frage nach der Bedeutung der genannten Parameter für zinnbeschichtete Kontakte beantwortet werden.

2. Wie wirken sich Kontaktgeometrie, Schichtsystem und Kontaktkraft auf den statischen Kontaktwiderstand aus?

In den klassischen Kontaktmodellen nach HOLM oder GREENWOOD und WILLIAMSON (vgl. Kap. 2.1) wird die Kontaktgeometrie als Einfluss auf den Engewiderstand nicht berücksichtigt. Insbesondere für dünne Schichten kann nicht mehr von einer konstanten Eindringhärte ausgegangen werden, wodurch die Kontaktgeometrie einen Einfluss auf den Kontaktwiderstand bekommen kann. Durch statische Kontaktwiderstandsmessungen mit den zuvor beschriebenen Probekörpern soll ein möglicher Einfluss der Kontaktgeometrie auf den Kontaktwiderstand untersucht werden. Die Versuche erfolgen an einem Kontaktkraft-/Kontaktwiderstandsmessgerät (KOWI 3000). Durch eine analytische Betrachtung der Kontaktfläche unter Berücksichtigung der Kontaktgeometrie und der schichtspezifischen Eindringhärte werden die Versuchsergebnisse interpretiert. Zur Untersuchung des Verformungsverhaltens von Zinnoberflächen werden außerdem Versuche mit Be- und anschließender Entlastung der Kontakte durchgeführt.

3. Welchen Einfluss stellen Kontaktgeometrie, Schichtsystem und Kontaktkraft auf die Kontaktierung von blanken Kupferleitern dar?

Der Leiteranschluss ist bisher im Vergleich zum Steckverbinderkontakt deutlich weniger intensiv untersucht worden. Zwar erfährt der Leiteranschluss im Betrieb normalerweise keine tribologische Beanspruchungen, die Herausforderung besteht aber darin, einen in der Regel unbeschichteten Kupferleiter zu kontaktieren. Durch die fehlende Relativbewegung bei der Kontaktierung kann die Zinnoxidschicht nicht in der gleichen Weise wie bei einem Steckverbinderkontakt aus dem Kontaktbereich verdrängt werden, sondern muss durch ein Eindringen des Leiters in die Oberfläche durchdrungen werden. Zur Untersuchung des Einflusses von Kontaktgeometrie und Schichtdicke werden wiederum Probekörper hergestellt und mit verschiedenen Schichtsystemen versehen. Als Kontaktpartner dienen ein- und feindrätige blanke Kupferleiter. Mit einer speziellen Vorrichtung werden Kontaktwiderstandsmessungen in Abhängigkeit der Kontaktkraft durchgeführt. Die Ergebnisse werden mit mikroskopischen und analytischen Methoden bewertet.

4. Wie stark ist der Einfluss von Wärme auf den Kontaktwiderstand?

Aus der Fachliteratur ist für Silber und Kupfer bekannt, dass Wärme einen Einfluss auf die Härte und damit auch auf den Kontaktwiderstand hat ([4], S.37-38). Insbesondere für Zinn wurde der Einfluss von Wärme auf den Kontaktwiderstand bisher nicht explizit und unter Berücksichtigung der speziellen Eigenschaften von Zinn wie der Oxidschicht-

bildung untersucht. Mit einem Versuchsaufbau, der zur Untersuchung dieser Fragestellung entwickelt wurde und das Erwärmen der Probekörper durch Stromfluss ermöglicht, werden temperaturabhängige Kontaktwiderstandsmessungen durchgeführt.

5. Wie lassen sich experimentelle Ergebnisse für die Entwicklung von Produkten nutzbar machen?

Oft stellt sich die Frage, wie experimentell gewonnene Daten für die Praxis nutzbar gemacht werden können. BLAUTH et al. [5, 6, 7] haben dazu erste Beiträge geleistet, indem analytische Modelle zur Beschreibung von Steckverbinderkontakten entwickelt wurden. Die genannten Arbeiten sollen als Grundlage dienen, um ein Modell zur mechanischen und elektrischen Auslegung von Steckverbindern zu entwerfen, das die Berücksichtigung beschichtungs- und substratspezifischer Merkmale wie Reibwerte, Kontaktwiderstände und Relaxation ermöglicht.



## 2. Stand der Forschung

### 2.1. Kontaktfläche und Kontaktwiderstand

Die Oberflächenrauheit und Konturabweichungen der Kontaktfläche haben zur Folge, dass die reale Kontaktfläche deutlich kleiner ist als die scheinbare, konstruktiv zur Kontaktgabe vorgesehene Fläche (Abb. 2.1). Der elektrische Stromfluss erfolgt ausschließlich über die wirksamen, in mechanischem Kontakt stehenden Mikroflächen, auch a-spots genannt [8].

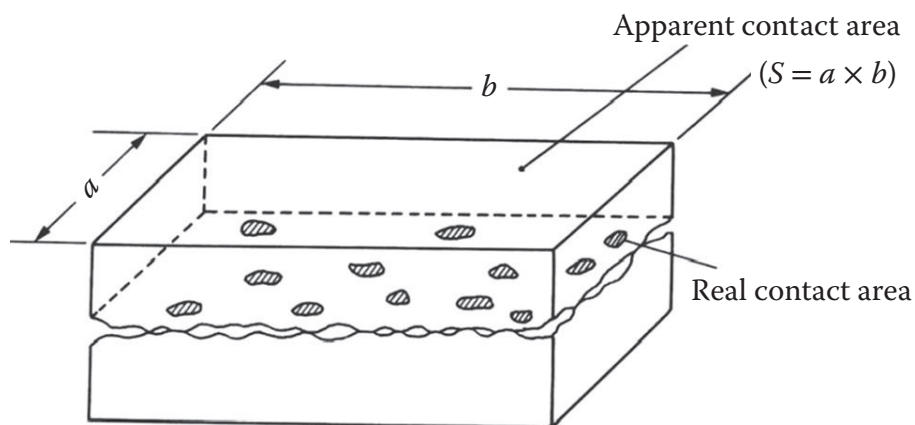


Abbildung 2.1.: Darstellung der scheinbaren Kontaktfläche  $S$  und der deutlich kleineren realen Kontaktflächen (a-spots). ([1], S. 1042)

Der Kontaktwiderstand beschreibt den elektrischen Widerstand einer Kontaktstelle und setzt sich zusammen aus dem Engewiderstand  $R_E$  und dem Fremdschichtwiderstand  $R_F$  ([9], S. 3).

$$R_K = R_E + R_F \quad (2.1)$$

Die Ursache für den Engewiderstand liegt in der Einengung der Stromlinien an den a-spots (Abb. 2.2).

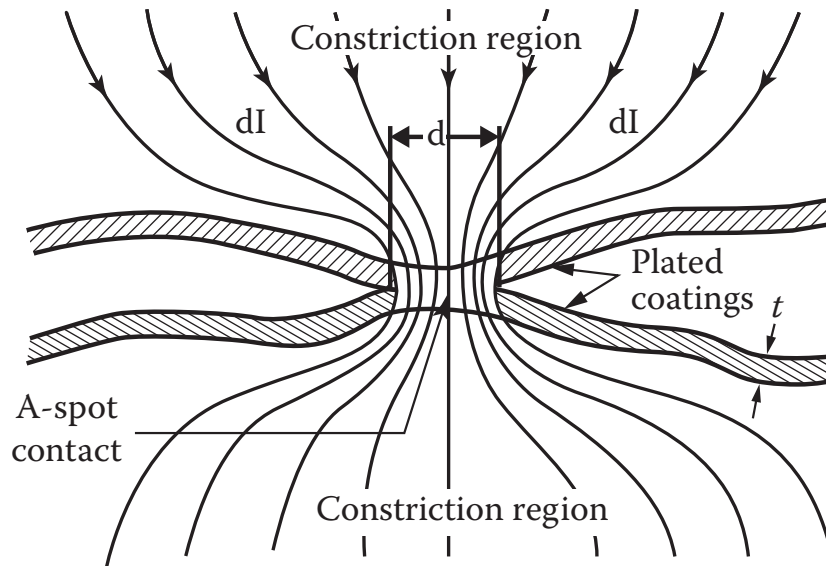


Abbildung 2.2.: Einengung der Stromlinien  $dI$  im Kontaktbereich mit dem Kontaktdurchmesser  $d$  und der Dicke der Beschichtung  $t$ . ([1], S. 253)

HOLM ([4], S. 16) hat ein einfaches Modell zur Berechnung des Engewiderstands  $R_E$  an einem ideal kreisrunden Kontakt mit dem Durchmesser  $d = 2a$  und dem spezifischen elektrischen Widerstand der kontaktierenden Materialien  $\rho$  vorgestellt (Gl. 2.2).

$$R_E = \frac{\rho}{2a} \quad (2.2)$$

Tab. 2.1 zeigt berechnete Engewiderstände eines einzelnen Kupfer-Kupfer Kontakts in Abhängigkeit des a-spot Radius.

Tabelle 2.1.: Elektrischer Widerstand einer kreisförmigen Einengung zwischen einem Kupfer-Kupfer Kontakt. (nach [1], S. 7)

a-spot Radius ( $\mu\text{m}$ )	Engewiderstand ( $\Omega$ )
0,01	0,88
0,1	$8,8 \times 10^{-2}$
1	$8,8 \times 10^{-3}$
10	$8,8 \times 10^{-4}$

Unter Berücksichtigung der Topographie einer Kontaktfläche konnte eine Abhängigkeit des Engewiderstands  $R_E$  von der Kontaktkraft  $R_K$  mit einem Exponenten  $n$  für das Verformungsverhalten der Kontaktflächen gefunden werden (Gl. 2.3). ([9], S. 16)

$$R_E \propto F_K^{-n} \quad (2.3)$$

HOLM ([4], S. 43) gibt für die Engewiderstands-/Kontaktkraftbeziehung (Gl. 2.3) Werte von  $n = 1/3$  für rein elastisch verformte und  $n = 1/2$  für rein plastische verformte Oberflächen an. VINARICKY et al. ([9], S. 17) beschreiben Werte zwischen 0,9 bis 1 als charakteristisch für elektrische Kontakte.

HÖFT [10, 11] hat eine Auswertung der Werte für den Exponenten  $n$  vorgenommen, die in der Literatur bekannt geworden sind (Abb. 2.3). Die Auswertung zeigt, dass am häufigsten Werte zwischen 0,5 und 1 in der Literatur angegebenen werden, wobei auch deutlich niedrigere und höhere Werte auftreten können. Durch einen Faktor  $k$  (siehe Gleichung in Abb. 2.3) wird der Einfluss der spezifischen Prüfbedingungen berücksichtigt, welcher sich jedoch in verschiedenen Experimenten um mehrere Größenordnungen unterscheiden kann ([10], S. 26).

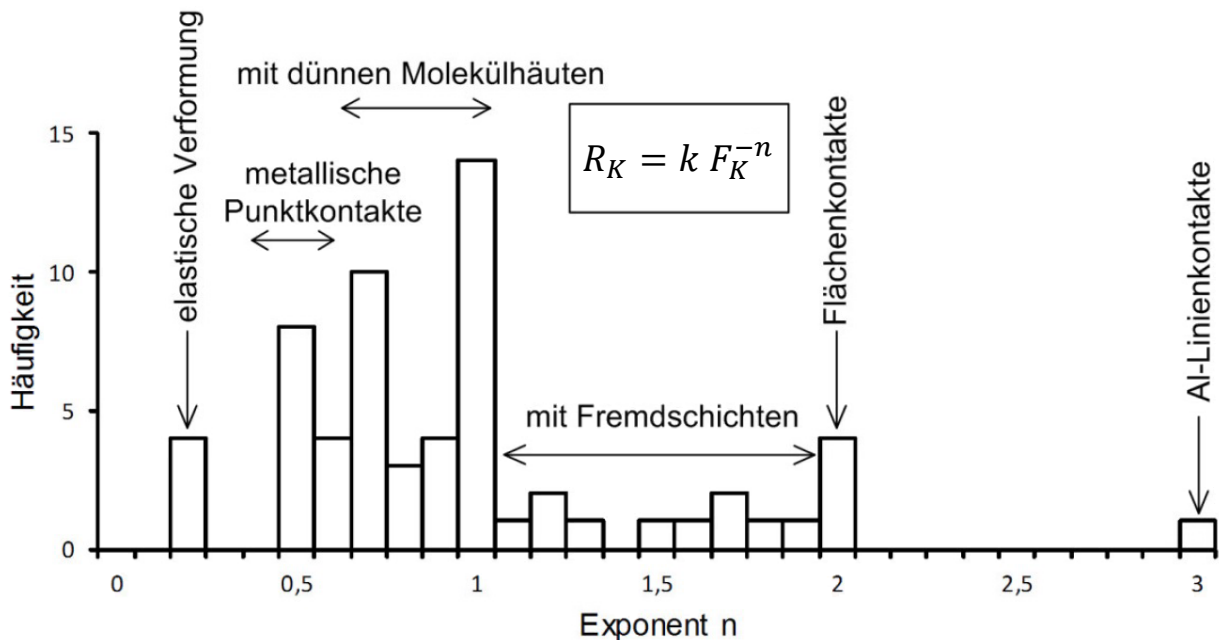


Abbildung 2.3.: Häufigkeitsverteilung des Exponenten  $n$  für unterschiedliche Kontaktsituationen. (nach [10], S. 26)

Der Fremdschichtwiderstand  $R_F$  (Gl. 2.4) kann mit dem spezifischen elektrischen Widerstand der Fremdschicht  $\rho_F$ , der Dicke der Fremdschicht  $d_F$  und der kontaminierten Kontaktfläche  $A$  beschrieben werden (nach [4], S. 10).

$$R_F = \frac{\rho_F \cdot d_F}{A} \quad (2.4)$$

Der elektrische Widerstand einer Oxidschicht  $R_{oxide}$  in Abhängigkeit des spezifischen elektrischen Widerstands der Oxidschicht  $\rho_{oxide}$ , der Oxidschicht  $H_{oxide}$  und der Kontaktkraft  $F$  kann gemäß Gl. 2.5 berechnet werden ([1], S. 89).

$$R_{oxide} = \frac{\rho_{oxide}}{2} \sqrt{\frac{\pi H_{oxide}}{F}} \quad (2.5)$$

Durch eine Relativbewegung zwischen den beiden Kontaktpartnern, wie sie beispielsweise bei Steckverbindern zwischen dem Buchsen- und dem Stiftkontakt auftritt, können Fremdschichten entfernt werden, wobei hohe Kontaktkräfte und lange Reibwege vorteilhaft sind [12].

Je nach Beschichtungswerkstoff und Oberflächenbeschaffenheit erfolgt die Verformung der Kontaktfläche entweder elastisch oder plastisch (Abb. 2.4). Da jede Oberfläche eine gewisse Rauheit aufweist, werden für metallische Werkstoffe die Rauheitsspitzen aufgrund der lokal hohen Drücke immer auch plastisch verformt. Bei dem Vorhandensein einer Oxidschicht verhindert eine hauptsächlich elastische Verformung ein Durchdringen der Oxidschicht, wohingegen bei einer plastischen Verformung von weichen Beschichtungen die Oxidschicht großflächig durchdrungen werden kann (Abb. 2.4) und niedrige Kontaktwiderstände erreicht werden können.

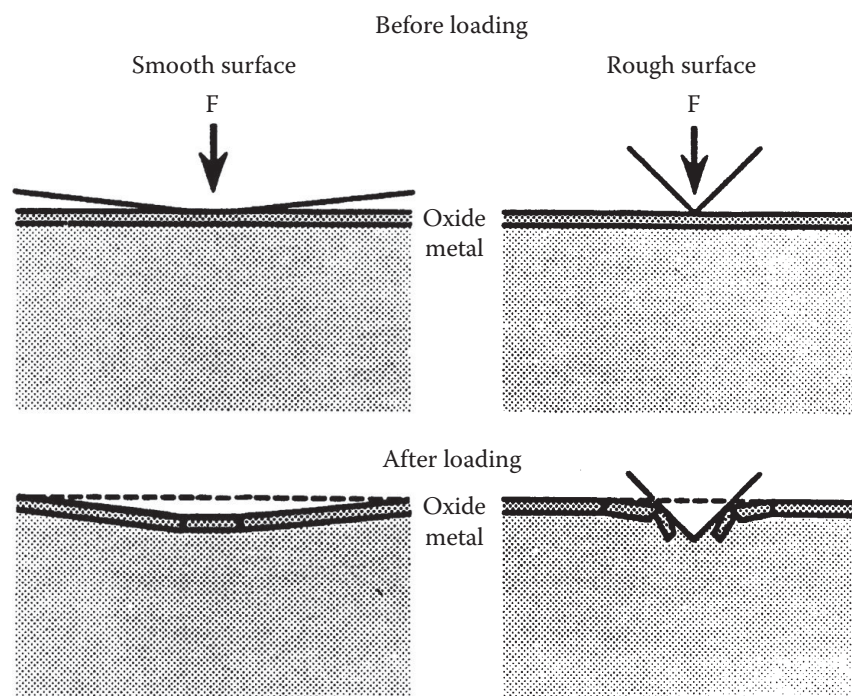


Abbildung 2.4.: Elastische und plastische Verformung von Kontaktflächen mit einer Oxidschicht. ([1], S. 255)

Durch Messungen des Kontaktwiderstands bei mechanischer Be- und anschließender Entlastung des Kontakts wird das Verformungsverhalten deutlich (Abb. 2.5). Weil immer auch ein Teil des Kontaktes eine plastische Verformung erfährt, verbleibt der Kontaktwiderstand bei Entlastung auf einem geringeren Niveau. Bei harten, glatten Oberflächen, die sich elastisch verhalten, ist ein Anstieg des Kontaktwiderstands bei Entlastung zu erwarten. Wohingegen bei Oberflächen, die sich vorwiegend plastisch verformt haben, nur ein geringer bis gar kein Anstieg zu erwarten ist, da die Größe der Kontaktfläche annähernd erhalten bleibt.

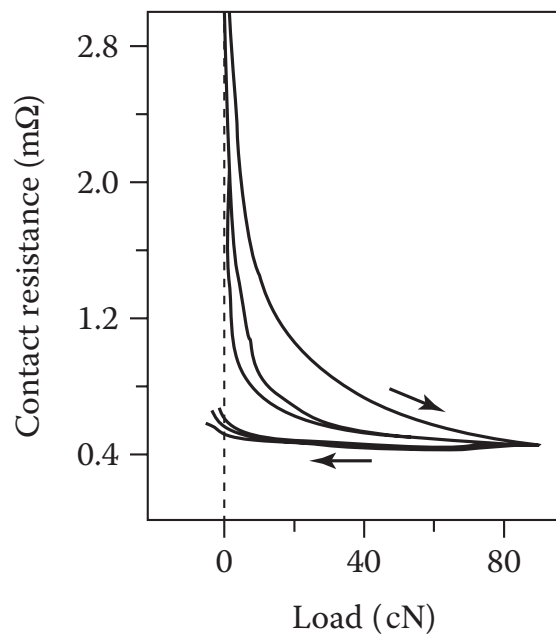


Abbildung 2.5.: Entwicklung des Kontaktwiderstands in Abhängigkeit der Kontaktkraft für einen Goldkontakt (gekreuzte Stäbe, Stabdurchmesser 1/16 Zoll) bei mechanischer Be- und Entlastung. Die Messung wurde an Luft bei Umgebungstemperatur durchgeführt. [13] (nach [1], S. 15)

## 2.2. Kontaktwerkstoffe der Steckverbindertechnik

KOURIMSKY [14] führt aus, dass die Frage nach dem geeigneten Beschichtungswerkstoff für Steckverbinderkontakte nur beantwortet werden kann, wenn mehrere Anforderungen bekannt sind:

1. Wie sind die Einsatzbedingungen?
2. Wie viele Steckzyklen sollen möglich sein?

3. Wie viele Pole hat der Steckverbinder?
4. Wie viel darf der Steckverbinder kosten?

Im Folgenden wird eine Übersicht über häufig eingesetzte Beschichtungen für Steckverbinderkontakte gegeben.

### 2.2.1. Gold

Das Edelmetall Gold zeichnet sich als Kontaktbeschichtung durch seine ausgezeichneten elektrischen und chemischen Eigenschaften, wie beispielsweise Korrosionsbeständigkeit, aus. Durch den Einsatz von Goldlegierungen können außerdem sehr verschleißfeste Schichten erzeugt werden, ohne die herausragenden Eigenschaften des Goldes in nennenswertem Maße einbüßen zu müssen. Im Bereich der elektronischen Komponenten werden Hartgoldschichten mit Legierungsanteilen von Kobalt, Eisen oder Nickel eingesetzt. Übliche Schichtdicken sind 1,2  $\mu\text{m}$  bei hohen Anforderungen an die Verschleißbeständigkeit und Porendichtigkeit, 0,8  $\mu\text{m}$  bei gewöhnlichen Industrieanforderungen, noch geringere Schichtdicken bei kurzlebigen Produkten. ([1], S. 523) Schichtdicken von  $< 0,1 \mu\text{m}$  werden als Flashgold bezeichnet und dienen aufgrund der hohen Porosität nicht als Korrosionsschutz, sondern als Festschmierstoff und kommen auf harten und korrosionsbeständigen Oberflächen wie PdNi-Legierungen oder NiP-Legierungen zum Einsatz. Goldoberflächen weisen nur dünne Absorptionsschichten auf und erfordern nur geringe Kontakträfte von  $< 1 \text{ N}$  [4]. Mit einer Hartgoldbeschichtung können eine hohe Steckhäufigkeit und geringe Reibkräfte (Tab. 2.2) umgesetzt werden. Der hohe Preis gilt als entscheidender Nachteil.

Dem Elektrolyten können vordispersierte Nanopartikel zugesetzt werden, welche in die Oberfläche eingebaut werden, um die Verschleißigenschaften der Beschichtung zu verbessern [15]. Es wurden Versuche mit Hartgoldschichten durchgeführt, bei denen Nanopartikel aus Werkstoffen wie  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{TiO}_2$ , TiN, TiC, SiC,  $\text{SiO}_2$ , SiN und Diamant mitabgeschieden wurden. Erste Ergebnisse zeigen, dass eine Steigerung der Härte und damit eine Verbesserung der Verschleißbeständigkeit möglich ist. [16, 17]

### 2.2.2. Palladium

Beschichtungen mit Palladium und Palladium/Nickel-Legierungen sind grundsätzlich aus elektrischer und tribologischer Sicht als Ersatz für Hartgoldschichten geeignet [18]. Palladium/Nickel zeigt aufgrund seiner hohen Härte eine sehr gute Verschleißbeständigkeit. Durch den Einsatz eines Goldflashes als Festschmierstoff kann der Verschleiß durch sich bei Benutzung bildende harte Abrasivpartikel reduziert werden.

Palladium bildet unter der Einwirkung von organischen Gasen braune, organische und elektrisch schlecht leitende Polymere. Palladium wirkt dabei als Katalysator. Dieser Vorgang ist auch als Brown-Powder-Effekt bekannt. Cyclische Verbindungen wie Benzol gehörten zu den ersten Stoffen, bei denen die Bildung von Polymeren gezeigt werden konnte. Weitere organische Verbindungen, bei denen Polymerbildung auf Palladiumoberflächen stattfindet, sind Polysulfide, Terpene und einige Acryle. ([1], S. 1119) Durch den Einsatz von geeigneten Kunststoffen für den Isolierkörper und durch einen Goldflash kann dieses Problem größtenteils vermieden werden [19].

Das Rohmetall Palladium ist günstiger als Gold. Weil die Preisdifferenz von den aktuellen Rohstoffpreisen abhängt und somit einer ständigen Veränderung unterliegt, ist der Einsatz nur dann sinnvoll, wenn eine Kostenersparnis nach Abzug der Prozesskosten gegenüber einer Goldbeschichtung erreicht werden kann.

### 2.2.3. Silber

Silber weist eine bessere Verschleißbeständigkeit als Zinn und eine gute Korrosionsbeständigkeit auf. Es hat die höchste elektrische Leitfähigkeit aller Metalle und ist vergleichsweise günstig. Silber bildet mit schwefelhaltigen Verbindungen wie  $\text{H}_2\text{S}$  auf der Oberfläche Silbersulfid. Der elektrische Widerstand von  $\text{Ag}_2\text{S}$  liegt zwischen  $10^5$  und  $10^{10} \Omega\text{m}$  und damit im Bereich von Kupferoxid ([4], S. 110). Je nach Zusammensetzung der Atmosphäre kann die Sulfidschicht große Wachstumsraten und hohe Schichtdicken erreichen. Um geringe Kontaktwiderstände zu erlangen, muss die Sulfidschicht durchbrochen werden. ([1], S. 52-53) Die Bildung der Sulfidschicht kann durch einen Anlaufschutz, beispielsweise auf Basis von Thiolverbindungen (üblich sind 1-Octadecanthiol und 1-Hexadecanthiol, auch als Gemisch eingesetzt), zumindest für eine gewisse Zeit verhindert werden. Die erforderlichen Kontaktkräfte bei Silber sind mit 0,5-2 N (Tab. 2.2) höher als bei Hartgoldschichten, die Verschleißbeständigkeit ist geringer als von Hartgold (Tab. 2.2). Silber neigt zum Kaltverschweißen, wodurch hohe Reibkräfte entstehen können.

### 2.2.4. Zinn

Zinn wird als günstiges Metall traditionell bei Anwendungen mit geringen Anforderungen oder bei Lötanwendungen eingesetzt. Eine Mattzinnschicht aus 95 % Zinn und 5 % Blei wurde in der Vergangenheit als die optimale Zinnschicht mit besonders günstigen Korrosionseigenschaften beschrieben [20]. Wegen der RoHS-Richtlinie, welche den Einsatz von Blei in der Elektrotechnik auf 0,1 % beschränkt, werden heute vorwiegend Rein-

zinnschichten eingesetzt.

Zinn erfordert wegen der Oxidschicht höhere Kontaktkräfte als Silber oder Hartgold ([1], S. 152). Die relativ hohen Reibkräfte (Tab. 2.2) haben zur Folge, dass mit Zinnbeschichtungen hochpolige Steckverbinder mit akzeptablen Steckkräften kaum zu realisieren sind. Die Verschleißbeständigkeit ist gering, es werden nur geringe Steckzyklenzahlen von etwa 20 erreicht (Tab. 2.2). Bei Vibrationsbeanspruchung tritt bei Zinnschichten Fretting Corrosion auf: Durch Mikrobewegungen im Kontaktbereich wird eine elektrisch schlecht leitende Oxidschicht gebildet. Außerdem zeigt Zinn das Phänomen der Whiskerbildung. Whisker sind nadelförmige Einkristalle, die mehrere 100 µm lang werden können und trotz des geringen Durchmessers von 1-5 µm einen Strom von bis zu 25 mA tragen und somit Kurzschlüsse verursachen können ([1], S. 541). Durch den Einsatz von Zwischenschichten wie Nickel kann das Whiskerwachstum wirksam reduziert werden [21]. Um Edelmetalle zu substituieren, werden Schichtsysteme mit Zinn als Deckschicht oder auch als Legierungselement intensiv erforscht und stetig weiterentwickelt [22].

### 2.2.5. Tabellarische Zusammenfassung der Eigenschaften von Kontaktwerkstoffen

Tab. 2.2 gibt eine Zusammenfassung der wichtigsten Kontaktbeschichtungen für Steckverbinderkontakte. Aus der Übersicht geht auch eine eindeutige Abstufung hervor. Zinn ist für Produkte mit geringen Anforderungen an die Einsatztemperatur, das Vibrationsverhalten, das Steckverhalten und die Stechkäufigkeit geeignet. Silber ist für mittelhohe Anforderungen einzusetzen, Gold ist für höchste Anforderungen der geeignete Werkstoff.

Tabelle 2.2.: Kontaktverhalten unterschiedlicher Beschichtungswerkstoffe für Steckverbinder (nach [23]).

	Sn	Ag	Au (hart)
Schmelzpunkt	232 °C	962 °C	1064 °C
Fremdschicht	Oxidschicht	Sulfidschicht	Absorptionsschicht
Kontaktierung	plastisch	elastisch/plastisch	elastisch
Mindestkontaktkraft	1 - 3 N	0,5 - 2 N	0,3 - 1 N
Vibrationsverhalten	schlecht	gut	gut
Steckverhalten	Hohe Reibkraft	Hohe Reibkraft	Geringe Reibkraft
Stechkäufigkeit	Max. 20	20 - 50	> 100



### 2.2.6. Härtewerte galvanischer Beschichtungen

SLADE gibt eine Übersicht über Härtewerte galvanisch aufgebrachtter Kontaktwerkstoffe (Tab. 2.3). Dabei fällt die geringe Härte des Zinns auf, die ein ganz wesentliches Merkmal dieses Beschichtungswerkstoffes ist. Die Härte von Reingold ist ebenfalls gering, weswegen in der elektrischen Kontakttechnik üblicherweise Hartgoldschichten eingesetzt werden. Im Fall von Silber werden wegen der geringen Härte dickere Schichten aufgebracht, um eine gewisse Verschleißbeständigkeit gewährleisten zu können. Palladium, PdNi und Nickel zählen zu den sehr harten und damit besonders verschleißbeständigen Beschichtungswerkstoffen.

Tabelle 2.3.: Härtewerte galvanisch aufgebrachtter Beschichtungen. Werte für Schichtdicken, die für elektrische Kontakte eingesetzt werden, bewegen sich im mittleren Bereich der angegebenen Spannweite. (nach [1], S. 523)

Härte ( $\times 10^2 \text{ Nmm}^{-2}$ )	
Zinn	0,8-3,5
Reingold	4-9
Silber	4-18,5
Hartgold	16-22
Palladium	20-30
80Pd20Ni	35-55
Nickel	25-55
Ruthenium	80-100

BURESCH [23, 24] gibt für aus der Schmelze aufgebraachte Zinnschichten einen Härtebereich von 280-500 N/mm<sup>2</sup>, für galvanische Zinnschichten von 200-500 N/mm<sup>2</sup> und für die intermetallischen Phasen zwischen Kupfer und Zinn von 3500-4200 N/mm<sup>2</sup> an.

Die Härte von Zinn nimmt mit zunehmender Temperatur ab [25]. Die Dauertemperatur, ab der mit einer Erweichung des Zinns gerechnet werden muss, liegt laut KOURIMSKY [14] bei etwa 100 °C. Allerdings zeigen Härtemessungen bei unterschiedlichen Temperaturen (Abb. 2.6), dass die Härte von Zinn als Funktion der Temperatur abnimmt und nicht erst beim Erreichen einer Temperaturschwelle. Das gleiche Verhalten zeigt sich auch für andere Werkstoffe (Abb. 2.7). So kann gesagt werden, dass das Erweichen bei höheren Temperaturen keine zinnspezifische Eigenschaft ist. Allerdings kommt die temperaturabhängige Härteänderung bei Zinn stärker zum Tragen, da Zinn auch bereits bei Raumtemperatur eine relativ geringe Härte aufweist.

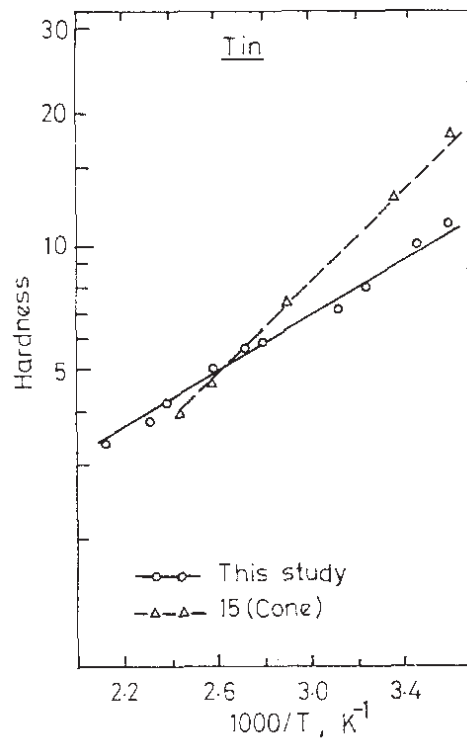


Abbildung 2.6.: Veränderung der Härte von Zinn in Abhängigkeit der Temperatur. Die Härtemessungen wurden nach dem Brinell Verfahren »This study« und dem Cone Verfahren »15 (Cone)« durchgeführt. [26]

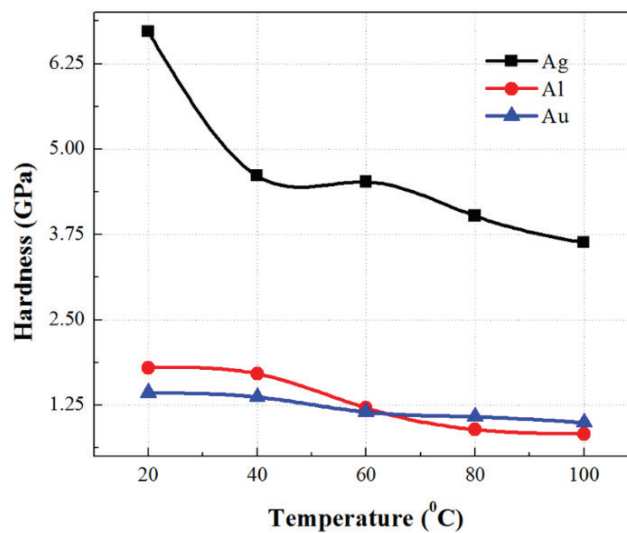


Abbildung 2.7.: Veränderung der Härte von Aluminium, Silber und Gold in Abhängigkeit der Temperatur. Die Schichten mit einer Dicke von etwa 70 nm wurden auf ein Glassubstrat aufgedampft. [27]

### 2.2.7. Verwendete Schichtdicken für elektrische Kontakte

Tab. 2.4 gibt eine Übersicht über verwendete Schichtdicken der unterschiedlichen Kontaktwerkstoffe. Hartgold wird in sehr dünnen Schichten und mit entsprechenden Verfahren partiell und nur an den Funktionsstellen aufgetragen. Gleiches gilt für Palladiumbeschichtungen. Zinn wird oft vollflächig als Korrosionsschutz und Funktionsschicht aufgebracht. Die Zinnschichtdicke ist dabei nur ein geringer Materialkostenfaktor, kann aber im Fall der galvanischen Beschichtung ein Zeitkostenfaktor sein. Sehr dicke Zinnschichten werden in der Regel vermieden, da diese ungünstige tribologische Eigenschaften wie hohe Reibkräfte aufweisen. Silber wird wegen seiner geringen Härte und des im Vergleich zu Gold relativ geringen Preises in dickeren Schichten aufgebracht, wobei auch hier der Trend zur Einsparung verfolgt wird.

Tabelle 2.4.: Übersicht üblicher Schichtdicken von Kontaktbeschichtungen. (nach [1], S. 523)

Hartgold	1,25 $\mu\text{m}$ für militärische Anwendungen, aggressive Umgebungsbedingungen, Gefahren für Leib und Leben. 0,75 $\mu\text{m}$ für übliche industrielle Anwendungen. < 0,75 $\mu\text{m}$ für kurzlebige Produkte, hauptsächlich Konsumanwendungen, Einsatz unter gutmütigen oder geschützten Umgebungen, Anforderung einer mäßigen Zuverlässigkeit.
Palladium	0,75 - 1,25 $\mu\text{m}$ . Generell versehen mit einem Goldflash. Geeignet für normale industrielle Anwendungen, bei denen eine hohe Zuverlässigkeit gefordert wird. Einsatz oft als Legierung 80Pd20Ni.
Zinn	2,5 - 5 $\mu\text{m}$ . Einsatz bei nicht kritischen Anwendungen. In einigen Fällen werden Schichtdicken von < 2,5 $\mu\text{m}$ eingesetzt.
Nickel	5 $\mu\text{m}$ . Relativ hohe Kontaktkräfte notwendig, Einsatz in einer vor Umwelteinflüssen geschützten Umgebung. Die Schichtdicke bei Batteriekontakten beträgt 1,25 - 2,5 $\mu\text{m}$ . Werkstoff wird oft als Unterschicht verwendet.
Silber	5 - 15 $\mu\text{m}$ . Einsatz bei erhöhten Anforderungen an die Temperatur-, Vibrations- und Verschleißbeständigkeit.

### 2.2.8. Intermetallische Phasen zwischen Zinn und Kupfer

Durch Diffusionsvorgänge an der Kontaktstelle zweier Metalle können intermetallische Phasen entstehen. Bei elektrischen Kontakten verstärken eine hohe Umgebungstemperatur oder Stromerwärmung die Bildung von intermetallischen Phasen. Zinn bildet in Verbindung mit Kupfer die Phasen  $\text{Cu}_3\text{Sn}$  und  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  (Abb. 2.8). Der spezifische Widerstand der intermetallischen Phasen unterscheidet sich nur geringfügig von Zinn (Tab. 2.5), allerdings führt die deutlich höhere Härte (Tab. 2.5) dazu, dass Oxidschichten weniger gut durchdrungen werden können und dadurch der Kontaktwiderstand zunimmt.

Tabelle 2.5.: Materialeigenschaften der intermetallischen Phasen  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  und  $\text{Cu}_3\text{Sn}$  im Vergleich mit Kupfer und Zinn. (nach [1], S. 297)

	$\text{Cu}_6\text{Sn}_5$	$\text{Cu}_3\text{Sn}$	Cu	Sn
Härte [MPa]	378	343	369	51
Elastizitätsmodul [GPa]	85,56	108,3	115	47
Spezifischer Widerstand [ $\mu\Omega \text{ cm}$ ]	17,5	8,93	1,65	11,6
Dichte [ $\text{g/cm}^3$ ]	8,28	8,90	7,96	6,97

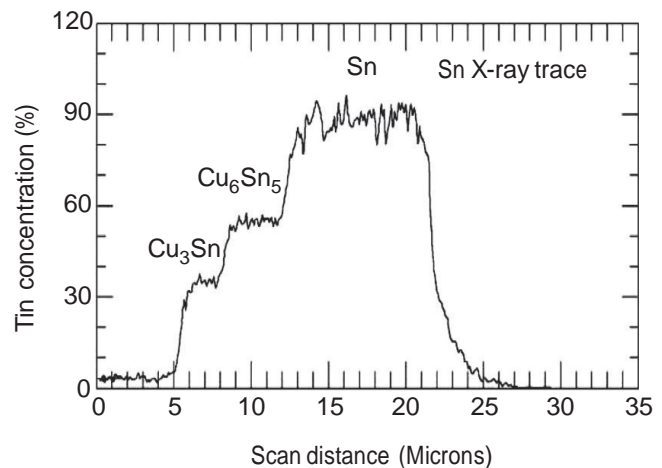
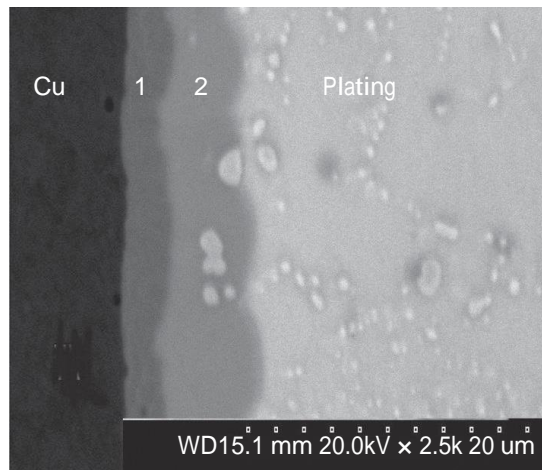


Abbildung 2.8.: REM Aufnahme von intermetallischen Phasen, die sich zwischen einer Zinnschicht und einem Kupfersubstrat gebildet haben. Bei der Phase (1) handelt es sich um  $\text{Cu}_3\text{Sn}$ , bei der Phase (2) um  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$ . (mit Korrektur der Benennung der intermetallischen Phase  $\text{Cu}_6\text{Sn}_5$  übernommen aus [1], S. 297)

Solange die intermetallische Phase von einer freien Zinnschicht bedeckt wird, sind die Kontaktwiderstände konstant niedrig. Wächst allerdings die intermetallische Phase während der Lebensdauer eines Steckverbinders bis an die Oberfläche, erhöht sich der Kontaktwiderstand und wegen der hohen Härte der intermetallischen Phase kann auch die Zinnoxidschicht nicht mehr zuverlässig durchbrochen werden. [28] Bei einer durchgewachsenen intermetallischen Phase geht außerdem die Lötbarkeit verloren. Die Bildung der intermetallischen Phase führt zu inneren Spannungen, welche das Problem des Whiskerwachstums verschärfen.

Durch den Einsatz einer etwa  $2 \mu\text{m}$  dicken galvanisch aufgetragenen Nickelschicht als Diffusionsbarriere kann die Bildung der intermetallischen Phase zwischen Zinn und Kupfer zuverlässig verhindert werden.

## 2.3. Tribologische Eigenschaften von Kontakten

Tribologie ist die Lehre von der Reibung mit all ihren Auswirkungen. RABINOWICZ [29] beschrieb im Jahr 1983 das Forschungsfeld der tribologischen Eigenschaften elektrischer Kontakte als einen Innovationstreiber der Wissenschaft der Tribologie. Als Ursachen nennt er, dass es viele elektrische Kontaktprobleme gibt, die aber begrenzter und definierbarer als bei anderen Produkten sind und sich deswegen besser erforschen lassen.

### 2.3.1. Verschleiß von Kontakten

Verschleiß wird definiert als fortschreitender Materialverlust, hervorgerufen durch mechanische Ursachen [30]. Wenn die Größe der verschleißenden Fläche konstant bleibt, können lineare Verschleiß-Messgrößen verwendet werden. Zur Beschreibung der Verschleiß-Messgröße kann die Verschleißgeschwindigkeit mit der Einheit Verschleiß pro Zeit oder Verschleiß pro Weg gewählt werden [30].

Steckverbinder stellen ein tribologisches System dar, das mechanischem Verschleiß, oft in Verbindung mit chemischen Prozessen, unterworfen ist. Steckzyklen und während des Betriebs auftretende Bewegungen, wie Wärmeausdehnungen und Vibrationen, haben Verschleiß an den Kontaktpunkten zur Folge. Korrosion in Verbindung mit Bewegungen führt zur Bildung von harten, abrasiv wirkenden Partikeln, welche den Verschleißprozess beschleunigen.

Verschleiß kann in vier Grundarten unterteilt werden (nach [31], S. 276):

- Abrasiver Verschleiß
- Adhäsiver Verschleiß
- Korrosiver Verschleiß
- Ermüdungverschleiß

HOLM [32] beschreibt den Verschleiß an Kontaktoberflächen in vier Schritten:

Schritt 1: Verschleißteilchen werden durch Kaltverschweißung oder Verzahnung aus der Oberfläche herausgelöst. Wenn Kaltverschweißungen dominieren, wird von adhäsivem Verschleiß gesprochen. Dominiert das Herauslösen durch Verzahnung, wird von abrasivem Verschleiß gesprochen. Meistens treten beide Verschleißformen gemeinsam auf. Reine Adhäsion tritt möglicherweise bei sehr glatten Oberflächen zu Beginn der Reibbewegungen auf, nach einiger Zeit wird die Oberfläche aufgeraut und abrasiver Verschleiß entsteht. Harte Partikel in der Verschleißspur erhöhen den abrasiven Verschleiß.

Schritt 2: Herausgelöste Partikel werden zerrieben und bleiben am härteren Kontaktpartner haften.

Schritt 3: Wenn es sich um ein unedles Metall handelt, oxidieren die Verschleißteilchen oberflächlich. Weil die Verschleißteilchen zwischen den Kontaktpartner ständig zerrieben werden, oxidiert mit der Zeit das gesamte Volumen des Teilchens.

Schritt 4: Weil das Oxid eine geringere Haftung als das Metall aufweist, werden diese herausgelöst und liegen als freies und in der Regel schlecht leitendes Pulver vor.

ARCHARD et al. [33, 34] und HOLM [32, 35] haben ein Modell (Gl. 2.6) zur quantitativen Berechnung von Verschleiß vorgestellt (auch bekannt als »Archard-Gleichung«), wobei mit  $Z$  als dimensionsloser Faktor die charakteristische Verschleißform beschrieben wird,  $W$  steht für das Verschleißvolumen,  $P$  für die Kontaktkraft,  $H$  für die Härte des weicheren Kontaktpartners und  $s$  für den Verschleißweg. Der Faktor  $Z$  kann auch definiert werden als Wert für die Effizienz des Materialabtrags bei gegebener Arbeit [36].

$$Z = \frac{WH}{Ps} \quad (2.6)$$

Reine Festkörperreibung tritt nur im Vakuum auf. Bereits die in der Luft vorhandene Feuchtigkeit vermindert die Reibung eines tribologischen Systems wesentlich. So konnte für hartgoldbeschichtete Kontakte gezeigt werden, dass der Reibkoeffizient und der Verschleiß mit steigender relativer Luftfeuchtigkeit signifikant abnehmen ([37], S. 75-79).

WILLIAMS [38] fasst zusammen, dass es keinen allgemeingültigen Verschleißmechanismus und keine einfachen Korrelationen zwischen Verschleißrate, Oberflächendegradation und Reibwert gibt.

Die Einflussfaktoren auf den Verschleiß sind vielfältig und können durch das Steckverbindersystem oder die Umwelt bedingt sein. Beispiele für steckverbinderbedingte Einflussfaktoren sind Schmierung, Rauheit, Schichtdicke, Schichtaufbau, Kontaktgeometrie, Kontaktkraft. Umweltbedingte Faktoren sind unter anderem Temperatur, Luftfeuchtigkeit, korrosive Gase, Staub, Vibrationen, Erschütterungen.

### 2.3.2. Reibwert von Kontakten

COULOMB untersuchte die trockene Reibung zwischen festen Körpern und formulierte das bekannte Reibungsgesetz mit der Reibkraft  $F_R$ , der Normalkraft  $F_N$  und dem Reibkoeffizienten  $\mu$  (Gl. 2.7). Die Gültigkeit des Reibgesetzes wurde bereits für viele verschiedene Reibpaarungen gezeigt.

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad (2.7)$$

Allerdings erklärt BLAU [39] auch, dass der Reibwert von einer Vielzahl an Faktoren beeinflusst werden kann, wie zum Beispiel Kontaktgeometrie, Kontaktkraft, Abriebpartikeln und Temperatur. Die Charakteristik des Reibwerts ist für die Auslegung und Optimierung von mechanischen Komponenten aussagekräftiger als ein gemittelter Reibwert. [39] Das trifft auch für die Entwicklung von Steckverbindern zu. Die Auslegung mit gemittelten Reibwerten kann beispielsweise dazu führen, dass durch eine Erhöhung des Reibwerts über den Mittelwert hinaus in Abhängigkeit der Steckzyklen das Produkt überbeansprucht wird oder die Anforderungen hinsichtlich einer komfortablen Handhabung nicht dauerhaft erfüllt werden können.

BOWDEN et al. [40] haben eine Vorgehensweise zur Berechnung der Reibkraft von fremdschichtfreien Metallpaarungen entwickelt. Die Theorie besagt, dass zwischen den Kontaktpartnern in kleinen Bereichen Schweißbrücken durch Bildung gemeinsamer Kristallgitter entstehen, während der Großteil der Kontaktfläche einen nur geringen Beitrag zur Reibkraft liefert. Weiter beschreiben sie, dass der Reibkoeffizient im Wesentlichen von zwei physikalischen Vorgängen abhängt (Gl. 2.8): Von der gesamten Reibkraft  $F$  als Summe der notwendigen Kraft  $S$ , um Metallbrücken zu scheren, und der Furchungskraft  $P$ , welche zur Verdrängung des Materials notwendig ist (Abb. 2.9).

$$F = S + P \quad (2.8)$$

Mit der realen Kontaktfläche  $A$  und der Scherfestigkeit des Materials  $s$  ergibt sich für den Reibkraftanteil  $S$  [40]:

$$S = As \quad (2.9)$$

Für die Furchungskraft  $P$  ergibt sich mit der projizierten Fläche  $A'$  und der Fließspannung  $p$ , bei welchem plastisches Fließen des gepflügten Materials eintritt, folgende Gleichung [40]:

$$P = A'p \quad (2.10)$$

Somit ergibt sich für die gesamte Reibkraft [40]:

$$F = As + A'p \quad (2.11)$$

Wenn die Kontaktkraft  $W$  aufgebracht wird, fließt der Werkstoff im Kontaktbereich bis die reale Kontaktfläche ausreichend groß ist, um die Last tragen zu können [40]:

$$W = pA \quad (2.12)$$

Mit Gl. 2.11 und 2.12 kann nun der Reibkoeffizient  $\mu$  berechnet werden (Gl. 2.13) [40].

$$\mu = \frac{F}{W} = \frac{s}{p} + \frac{A'p}{W} = \frac{\text{Scherfestigkeit}}{\text{Fließspannung}} + \frac{A'p}{W} \quad (2.13)$$

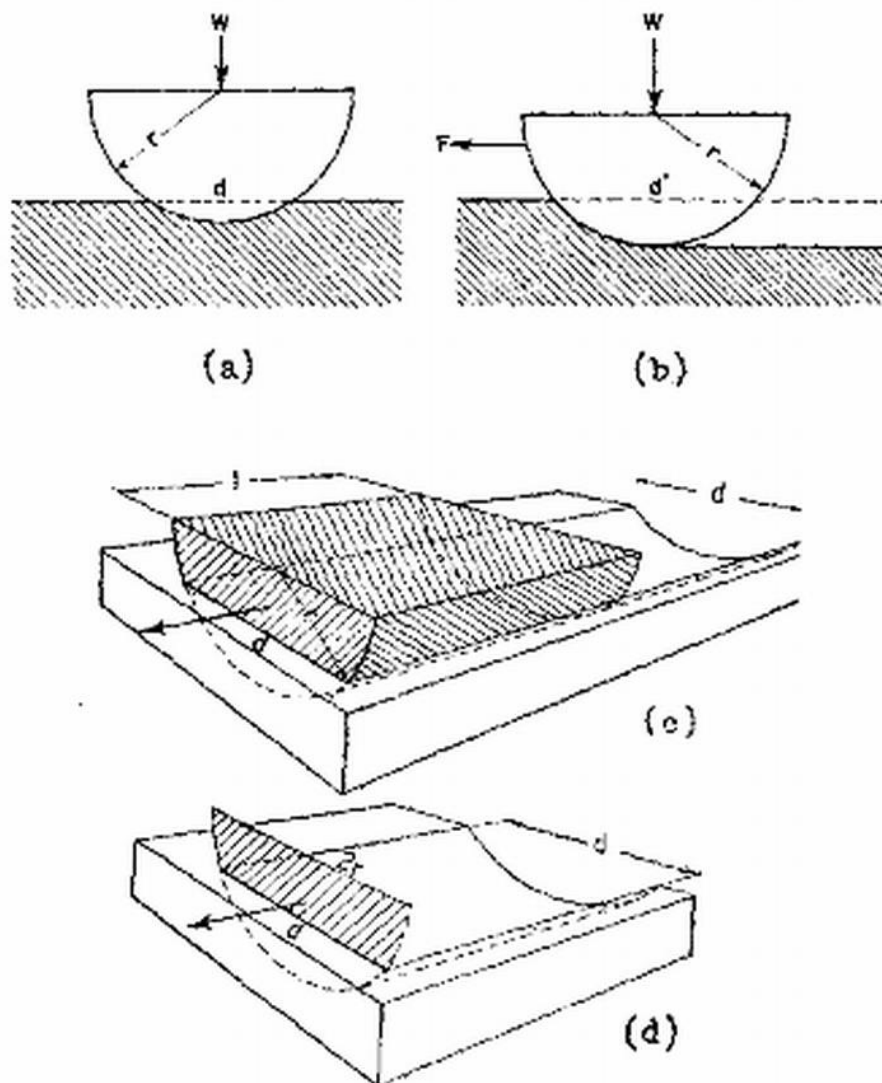


Abbildung 2.9.: Vorgang des Pflügens einer weichen Oberflächen mit einem harten Kontaktpartner. a) Hemisphäre, statisch b) Hemisphäre, bewegt c) Zylinder, bewegt d) Flacher Spaten, bewegt. [40]



Die Scherfestigkeit  $s$  und die Fließspannung  $p$  sind Materialkennwerte, wobei die Fließspannung vom Werkstoff, dem Umformgrad, der Temperatur und der Umformgeschwindigkeit abhängt. Die Fließspannung beschreibt die notwendige äußere Kraft, um ein plastisches Fließen des Werkstoffes zu ermöglichen oder aufrecht zu erhalten. Bezüglich des Anteils für die Furchung der Oberfläche kann gesagt werden, dass auf die projizierte Fläche und die Fließspannung durch die Wahl der Kontaktgeometrie und der Kontaktkraft Einfluss genommen werden kann.

BOWDEN et al. [41] haben weiter festgelegt, dass dünne Metallschichten als Festschmierstoff eingesetzt werden können. Die Mindestschichtdicke für eine wirksame Feststoffschmierung beträgt etwa  $0,1 \mu\text{m}$ , bei geringeren Schichtdicken lässt die Schmierwirkung nach.

## 2.4. Beschichtungsverfahren für Zinnschichten

Die beiden verbreiteten Verfahren zum Aufbringen von Zinnschichten sind die galvanische Abscheidung und die Feuerverzinnung. Bei der galvanischen Beschichtung kommen verschiedene Zinnelektrolyte zum Einsatz. Im Folgenden werden die beiden genannten Beschichtungsverfahren und ihre jeweiligen Besonderheiten beschrieben.

### 2.4.1. Galvanische Abscheidung von Zinn

Unter Galvanotechnik versteht man das elektrochemische Abscheiden einer Beschichtung auf einem Substrat. Dabei liegt das Beschichtungsmetall meist in Form von Kationen in einem Elektrolyten vor. Das Substrat wird als Kathode geschaltet, die Anode besteht häufig aus dem aufzubringenden Metall und liefert Metallionen nach. Die Ionen bewegen sich zur Kathode, werden dort reduziert und scheiden sich als Metall ab. Ist ein Ausgleich der Metallionen nicht über die Anode möglich, so muss der Ausgleich durch das Auswechseln des Elektrolyten oder durch Nachdosierung erfolgen.

Zinnschichten werden aus sauren oder basischen, wässrigen Elektrolyten abgeschieden. In sauren Elektrolyten liegt das Zinn in zweiwertiger, in basischen Elektrolyten in vierwertiger Oxidationsstufe vor. Durch den Einsatz von Glanzbildnern können Zinnschichten mit einer sehr geringen Rauheit erzeugt werden. Die Funktion von Glanzbildnern ist noch nicht abschließend geklärt, vermutlich setzen sich die Moleküle an den Rauheitsspitzen fest und wirken dort als Inhibitoren. Das Wachstum der Schicht findet in den Rauheitstälern statt und führt zu einer Einebnung der Oberfläche. ([42], S. 126-127)

**Alkalische Zinnelektrolyte** basieren im Wesentlichen auf Kalium- oder Natriumstannat und Kalium- oder Natriumhydroxid. Ein wesentlicher Vorteil der alkalischen Elektrolyte ist die hohe Streufähigkeit, die auch ohne Additive erreicht wird. Die Elektrolyte sind nicht korrosiv. Allerdings besteht das Problem der Bildung eines Passivfilms bei der Verwendung von löslichen Anoden. ([43], S. 15)

Nachfolgend wird eine Übersicht über saure Zinnelektrolyte gegeben.

**Fluoroboratelektrolyte** bieten die Möglichkeit der Hochgeschwindigkeitsabscheidung. Fluoroboratelektrolyte weisen eine hohe Streufähigkeit und eine hohe Stromausbeute auf. Es werden organische Substanzen zur Glättung, Reduzierung der Korngröße und als Antioxidantien eingesetzt. Allerdings wirkt der Elektrolyt stark korrosiv und schädigt somit das Substratmaterial, außerdem ist der Einsatz dieses Elektrolyten mit hohen Kosten für die Abwasserbehandlung verbunden und wird inzwischen vermieden. ([43], S. 13)

**Schwefelsaure Zinnelektrolyte** sind weniger korrosiv als Fluoroboratelektrolyte bei einer gleichzeitig guten Streufähigkeit und Stromausbeute. Der Elektrolyt wird häufig für Glanzzinnschichten eingesetzt. Die Kosten sind gering. Ein Problem ist die Anodenpassivierung bei hohen Stromdichten und die Reaktion von Sn(II) zu Sn(IV). ([43], S. 14)

**Phenolsulfonsaure Elektrolyte** werden für die Weißblechherstellung nach dem Ferrostanverfahren eingesetzt. Die möglichen Stromdichten sind hoch, die Abwasserbehandlung allerdings problematisch. ([43], S. 14)

**Methansulfonsaure Elektrolyte** sind eine jüngere Entwicklung, die inzwischen weite Verbreitung gefunden hat. Vorteile dieser Elektrolyte sind die hohe Streufähigkeit, hohe Stromdichten und die im Vergleich zu den zuvor genannten Elektrolyten bessere elektrische Leitfähigkeit. Eine Hochgeschwindigkeitsabscheidung ist möglich. Die Korrosivität ist moderat. Der Elektrolyt ist biologisch abbaubar. ([43], S. 14-15)

In der Industrie werden üblicherweise schwefelsaure und methansulfonsaure Elektrolyte für die Zinnabscheidung verwendet. In Tab. 2.6 werden diese beiden Elektrolyte miteinander hinsichtlich ihrer Vor- und Nachteile verglichen.

Untersuchungen haben gezeigt, dass sich die Qualität von Elektrolyten unterschiedlicher Lieferanten, obwohl gleiche Eigenschaften beworben werden, hinsichtlich Kontaktwiderstandswerten und Reibkoeffizienten deutlich unterscheiden kann [44].

Tabelle 2.6.: Vergleich verschiedener Elektrolyte für galvanische Zinnschichten. (nach [45])

Elektrolyt	Vorteile	Nachteile
Schwefelsauer	Betrieb möglich bei Raumtemperatur Geringe Kosten Einfache Badpräparation Hohe Kathodeneffizienz Beeinflussung durch Veränderung von Badparametern	Wirkt korrosiv Schnelle Oxidation von Sn(II) zu Sn(IV) Grenzflächenaktive Substanzen notwendig
Methansulfonsauer	Betrieb möglich bei Raumtemperatur Hohe Kathodeneffizienz Weniger korrosiv Reduzierender Charakter vermindert die Oxidation von Sn-Ionen Umweltfreundlich	Leistungsfähigkeit kann nur durch Einsatz von Additiven erhöht werden Einsatz grenzflächenaktiver Substanzen notwendig

### 2.4.2. Feuerverzinnung

Bei der Feuerverzinnung wird das zu beschichtende Bauteil in geschmolzenes Zinn getaucht. Nach der Herausnahme aus dem Bad bleibt das Zinn an der Oberfläche haften und erstarrt. Dieses Verfahren kann nur eingesetzt werden, wenn die Schmelztemperatur des Substrates höher ist als die des Zinns. Typische Badtemperaturen betragen etwa 300 °C. Durch die hohen Temperaturen werden bei der Verzinnung von Kupferteilen intermetallische Phasen zwischen Kupfer und Zinn gebildet, welche den Reibwert und damit Steck- und Trennkräfte reduzieren und den Kontaktwiderstand unter Temperaturbelastung stabilisieren können [24]. Die Schichtdicke wird durch eine mechanische Abstreifvorrichtung oder durch Abblasen mit Heißluft eingestellt. Vorteile der Feuerverzinnung gegenüber der galvanischen Beschichtung sind neben dem Kostenvorteil durch Einsparung eines Prozessschrittes auch, dass die Rauheit der Beschichtung sehr gering ist und dass die Anfälligkeit für Whiskerwachstum durch die recht spannungsarme Schicht reduziert ist. Im Unterschied zur galvanischen Beschichtung ist das Einstellen der Schichtdicke bei der Feuerverzinnung nicht zeitabhängig, was insbesondere für dickere Schichten aus Kostensicht vorteilhaft ist. Die Schichtdicke bei der Feuerverzinnung wird durch einen Abblasvorgang eingestellt. Die Regelung der Schichtdicke erfolgt dabei über den Abstand der Düsen zum Band, dem Auftreffwinkel, der Höhe des Druckes und dem verwendeten Medium [46].

## 2.5. Materialeigenschaften von Zinnschichten

### 2.5.1. Kontaktverhalten von Zinnschichten

Bei Zinnschichten sind die Kontaktwiderstände im geringen Kraftbereich unterhalb von 1 N instabil, weil der durch die Oxidschicht bedingte Fremdschichtwiderstand dominiert und einen großflächigen metallischen Kontakt verhindert. Bei hohen Kräften wiederum dominieren metallische Kontakte [47].

Dicke Zinnschichten begünstigen geringere Kontaktwiderstände, da durch die bessere Verformbarkeit die Oxidschicht besser durchbrochen werden kann [48]. Bei dünnen Zinnschichten erhöht eine Unternickelung die Systemhärte und führt zu höheren Kontaktwiderständen, da die Oxidschicht weniger gut durchdrungen werden kann [49].

Matt- und Glanzzinnschichten unterscheiden sich bezüglich des Widerstandsverhaltens und der Reibwerte nicht signifikant voneinander [50]. Mattzinnschichten zeigen tendenziell etwas geringere Kontaktwiderstände als Glanzzinnschichten, wobei ein nichtleitender, organischer Film auf der Oberfläche der Glanzzinnschicht als Ursache vermutet wird [48]. Glanzzinn zeigt durch die mitabgeschiedenen Glanzbildner ein ungünstigeres thermisches Verhalten ([1], S. 539). Des Weiteren ist bei Glanzzinn die Neigung zur Whiskerbildung zu beachten.

TRINH et al. [51, 52, 53] konnten durch eine Laserstrukturierung von Zinnoberflächen um bis zu 71 % reduzierte Kontaktwiderstände und eine Erhöhung der Lebensdauer um bis zu 36 % erreichen. Bei geringen Kontaktkräften wurde beobachtet, dass die Texturierung als Mikrofalle für Abrieb dient und die Bildung eines isolierenden Oxidfilms vermindert. Versuche mit einer durch einen Nd:YAG-Laser mikrostrukturierten Zinnoberflächen haben gezeigt, dass aufgrund der geringen Strukturierungstiefe im Nanometer-Bereich kein signifikanter Einfluss auf die Verschleißbeständigkeit erreicht werden kann ([54], S. 81-82).

### 2.5.2. Verschleißverhalten von Zinnschichten

Zinn mit seiner geringen Härte zeigt einen Mischverschleiß aus adhäsivem und abrasivem Verschleiß. Die Ausprägung der jeweiligen Verschleißform hängt von den spezifischen Kontaktparametern ab. Die abrasive Verschleißform des Mikropflügens ist auch als »Schneepflugeffekt« bekannt und beschreibt das Eindringen des aufliegenden Kontakts in die weiche Zinnschicht des flachen Kontaktpartners und das Furchen und Aufwerfen des Materials, wobei hohe Reibkräfte auftreten. VINARICKY et al. ([9], S. 410) geben für den Reibwert von galvanisch abgeschiedenem Mattzinn den Bereich 0,5 bis 1,0 und für feuerverzinnete Oberflächen 0,3 bis 0,7 an. Nach einer Phase des abrasiven Verschleißes folgt eine Phase des adhäsiven Verschleißes mit geringen Reibkräften.

HAMMAM [2, 3] beschreibt für Zinnschichten drei Verschleißstadien (Abb. 2.10):

Stadium 1: Der Rider pflügt das weiche Zinn. Die Reibkraft ist hoch und instabil, der Kontaktwiderstand ist gering. Am Ende des ersten Stadiums sinkt die Reibkraft auf ein Minimum und ist stabil.

Stadium 2a: Der Rider erreicht die harte intermetallische Phase. Die Reibkraft ist gering und stabil, der Kontaktwiderstand steigt kontinuierlich an.

Stadium 2b: Der Rider reibt auf der harten und nun oxidierten intermetallischen Phase. Die Reibkraft gering und stabil, der Kontaktwiderstand ist hoch.

Stadium 3: Der Rider durchdringt die intermetallische Phase und beginnt, in das Substratmaterial einzudringen. Die Reibkraft ist hoch und instabil, der Kontaktwiderstand ist relativ gering.

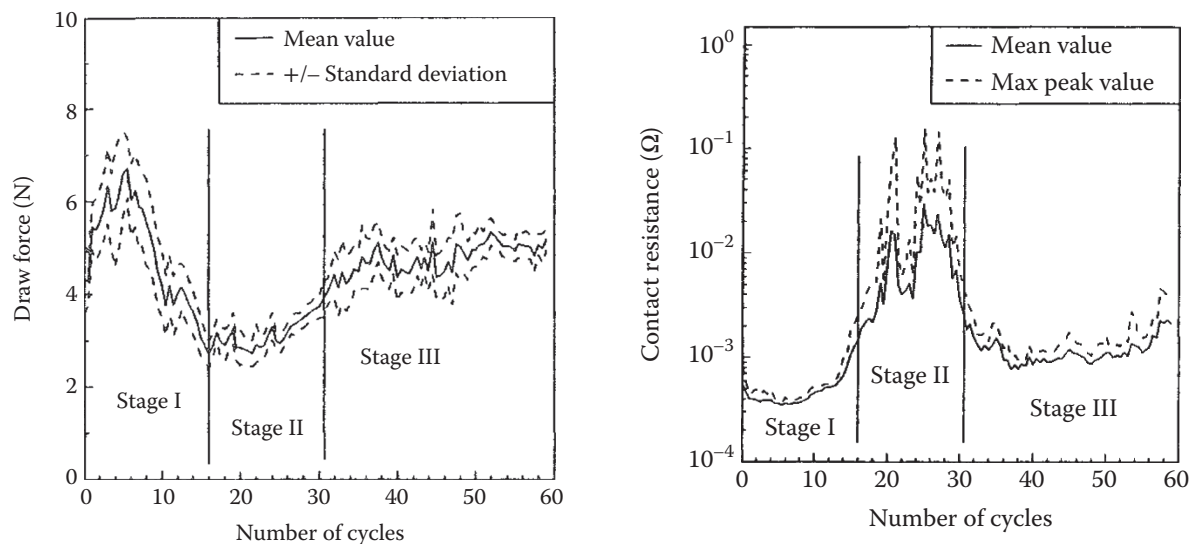


Abbildung 2.10.: Ergebnis eines Verschleißversuches von einer galvanisch abgeschiedenen  $10\ \mu\text{m}$  Zinnschicht, einer hemisphärischen Kontaktgeometrie mit dem Radius  $2\ \text{mm}$  und einer Kontaktkraft von  $10\ \text{N}$ . In den Diagrammen wurden die drei Verschleißstadien für zinnbeschichtete Kontakte kenntlich gemacht. (nach [1], S. 438)

### 2.5.3. Fretting Corrosion

Unter Fretting Corrosion wird eine Kombination aus Verschleiß und Korrosion infolge von Mikrobewegungen verstanden. Im Fall von elektrischen Kontakten führt Fretting zu erhöhten Kontaktwiderständen. Zur Reduzierung können mehrere Maßnahmen ergriffen werden. Zuerst sollte immer versucht werden, die Bewegung im Kontaktbereich zu

reduzieren oder wenn möglich zu verhindern. Außerdem kann beispielsweise durch die Applikation von Schmierstoffen das Verschleiß- und Korrosionsverhalten positiv beeinflusst werden [55]. Insbesondere unedle Werkstoffe zeigen ein ausgeprägtes Frettingverhalten. Die Neigung von Zinn zum Fretting stellt eine wesentliche Einschränkung bei der Benutzung in elektrischen Kontakten dar [56].

Das Frettingverhalten von zinnbeschichteten Kupferkontakten ist ein komplexer physikochemischer Vorgang, der es schwierig macht, den elektrischen Ausfall auf einen einzelnen Mechanismus zurückzuführen [57]. Durch adhäsiven Verschleiß findet ein gegenseitiger Materialübertrag zwischen den beiden Kontaktpartnern statt, im späteren Verschleißstadium lösen sich diese Schichten ab [57]. Die beim Fretting typischen kurzen Reibwege führen zu einer Ansammlung von Verschleißpartikeln im Kontaktbereich [56]. Verschleiß und die Bildung von oxidierten, abrasiv wirkenden Partikel beeinflussen sich gegenseitig [58].

Die Verschleißrate der Zinnbeschichtung, das Vorhandensein von frischem Zinnmaterial unter der Oxidschicht und die Ansammlung von Verschleißpartikeln im Kontaktbereich beeinflussen die Zeit bis zum elektrischen Ausfall unter Frettingbeanspruchung maßgeblich [59]. Hohe Reibfrequenzen und hohe Kontaktkräfte führen zu hohen Verschleißraten, eine hohe Luftfeuchtigkeit reduziert die Verschleißrate [56].

Im Vergleich zu galvanischen Zinnschichten zeigen aus der Schmelze abgeschiedene Zinnschichten ein ungünstigeres Frettingverhalten, was auf die unterschiedliche Kornstruktur zurückzuführen ist [60]. Anders als bei galvanisch aufgetragenen Zinnschichten werden vermehrt spröde Verschleißpartikel gebildet, die als Abrasiv wirken, den Verschleiß beschleunigen und zu einem deutlich früheren Anstieg des Kontaktwiderstands führen [60].

#### **2.5.4. Einsatz von Schmierstoffen**

Der Einsatz von Schmieröl auf Zinnoberflächen verringert den Reibverschleiß im frühen Stadium und verhindert die Oxidation und Anhäufung von Oxidprodukten im späteren Stadium [61].

Mit naphthenischem Mineralöl geschmierte zinnbeschichtete Kontakte (hemisphärische Kontaktgeometrie, Radius 4 mm) zeigen bei einer Kontaktkraft von 9,8 N und auch bei hohen Kontaktkräften von  $> 49$  N stabile Reibwerte von 0,2. Allerdings sind die Reibwerte während der Einlaufphase auch bei geschmierten Kontakten zunächst hoch. [25] Es ist anzunehmen, dass Schmierstoffe zwar die Adhäsionskräfte zwischen den beiden Kontaktpartnern reduzieren können, nicht aber das Pflügen der Oberflächen (vgl. Kap. 2.3.2 und 2.5.2).

Bei Untersuchungen von PFPE (perfluoriertes Polyether) Schmierstoffen mit unterschiedlichen Viskositäten an feuerverzinnnten Kontakten hat sich gezeigt, dass es signifikante Unterschiede bezüglich des Reibkoeffizienten und des Verschleißverhaltens gibt. Schmierstoffe mit einer geringen Viskosität und einer geringen Oberflächenspannung scheinen bezüglich der Verschleißoptimierung von Zinnoberflächen am geeignetsten zu sein. [62]

Mit PFPE (perfluoriertes Polyether) geschmierte galvanisch abgeschiedene Mattzinn- und Glanzzinnschichten zeigen bei Kontaktkräften von 2-4 N stabile Reibwerte von  $< 0,1$ . Vermutlich bedingt durch hydrodynamische Vorgänge, wodurch die Kontaktfläche reduziert wird, ist bei geschmierten Glanzzinnschichten ein deutlich stärkeres Ansteigen des Widerstands als bei geschmierten Mattzinnschichten zu beobachten, weswegen eine Schmierung von Glanzzinn als nicht empfehlenswert zu bewerten ist. [63]

Durch den Einsatz von Schmierstoffen kann neben dem Reibwert auch die Reibkorrosion deutlich vermindert werden [64]. Durch das Aufbringen eines Schmierstoffs (50 % Zinkdiamyldithiocarbamat / 50 % Petroleum) kann ein stabiler Kontaktwiderstand über viele tausend Frettingzyklen erreicht werden, wofür die Reduzierung von Reibverschleiß und die Verhinderung der Oxidationsbildung im frühen Stadium und der Ansammlung von Oxidationsprodukten in der Kontaktzone im späteren Stadium maßgeblich sind [61].

Bei einer Temperatur von 27 °C ist eine Schmierung sehr wirkungsvoll und der Kontaktwiderstand bleibt für mehrere tausend Frettingzyklen stabil. Bei höheren Temperaturen (155 °C) ist der Vorteil nur noch gering, da die Verschleißrate durch die Erweichung des Zinns, eine beschleunigte Oxidbildung, stärkere intermetallische Diffusion und andere chemische Reaktionen zunimmt. Ein Verdunsten des Schmierstoffs (50 % Zinkdiamyldithiocarbamat / 50 % Petroleum) wurde nicht als Ursache für den zunehmenden Verschleiß bei höheren Temperaturen identifiziert. [65]

### 2.5.5. Einfluss der Kontaktgeometrie

LEIDNER ([66], S. 187-190) erklärt anhand von FEM-Berechnungen, dass ein größerer Kontaktradius tendenziell zu einer höheren Anzahl an a-spots, einer größeren Kontaktfläche und damit geringeren Engewiderständen führt (Abb. 2.11). Weiter wurde gezeigt, dass sich die plastische Verformung einer 0,87  $\mu\text{m}$  Au / 1,27  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung bei einer statischen Belastung mit einer Kontaktkraft von 1 N auf die a-spots beschränkt, die plastischen Bereiche von elastisch verformten Zonen umgeben sind und daher kein Fließen des Materials stattfindet (ebd., S. 199-200). Die FEM-Simulation einer 1,5  $\mu\text{m}$  Sn / 1,27  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung mit einer Kontaktkraft von 2 N hat ergeben, dass sich die plastische Verformung oberflächlich über die gesamte Kontaktfläche erstreckt und in der Tiefe die Sperrschicht aus Nickel erreicht (ebd., S. 202-203). SAWADA et al. [67] haben durch

FEM-Simulationen und experimentelle Versuche für zinnbeschichtete Kontakte den Geometrieinfluss untersucht und einen abnehmenden Kontaktwiderstand bei größer werdendem Kontaktradius gezeigt.

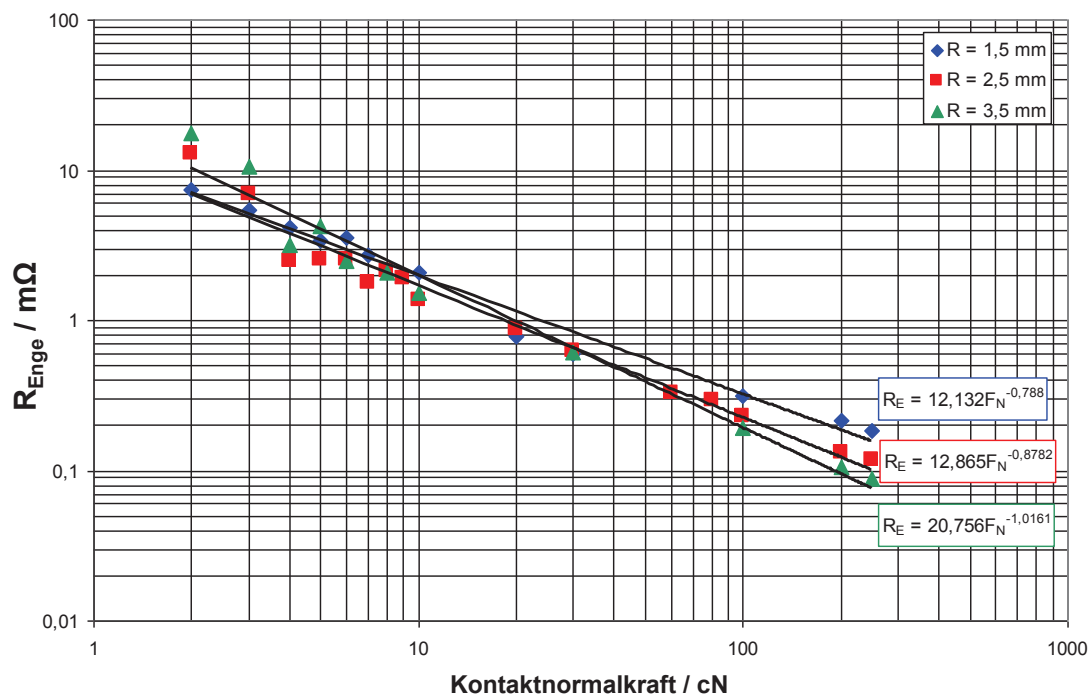


Abbildung 2.11.: Doppeltlogarithmische Darstellung der Abhängigkeit des Kontaktwiderstands von der Kontaktkraft für hemisphärische Goldkontakte mit den Radien 1,5 mm, 2,5 mm und 3,5 mm. ([66], S. 187)

BLACKLER et al. [68] haben unterschiedliche Kontaktgeometrien in Verbindung mit Zinnschichten auf ihren Einfluss in Bezug auf den Kontaktwiderstand untersucht. Dabei wurden eine konische, eine hemisphärische und drei Keilgeometrien mit den Winkeln  $60^\circ$ ,  $90^\circ$  und  $120^\circ$  verwendet. Es konnte gezeigt werden, dass die unterschiedlichen Kontaktgeometrien messbare Widerstandsunterschiede bewirken, wobei mit der hemisphärischen Kontaktgeometrie die geringsten Kontaktwiderstände erreicht wurden.

### 2.5.6. Verhalten von Zinnschichten unter dem Einfluss erhöhter Temperaturen

Das Wachstum und die Eigenschaften von Zinnoxidschichten sind abhängig von der einwirkenden Temperatur und der Expositionsdauer. Bis zu einer Dicke der Oxidschicht von 5 nm ist das Wachstum proportional zur Zeit. Ab einer Schichtdicke von 10 nm verringert sich die Wachstumsgeschwindigkeit auf 1/4. Ab einer Schichtdicke von etwa 10-15 nm



ist ein wesentlicher Einfluss der Oxidschicht auf den Kontaktwiderstand feststellbar. [69]

Bei Temperaturen von etwa 100 °C beginnt Zinn zu erweichen. Die Erweichung des Zinns führt zunächst zu geringeren Kontaktwiderständen. Allerdings weist die sich bei höheren Temperaturen verstärkt bildende intermetallische Phase zwischen Zinn und Kupfer einen hohen elektrischen Kontaktwiderstand auf (vgl. Kap. 2.2.8), sodass insgesamt gesehen zinnbeschichtete Kupferkontakte für den dauerhaften Einsatz bei hohen Temperaturen ungeeignet sind [56].

Für einen Einsatz bei über 120 °C müssen zumindest die Diffusionsvorgänge des Kupfers in die Zinnschicht durch geeignete Maßnahmen unterbunden werden, um nicht hohe Kontaktwiderstände durch die intermetallische Phase zu riskieren [70].

# 3. Methoden

## 3.1. Probenpräparation

Im Folgenden werden die verwendeten Materialien und Verfahren zur Herstellung der Probekörper genannt und eine Übersicht über die für die experimentellen Untersuchungen verwendeten Kontaktgeometrien gegeben.

Als Rohmaterial für die Probekörper (Abb. 3.1) werden blanke Kupferstreifen mit einer Länge von 42 mm, einer Breite von 5,8 mm und einer Dicke von 0,8 mm verwendet. In einem Arbeitsgang werden mit einer Handhebelpresse die Kontaktgeometrie geprägt und die beiden Enden des Kupferstreifens umgebogen. Die umgebogenen Enden dienen als Befestigungselemente und Kontaktstellen für die Messleitungen. Durch wechselbare Prägematrizen können mit der gleichen Vorrichtung unterschiedliche Kontaktgeometrien erzeugt werden. Durch die Führung der Matrizen in einer Schwalbenschwanzführung ist eine hohe Wiederholgenauigkeit beim Prägevorgang gewährleistet.

Das Substratmaterial ist ein gewalztes Kupferband aus desoxidiertem Reinkupfer (Cu-HCP) mit einer Zusammensetzung von  $\geq 99,95\%$  Cu und  $\approx 0,003\%$  P [71]. Desoxidiertes Reinkupfer zeichnet sich durch seine gute Umformbarkeit aus, wodurch die Probekörper mit einer hohen Genauigkeit geprägt werden können. Außerdem weist das verwendete Material eine hohe spezifische Leitfähigkeit von  $\kappa = 57$  MS/m auf [71].

Für die Kontaktwiderstandsmessungen und Reibversuche werden hemisphärische und zylindrische Probekörper mit unterschiedlichen Kontaktradien verwendet (Tab. 3.1). Für die Untersuchungen am Leiteranschluss werden Probekörper mit unterschiedlichen Sickenradien genutzt (Tab. 3.1).

Tabelle 3.1.: Übersicht der verwendeten Probekörper für Kontaktwiderstandsmessungen, Reibversuche und Leiteranschlussversuche.

Hemisphärischer Kontakt	Zylindrischer Kontakt	Sickenkontakt
Radius 0,5 mm	Radius 0,5 mm	Radius 0,2 mm
Radius 1,0 mm	Radius 1,0 mm	Radius 0,5 mm
Radius 1,5 mm	Radius 1,5 mm	Radius 1,0 mm

Die Beschichtung erfolgt in einer Trommelgalvanik, wobei für die Zinnschichten ein schwefelsaurer Elektrolyt der Firma Dr.-Ing. Max Schlötter GmbH & Co. KG mit der Bezeichnung »SAT 30 1« eingesetzt und eine Stromdichte von ca.  $0,5 \text{ A/dm}^2$  eingestellt wird.

Die Schichtdicken werden mit einem Röntgenfluoreszenz-Messgerät (Fischerscope X-Ray XDV) ermittelt. Die Messung erfolgt in einem definierten Bereich in der Nähe der Kontaktfläche. Zur Untersuchung des Verhältnisses der Schichtdicke am Messpunkt und auf der Kontaktgeometrie wurden Schliffbilder angefertigt. Es hat sich gezeigt, dass die Schichtdicke am Messpunkt und auf der Kontaktgeometrie mit guter Genauigkeit übereinstimmen. Die gemessenen Schichtdicken werden in der Beschriftungen der Ergebnisdiagramme vermerkt.

Abb. 3.1 zeigt Probekörper mit den unterschiedlichen Kontaktgeometrien und einer bereits aufgetragenen Sn-matt Beschichtung.

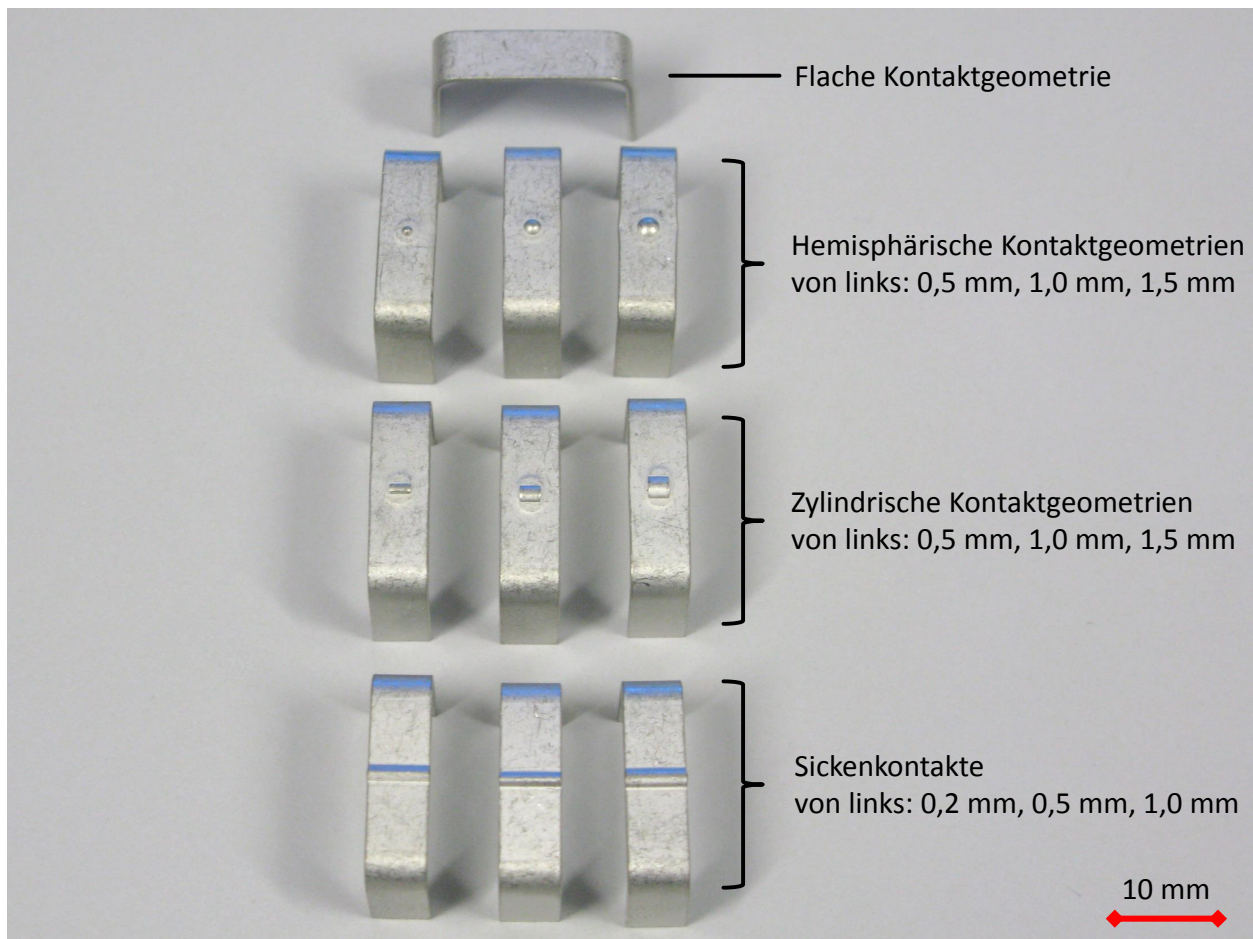


Abbildung 3.1.: Übersicht der verwendeten Probekörper mit hemisphärischen, zylindrischen und sickenförmigen Kontaktgeometrien und unterschiedlichen Kontaktradien. Als Substratmaterial wird Cu-HCP verwendet, die abgebildeten Probekörper sind mit Mattzinn beschichtet.

## 3.2. Versuchsaufbau und Prüfplanung für tribologische Untersuchungen

Für die tribologischen Untersuchungen wird eine Universal-Prüfmaschine (LS1, Lloyd Instruments Ltd.) mit einer speziellen Vorrichtung zur Aufnahme der Probekörper (Abb. 3.2) verwendet. Der Aufbau bietet folgende Möglichkeiten:

- Einstellen der Kontaktkraft
- Einstellen der Reibgeschwindigkeit
- Einstellen des Reibweges
- Messen der Reibkraft
- Messen des Kontaktwiderstands

Die Reibgeschwindigkeit wird auf 600 mm/min (in Anlehnung an [72]) und der Reibweg auf 10 mm eingestellt. Die Reibkraft wird mit einem Kraftaufnehmer XLC 100 N der Firma Ametek, Inc. gemessen (Genauigkeit laut Kalibrierschein  $\pm 0,01$  N). Jeder Reibzyklus weist zu Beginn eine kurze Beschleunigungs- und zum Ende eine kurze Abbremsphase auf. Während dieser beiden Phasen ist die Reibgeschwindigkeit nicht konstant. Um einen Einfluss der Reibgeschwindigkeit auf die Reibkraft ausschließen zu können, erfolgt die Auswertung der Reibkräfte in den mittleren 2 mm des 10 mm langen Reibwegs. In diesem Bereich wurde durch Voruntersuchungen eine konstante Reibgeschwindigkeit nachgewiesen. Die Kontaktkraft wird mit einem Kraftmessgerät FH 20 EXT der Firma KERN & SOHN GmbH aufgebracht (Genauigkeit laut Kalibrierschein  $\pm 0,03$  N). Die Messung des Kontaktwiderstands erfolgt an den Reibspurenden als Vierleitermessung (Abb. 3.3) mit einer Spannungsbegrenzung von 1 V und einem Messstrom von 100 mA. Als Stromquelle dient ein Labornetzgerät TOE 8951-20 der Firma TOELLNER Electronic Instrumente GmbH (gemessene Abweichung bei einem Strom von 100 mA  $+2,0$  mA, Genauigkeit laut Datenblatt  $\pm(0,2\% + 60$  mA)). Der Spannungsabfall wird mit einem Digitalmultimeter Keithley 2100 gemessen (Genauigkeit laut Datenblatt im Bereich 0-100 mV  $\pm 0,0095\%$ ). In der DIN EN 61984 [72] werden für Steckverbinder als Ausfallkriterium ein Grenzwert von 5 mOhm oder ein Anstieg des Ausgangswerts um mehr als 50 % genannt, jeweils bezogen auf den Durchgangswiderstand. Um die Sensitivität der Prüfungen zu erhöhen, wurde ein Wert von 1 mOhm als Grenzkriterium für den Kontaktwiderstand definiert.

Die Proben werden unmittelbar vor Versuchsbeginn mit Ethanol ( $\geq 99,8\%$ ) gereinigt, um möglicherweise vorhandene Verunreinigungen zu entfernen.

Für Versuche mit geschmierten Kontakten wird in Anlehnung an [62] (vgl. Kap. 2.5.4) ein niedrigviskoses Schmieröl (Castrol Honilo 980) verwendet. Dabei handelt es sich um

ein hochraffiniertes Mineralöl mit Additiven (Tab. 3.2). Die Viskosität des Öls beträgt  $4,2 \text{ mm}^2/\text{s}$  bei  $40 \text{ }^\circ\text{C}$ . [73].

Tabelle 3.2.: Inhaltsstoffe Castrol Honilo 980. [73]

Inhaltsstoff	Anteil
Kohlenwasserstoffe C15-C20, n-Alkane, Isoalkane, zyklische Aromaten <0,03 %	$\geq 90 \%$
2,6-Ditert-butyl-p-kresol	$\leq 1 \%$

In Tab. 3.3 wird eine Übersicht der durchgeführten tribologischen Versuche gegeben. Je Parameterkombination werden drei Versuche durchgeführt. Aus den gemessenen Kontaktwiderständen und Reibkräften wird der arithmetische Mittelwert gebildet. In den Ergebnisdiagrammen wird als Streuung die Spannweite abgebildet.

Tabelle 3.3.: Prüfplan für die tribologischen Untersuchungen. Je Parameterkombination werden 3 Messungen durchgeführt.

Beschichtung	Kontaktgeometrie	Kontaktradius	Kontaktkraft			
1,2 $\mu\text{m}$ AuCo / 2,2 $\mu\text{m}$ Ni	Hemisphärisch	1,0 mm	1 N			
			3 N			
			5 N			
			7 N			
5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt	Hemisphärisch	0,5 mm	3 N			
		1,0 mm				
		1,5 mm				
5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt	Zylindrisch	0,5 mm	3 N			
		1,0 mm				
		1,5 mm				
2,8 $\mu\text{m}$ Sn-matt 5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt 11,1 $\mu\text{m}$ Sn-matt	Hemisphärisch	1,0 mm	3 N			
2,8 $\mu\text{m}$ Sn-matt 5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt 11,1 $\mu\text{m}$ Sn-matt				Zylindrisch	1,0 mm	3 N
2,8 $\mu\text{m}$ Sn-matt 5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt 11,1 $\mu\text{m}$ Sn-matt						
5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt	Hemisphärisch	1,0 mm	1 N			
			3 N			
			5 N			
			7 N			
11,1 $\mu\text{m}$ Sn-matt	Hemisphärisch	1,0 mm	1 N			
			3 N			
			5 N			
			7 N			
2,8 $\mu\text{m}$ Sn-matt 2,6 $\mu\text{m}$ Sn-matt / 3,2 $\mu\text{m}$ Ni	Hemisphärisch	1,0 mm	3 N			
5,6 $\mu\text{m}$ Sn-glanz				Hemisphärisch	1,0 mm	3 N
5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt geschmiert	Hemisphärisch	1,0 mm	3 N			
					7 N	

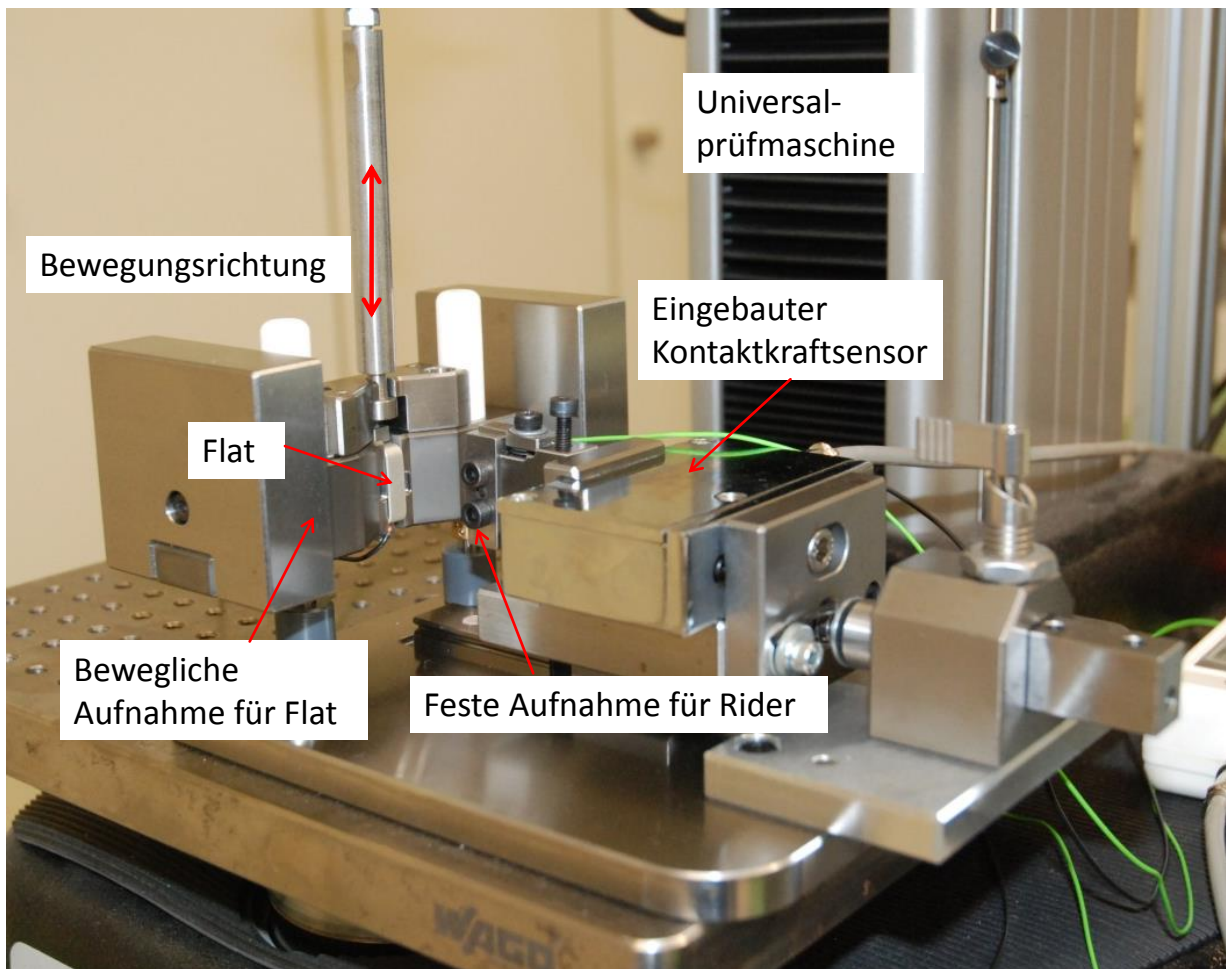


Abbildung 3.2.: Vorrichtung zur Durchführung der Reibversuche montiert auf einer Universal-Prüfmaschine (LS1, Lloyd Instruments Ltd.). [74]

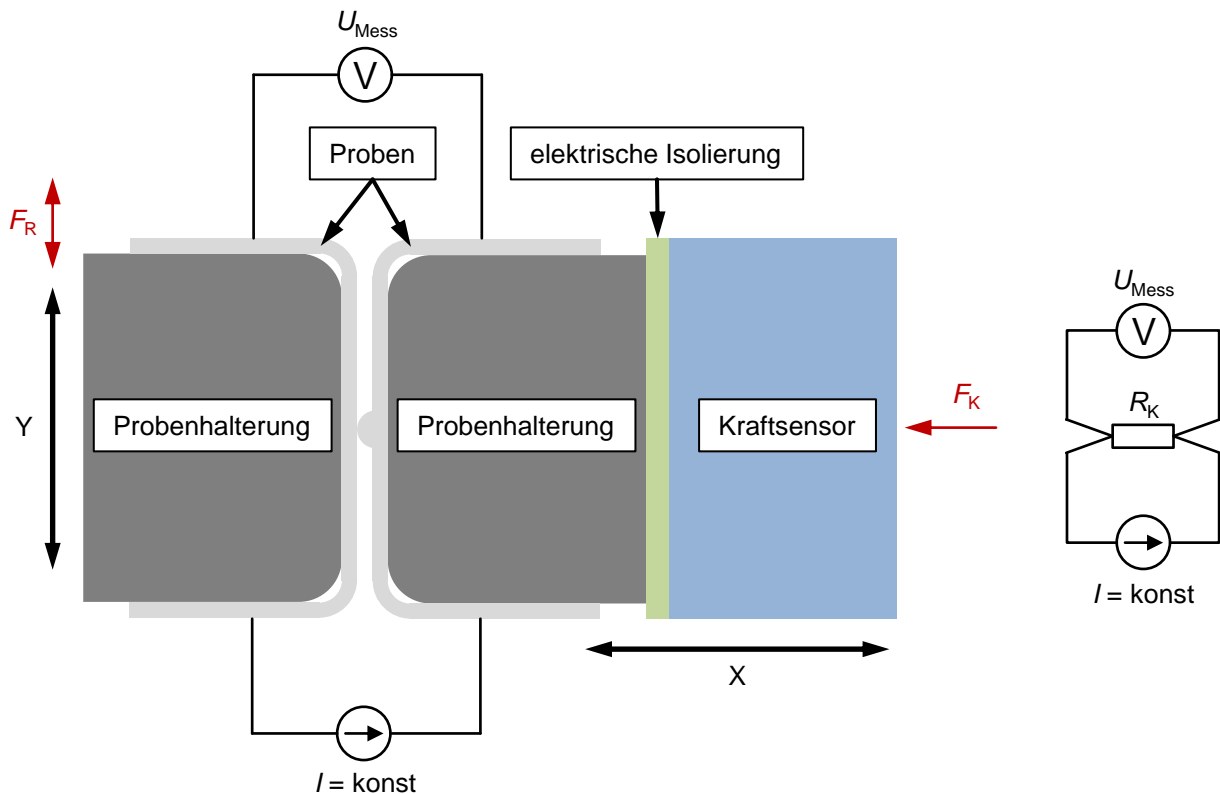


Abbildung 3.3.: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus mit Benennung der Komponenten, Umsetzung der Vierleitermessung, Wirkrichtung der Reibkraft  $F_R$  und der Kontaktkraft  $F_K$ . Die Reibbewegung findet in Y-Richtung statt. Die elektrische Isolierung besteht aus Polyamid. [75]

### 3.3. Versuchsaufbau und Prüfplanung für Kontaktwiderstandsmessungen

Das KOWI 3000 ist ein Kontaktwiderstandsmessgerät nach IEC 60512, welches die Möglichkeit bietet, Kontaktwiderstände in Abhängigkeit von der Kontaktkraft aufzunehmen. Das Gerät besteht aus einem 3-Achsen-Koordinatentisch, welcher die Messaufbauten aufnimmt und zum präzisen Anfahren der Messpunkte dient. Die Z-Achse trägt den Sondenkopf, welcher die Kontaktkraft aufbringt. Neben dem Sondenkopf ist eine Kamera angebracht, welche das Anfahren der Startposition erleichtert. Die Messungen erfolgen als Vierleitermessung nach der »Millivoltmethode« (IEC 60512-2-1). Die Messwerterfassung und Auswertung erfolgen über eine grafische Benutzeroberfläche, die Messergebnisse können im MS-Excel-Format ausgegeben werden.



Die Abb. 3.4 zeigt das Messgerät. Abb. 3.5 zeigt schematisch den Prüfaufbau zur Durchführung der Kontaktwiderstandsmessungen. Der flache Kontaktpartner wird in eine Kunststoffaufnahme eingelegt, die mit einer Nut versehen ist, um eine sichere Positionierung zu gewährleisten. Die Kunststoffaufnahme wird einmalig zum Sondenkopf positioniert und in einem Schraubstock fixiert. Der Kontakt mit der eingepprägten Kontaktgeometrie wird mittels eines Druckstücks mit einer definierten Kontaktkraft auf den flachen Kontaktpartner gedrückt. Sobald die Kontaktkraft erreicht ist, erfolgt die Messung des elektrischen Kontaktwiderstands. Neben Einzelwerten für die Kontaktkraft können im Prüfprogramm auch Kraftverläufe eingestellt werden. Die Messleitungen werden an den Probenenden befestigt. Durch die Kontaktierung an den Probenenden ist gewährleistet, dass nur der Kontaktwiderstand am Kontaktpunkt gemessen wird.

Es werden Versuche an unterschiedlichen Beschichtungen und mit verschiedenen Kontaktgeometrien durchgeführt (Tab. 3.4). Je Parameterkombination werden zehn Versuche durchgeführt. Aus den gemessenen Kontaktwiderständen wird der arithmetische Mittelwert gebildet und die Standardabweichung angegeben.

Tabelle 3.4.: Prüfplan für die Kontaktwiderstandsmessungen bei Umgebungstemperatur. Je Parameterkombination werden 5 Messungen durchgeführt.

Beschichtung	Kontaktgeometrie	Kontaktradius	Kraftverlauf
1,2 $\mu\text{m}$ AuCo / 2,2 $\mu\text{m}$ Ni	Hemisphärisch	0,5 mm	0,2 - 10 N
		1,0 mm	
		1,5 mm	
1,2 $\mu\text{m}$ AuCo / 2,2 $\mu\text{m}$ Ni	Zylindrisch	0,5 mm	0,2 - 10 N
		1,0 mm	
		1,5 mm	
2,6 $\mu\text{m}$ Sn-matt / 3,2 $\mu\text{m}$ Ni	Hemisphärisch	0,5 mm	0,2 - 10 N
		1,0 mm	
		1,5 mm	
2,6 $\mu\text{m}$ Sn-matt / 3,2 $\mu\text{m}$ Ni	Zylindrisch	0,5 mm	0,2 - 10 N
		1,0 mm	
		1,5 mm	
5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt	Hemisphärisch	0,5 mm	0,2 - 10 N
		1,0 mm	
		1,5 mm	
5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt	Zylindrisch	0,5 mm	0,2 - 10 N
		1,0 mm	
		1,5 mm	
3,7 $\mu\text{m}$ Ni	Hemisphärisch	0,5 mm	0,2 - 10 N
		1,0 mm	
		1,5 mm	
3,7 $\mu\text{m}$ Ni	Zylindrisch	0,5 mm	0,2 - 10 N
		1,0 mm	
		1,5 mm	
11,1 $\mu\text{m}$ Sn-matt	Hemisphärisch	1,0 mm	0,2 - 1,0 - 0,2 N
		1,0 mm	0,2 - 10 - 0,2 N
1,2 $\mu\text{m}$ AuCo / 2,2 $\mu\text{m}$ Ni	Hemisphärisch	1,0 mm	0,2 - 1,0 - 0,2 N
		1,0 mm	0,2 - 10 - 0,2 N

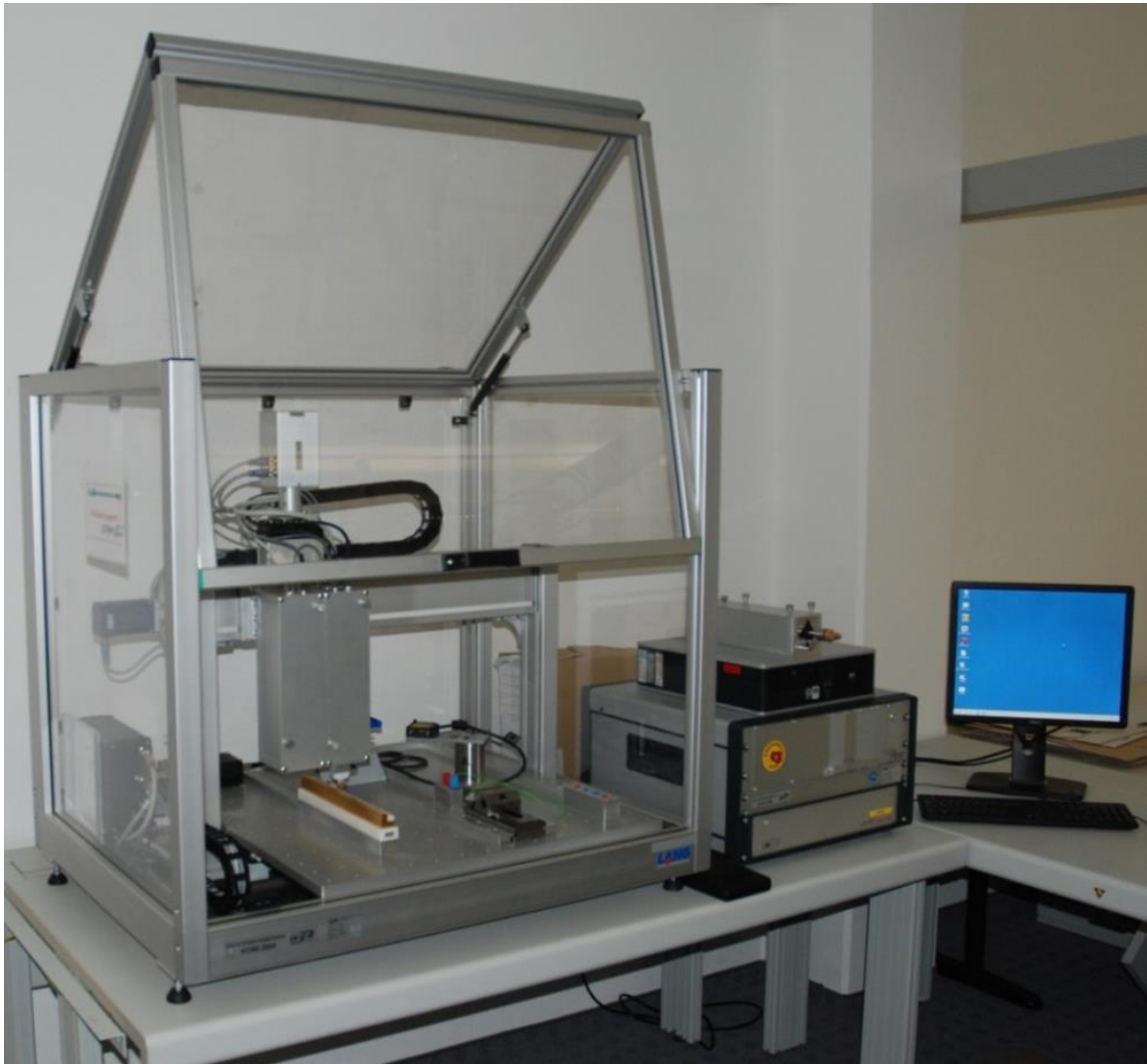


Abbildung 3.4.: Kontaktkraft-/Kontaktwiderstandsmessgerät nach IEC 60512 mit ver-fahrbarem Sondenkopf, Umhausung und Peripherie. Typ KOWI 3000 von der Firma wsk Mess- und Datentechnik GmbH.

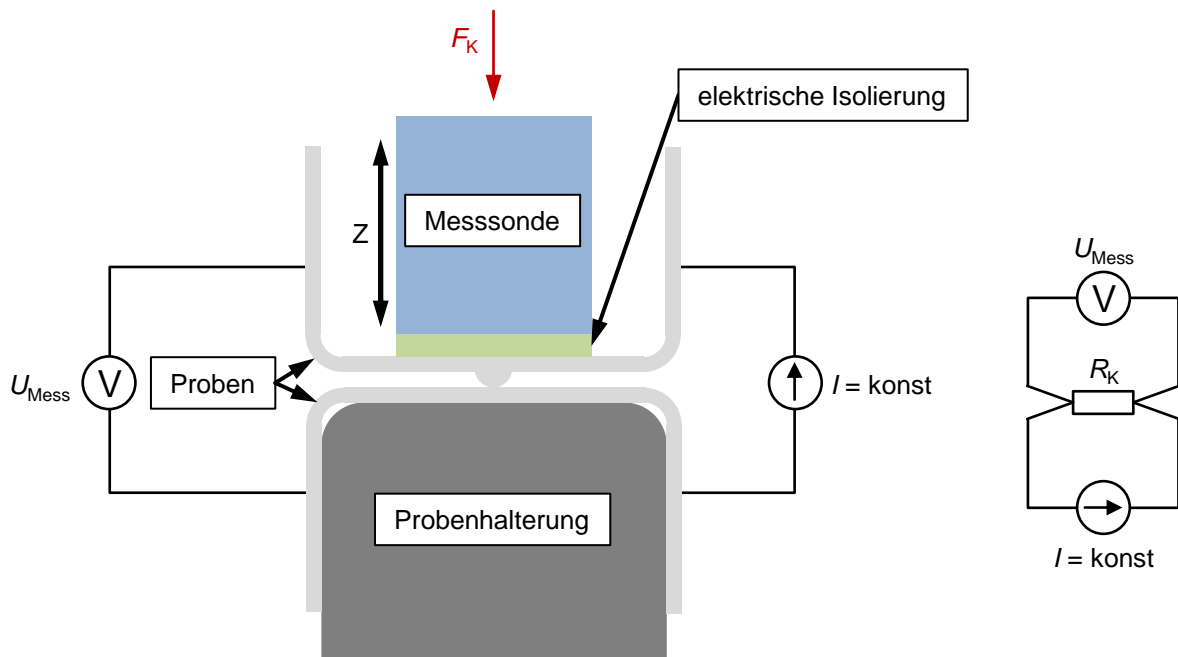


Abbildung 3.5.: Schematische Darstellung des Aufbaus zur Durchführung der Kontaktwiderstandsmessungen. [75]

Neben den Kontaktwiderstandsmessungen bei Umgebungstemperatur werden weitere Versuche bei erhöhten Temperaturen an zwei ausgewählten Beschichtungen durchgeführt (Tab. 3.5).

Weil sich bei Zinnbeschichtungen die Oxidschicht signifikant auf den Kontaktwiderstand auswirkt, werden in einer Versuchsreihe auch Kontakte untersucht, die vor der Messung eine Verschleißbeanspruchung erfahren haben. Dazu wird nach Aufbringen der Kontaktkraft von 3 N händisch ein Reibzyklus mit einem Reibweg von 10 mm (in Anlehnung an Kap. 3.2) ausgeführt. Um für alle Versuche die gleichen Reibwege einhalten zu können, werden für die Positionierung der Aufnahme Distanzstücke verwendet. Nach der Reibbewegung werden die Kontakte für einen kurzen Moment voneinander getrennt, um Kaltverschweißungen zu lösen. Das Trennen und anschließende Kontaktieren erfolgt innerhalb weniger Sekunden, um eine erneute Oxidation der Kontaktflächen weitgehend zu vermeiden. Anschließend erfolgt die eigentliche Messung in der Mitte der Verschleißspur bei einer Kontaktkraft von 3 N.

Tabelle 3.5.: Prüfplan für die Kontaktwiderstandsmessungen bei Umgebungstemperatur. Je Parameterkombination werden 5 Messungen durchgeführt.

Beschichtung	Kontaktgeometrie	Kontaktradius	Kontaktkraft	Beschaffenheit
1,2 µm AuCo / 2,2 µm Ni	Hemisphärisch	1,5 mm	3 N	unbeansprucht
11,1 µm Sn-matt	Hemisphärisch	1,5 mm	3 N	unbeansprucht
11,1 µm Sn-matt	Hemisphärisch	1,5 mm	3 N	beansprucht

Die Erwärmung des Kontakts erfolgt durch Stromfluss. Um die Zieltemperatur von etwa 100-120 °C zu erreichen, werden zusätzlich zum Kontaktübergang zwei weitere Wärmequellen installiert, indem an den Einspeisestellen Stahlplättchen zwischen dem Probekörper und den Zuleitungen eingelegt werden (Abb. 3.6). Die Anschlusswiderstände betragen jeweils etwa 10 mOhm und der Kontaktwiderstand etwa 1 mOhm, sodass der Großteil der Wärmeleistung an den Einspeisestellen des Stroms entsteht. Durch das indirekte Aufheizen der Probekörper wird verhindert, dass im Kontaktpunkt zwischen den beiden Kontaktpartnern bedingt durch den Engwiderstand eine lokale Übertemperatur entsteht.

Für die Kontaktwiderstandsmessungen bei erhöhten Temperaturen wird die Reibvorrichtung (Abb. 3.2 und 3.3) mit einigen Optimierungen verwendet. So sind die Probenaufnahmen aus Kunststoff (Polyamid) ausgeführt, um die Wärmeableitung durch die Vorrichtung zu reduzieren und ein thermisches Einschwingen  $\left(\frac{dT}{dt} < 0,5 \frac{K}{min}\right)$  des Kontaktsystems nach max. 15 Minuten zu erreichen.

Während des Versuchs wird der Strom in mehreren Schritten erhöht. Je Schritt wird der eingestellte Strom für eine Dauer von 900 Sekunden gehalten (Tab. 3.6), um ein thermisches Einschwingen für jeden Stromschritt zu gewährleisten.

Mit einem Datenerfassungssystem Keithley DAQ6510/7700 wird der Spannungsabfall über den Kontakt gemessen (Genauigkeit laut Datenblatt im Bereich 0-100 mV  $\pm 0,0065\%$ ). Es werden Thermolemente Typ J (Fe-CuNi) verwendet. Als Stromquelle dient ein Labornetzgerät TOE 8951-40 der Firma TOELLNER Electronic Instrumente GmbH, welches Ströme bis 40 A zur Verfügung stellen kann (gemessene Abweichung bei einem Strom von 100 mA  $+2,0$  mA, Genauigkeit laut Datenblatt  $\pm(0,2\% + 30$  mA)).

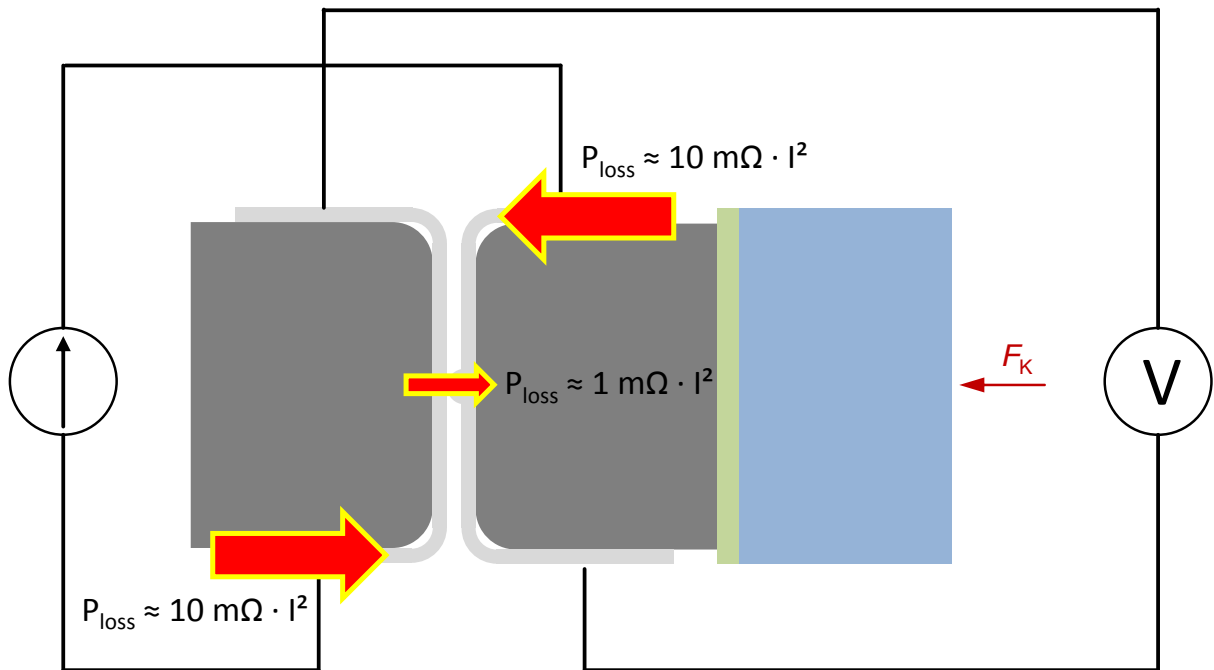


Abbildung 3.6.: Schematische Darstellung des Aufbaus zur Durchführung der Kontaktwiderstandsmessungen bei erhöhten Temperaturen.

Tabelle 3.6.: Versuchsablauf für die Kontaktwiderstandsmessungen bei erhöhten Temperaturen mit den gewählten Stromstärken und den Haltezeiten.

Schritt	Strom	Haltezeit
1	0,1 A	900 s
2	5,0 A	900 s
3	10,0 A	900 s
4	15,0 A	900 s
5	20,0 A	900 s
6	25,0 A	900 s

### 3.4. Versuchsaufbau und Prüfplanung für Leiteranschlussuntersuchungen

Am KOWI 3000 (Abb. 3.4) sollen auch Untersuchungen zum Kontaktverhalten zwischen Kupferleitern und zinnbeschichteten Stromschiene durchgeführt werden.

Dazu wird ein Leiteranschluss mit einer speziell für diesen Zweck entwickelten und mit dem Verfahren des selektiven Lasersinterns aus Polyamid gefertigten Vorrichtung simu-

liert (Abb. 3.7). Die Vorrichtung dient zur Aufnahme der vorgestellten Probekörper mit eingepprägten Kontaktsicken (Abb. 3.1). Der eingelegte Prüfler wird von einem beweglichen Druckstück auf die Kontaktgeometrie gedrückt. Die Kontaktkraft wird über die Messsonde des Kontaktkraft-/Kontaktwiderstandsmessgeräts aufgebracht.

Für Litzenleiter sollen Untersuchungen zur optimalen Gestaltung des Leiterpakets durchgeführt werden. Dazu ist die Vorrichtung mit austauschbaren Einsätzen versehen, um die Leiterpaketbreite variieren zu können (Abb. 3.7). Für die Versuche werden drei Einsätze mit Innenbreiten von  $d_1 = 3$  mm,  $d_2 = 4$  mm und  $d_3 = 5$  mm verwendet.

Die in die Prüfvorrichtung eingelegte Kontaktgeometrie wird auf der Unterseite von zwei Kontaktblechen kontaktiert, welche fest in die Vorrichtung eingebaut sind. Für die Vierleitermessung ist ein Kontaktblech mit einer stromführenden Leitung und das andere Kontaktblech mit einer Messleitung verbunden.

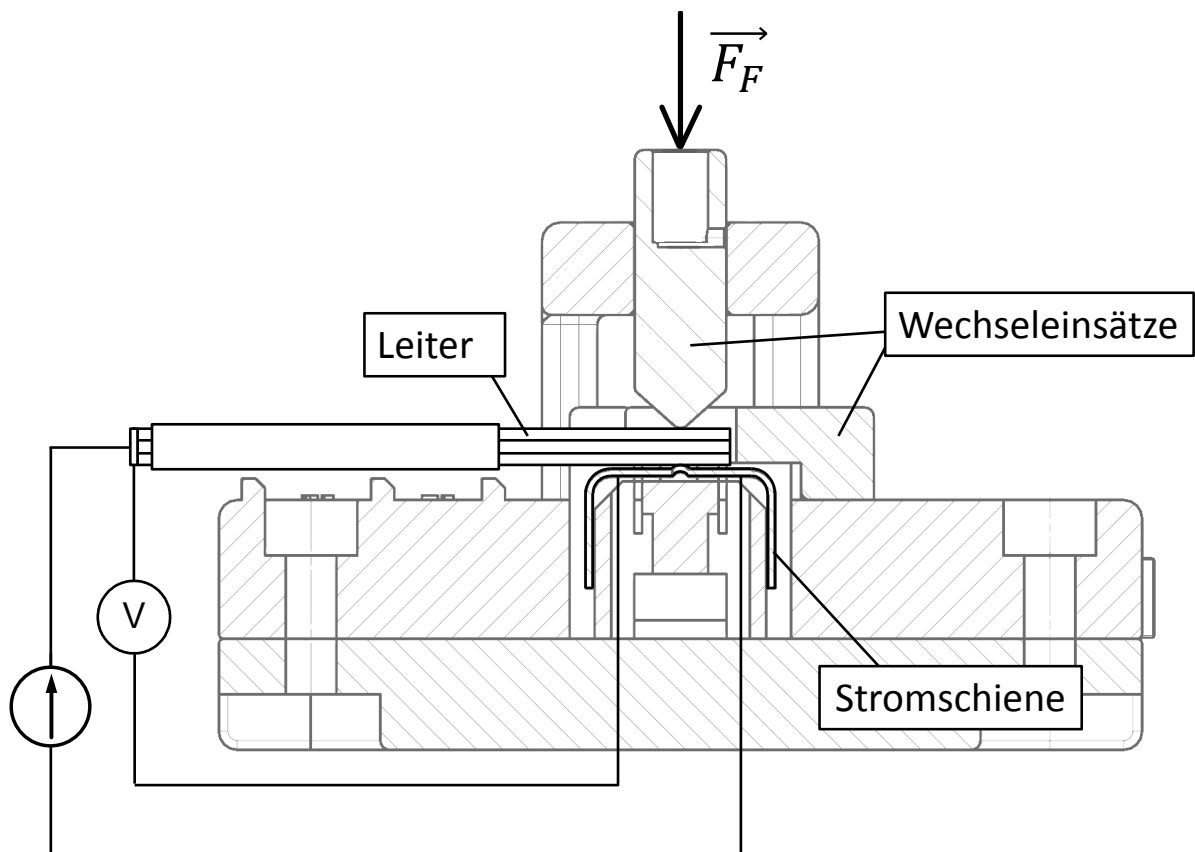


Abbildung 3.7.: Vorrichtung für die Leiteranschlussuntersuchungen. Gezeigt ist der Prüfaufbau für einen Litzenleiter, welcher mit einer Prüfkraft  $F_F$  auf die Stromschiene gedrückt wird. [76]

Eine Versuchsreihe (Tab. 3.7) soll mit eindräftigen Leitern des Querschnitts  $2,5 \text{ mm}^2$  durchgeführt werden (Tab. 3.7). Die Leiter werden abisoliert und an einem Ende mit der zweiten stromführenden Leitung und am anderen Ende mit der zweiten Messleitung versehen werden. Es werden je Parameterkombination 10 Messungen durchgeführt. Aus den Messwerten wird der arithmetische Mittelwert gebildet und die Standardabweichung angegeben.

Tabelle 3.7.: Prüfplanung für die Untersuchung eindräftiger Kupferleiter. Je Parameterkombination werden 10 Messungen durchgeführt.

Beschichtung	Leiterzustand	Kontaktradius	Kraftverlauf
4,0 $\mu\text{m}$ Sn-matt / 1,9 $\mu\text{m}$ Ni	ungereinigt	0,2 mm	1 - 10 N
	ungereinigt	1,0 mm	
	gereinigt	0,2 mm	
	gereinigt	1,0 mm	
15,2 $\mu\text{m}$ Sn-matt	ungereinigt	0,2 mm	1 - 10 N
	ungereinigt	1,0 mm	
	gereinigt	0,2 mm	
	gereinigt	1,0 mm	

Weitere Versuche sollen mit feindräftigen Leitern des Querschnitts  $6 \text{ mm}^2$  erfolgen (Tab. 3.8). Dazu werden Leiterstücke (Tab. 3.9) von 100 mm Länge verwendet und an der Kontaktierungsseite auf einer Länge von 30 mm abisoliert. Am anderen Ende wird die Isolierung auf einer Länge von 3 mm entfernt, um die beiden Leitungen für die Widerstandsmessung anzulöten (Lot Sn60Pb40). Es ist darauf zu achten, dass alle Einzeldrähte von der Lötstelle eingeschlossen werden und somit auf dem gleichen Spannungsniveau liegen. Durch den gewählten Aufbau für die Widerstandsmessung geht neben dem Kontaktwiderstand zwischen dem Prüfleiter und der Kontaktgeometrie auch der Bahnwiderstand des Prüfleiters in das Messergebnis ein. Der Bahnwiderstand des Leiters wird in die Messung miteinbezogen, da die Güte der Kontaktierung zwischen Prüfleiter und Kontaktgeometrie zu einer mehr oder weniger homogenen Stromverteilung im Inneren des Prüfleiters führt und damit zu einer Veränderung des Bahnwiderstands. Eine inhomogene Stromverteilung bewirkt, dass der Bahnwiderstand des Leiter zunimmt. Durch die vorgestellte Umsetzung der Widerstandsmessung wird dieser Effekt mit erfasst.



Tabelle 3.8.: Prüfplanung für die Untersuchung feindrätiger Kupferleiter. Je Parameterkombination werden 10 Messungen durchgeführt.

Beschichtung	Paketbreite	Kontaktradius	Kraftverlauf
15,2 $\mu\text{m}$ Sn-matt	5 mm	ohne Sicke	1 - 15 N
	5 mm	0,2 mm	
	5 mm	0,5 mm	
	5 mm	1,0 mm	
	4 mm	1,0 mm	
	3 mm	1,0 mm	

Tabelle 3.9.: Spezifikationen des feindrätigen 6 mm<sup>2</sup> Prüfleiters.

Material	blankes Kupfer
Typ	feindrätig
Querschnitt	6 mm <sup>2</sup>
Länge	100 mm
Drahtdurchmesser	0,29 mm
Anzahl an Einzeldrähten	75
Widerstand eines Drahtes	24,2 mOhm

# 4. Ergebnisse

## 4.1. Charakterisierung der Beschichtungen

### 4.1.1. Optische Rauheitsmessungen

Die Rauheit wird mit einem Keyence-Lasermikroskop VHX-1000 gemessen. Für die Aufnahme der Höhenprofile wird eine Schrittweite von  $0,13 \mu\text{m}$  eingestellt. Für die Ermittlung der Oberflächenrauheit wird ein Messbereich von etwa  $250 \mu\text{m} \times 200 \mu\text{m}$  auf einer ebenen Fläche nahe der Kontaktgeometrie gewählt. Als Grenzwellenlängen des Filters werden gemäß DIN EN ISO 4288:1998 und DIN EN ISO 3274:1998 folgende Werte eingestellt:

- $\lambda_s = 2,5 \mu\text{m}$
- $\lambda_c = 0,8 \text{ mm}$

Je Beschichtung werden 5 Messungen durchgeführt, die Ergebnisse werden gemittelt (Tab. 4.1).

Das unbeschichtete Kupferband weist eine gemittelte Rautiefe von  $R_z = 3,4 \pm 1,6 \mu\text{m}$  und einen arithmetischen Mittenrauwert von  $R_a = 0,1 \pm 0,1 \mu\text{m}$  auf.

Insgesamt sind für die Mattzinnbeschichtung die Unterschiede in der Rauheit gering (Tab. 4.1), wobei tendenziell die dickeren Zinnschichten ( $5,7 \mu\text{m}$  Sn-matt und  $11,1 \mu\text{m}$  Sn-matt) mit  $R_z = 4,7 - 6,3 \mu\text{m}$  und  $R_a = 0,3 \mu\text{m}$  etwas rauer sind als die dünneren Schichten ( $2,8 \mu\text{m}$  Sn-matt und  $2,6 \mu\text{m}$  Sn-matt /  $3,2 \mu\text{m}$  Ni) mit  $R_z = 3,1 - 3,8 \mu\text{m}$  und  $R_a = 0,2 - 0,3 \mu\text{m}$ . Die Rauheit der  $1,2 \mu\text{m}$  AuCo /  $2,2 \mu\text{m}$  Ni Beschichtung ist mit  $R_z = 2,1 \mu\text{m}$  und  $R_a = 0,1 \mu\text{m}$  geringer als die der übrigen Beschichtungen (Tab. 4.1).

Tabelle 4.1.: Rauheitswerte der beschichteten Kontaktgeometrien.

Beschichtung	gem. Rautiefe Rz	arith. Mittenrauwert Ra
2,8 $\mu\text{m}$ Sn-matt	$3,1 \pm 0,4 \mu\text{m}$	$0,2 \pm 0,1 \mu\text{m}$
5,7 $\mu\text{m}$ Sn-matt	$6,3 \pm 1,3 \mu\text{m}$	$0,3 \pm 0,1 \mu\text{m}$
11,1 $\mu\text{m}$ Sn-matt	$4,7 \pm 1,0 \mu\text{m}$	$0,3 \pm 0,1 \mu\text{m}$
2,6 $\mu\text{m}$ Sn-matt / 3,2 $\mu\text{m}$ Ni	$3,8 \pm 0,7 \mu\text{m}$	$0,3 \pm 0,1 \mu\text{m}$
5,6 $\mu\text{m}$ Sn-glanz	$3,7 \pm 1,3 \mu\text{m}$	$0,1 \pm 0,1 \mu\text{m}$
1,2 $\mu\text{m}$ AuCo / 2,2 $\mu\text{m}$ Ni	$2,1 \pm 0,5 \mu\text{m}$	$0,1 \pm 0,1 \mu\text{m}$
3,7 $\mu\text{m}$ Ni	$3,1 \pm 1,1 \mu\text{m}$	$0,2 \pm 0,1 \mu\text{m}$

### 4.1.2. Messung der Mikrohärte

Mit einem Mikrohärtemessgerät (Fischerscope HM2000S) werden instrumentierte Härtemessungen an den beschichteten Probekörpern und an dem unbeschichteten Kupferband durchgeführt. Weil mit den Härtemessungen das Systemverhalten bewertet werden soll, werden die Messungen nicht im Schliff, sondern senkrecht zur Oberfläche durchgeführt. Durch die Wahl der Prüfkraft wird Eindringtiefe des Prüfkörpers beeinflusst. Die einzustellende Prüfzeit sagt aus, nach welcher Zeit die maximale Prüfkraft erreicht sein soll. Durch die Wahl einer hohen Prüfzeit wird die Auflösung für die Härte in Abhängigkeit der Eindringtiefe erhöht.

Um das Systemverhalten bewerten zu können, sind in Abhängigkeit des Werkstoffs die Prüfkraft und Prüfzeiten so gewählt worden, dass ein tiefes Eindringen des Prüfkörpers bei einer gleichzeitig hohen Auflösung der Messwerte gewährleistet wird. Die Prüfparameter und die erreichten Eindringtiefen werden in Tab. 4.2 dargestellt. Je Beschichtungen werden 10 Messungen durchgeführt und die Ergebnisse gemittelt.

Tabelle 4.2.: Für die instrumentierte Mikrohärtemessungen verwendete Prüfkraft und Prüfzeiten für die jeweiligen Werkstoffe.

Werkstoff	Prüfkraft	Prüfdauer
Cu-HCP	500 mN	120 s
Sn	1000 mN	120 s
AuCo / Ni	500 mN	120 s
Ni	2000 mN	120 s

An der Nickelbeschichtung zeigt sich, dass das Systemverhalten von Beschichtungen, die härter als das Substratmaterial sind, mit zunehmender Eindringtiefe eine kontinuierlich abnehmende Härte zeigen, die sich der Substrathärte annähert (Abb. 4.1).

Bei der Hartgoldbeschichtung (Abb. 4.1) zeigt wegen des Mehrschichtsystems aus Hartgold und Nickel ein besonderes Verhalten. Zunächst steigt die Härte wegen der harten Unternickelung an, nimmt mit zunehmender Eindringtiefe wieder ab, da die geringere Härte des Substrats zur Wirkung kommt.

Alle Zinnbeschichtungen weisen eine geringere Härte als das Substrat auf (Abb. 4.2). Das hat zur Folge, dass die Systemhärte mit zunehmender Eindringtiefe ansteigt. Je dünner die Schicht ist, desto stärker nimmt die Härte zu. Eine Unternickelung bewirkt einen steileren Anstieg der Härte. Die 5,6  $\mu\text{m}$  Sn-glanz Beschichtung zeigt etwas höhere Härtewerte als die 5,7  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung. Glanzbildner führen zu inneren Spannungen in der Zinnschicht, welche sich möglicherweise auch in einer geringfügigen Härtezunahme bemerkbar machen.

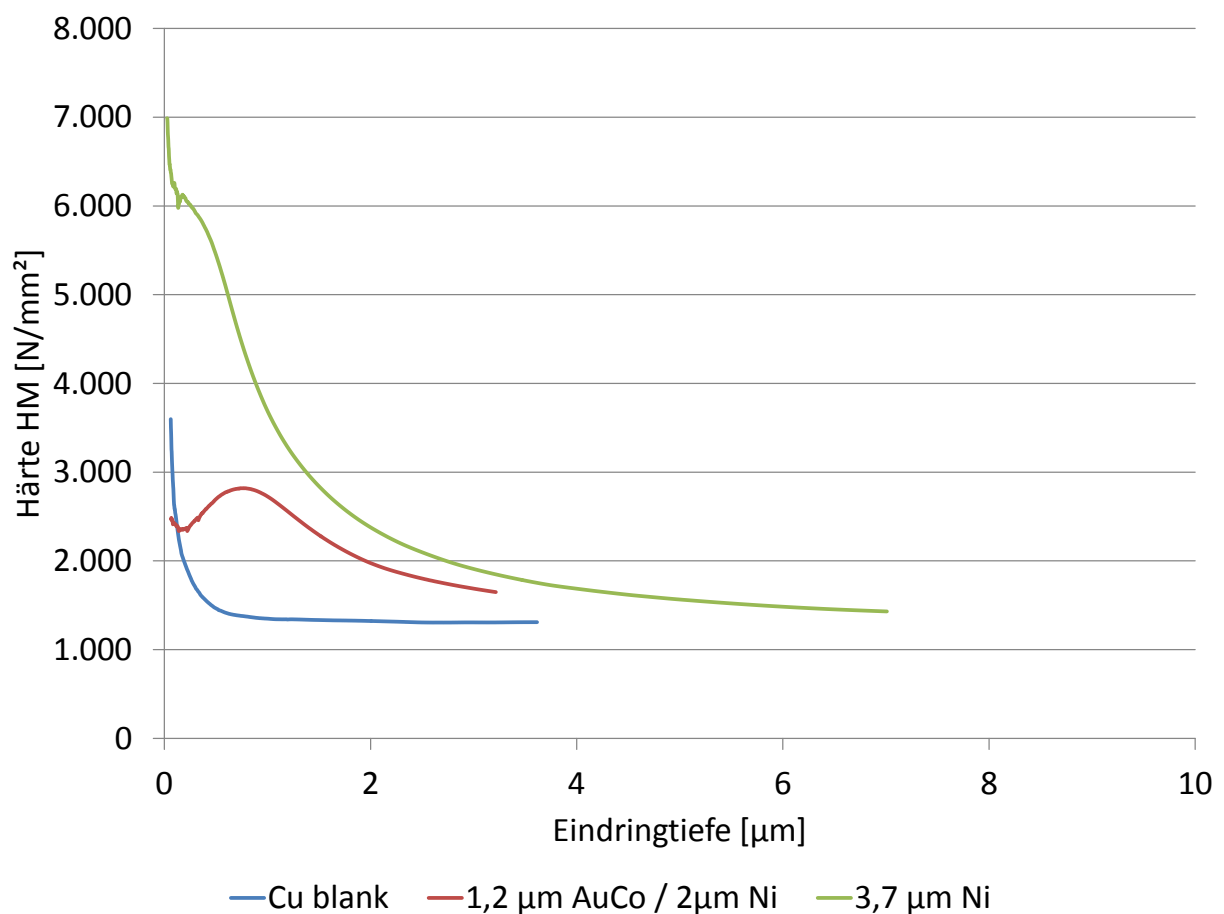


Abbildung 4.1.: Ergebnisse für die Eindringhärte eines 1,2  $\mu\text{m}$  AuCo / 2,2  $\mu\text{m}$  Ni und einer 3,7  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung. Als Referenz wurde auch die Härte des Cu-Substrats gemessen.

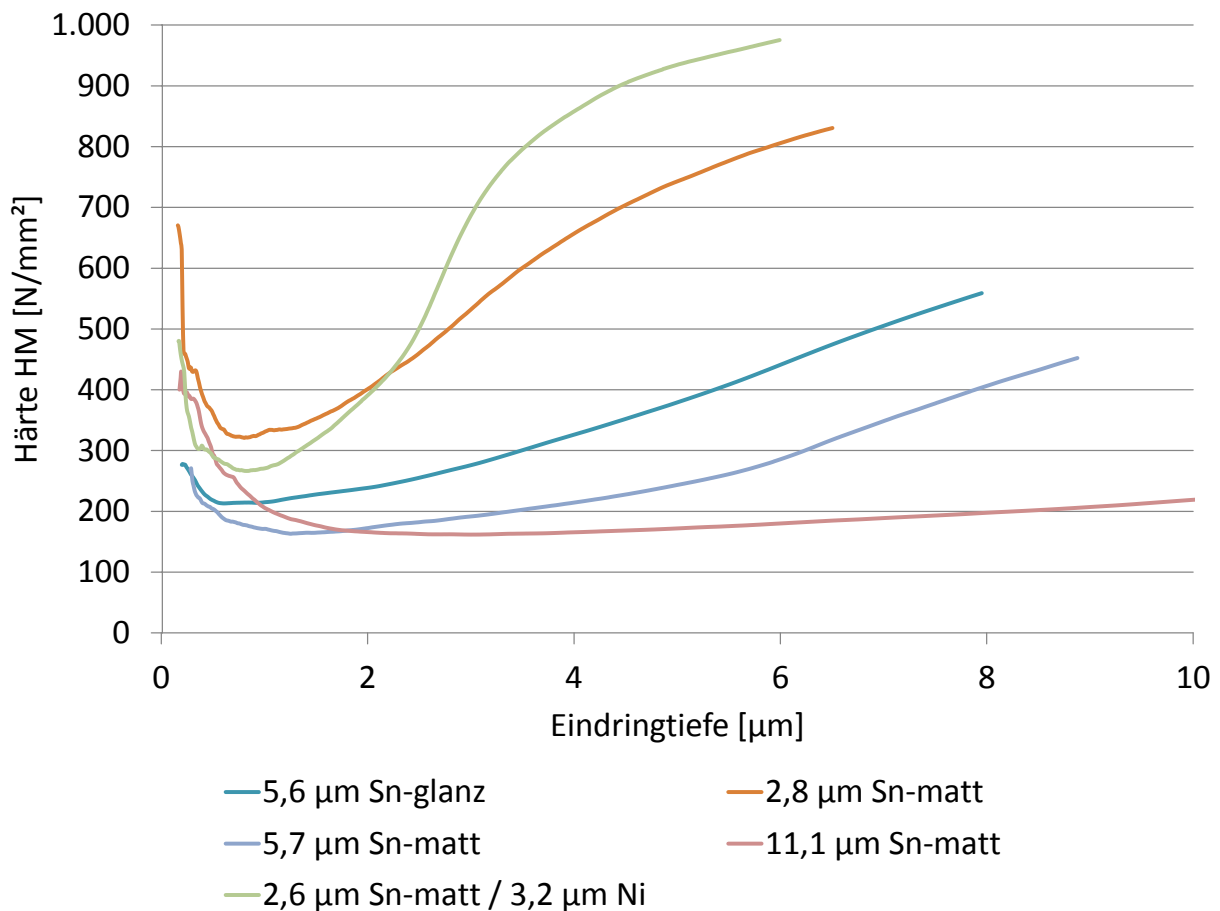


Abbildung 4.2.: Ergebnisse für die Eindringhärte von Zinnbeschichtungen verschiedener Schichtdicken und Schichtaufbauten.

## 4.2. Tribologische Untersuchungen

### 4.2.1. Diskussion des tribologischen Verhaltens von Zinn

Die Besonderheiten von Zinn hinsichtlich seines Verschleißverhaltens sollen durch einen Vergleich mit einer Hartgoldbeschichtung erklärt werden. Hartgold (Abb. 4.3) zeigt über eine hohe Anzahl an Reibzyklen einen stabilen Kontaktwiderstand. Erst nach dem Durchrieb der Deckschicht ist mit einem Anstieg des Widerstands zu rechnen, wobei selbst nach 100 Zyklen die Beschichtung noch intakt ist. GleichermäÙig stabil verhält sich die Reibkraft, welche aufgrund der geringen notwendigen Kontaktkraft niedrige Werte annimmt. An dieser Stelle wird noch einmal die Sonderstellung von Hartgold deutlich. Mit einer Hartgoldbeschichtung können bei geringsten Kontaktkräften niedrige Kontaktwiderstände gewährleistet werden. Gleichzeitig kann das niedrige Widerstandsniveau über

eine hohe Anzahl an Reibzyklen gehalten werden. Wegen der geringen Reibkräfte ist Hartgold besonders für hochpolige Steckverbinder oder auch für Produkte mit kleinsten geometrischen Abmaßen geeignet. Wegen der hohen Verschleiß- und Korrosionsbeständigkeit sind Hartgoldbeschichtungen außerdem für Anwendungen mit hohen Anforderungen an Zuverlässigkeit und Lebensdauer prädestiniert.

Aus dem beispielhaften Ergebnisdiagramms eines Reibversuchs mit zinnbeschichteten Kontakten (Abb. 4.4) wird klar, dass sich Zinn hinsichtlich des tribologischen und elektrischen Verhaltens gänzlich anders verhält als eine Hartgoldbeschichtung. Der Reibwert verändert sich in Abhängigkeit des Verschleißzustands. So liegt die Reibkraft während des ersten Zyklus bereits auf einem hohen Niveau, nimmt im Verlauf der ersten Zyklen zu und erreicht ein Maximum, bevor die Reibkraft wieder abnimmt. Während der ersten 20 Reibzyklen pflügt der Rider-Kontakt den flachen Kontaktpartner und es findet ein Kaltverschweißen der Kontaktflächen statt, worin die hohe Reibkraft begründet liegt. Die anfänglich vorhandene Rauheit und Oxidschicht führt dazu, dass die Adhäsion und damit die Reibkraft beim ersten Reibzyklus noch nicht maximal sind. Im Bereich von etwa 20 Reibzyklen ist die Zinnschicht bereits im Wesentlichen verschlissen. Der Rider-Kontakt erreicht die harte intermetallische Phase, dies führt zu einer Stabilisierung der Reibkraft auf einem niedrigen Niveau. Erst nach etwa 90 Zyklen steigt die Reibkraft wieder an. Beide Kontaktpartner sind nun durchgerieben und es liegt eine Kupfer/Kupfer Materialpaarung vor.

Der Reibversuch mit den zinnbeschichteten Kontakten (Abb. 4.4) zeigt, dass der Kontaktwiderstand bereits vor Beginn der Prüfung mit 0,3 mOhm einen sehr geringen Wert annimmt. Nach dem ersten Reibzyklus fällt der Kontaktwiderstand auf einen Wert von 0,1 mOhm ab, da die Oxidschicht durch den Reibvorgang aus dem Kontaktbereich verdrängt wird. Ab etwa 20 Zyklen erreicht der Rider die harte intermetallische Phase und der Kontaktwiderstand beginnt zu steigen. Der Rider reibt auf der nun oxidierten intermetallischen Phase. Der Widerstandsanstieg beschleunigt sich und der Kontakt nimmt innerhalb weniger Zyklen hohe Widerstandswerte an. Dass zwischenzeitlich auch geringe Kontaktwiderstände auftreten können, zeigt sich etwa beim 60. Zyklus. Durch lose Zinnpartikel oder ein partielles Durchdringen der Oxidschicht können leitende Strompfade entstehen. Ab dem 90. Zyklus fällt der Kontaktwiderstand wieder auf ein geringes Niveau von etwa 0,2-1,0 mOhm ab, da die intermetallische Phase durchgerieben ist und die Kontaktierung auf Kupfer erfolgt. Das Ergebnis stimmt mit der 3-Phasen Beschreibung von HAMMAM [2, 3] und den Diagrammen aus der Literatur (Abb. 2.10) überein.

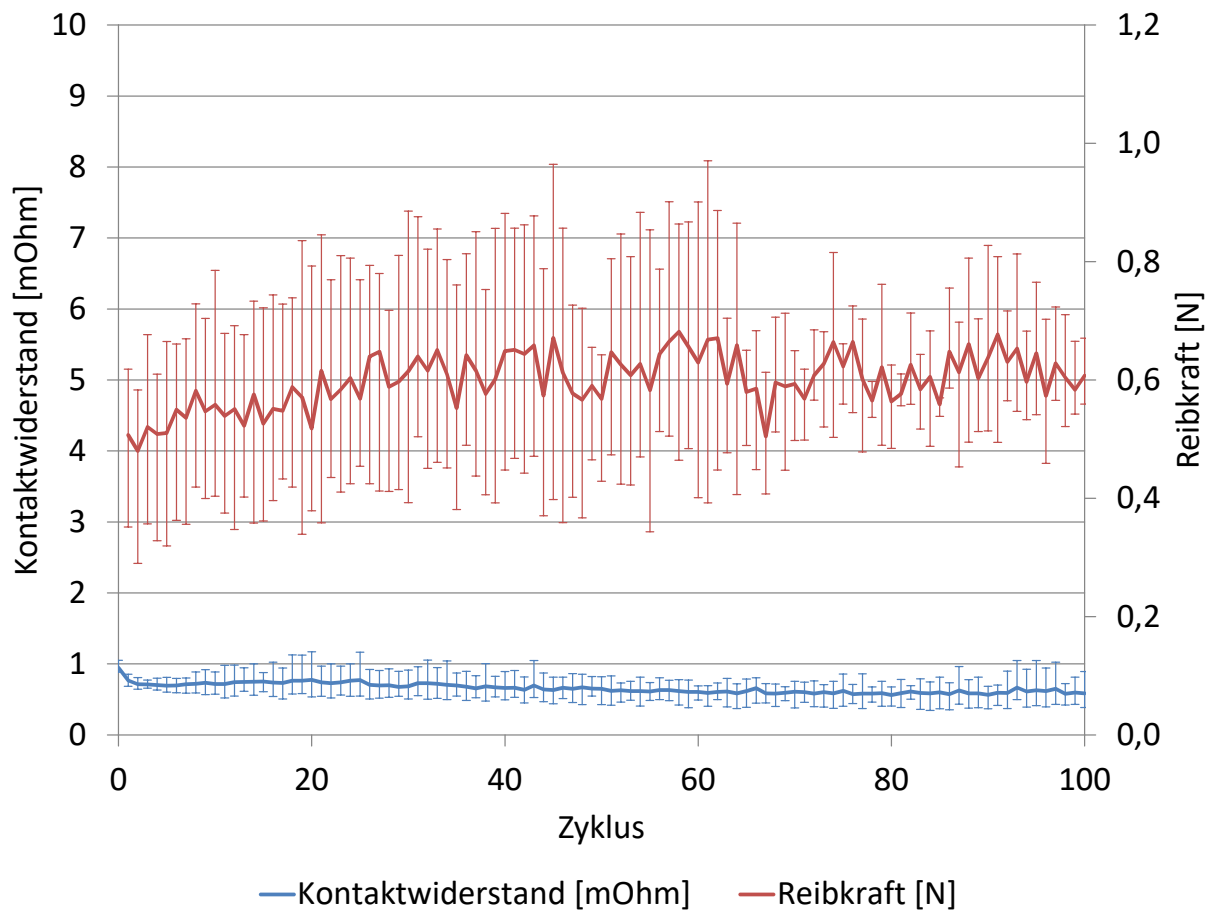


Abbildung 4.3.: Verschleißverhalten einer 1,2  $\mu\text{m}$  AuCo / 2,2  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung mit einer hemisphärischen Kontakgeometrie (Radius 1,0 mm) und einer Kontaktkraft von 1 N. [74]

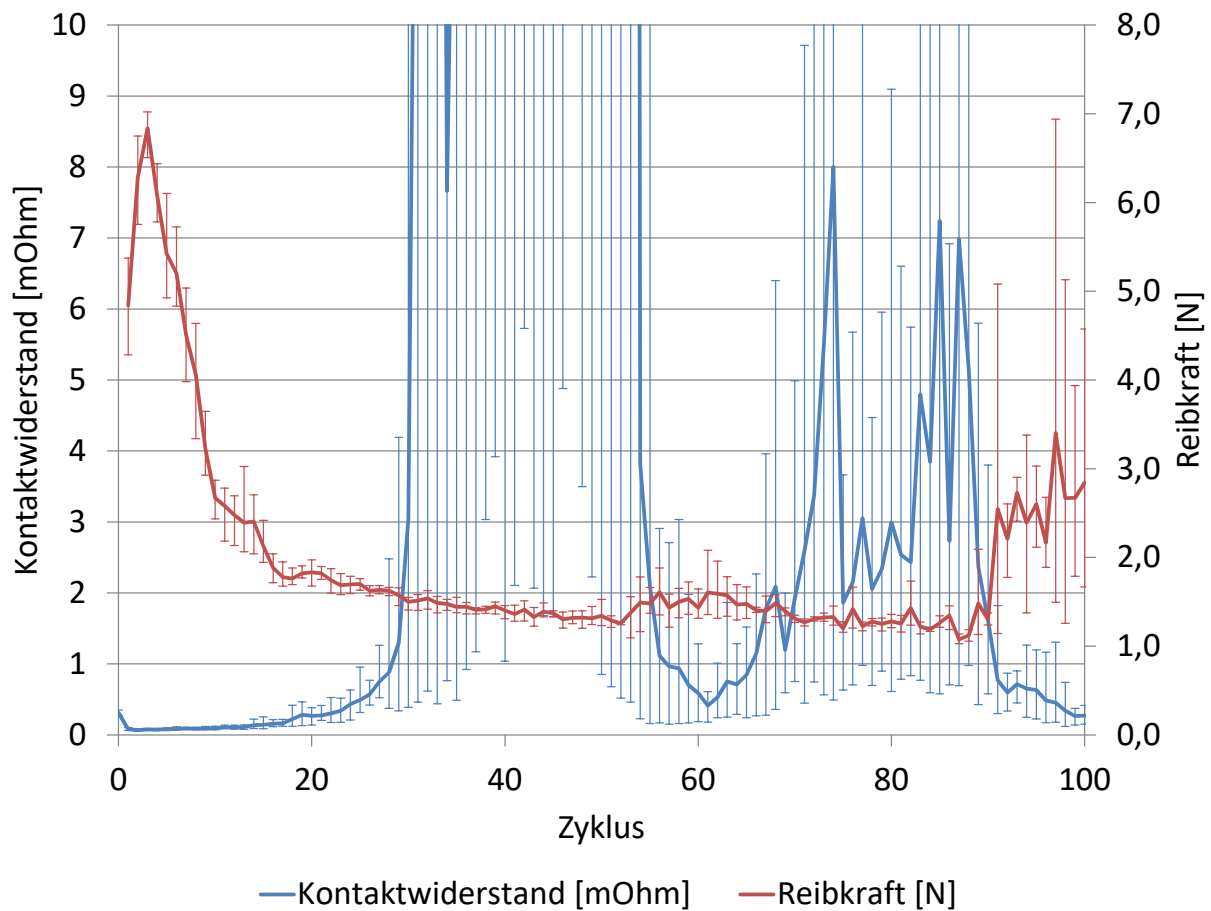


Abbildung 4.4.: Verschleißverhalten einer 5,7  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung mit einer hemisphärischen Kontaktgeometrie (Radius 1,0 mm) und einer Kontaktkraft von 7 N. [74]

In einer weiteren Versuchsreihe wird die geometrische Entwicklung der Verschleißspur und die Bedeutung für den Kontaktwiderstand untersucht (Abb. 4.5). Die Auswertung der Verschleißspur zeigt, dass die 11,1  $\mu\text{m}$  dicke Zinnschicht bereits nach weniger als 20 Zyklen verschlissen ist. Es zeigen sich gleichzeitig erste Veränderungen am Kontaktwiderstand und die Reibkraft nimmt ab. Obwohl die Spurtiefe bereits der Schichtdicke entspricht, nimmt die Spurbreite weiter zu. Die Ursache hierfür sind abgeplattete Anhaftungen am Rider-Kontakt (Abb. 4.6), die zu einer Verbreiterung der Verschleißspur und der flächigen Ausformung des Grunds der Verschleißspur führen. Wenn die Verschleißspurbreite sich nur noch wenig ändert, steigt der Kontaktwiderstand stark an (Abb. 4.5). Solange die oxidierte Zinnschicht freigerieben werden kann, ob durch eine Restzinnschichtdicke oder durch Anhaftungen am Rider, bleibt der Kontaktwiderstand gering. Sobald die maximale Tiefe und Breite der Verschleißspur erreicht ist und kein Freireiben der Oxidschicht mehr stattfindet, steigt der Kontaktwiderstand.



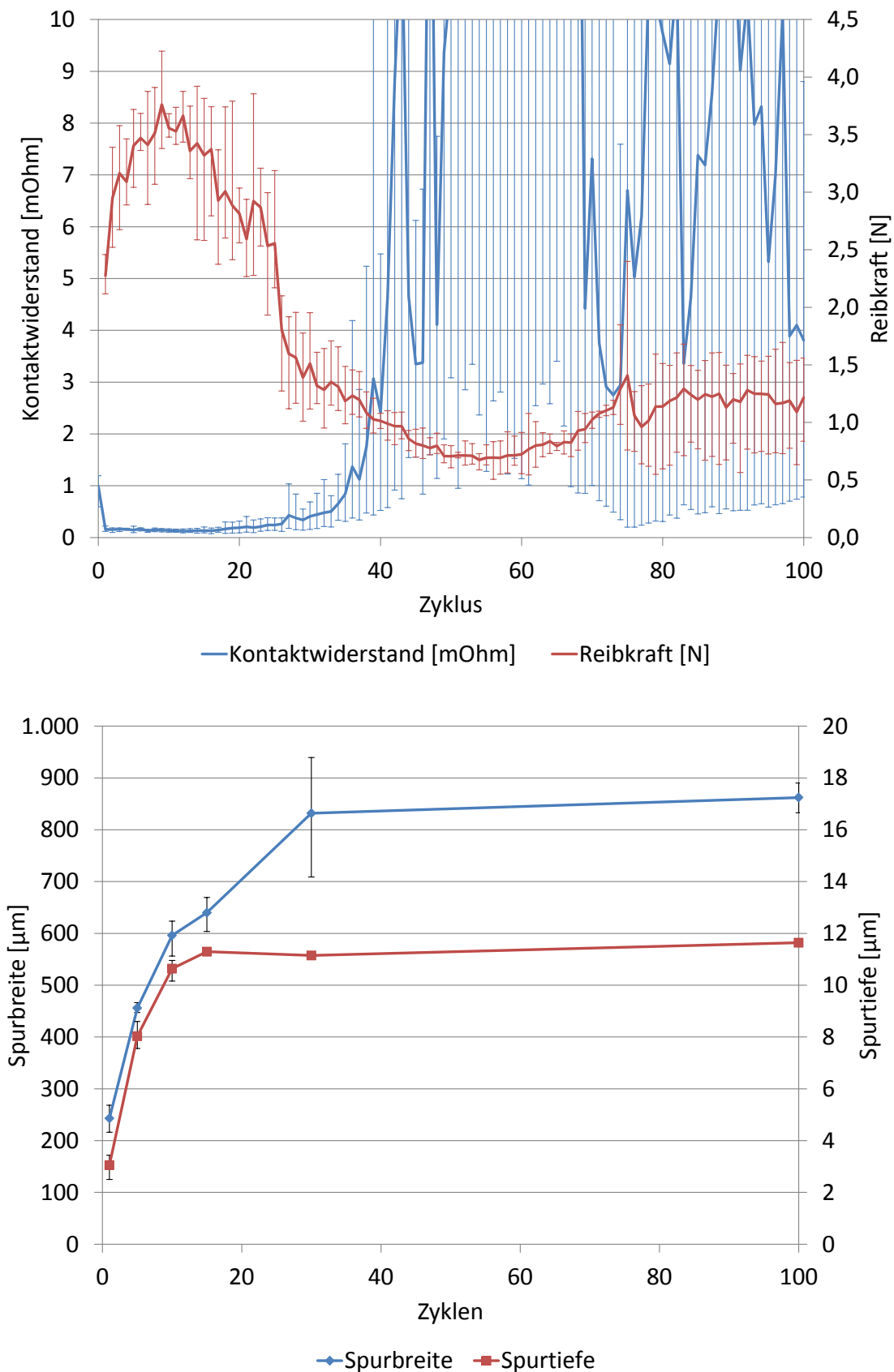


Abbildung 4.5.: Verschleißverhalten einer 11,1  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung mit einer hemisphärischen Kontaktgeometrie (Radius 1,0 mm) und einer Kontaktkraft von 3 N (obere Abbildung) und Entwicklung der Verschleißspurbreite und -tiefe (untere Abbildung).

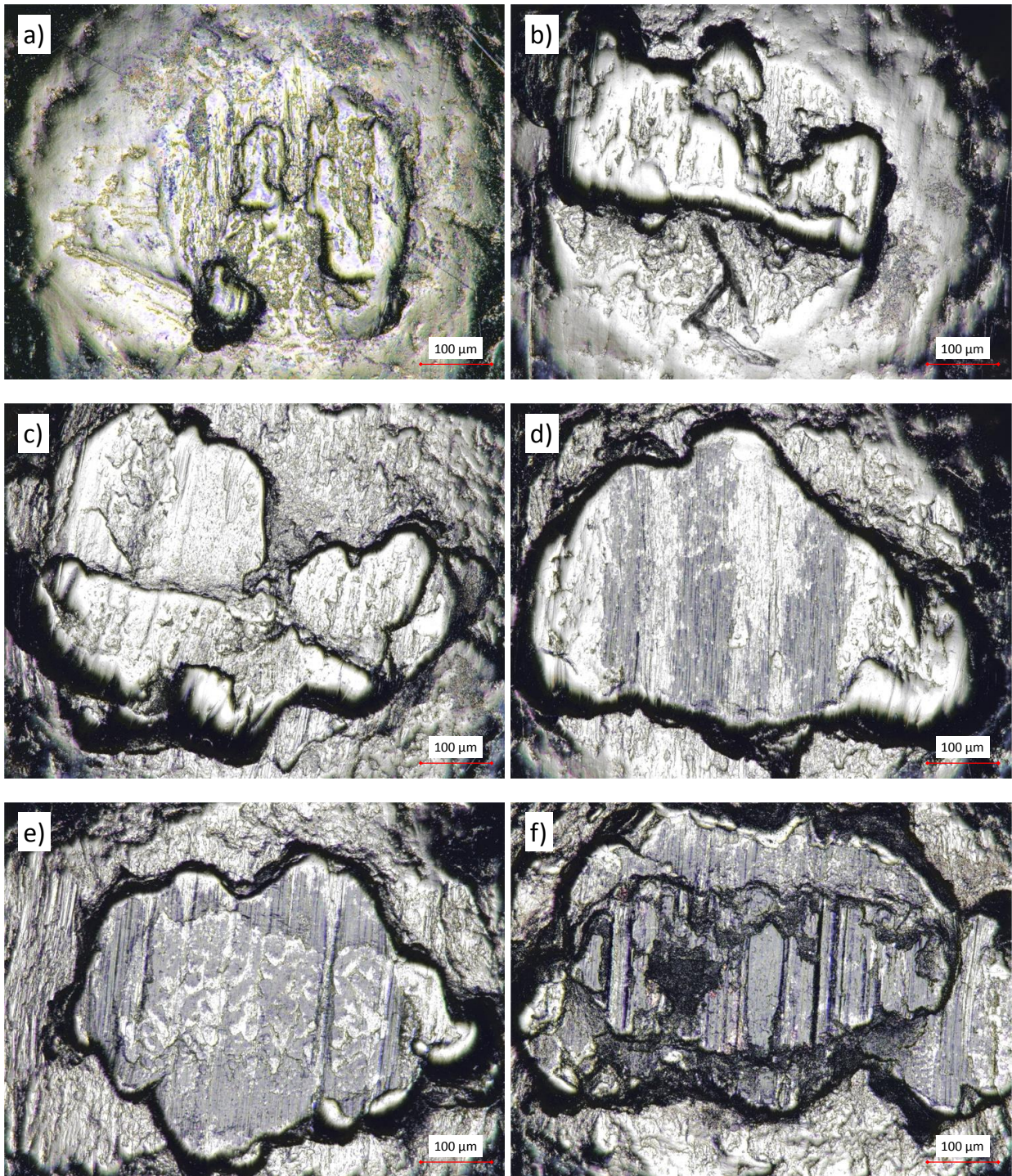


Abbildung 4.6.: Mikroskopische Aufnahmen von hemisphärischen Kontakgeometrien (Radius 1,0 mm) aus Versuchen mit einer 11,1 µm Sn-matt Beschichtung und einer Kontaktkraft von 3 N nach a) 1 Zyklus, b) 5 Zyklen, c) 10 Zyklen, d) 15 Zyklen, e) 30 Zyklen, f) 100 Zyklen.

### 4.2.2. Einfluss der Kontaktgeometrie auf die Verschleißbeständigkeit und die Reibkraft

In weiteren Versuchen wird die Kontaktgeometrie bei einer Kontaktkraft von 3 N variiert (Abb. 4.7).

Für hemisphärische Kontaktgeometrien zeigt sich, dass ein großer Kontaktradius zu einer höheren Anzahl an Zyklen bis zum elektrischen Ausfall (Überschreitung des Grenzkriteriums von 1 mOhm) führt. So werden mit dem 0,5 mm Radius 19 Zyklen, mit dem 1,5 mm Radius 32 Zyklen erreicht. Für die Reibkraft (ausgewertet wurde das Reibkraftmaximum) ist kein signifikanter Unterschied und auch kein eindeutiger Trend zu erkennen.

Zylindrische Kontaktgeometrien zeigen mit 42-44 Zyklen bis zum Erreichen des Grenzkriteriums eine höhere Verschleißbeständigkeit als hemisphärische Kontakte, wobei ein signifikanter Einfluss des Kontaktradius nicht vorhanden ist. Die Reibkraft ist für die zylindrischen Kontaktgeometrien ebenfalls unabhängig vom Kontaktradius und liegt mit 3,5 N im Mittel geringfügig höher als die der hemisphärischen Kontaktgeometrien.

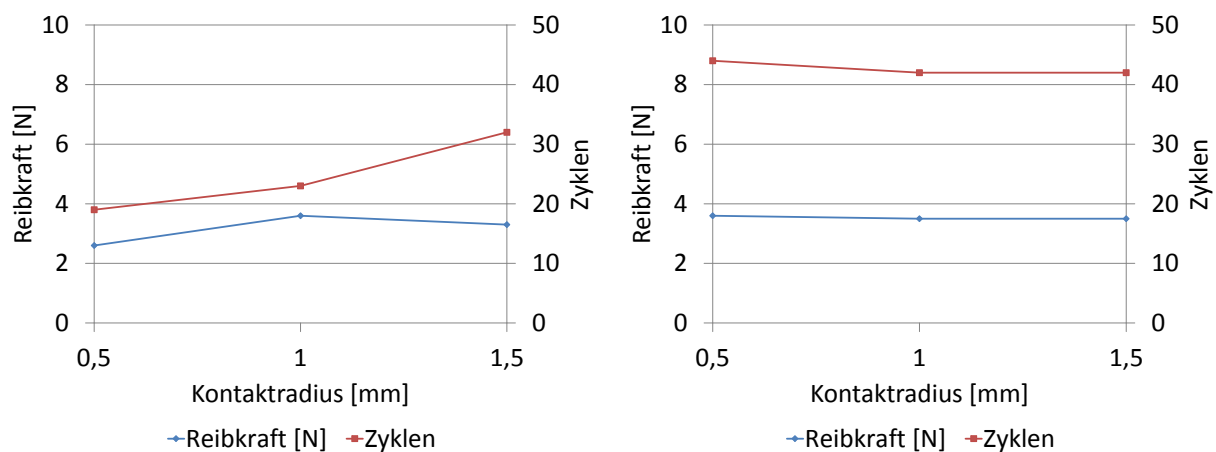


Abbildung 4.7.: Verschleißverhalten einer 5,7 µm Sn-matt Beschichtung mit hemisphärischen (links) und zylindrischen (rechts) Kontaktgeometrien und den Radien 0,5 / 1,0 / 1,5 mm und einer Kontaktkraft von 3 N. [74]

### 4.2.3. Einfluss der Zinnschichtdicke auf die Verschleißbeständigkeit und die Reibkraft

Die Schichtdicke wurde auf ihren Einfluss in Bezug auf die Verschleißbeständigkeit und die Reibkraft untersucht (Abb. 4.8). Zunächst kann allgemein gesagt werden, dass sich eine hohe Schichtdicke positiv auf die Anzahl der Zyklen bis zum elektrischen Ausfall

auswirkt. Außerdem steigt das Reibkraftmaximum mit zunehmender Schichtdicke. Zwischen den untersuchten hemisphärischen und zylindrischen Kontaktgeometrien ist kein wesentlicher Unterschied im Kraftanstieg bei einer Kontaktkraft von 3 N festzustellen.

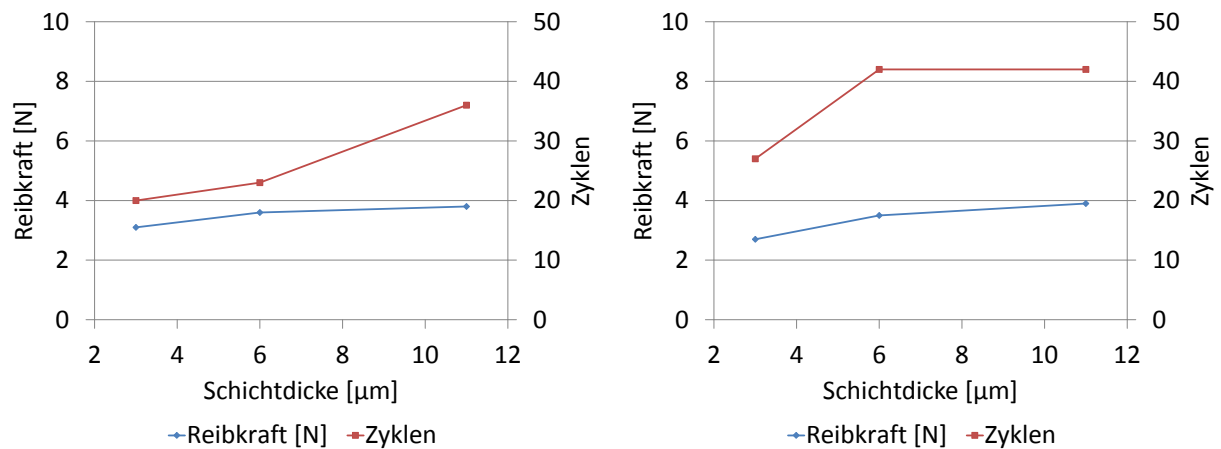


Abbildung 4.8.: Verschleißverhalten einer hemisphärischen (links) und einer zylindrischen (rechts) Kontaktgeometrie jeweils des Radius 1,0 mm bei einer Kontaktkraft von 3 N und 2,8 µm, 5,7 µm, 11,1 µm Sn-matt Beschichtungen.

#### 4.2.4. Diskussion von Kontaktgeometrie und Schichtdicke und deren Einfluss auf das Verschleißvolumen

Die bisherigen Ergebnisse (vgl. Kap. 4.2.2 und 4.2.3) zeigen eine signifikante Abhängigkeit der erreichbaren Zyklenzahl von der verwendeten Kontaktgeometrie und Schichtdicke. Im Folgenden soll die Verschleißbeständigkeit von Beschichtungen in Verbindung mit unterschiedlichen Kontaktgeometrien theoretisch diskutiert werden, indem das zur Verfügung stehende Verschleißvolumen mathematisch beschrieben und als Maß für die Verschleißbeständigkeit untersucht wird.

Die Diskussion des Verschleißprozesses von Zinn (vgl. Kap. 4.2.1) hat bereits ergeben, wie auch durch HAMMAM [2, 3] beschrieben, dass der Verschleiß von Zinn nicht rein mechanischer Natur ist. Bei Zinnschichten ist das Freireiben von oxidiertem Zinn ausschlaggebend für einen geringen Kontaktwiderstand. Dennoch kann eine Betrachtung des Verschleißvolumens sinnvoll sein, da das Vorhandensein von weichem Zinn auch gleichzeitig die Voraussetzungen dafür ist, oxidiertes Zinn durchdringen zu können. Allerdings ist für Zinn nicht von einem einfachen Zusammenhang zwischen Materialvolumen und Verschleißbeständigkeit auszugehen, wie es die Archard-Gleichung (Gl. 2.6) beschreibt

und wie es für Silber- und Goldschichten der Fall ist. Der Verschleiß von Zinnschichten ist kein reiner Materialverschleiß, sondern es findet gleichzeitig auch Reibkorrosion statt (Tab. 2.2), wodurch abrasiv wirkende Verschleißpartikel gebildet werden (vgl. Kap. 2.5.3).

Zunächst wird festgelegt, dass das Erreichen des Substrates oder der Zwischenschicht das Verschleißkriterium sein soll. Abb. 4.9 zeigt einen abstrahierten Rider-Kontakt in einer Viertelkreisdarstellung. Der Kreisbogen mit dem Radius  $r$  beschreibt den Rider-Kontakt im Ausgangszustand. Der Kreisbogen  $r - s$  beschreibt den Rider-Kontakt im verschlissenen Zustand nach planarem Abrieb der Schichtdicke  $s$ . Die innere Kreisfläche beschreibt das Grundmaterial oder eine vorhandene Zwischenschicht. Die senkrechte Tangente markiert das Erreichen des Grundmaterials oder einer Zwischenschicht.

Die weiteren Berechnungen beruhen auf der Kreisgleichung (Gl. 4.1).

$$y = \sqrt{r^2 - x^2} \quad (4.1)$$

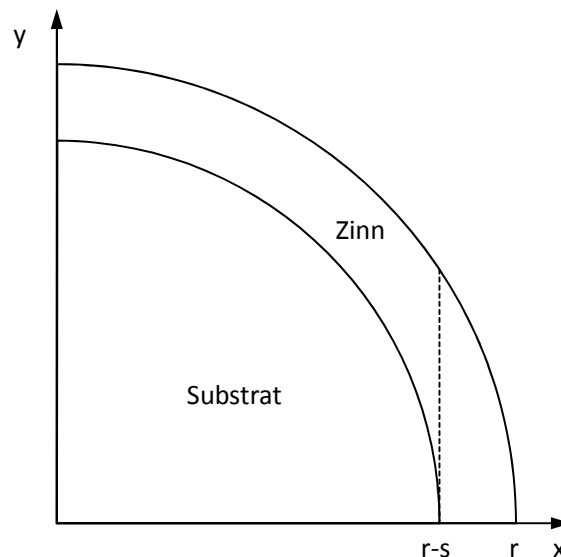


Abbildung 4.9.: Abstrahierte Kontaktgeometrien in einer Viertelkreisdarstellung und Benennung von Substrat und Zinnschicht. [77]

#### 4.2.5. Berechnungen des Verschleißvolumens für hemisphärische Kontakte

Die Abb. 4.10 zeigt die Verschleißvorgänge an einem System mit einer hemisphärischen Kontaktgeometrie. Der hemisphärische Rider-Kontakt formt eine Verschleißfurchung mit der Länge  $l$  und der Tiefe  $s$ , die im verschlissenen Zustand der Dicke der Beschich-

tung entspricht. Der Querschnitt der Furche hat die Gestalt eines Kreissegments, wobei der Grund der Verschleißspur durch den gleichzeitig stattfindenden Verschleiß am Rider-Kontakt als Ebene ausgebildet sein kann. Aus der Länge der Verschleißspur  $l$  und dem Querschnitt der Verschleißspur ergibt sich das verschlissene Materialvolumen  $V_S$ . Die Verschleißspurenden mit dem Materialvolumen  $V_E$  werden durch die Geometrie des Rider-Kontakts ausgeformt.

Für die Berechnung der Verschleißspur des Flat-Kontakts kombiniert mit einem hemisphärischen Rider-Kontakt wurde definiert, dass im verschlissenen Zustand die Beschichtungen beider Kontaktpartner abgetragen sind.

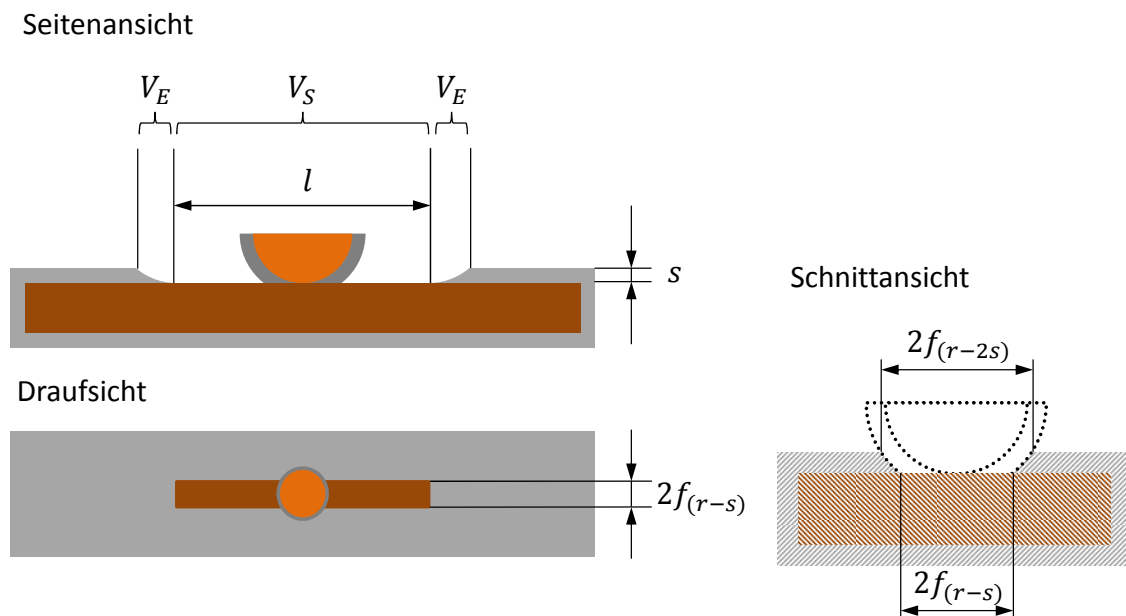


Abbildung 4.10.: Skizze der Verschleißspur am Flat-Kontakt mit einem hemisphärischen Rider-Kontakt. Die Breite der Verschleißspur  $2f(x)$  ist eine Funktion des Halbkreises (Gl. 4.1) und hängt vom Radius des Rider-Kontakts  $r$ , der Schichtdicke  $s$  und dem Verschleißzustand der Kontakte ab. (nach [77])

Um das verfügbare Verschleißvolumen des hemisphärischen Rider-Kontakts zu erhalten, wird zunächst die Funktion für den Halbkreis (Gl. 4.1) im Intervall von  $r-s$  bis  $r$  integriert (Abb. 4.9). Das Materialvolumen ergibt sich durch Rotation der berechneten Fläche um die  $x$ -Achse.

Das Ergebnis für das zur Verfügung stehende Verschleißvolumen einer hemisphärischen Kontaktgeometrie  $V_h$  in Abhängigkeit des Kontaktradius  $r$  und der Schichtdicke  $s$  lautet [77]:

$$V_h = \pi \int_{r-s}^r \left( \sqrt{r^2 - x^2} \right)^2 dx \quad (4.2)$$

Zur Berechnung des Verschleißvolumens des Flat-Kontakts  $V_{Fh}$  wird die Gleichung für den Halbkreis (Gl. 4.1) im Intervall von  $r - 2s$  bis  $r - s$  integriert und anschließend mit der Länge der Verschleißspur  $l$  multipliziert (Gl. 4.3) [77]. Der zweite Term in der Gleichung betrifft die Verschleißspurenden. Im Unterschied zu [77] wird der zweite Term hier mit dem Faktor 2 berücksichtigt, da die Verschleißspur in der verwendeten Versuchsanordnung zwei Spurenden aufweist (Abb. 4.10). Bei relativ langen Reibwegen (z.B.  $> 2$  mm) tragen die Spurenden nur einen vernachlässigbar geringen Anteil zum gesamten Verschleißvolumen bei. Für Frettingversuche mit Reibwegen im Mikrometer-Bereich ist der Anteil für die Verschleißspurenden in jedem Fall zu berücksichtigen.

$$V_{Fh} = 2l \int_{r-2s}^{r-s} \sqrt{r^2 - x^2} dx + \pi \int_{r-2s}^{r-s} \left( \sqrt{r^2 - x^2} \right)^2 dx \quad (4.3)$$

Aus der Berechnung der Verschleißvolumina von Flat- und Rider-Kontakt (Abb. 4.11) geht zunächst hervor, dass der Großteil des verfügbaren Verschleißvolumens vom Flat-Kontakt zur Verfügung gestellt wird. Des Weiteren zeigt sich ein deutlicher Einfluss der Schichtdicke und des Kontaktradius. Die Berechnungen bestätigen von der Tendenz her die Versuchsergebnisse hinsichtlich des Einflusses von Kontaktradius (vgl. Kap. 4.2.2) und Schichtdicke (vgl. Kap. 4.2.3).

So haben die Versuche ergeben (Abb. 4.7), dass ein größerer Kontaktradius zu einer Verbesserung der Verschleißbeständigkeit führt. Die Berechnung zeigt (Abb. 4.11), dass größere Kontaktradien höhere Verschleißvolumen aufweisen.

Außerdem hat sich in den Versuchen eine hohe Schichtdicke als vorteilhaft für die Verschleißbeständigkeit erwiesen (Abb. 4.14). Die Berechnung wiederum bestätigt den Zusammenhang, dass mit zunehmender Schichtdicke auch das verfügbare Verschleißvolumen ansteigt (Abb. 4.11).

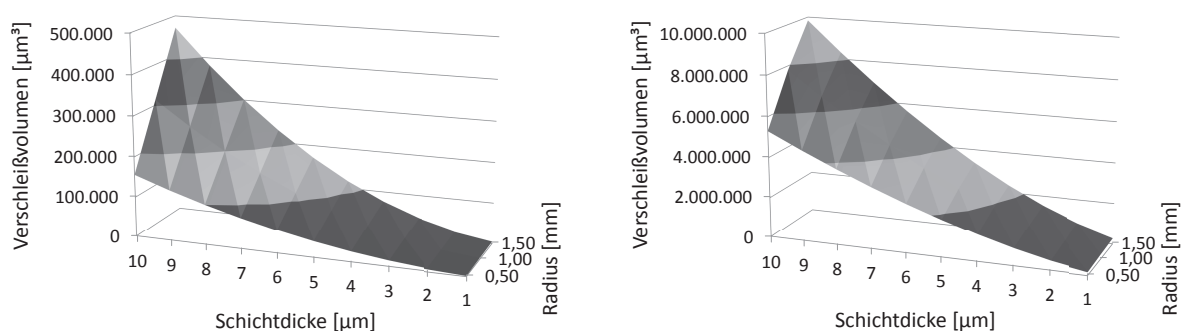


Abbildung 4.11.: Verschleißvolumen eines hemisphärischen Rider-Kontakts mit Gl. 4.2 (links) und des dazugehörigen Flat-Kontakts mit Gl. 4.3 (rechts). Der Verschleißweg beträgt 2 mm. [77]

### 4.2.6. Berechnungen des Verschleißvolumens für zylindrische Kontakte

Analog zu den bereits durchgeführten Berechnungen für die hemisphärischen Kontaktgeometrien (vgl. Kap. 4.2.5) sollen Verschleißvolumina für die zylindrischen Kontaktgeometrien berechnet werden. Die zylindrische Kontaktgeometrie formt eine Verschleißspur der Länge  $l$  mit einem rechteckigen Querschnitt der Breite des Zylinders  $b$  und der Schichtdicke  $s$  (Abb. 4.12). Die Verschleißspurenenden werden durch die zylindrische Kontaktgeometrie geformt. Aus der Länge der Verschleißspur  $l$  und dem Querschnitt der Verschleißspur ergibt sich das verschlissene Materialvolumen  $V_S$ . Die Verschleißspurenenden mit dem Materialvolumen  $V_E$  werden durch die Geometrie des Rider-Kontakts ausgeformt.

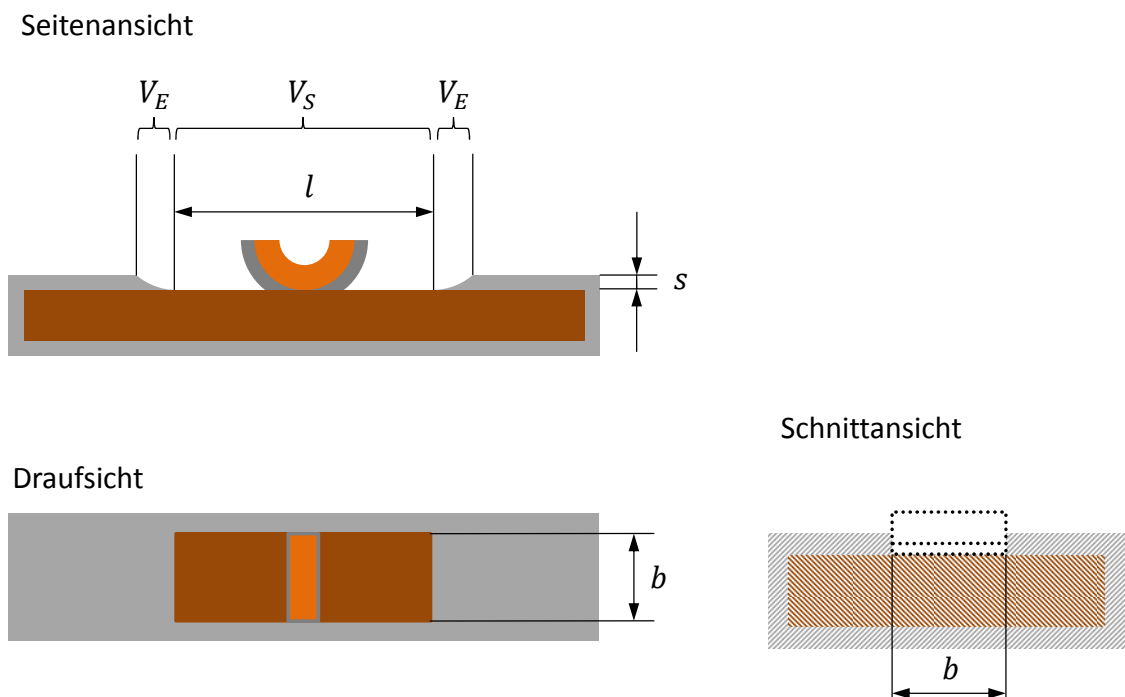


Abbildung 4.12.: Skizze der Verschleißspur am Flat-Kontakt mit einem zylindrischen Rider-Kontakt. (nach [77])

Zur Berechnung des Verschleißvolumens für den zylindrischen Rider-Kontakt  $V_z$  wird die Funktion des Halbkreises (Gl. 4.1) im Intervall von  $r - s$  bis  $r$  (Abb. 4.9) integriert, an der x-Achse gespiegelt und mit der Zylinderbreite  $b$  multipliziert (Gl. 4.4) [77].

$$V_z = 2b \int_{r-s}^r \sqrt{r^2 - x^2} dx \quad (4.4)$$



Das Volumen der Verschleißspur ohne die Verschleißspurenden ist das Produkt aus der Länge der Verschleißspur  $l$ , der Breite des Zylinders  $b$  und der Schichtdicke  $s$ .

Der Vollständigkeit wegen soll auch das Volumen der Verschleißspurenden berechnet werden. Dazu wird die Gleichung für den Halbkreis (Gl. 4.1) im Intervall von  $r - 2s$  bis  $r - s$  integriert, an der  $x$ -Achse gespiegelt und mit der Zylinderbreite  $b$  multipliziert.

Das gesamte Verschleißvolumen des Flat-Kontakts  $V_{Fz}$  ist die Summe aus dem Verschleißspurvolumen  $lbs$  und den beiden Verschleißspurenden (Gl. 4.5) [77]. Auch hier wird im Unterschied zu [77] der zweite Term mit dem Faktor 2 berücksichtigt, da die Verschleißspur zwei Spurenden aufweist.

$$V_{Fz} = lbs + 2b \int_{r-2s}^{r-s} \sqrt{r^2 - x^2} dx \quad (4.5)$$

Auch bei den zylindrischen Kontaktgeometrien (Abb. 4.13) trägt der Flat-Kontakt den Großteil zum Verschleißvolumen bei und die Schichtdicke ist ein wesentlicher Einflussfaktor auf das Verschleißvolumen. Allerdings ist der Einfluss des Kontaktradius auf das Verschleißvolumen des flachen Kontaktpartners vernachlässigbar gering. Der geringfügige Einfluss des Radius ist durch die Berücksichtigung der Verschleißspurenden bedingt.

Insgesamt bestätigen auch hier die Berechnungen die Versuchsergebnisse (vgl. Kap. 4.2.2 und 4.2.3).

Die Versuche haben gezeigt (Abb. 4.7), dass der Kontaktradius bei zylindrischen Kontaktgeometrien keinen wesentlichen Einfluss auf die Verschleißbeständigkeit nimmt. Auch die Berechnungen bestätigen, dass durch den Kontaktradius das verfügbare Verschleißvolumen nicht signifikant gesteigert werden kann (Abb. 4.13).

Eine hohe Schichtdicke wiederum hat in den Versuchen tendenziell zu einer Steigerung der Verschleißbeständigkeit geführt (Abb. 4.14), wie es auch die Berechnungen zeigen (Abb. 4.13).

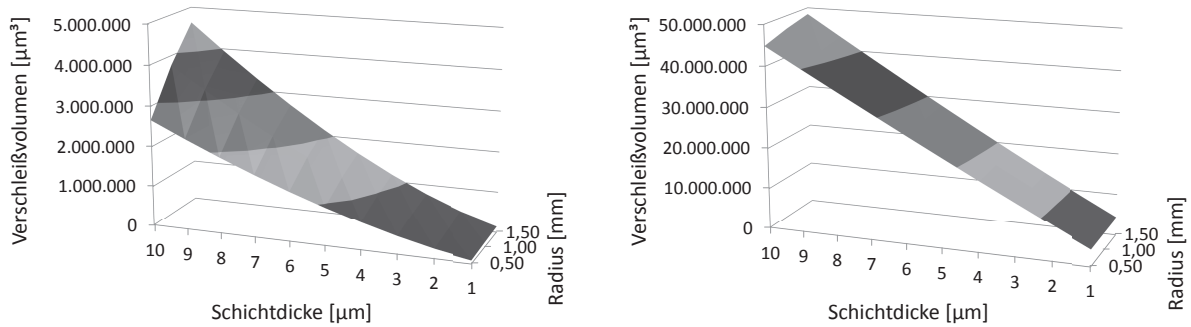


Abbildung 4.13.: Verschleißvolumen eines zylindrischen Rider-Kontakts mit einer Zylinderbreite von 2 mm mit Gl. 4.4 (links) und des dazugehörigen Flat-Kontakts mit Gl. 4.5 (rechts). Der Verschleißweg beträgt 2 mm. [77]

#### 4.2.7. Einfluss der Kontaktkraft auf die Verschleißbeständigkeit und die Reibkraft

Die Kontaktkraft wurde hinsichtlich des Einflusses auf das Reibkraftmaximum und die Anzahl der Zyklen bis zum elektrischen Ausfall untersucht (Abb. 4.14). Es zeigt sich, dass mit zunehmender Kontaktkraft die Reibkraft erwartungsgemäß ansteigt, der Reibwert allerdings abnimmt (Abb. 4.14).

Die von VINARICKY et al. [9] angegebenen Reibwerte für Mattzinnschichten von 0,5 - 1,0 liegen somit tendenziell niedriger als die hier ermittelten Werte. Allerdings wurde schon zu Anfang dieses Kapitels (vgl. Kap. 4.2.1) gezeigt, dass sich der Reibwert während eines Reibversuchs stark verändert. Für die vorgenommene Auswertung wurde das Reibkraftmaximum herangezogen, da dieses den ungünstigsten Fall für einen Steckverbinder darstellt. Bei einer anderen Auswertungsmethode des Reibwerts, beispielsweise durch Bildung eines Mittelwerts über eine bestimmten Anzahl an Reibzyklen, würden die Ergebnisse für die Reibwerte niedriger ausfallen. Ein wichtiges Ergebnis aus den Untersuchungen lautet deswegen auch, dass für die Vergleichbarkeit von Reibwerten für Zinnschichten die gleiche Auswertungsmethode verwendet werden muss.

Für die untersuchten Kontaktkräfte konnte kein eindeutiger Einfluss der Kraft auf die Zyklenzahl bis zum Erreichen des elektrischen Grenzkriteriums von 1 mOhm beobachtet werden (Abb. 4.14). Das Verschleißmodell nach ARCHARD (Gl.2.6) zeigt eine proportionale Abhängigkeit des Verschleißes von der Kontaktkraft. Zumindest bezogen auf das elektrische Ausfallverhalten gilt dieser Zusammenhang für Zinnschichten offensichtlich

nicht. Damit wird die Aussage bestätigt, dass der Verschleiß von Zinn komplex ist und anders als bei edlen Kontaktmaterialien abläuft, bei denen der elektrische Ausfall tatsächlich auf den mechanischen Verschleiß der Beschichtung zurückgeführt werden kann, wie es beispielsweise für Hartgoldschichten auch gezeigt wurde [37]. Neben dem mechanischen Verschleiß, der auch bei Zinnschichten mit steigender Kontaktkraft zunimmt, spielen Oxidationsvorgänge im Kontaktbereich eine wichtige Rolle und scheinen sogar gegenüber dem mechanischen Verschleiß zu dominieren.

Beachtenswert ist, dass mit der höchsten Kontaktkraft von 7 N die meisten Zyklen bis zum Überschreiten des definierten Ausfallkriteriums von 1 mOhm erreicht wurden. Möglicherweise kann durch die relativ hohe Kraft auch eine Oxidschicht durchdrungen werden, die sich auf der harten intermetallischen Phase gebildet hat.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass eine Reduzierung der Kontaktkraft zur Erhöhung der Verschleißbeständigkeit anders als bei edlen Beschichtungen für Zinn zwar nicht zielführend, allerdings zur Reduzierung der Reibkraft durchaus sinnvoll ist.

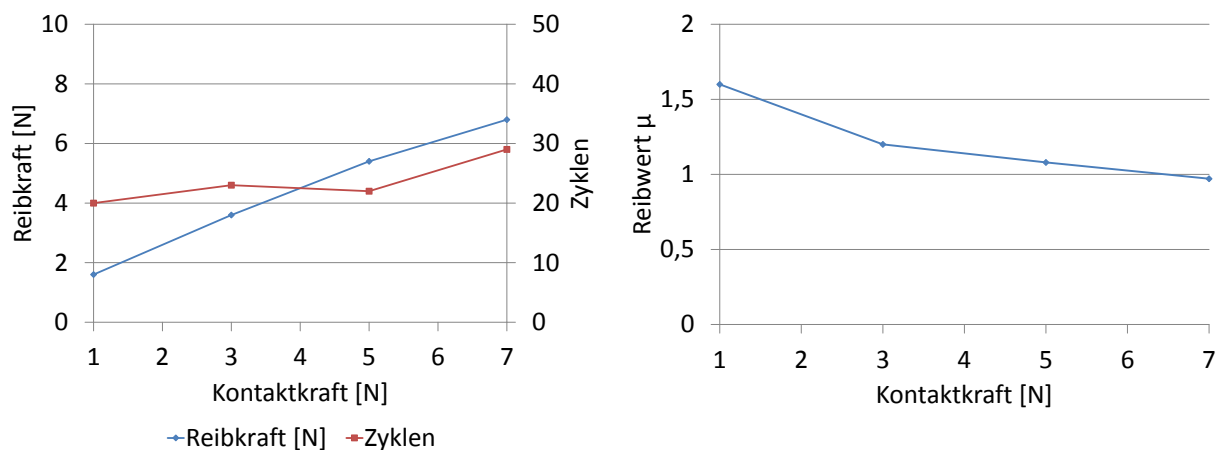


Abbildung 4.14.: Verschleißverhalten einer 5,7 µm Sn-matt Beschichtung mit einer hemisphärischen Kontaktgeometrie des Radius 1,0 mm und den Kontaktkräfte 1, 3, 5, 7 N (links) und Berechnung der dazugehörigen Reibwerte (rechts). [74]

#### 4.2.8. Diskussion des Reibwerts für Zinnschichten

Wie bereits gesagt, kann für Zinnschichten kein allgemeiner Reibwert angegeben werden (vgl. Kap 4.2.1). Der Reibwert für Zinn hängt zum einen von Parametern wie Schichtdicke, Kontaktgeometrie und Kontaktkraft ab, zum anderen verändert sich der Reibwert in Abhängigkeit des Verschleißzustands. Zur weiteren Untersuchung des Reibwerts von

Zinnbeschichtungen soll eine Auswertung folgender Kennwerte erfolgen:

- Das absolute Reibkraftmaximum
- Der Durchschnittswert der Reibkraft aus den ersten 10 Zyklen
- Die Reibkraft während des ersten Zyklus

Die Untersuchung des Reibkraftverhaltens von Zinnschichten erfolgt für unterschiedliche Schichtdicken und Kontaktgeometrien (Abb. 4.15).

Die Reibkraft steigt in der Regel nach dem ersten Reibzyklus an (vergleiche die blaue Linie für die Reibkraft des ersten Reibzyklus mit der roten Linie für das Reibkraftmaximum in Abb. 4.15). Nur bei den dünnen Zinnschichten ist diese Entwicklung je nach Kontaktgeometrie nicht zu beobachten oder weniger stark ausgeprägt (a-b). Dünne Zinnschichten zeigen recht konstante Reibwerte, da das Pflügen der Oberfläche weniger ausgeprägt stattfindet und somit der Verschleißzustand einen nur geringen Einfluss auf den Reibwert hat. Für Zinnschichten mit einer höheren Schichtdicke setzt nach dem Einebnen der Rauheitsspitzen und dem Durchdringen der Oxidschicht das Pflügen der Beschichtung ein, und der Reibwert steigt durch die Furchungsarbeit an.

Die geringsten Reibkräfte werden für eine dünne Zinnschicht mit einer hemisphärischen Kontaktgeometrie erreicht (a), wohingegen bei derselben Schichtdicke eine zylindrische Kontaktgeometrie ab einer Kontaktkraft von 3 N höhere Reibkräfte aufweist (b). Das ist vermutlich damit zu erklären, dass bei hemisphärischen Kontaktgeometrien bereits bei geringen Kontaktkräften die Zinnschicht durchdrungen wird und damit die projizierte Fläche (vgl. Kap. 2.3.2) durch das Erreichen des Substrats oder der Sperrschicht begrenzt wird. Zylindrische Kontaktgeometrien dringen bei gleichen Kontaktkräften weniger tief in die Schicht ein. Das hat zur Folge, dass die projizierte Fläche von zylindrischen Kontaktgeometrien bei höheren Kontaktkräften deutlich größer werden kann als die von hemisphärischen Kontaktgeometrien.

Ein eindeutiger Unterschied in den Reibkräften zwischen der 5,6  $\mu\text{m}$  (c-d) und der 11,1  $\mu\text{m}$  dicken Zinnschicht (e-f) ist nicht zu erkennen. Möglich ist, dass sich bei Kontaktkräften  $> 7 \text{ N}$  die 5,6  $\mu\text{m}$  Zinnschicht als vorteilhaft erweisen könnte. Allerdings wäre eine solche Betrachtung von geringer praktischer Relevanz, da bei Steckverbindern Kontaktkräfte von  $< 5 \text{ N}$  verwendet werden.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass für reibkraftoptimierte Steckverbinderkontakte eine Zinnschichtdicke von etwa 3  $\mu\text{m}$  und eine Kontaktkraft von etwa 3 N empfehlenswert sind.

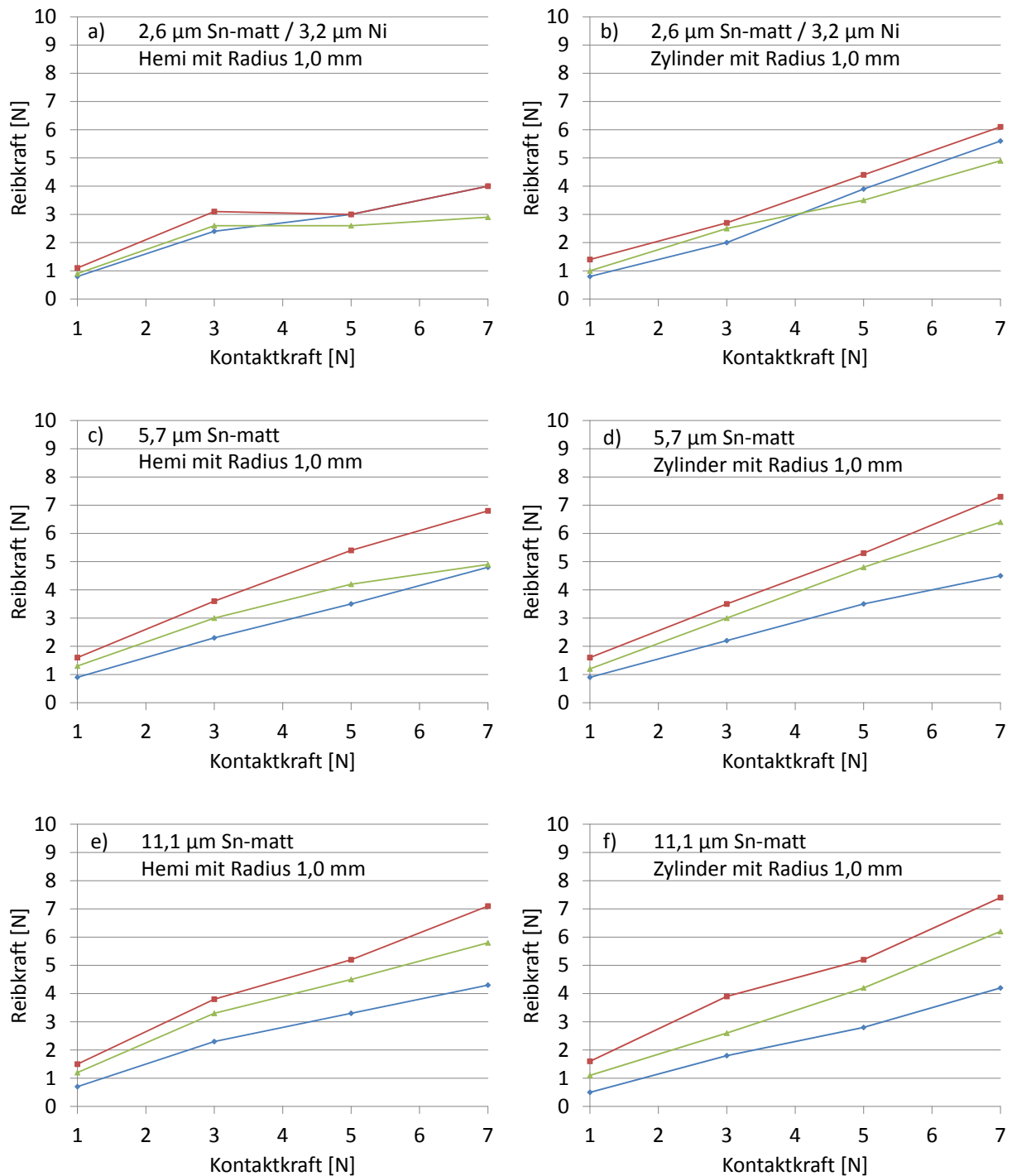


Abbildung 4.15.: Auswertung der Reibkräfte aus den Versuchen nach unterschiedlichen Kriterien. Die rote Linie stellt das Reibkraftmaximum dar, die grüne Linie den Mittelwert aus den ersten 10 Zyklen und die blaue Linie die Reibkraft für den ersten Zyklus. Die Versuche wurden mit hemisphärischen und zylindrischen Kontaktgeometrien des Radius 1,0 mm und mit den Kontaktkräften 1, 3, 5, 7 N durchgeführt. a) 2,6  $\mu\text{m}$  Sn-matt / 3,2  $\mu\text{m}$  Ni und hemisphärischer Kontaktgeometrie, b) 2,6  $\mu\text{m}$  Sn-matt / 3,2  $\mu\text{m}$  Ni und zylindrischer Kontaktgeometrie, c) 5,7  $\mu\text{m}$  Sn-matt und hemisphärischer Kontaktgeometrie, d) 5,7  $\mu\text{m}$  Sn-matt und zylindrischer Kontaktgeometrie, e) 11,1  $\mu\text{m}$  Sn-matt und hemisphärischer Kontaktgeometrie, f) 11,1  $\mu\text{m}$  Sn-matt und zylindrischer Kontaktgeometrie.

### 4.2.9. Widerstandsentwicklung von Zinnbeschichtungen in Abhängigkeit des Verschleißzustands

Der Kontaktwiderstand von zinnbeschichteten Kontakten verändert sich während der ersten Reibzyklen (vgl. Kap. 4.2.1). Die Relativbewegung zwischen den beiden Kontaktpartnern bewirkt ein Durchdringen der Oxidschicht und führt damit zu einer Verringerung des Kontaktwiderstands.

Die Auswertung der durchgeführten Versuche hinsichtlich der Kontaktwiderstandsentwicklung (Abb. 4.16) zeigt, dass der Kontaktwiderstand nach dem ersten Reibzyklus für alle untersuchten Kontaktkräfte abnimmt. Geringe Kontaktkräfte führen zu höheren Anfangswerten und der größten Veränderung des Kontaktwiderstands nach dem ersten Reibzyklus. Hohe Kontaktkräfte wirken sich vorteilhaft auf den Widerstandswert vor und auch nach dem ersten Reibzyklus aus.

Die Widerstandsänderung bei Zinnschichten ist auf zwei Vorgänge zurückzuführen. Zum einen wird durch die Relativbewegung die Oxidschicht durchgerieben, wodurch der Fremdschichtwiderstand minimiert wird. Es ist anzunehmen, dass dieser Vorgang den Haupteffekt darstellt. Zum anderen verschleißt Zinn mechanisch, dadurch nimmt die reale Kontaktfläche zu und der Engewiderstand ab (Gl. 2.2).

Zum Vergleich wird die Widerstandsentwicklung von Hartgoldschichten untersucht (Abb. 4.16). Die Widerstandswerte vor dem ersten Reibzyklus sind gegenüber denen der Zinnschicht vor allem bei geringen Kontaktkräften deutlich niedriger. Nach dem ersten Reibzyklus ist unabhängig von der Kontaktkraft eine geringfügige Reduzierung des Kontaktwiderstands festzustellen, welche wohl hauptsächlich in der Vergrößerung der realen Kontaktfläche durch mechanischen Verschleiß und damit einem abnehmenden Engewiderstand begründet liegt. Das Durchdringen einer etwaig vorhandenen Absorptionsschicht könnte sich in einem allenfalls geringen Maße auswirken.

Bemerkenswerterweise werden mit Zinn gegenüber Hartgold nach dem ersten Reibzyklus sogar geringere Kontaktwiderstände erreicht, was die besondere Eignung von Zinn für Steckverbinderkontakte verdeutlicht.

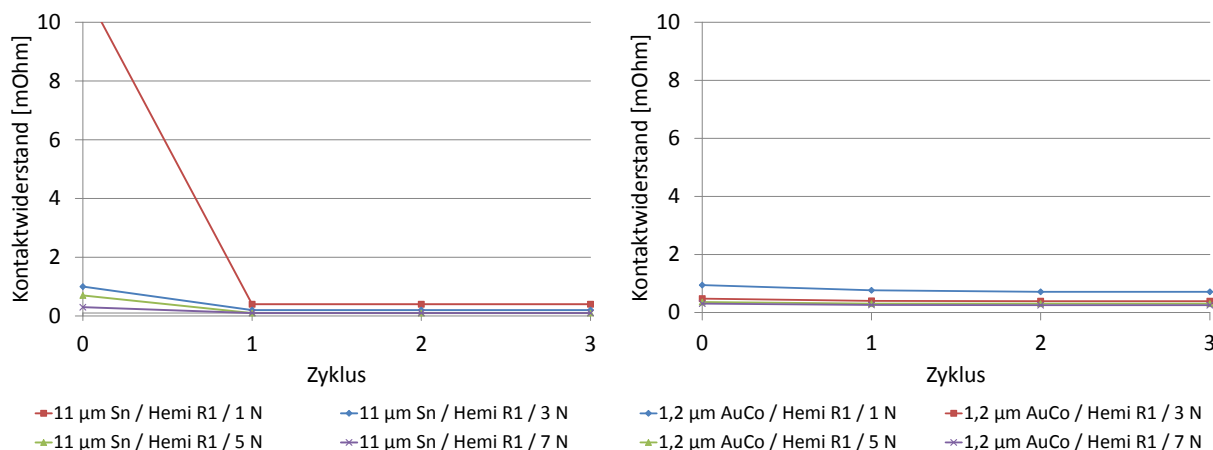


Abbildung 4.16.: Auswertung der durchgeführten Reibversuche nach der Entwicklung des Kontaktwiderstands in Abhängigkeit der Reibzyklenzahl. Die Versuche wurden mit hemisphärischen Kontaktgeometrien des Radius 1,0 mm und den Kontakträften 1, 3, 5, 7 N durchgeführt. Es wurden eine 11,1 µm Sn-matt Beschichtung (links) und eine 1,2 µm AuCo / 2,2 µm Ni Beschichtung (rechts) verwendet.

#### 4.2.10. Einfluss einer Unternickelung auf das tribologische Verhalten von Zinnbeschichtungen

Nickel wird als Sperrschicht eingesetzt, um die Bildung einer intermetallischen Phase zwischen Zinn und Kupfer zu verhindern. Es wurden Reibversuche mit einer 2,6 µm Sn-matt / 3,2 µm Ni Beschichtung und einer 2,8 µm Sn-matt Beschichtung ohne Unternickelung durchgeführt (Abb. 4.17). Die Ergebnisse sollen nun hinsichtlich der Kontaktwiderstände und der Reibkräfte miteinander verglichen werden.

Zunächst zeigt sich, dass das Reibkraftmaximum mit 2,3 N niedriger ausfällt als bei einer gleich dicken Zinnschicht ohne Unternickelung mit 3,1 N. Die Ursache liegt wahrscheinlich in dem härteren Systemverhalten, das ein tieferes Eindringen des Rider-Kontakts in den Flat-Kontakt verhindert und somit den Reibkraftanteil des Pflügens reduziert.

Die Anzahl der Zyklen bis zum elektrischen Ausfall unterscheiden sich geringfügig. Mit Unternickelung werden durchschnittlich 16 Zyklen erreicht, ohne Unternickelung 20. Durch die höhere Härte wird auch die Verformbarkeit des Zinns reduziert [49], wodurch wiederum die sich während des Verschleißes bildende Oxidschicht weniger gut durchdrungen werden kann. Dieser Effekt könnte den geringfügigen Unterschied in der erreichten Zyklenzahl erklären.

In der Entwicklung des Kontaktwiderstands zeigt sich ein Unterschied zwischen den Zinnbeschichtungen mit und ohne Unternickelung (Abb. 4.17). Während bei der 2,6  $\mu\text{m}$  Sn-matt / 3,2  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung der Kontaktwiderstand zwar ansteigt, allerdings auf einem relativ niedrigen Niveau bis maximal 30 mOhm über die gesamte Zyklenzahl bleibt, steigt bei der 2,8  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung ohne Unternickelung der Kontaktwiderstand stark an, nach etwa 40 Zyklen fällt die gesamte Spannung am Kontakt ab.

Um den positiven Einfluss der Unternickelung weiter zu untersuchen, wird ein Kreuzversuch durchgeführt (Abb. 4.18). Im ersten Versuch wird ein nicht unternickelter Rider-Kontakt mit einem unternickelten Flat-Kontakt kombiniert. Im zweiten Versuch ist der Rider-Kontakt unternickelt und der Flat-Kontakt nicht unternickelt. Das Ergebnis zeigt, dass die Unternickelung des Flat-Kontakts zu dem verbesserten elektrischen Verhalten führt. Es ist wahrscheinlich, dass der Kontakt auf der vorerst nicht oxidierten Nickelschicht zuverlässiger funktioniert, als auf einer sich gebildeten intermetallischen Phase zwischen Kupfer und Zinn.

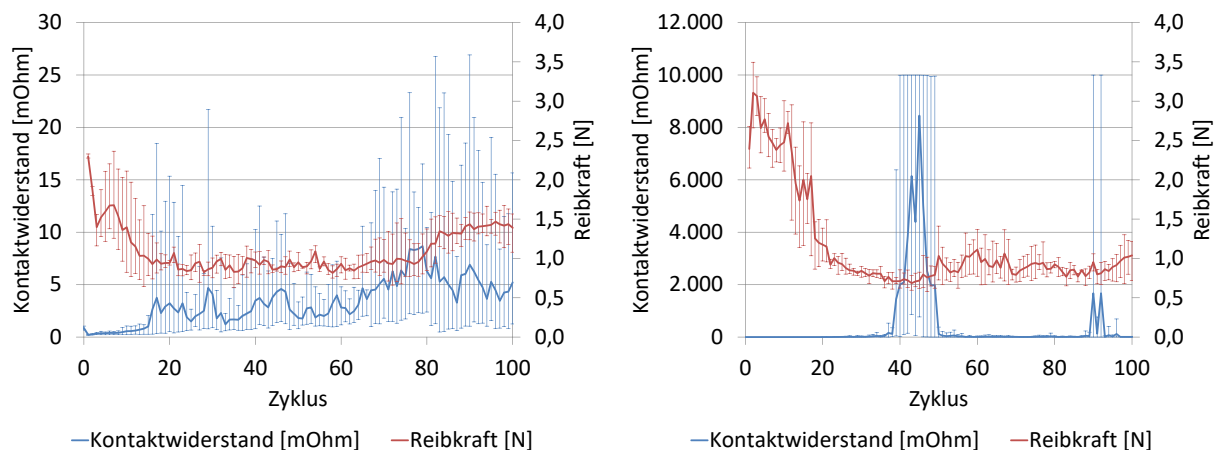


Abbildung 4.17.: Reibversuch mit einer 2,6  $\mu\text{m}$  Sn-matt / 3,2  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung (links) [74] und einer 2,8  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung ohne Unternickelung (rechts) mit jeweils einer hemisphärischen Kontaktgeometrie des Radius 1,0 mm und einer Kontaktkraft von 3 N.



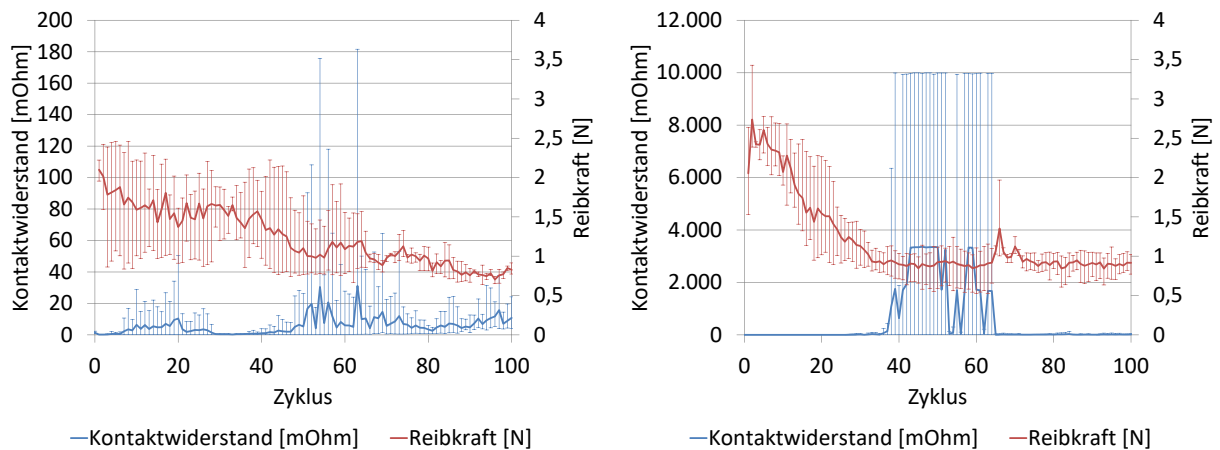


Abbildung 4.18.: Kreuzversuch mit einem nicht unternickelten Rider- und einem unternickelten Flat-Kontakt (links), einem unternickelten Rider- und einem nicht unternickelten Flat-Kontakt (rechts). Die beiden verwendeten Beschichtungen sind  $2,8\ \mu\text{m}$  Sn-matt und  $2,6\ \mu\text{m}$  Sn-matt /  $3,2\ \mu\text{m}$  Ni. Die Kontaktkraft beträgt  $3\ \text{N}$ .

#### 4.2.11. Untersuchung des tribologischen Verhaltens von Glanzzinn

Die Untersuchung einer  $5,6\ \mu\text{m}$  Glanzzinnbeschichtung erfolgt durch einen Vergleich mit einer  $5,7\ \mu\text{m}$  Mattzinnbeschichtung (Abb. 4.19). Der Reibwert, auch hier bezogen auf das Reibkraftmaximum, der Glanzzinnbeschichtung ist mit  $0,8$  geringer als bei Mattzinn mit  $1,2$ . Die Ursache für den geringeren Reibwert nach dem Einlaufen kann in der feineren Kornstruktur oder den organischen Glanzbildnern vermutet werden. Der Kontaktwiderstand nach dem ersten Reibzyklus beträgt bei der Sn-glanz Beschichtung  $0,2\ \text{mOhm}$ , bei der Sn-matt Beschichtung  $0,1\ \text{mOhm}$ . Das Erreichen des elektrischen Grenzkriteriums erfolgt bei Glanzzinn nach  $19$  Zyklen, wohingegen es bei Mattzinn nach  $23$  Zyklen erreicht wird. In Übereinstimmung mit OSTENDORF et al. [63] zeigt sich, dass sich Glanz- und Mattzinn in ihren elektrischen Eigenschaften ähnlich sind.

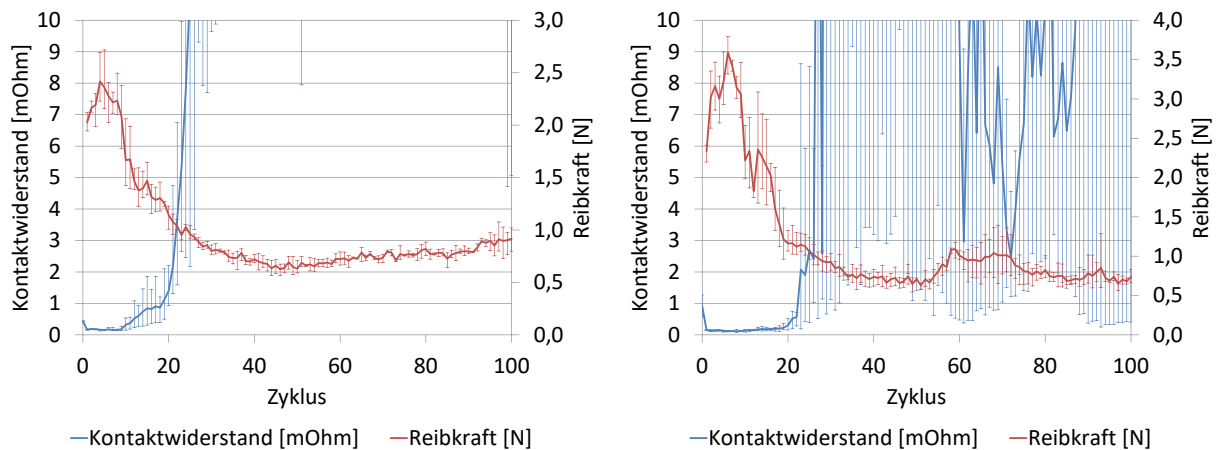


Abbildung 4.19.: Verschleißverhalten einer 5,6 µm Sn-glanz Beschichtung (links) im Vergleich mit einer 5,7 µm Sn-matt Beschichtung (rechts). 3 N Kontaktkraft mit jeweils einer hemisphärischen Kontaktgeometrie des Radius 1,0 mm.

#### 4.2.12. Einfluss von Schmierstoffen auf das tribologische Verhalten von Zinnebeschichtungen

Der Einsatz von Schmierstoffen bei Steckverbindern führt in der Regel zu einer Verbesserung der elektrischen und tribologischen Eigenschaften. Es werden Versuche mit einer für Zinn üblichen Kontaktkraft von 3 N und einer höheren Kraft von 7 N durchgeführt. Die Kontakte werden mit einem niedrigviskosem Schmieröl (Castrol Honilo 980, vgl. Kap. 3.2) benetzt.

Das Reibkraftmaximum der geschmierten 5,7 µm Sn-matt Beschichtung bei einer Kontaktkraft von 3 N liegt bei 1,1 N (Abb. 4.20) und damit etwa 70 % niedriger als bei der gleichen Parameterkombination ohne Schmierung (Abb. 4.14). Bei einer Kontaktkraft von 7 N beträgt die Reibkraftreduzierung durch den Schmierstoff nur noch etwa 20 %. Der Reibwert von 0,36 bei 3 N Kontaktkraft steigt auf 0,8 bei 7 N Kontaktkraft an. Eine Verringerung der Reibkraft kommt also insbesondere bei niedrigen Kontaktkräften zum Tragen. Es ist anzunehmen, dass bei hohen Kontaktkräften der Schmierstoff aus dem Kontaktbereich verdrängt wird, wodurch Furchung und Adhäsion wieder verstärkt wirken. Für die untersuchte Kontaktkraft von 7 N könnte ein Schmieröl mit einer höheren Viskosität oder ein Schmierfett zu einer Verringerung des Reibkräfte führen.

Die Anzahl der Zyklen bis zum Erreichen der 1 mOhm Grenze liegt bei 91 (3 N Kontaktkraft) und über 100 (7 N Kontaktkraft). Im Vergleich zu ungeschmierten Kontakten (23 Zyklen bei 3 N Kontaktkraft und 29 Zyklen bei 7 N Kontaktkraft) wird das Verschleiß-

verhalten massiv positiv beeinflusst. Das Schmieröl dient neben der Verbesserung des tribologischen Verhaltens vor allem auch als Schutz vor Oxidation. Aus den Ergebnissen kann geschlussfolgert werden, dass der Einsatz von niedrigviskosen Schmierölen unabhängig von der Kontaktkraft zu einer deutlichen Verbesserung der Verschleißeigenschaften von zinnbeschichteten Kontakten führt. Eine Verminderung der Reibkraft zeigt sich besonders bei geringeren Kontaktkräften.

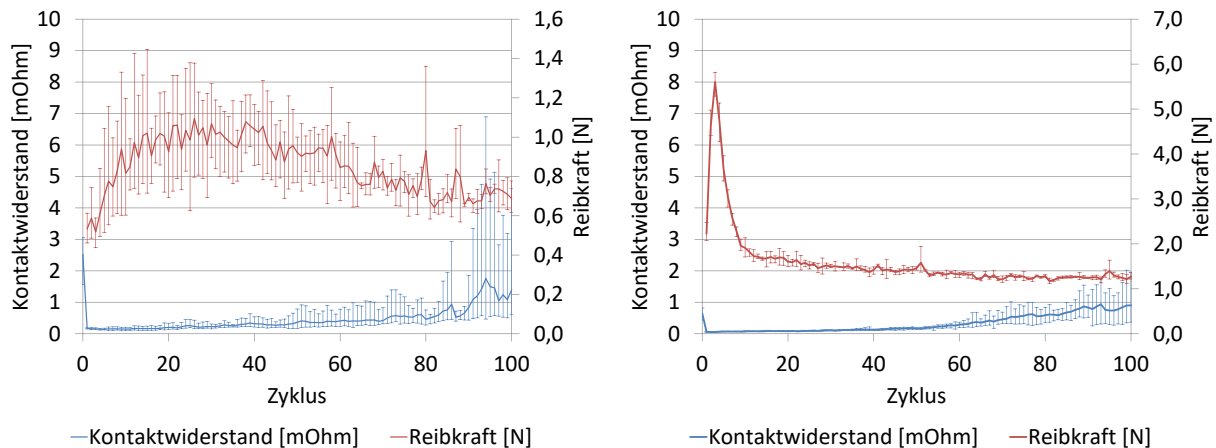


Abbildung 4.20.: Verschleißverhalten von geschmierten Kontakten mit einer  $5,7 \mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung und 3 N Kontaktkraft (links) und einer  $5,7 \mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung und 7 N Kontaktkraft (rechts) mit jeweils einer hemisphärischen Kontaktgeometrie des Radius 1,0 mm.

## 4.3. Statische Kontaktwiderstandsmessungen

### 4.3.1. Kontaktwiderstandsmessungen mit unterschiedlichen Kontaktgeometrien und Beschichtungen

Wenn bei den tribologischen Untersuchungen Kontaktwiderstandsmessungen nach Relativbewegungen durchgeführt wurden, so erfolgen die nachfolgenden Prüfungen im statischen Zustand.

Laut SLADE [1] hat die Kontaktgeometrie keinen Einfluss auf den Kontaktwiderstand, da nach dem klassischen Kontaktmodell die Kontaktfläche ausschließlich von der als konstant angenommenen Härte und der aufgebrauchten Kontaktkraft abhängt. Bereits bei den Messungen zur Eindringhärte (Abb. 4.1 und 4.2) hat sich gezeigt, dass die Annahme einer konstanten Härte für dünne Schichten nicht zutrifft, sodass ein Geometrieinfluss nicht ausgeschlossen werden kann. Im Folgenden soll für unterschiedliche Beschichtun-

gen der Fragestellung nach dem Geometrieinfluss auf den Kontaktwiderstand nachgegangen werden.

Es werden zunächst die Ergebnisse der Messungen an der  $1,2\ \mu\text{m AuCo} / 2,2\ \mu\text{m Ni}$  Beschichtung vorgestellt. Aus den Ergebnissen ist ersichtlich, dass vergoldete Kontakte bereits bei geringen Kontaktkräften niedrige und stabile Kontaktwiderstände aufweisen (Abb. 4.21). Bei der kleinsten eingestellten Kraft von  $0,2\ \text{N}$  liegen für alle Kontaktgeometrien die Werte bei  $< 2\ \text{m}\Omega$ . Im Unterschied zu anderen Beschichtungen ist bei Hartgold keine Mindestkraft erforderlich, um Fremdschichten zu durchdringen. Weiter zeigt sich eine Geometrieabhängigkeit des Kontaktwiderstands. Das Widerstandsniveau der zylindrischen Kontaktgeometrien ist niedriger als das der hemisphärischen Kontaktgeometrien. Große Radien sind für beide Geometrieformen vorteilhaft. Die Ursache für die Unterschiede liegen mutmaßlich in der Ausprägung der wirksamen Kontaktfläche [74].

Die Versuchsergebnisse für ein  $2,6\ \mu\text{m Sn-matt} / 3,2\ \mu\text{m Ni}$  Schichtsystem (Abb. 4.22) zeigen im geringeren Kraftbereich in Übereinstimmung mit [47] eine gewisse Instabilität. Ab einer Kraft von etwa  $1\ \text{N}$  stabilisieren sich die Werte. Es ist anzunehmen, dass im Unterschied zu einer Goldbeschichtung der Oxidschicht eine wichtige Bedeutung bei der Bildung des Kontakts zukommt. Das Schichtsystem aus einer dünnen Zinnschicht und einer Unternickelung führt zu einer stärker ausgeprägten elastischen Verformung, wodurch die Oxidschicht weniger effektiv durchdrungen werden kann und die Kontaktwiderstände im Vergleich zu dickeren Zinnschichten höher sind.

Bei der  $5,7\ \mu\text{m Sn-matt}$  Beschichtung (Abb. 4.23) zeigt sich, dass die Kontaktwiderstände tendenziell etwas niedriger ausfallen als die  $2,6\ \mu\text{m Sn-matt} / 3,2\ \mu\text{m Ni}$  Beschichtung (4.22). Ein Geometrieinfluss ist kaum vorhanden. Ab einer Kraft von etwa  $5\ \text{N}$  liegen alle Kontaktgeometrien annähernd auf dem gleichen Niveau. Ein tiefes Eindringen in die weiche Zinnschicht durch kleine Kontaktradien bedeutet gleichzeitig ein großflächiges Durchdringen der Oxidschicht, wohingegen große Kontaktradien zwar insgesamt größere Kontaktflächen ausbilden, die Oxidschicht aber weniger umfänglich durchdrungen wird. Aufgrund dieser beiden gegensätzlich wirkenden Effekte ist es möglich, dass bei kleinen Radien zwar die scheinbare Kontaktfläche kleiner, aber die reale, fremdschichtfreie Kontaktfläche größer wird (siehe auch Abb. 2.1).

Die Ergebnisse der  $3,7\ \mu\text{m Nickel}$  Beschichtung liegen auf einem deutlich höheren Widerstandsniveau als die anderen Beschichtungen (Abb. 4.24). Die Nickelschicht bildet eine Oxidschicht, die bei den aufgetragenen Kontaktkräften (maximal  $10\ \text{N}$ ) in Zusammenhang mit der hohen Härte der Beschichtung nicht vollständig durchbrochen werden kann. Ein signifikanter Geometrieinfluss ist nicht zu beobachten. Die Werte sind ab etwa  $1\ \text{N}$  stabil, liegen dabei allerdings in einem Bereich von  $30$  bis  $200\ \text{m}\Omega$ . Je nach Anwendungen eines Steckverbinders kann Nickel durchaus als Kontaktbeschichtung geeignet

sein und findet auch Verwendung (z.B. als Kontaktbeschichtung von Eurosteckern und Schuko-Steckern). Die Widerstandswerte liegen zwar auf einem relativ hohen Niveau, sind allerdings stabil. Außerdem ist damit zu rechnen, dass bei einer entsprechenden Kontaktkraft durch die Relativbewegung beim Stecken eines Steckverbinders die Oxidschicht zumindest teilweise durchdrungen wird und damit der Kontaktwiderstand sinkt.

Als Zwischenfazit kann festgehalten werden, dass ein Geometrieinfluss auf die Widerstände insbesondere der hartgoldbeschichteten Kontakte vorhanden ist, aber auch bei dünnen Zinnbeschichtungen beobachtet werden kann. Gleichzeitig wird deutlich, dass bei dicken Zinnschichten, die sich hauptsächlich plastisch verformen, die Kontaktgeometrie an Bedeutung verliert. Aus rein elektrischer Sicht zeigt die 5,7  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung gegenüber dem 2,6  $\mu\text{m}$  Sn-matt / 3,2  $\mu\text{m}$  Ni Schichtsystem das günstigere Verhalten bei Kontaktgabe ohne Relativbewegung.

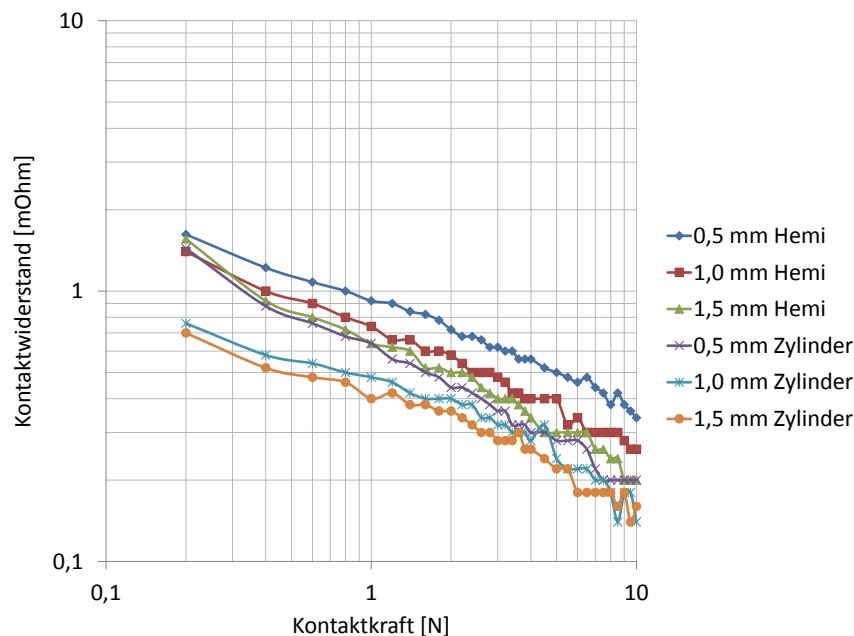


Abbildung 4.21.: Kontaktwiderstandsmessung einer 1,2  $\mu\text{m}$  AuCo / 2,2  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtungen mit hemisphärischen und zylindrischen Kontaktgeometrien mit den Radien 0,5 mm, 1,0 mm, 1,5 mm. Die Standardabweichungen werden im Anhang in Tab. A.1 aufgeführt. (nach [74])

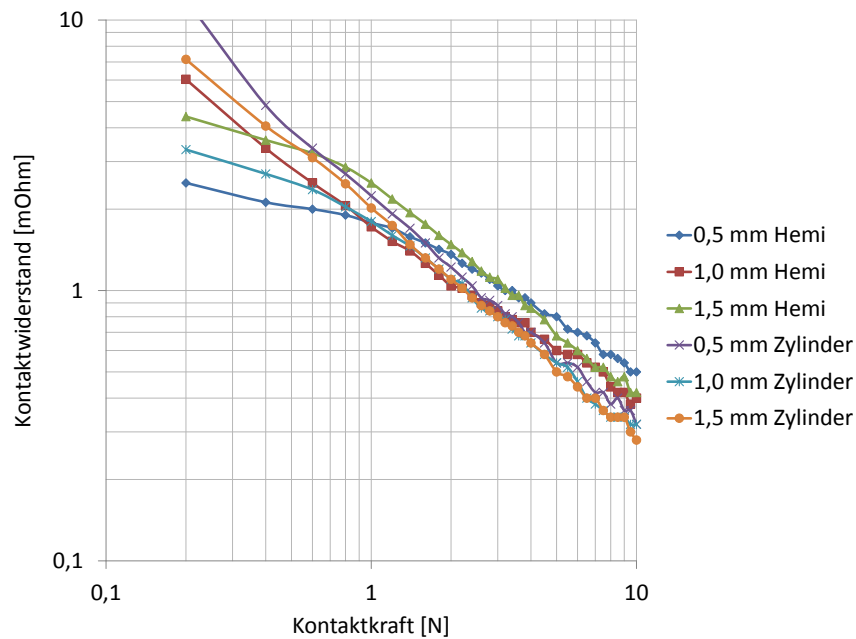


Abbildung 4.22.: Kontaktwiderstandsmessung an einer  $2,6 \mu\text{m}$  Sn-matt /  $3,2 \mu\text{m}$  Ni Beschichtung mit hemisphärischen und zylindrischen Kontaktgeometrien mit den Radien  $0,5 \text{ mm}$ ,  $1,0 \text{ mm}$ ,  $1,5 \text{ mm}$ . Die Standardabweichungen werden im Anhang in Tab. A.2 aufgeführt. (nach [74])

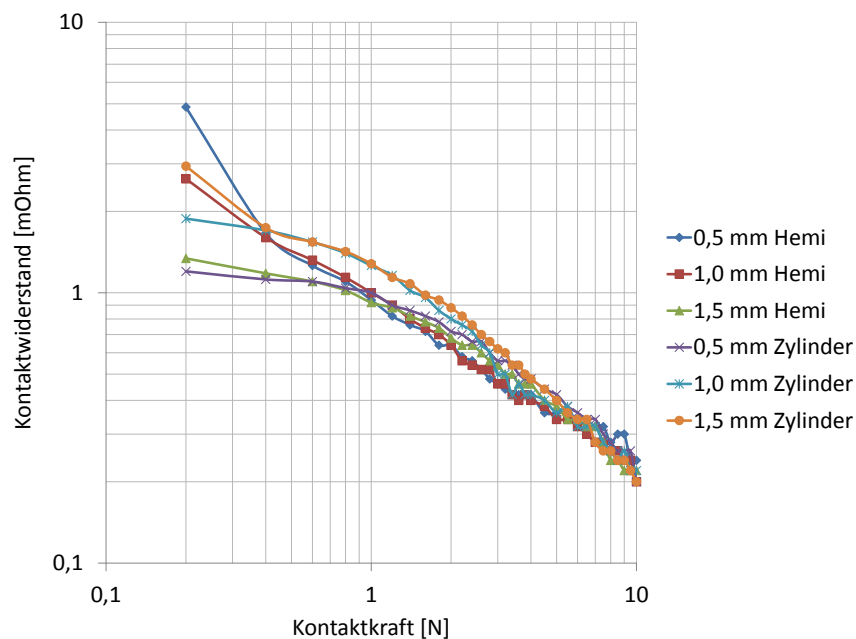


Abbildung 4.23.: Kontaktwiderstandsmessung an einer  $5,7 \mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung mit hemisphärischen und zylindrischen Kontaktgeometrien mit den Radien  $0,5 \text{ mm}$ ,  $1,0 \text{ mm}$ ,  $1,5 \text{ mm}$ . Die Standardabweichungen werden im Anhang in Tab. A.3 aufgeführt. (nach [74])

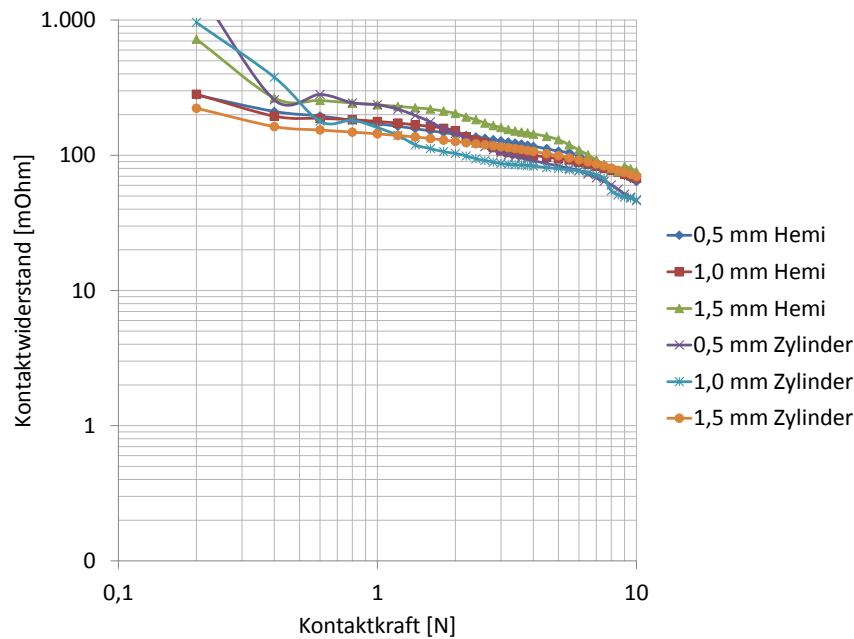


Abbildung 4.24.: Kontaktwiderstandsmessung an einer 3,7 µm Ni Beschichtung mit hemisphärischen und zylindrischen Kontaktgeometrien mit den Radien 0,5 mm, 1,0 mm, 1,5 mm. Die Standardabweichungen werden im Anhang in Tab. A.4 aufgeführt.

### 4.3.2. Analytische Betrachtung der Kontaktflächenbildung an dünnen Schichten

Um den Einfluss der Kontaktgeometrie auf den Kontaktwiderstand nachvollziehen zu können, soll eine theoretische Betrachtung der Kontaktfläche mit besonderer Beachtung der nicht konstanten Härte vorgenommen werden. Bei realen Kontaktsystemen finden Verformungen am Flat- und am Rider-Kontakt statt, zur Vereinfachung wird nur die Bildung der Kontaktfläche am Flat-Kontakt betrachtet.

Die Messungen der Eindringhärte (Abb. 4.1 und 4.2) zeigen je nach Beschichtung einen Anstieg oder Abfall der Härte mit zunehmender Eindringtiefe. Anstatt den realen Härteverlauf zu berücksichtigen, wird zur Vereinfachung der nachfolgenden Berechnungen die Härteentwicklung als eine lineare Funktion der Eindringtiefe definiert.

Somit berechnet sich die Härte  $H$  in Abhängigkeit der Eindringtiefe  $h$  mit der Oberflächenhärte  $H_0$  und dem Härteanstieg oder Härteabfall  $\Delta H$  (Gl. 4.6) [77].

$$H_{(h)} = H_0 \pm \Delta H h \quad (4.6)$$

Zunächst folgt eine Betrachtung der hemisphärischen Kontaktgeometrie. Mit dem Kontaktradius  $r$  und der Eindringtiefe  $h$  wird die Oberfläche des eingedrungenen Kugelsegments  $A_h$  berechnet (Gl. 4.7).

$$A_h = \pi y^2 \approx 2\pi r h \quad (4.7)$$

Mit Gl. 4.7 für die Oberfläche eines Kugelsegments in Abhängigkeit der Eindringtiefe  $h$  und Gl. 4.6 für eine lineare Härteentwicklung ergibt sich für die Eindringtiefe  $h$  nach einigen rechnerischen Operationen Gl. 4.8 (für Herleitung siehe [77]). Die Gleichung wird hier im Unterschied zu [77] in einer allgemeinen Form dargestellt, die für Systemhärten mit zunehmender und abnehmender Charakteristik gültig ist.

$$h = -\frac{H_0}{2\Delta H} \pm \sqrt{\left(\frac{H_0}{2\Delta H}\right)^2 + \frac{F}{2\pi r \Delta H}} \quad (4.8)$$

In gleicher Weise folgt eine Betrachtung von zylindrischen Kontaktgeometrien. Die Oberfläche eines eingedrungenen Zylindersegments  $A_z$  berechnet sich in Abhängigkeit der Zylinderbreite  $b$ , des Kontaktradius  $r$  und der Eindringtiefe  $h$  (Gl. 4.9) [77].

$$A_z = br \cdot \arccos\left(\frac{r-h}{r}\right) \quad (4.9)$$

Mit Gl. 4.9 für die Oberfläche einer zylindrischen Kontaktgeometrie und Gl. 4.6 für eine lineare Härteentwicklung kann nun ein Ausdruck für die Eindringtiefe  $h$  (Gl. 4.10) angegeben werden (für Herleitung siehe [77]). Die Gl. 4.10 muss numerisch gelöst werden, z.B. durch einen iterativen Ansatz mit einem zu definierendem Konvergenzkriterium. Zur Lösung der Gleichung wird das Newton-Verfahren genutzt und ein Konvergenzkriterium definiert, um eine hinreichend geringe Abweichung von weniger als 1 % zu gewährleisten. [77]

$$h = r - r \cos\left(\frac{F}{br(H_0 + \Delta H h)}\right) \quad (4.10)$$

Aus den Ergebnissen der Härtemessungen (Abb. 4.1 und 4.2) und der Schichtdickenmessung werden lineare Funktionen für die Härteentwicklung in Abhängigkeit der Eindringtiefe  $H_{(h)}$  für die 1,2  $\mu\text{m}$  AuCo / 2,2  $\mu\text{m}$  N Beschichtung (Gl. 4.11), die 3,2  $\mu\text{m}$  Sn-matt / 2,6  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung (Gl. 4.12) und die 3,7  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung (Gl. 4.13) ermittelt (Vorgehensweise zur Ermittlung der Härtefunktionen nach [77]). Der Gültigkeitsbereich der Funktionen ist das Maß der jeweiligen Schichtdicke.



$$H_{AuCo(h)} = 2.350 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} + 392.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^3} \cdot h \quad (4.11)$$

$$H_{Sn(h)} = 270 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} + 165.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^3} \cdot h \quad (4.12)$$

$$H_{Ni(h)} = 7.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} - 1.410.000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^3} \cdot h \quad (4.13)$$

Mit den Funktionen für die Härte in Abhängigkeit der Eindringtiefe (Gl. 4.11 - 4.13) und den Gleichungen zur Berechnung der Eindringtiefe für hemisphärische (Gl. 4.8) und zylindrische Kontaktgeometrien (Gl. 4.10) wurden die kontaktkraftabhängigen Kontaktflächen für die unterschiedlichen Schichtsysteme berechnet.

Die Ergebnisse (Abb. 4.25 - 4.27) zeigen, dass die Kontaktfläche für dünne Schichten mit einer nicht konstanten Härte nicht geometrieunabhängig ist.

Für die 1,2  $\mu\text{m}$  / 2,2  $\mu\text{m}$  Beschichtung (Abb. 4.25) liegt eine eindeutige Geometrieabhängigkeit der Kontaktfläche vor. Zylindrische Kontaktgeometrien und große Radien führen zu einem weniger tiefen Eindringen in die Beschichtung, weswegen im weniger harten Bereich der Beschichtung eine größere Kontaktfläche ausgebildet werden kann. Dadurch nimmt der Kontaktwiderstand ab (Abb. 4.21). In der Berechnung ist für zylindrische Kontaktgeometrien nur ein geringer Einfluss des Kontaktradius vorhanden und im Diagramm (Abb. 4.25) mit der eingestellten Achsenskalierung nicht unterscheidbar. Die von LEIDNER ([66], S. 188) mit FEM berechneten Kontaktflächen für Goldbeschichtungen (635  $\mu\text{m}^2$  bei einer hemisphärischen Kontaktgeometrie mit dem Radius 1,5 mm und einer Kraft von 1 N) liegen in der gleichen Größenordnung wie die hier vorgestellten Werte. Außerdem wurde auch eine Abhängigkeit der Kontaktfläche vom Kontaktradius gezeigt und mit größer werdendem Kontaktradius eine Tendenz zu größeren Kontaktflächen und geringeren Kontaktwiderständen festgestellt. Mit der Größe der Kontaktfläche ändert sich auch die Anzahl der Mikrokontaktflächen (a-spots), die durch Parallelschaltung ebenfalls einen Beitrag zur Verringerung des Kontaktwiderstands leisten.

Die berechneten Kontaktflächen der 2,6  $\mu\text{m}$  Sn-matt / 3,2  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung (Abb. 4.26) stehen in guter Übereinstimmung mit den durch FEM Simulation berechneten Werten für Zinnschichten von TRINH [53] mit etwa 6.000  $\mu\text{m}^2$  bei 2 N und etwa 10.000  $\mu\text{m}^2$  bei 4 N bei einer hemisphärischen Kontaktgeometrie des Radius 1,5 mm. Die Kontaktflächen sind bedeutend größer als die der Hartgoldbeschichtung, womit sich erklären lässt, warum die Absolutwerte des Kontaktwiderstands von Zinn trotz der Oxidschicht nur unwesentlich geringer sind als die der Hartgoldbeschichtung. Die Geometrieabhängigkeit zeigt sich in den Versuchsergebnissen 4.22) weniger deutlich als in der Berechnung.

Die  $3,7\ \mu\text{m}$  Ni Beschichtung (Abb. 4.27) zeigt mit zunehmender Eindringtiefe eine abnehmende Härte, da das Substrat deutlich weicher als die Beschichtung ist (Abb. 4.1). Dies führt in der Berechnung dazu, dass die Kontaktfläche bei kleinen Kontaktgeometrien größer ausfällt, da diese tiefer in die Schicht eindringen können (Abb. 4.27). Allerdings ist der Geometrieinfluss nur gering ausgeprägt. Insgesamt sind die Kontaktflächen vergleichsweise klein, wodurch die recht hohen Kontaktwiderstände (Abb. 4.24) zumindest zum Teil erklärt werden können. Zusätzlich fällt aufgrund der hohen Härte auch die Eindringtiefe gering aus, ein wirksames Durchdringen der Oxidschicht findet im Unterschied zum weichen Zinn deswegen nicht statt.

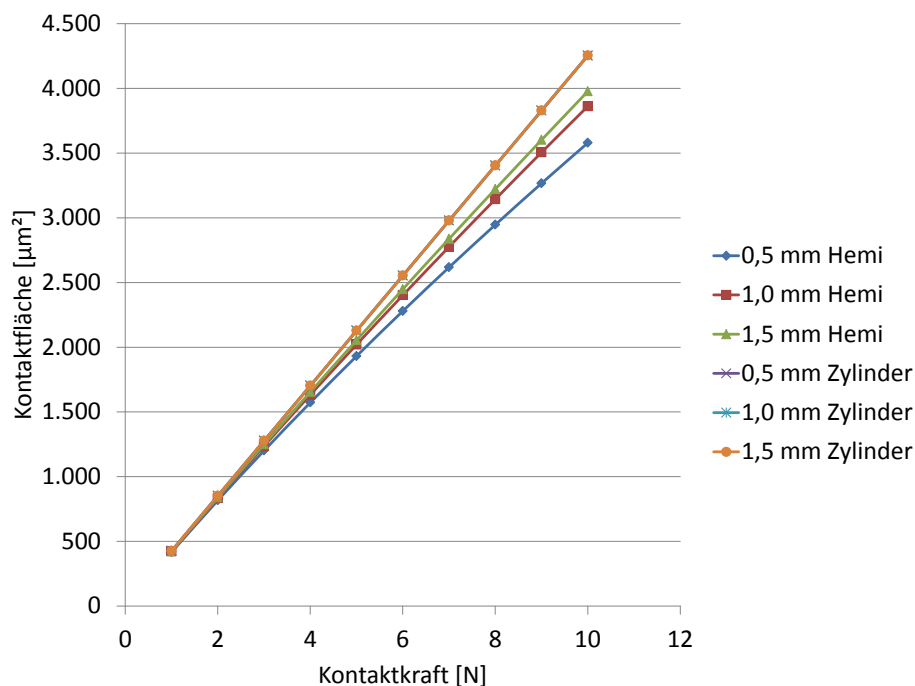


Abbildung 4.25.: Kontaktflächenberechnung für eine  $1,2\ \mu\text{m}$  AuCo /  $2,2\ \mu\text{m}$  Ni Beschichtung unter Berücksichtigung der spezifischen Eindringhärte (Gl. 4.11).

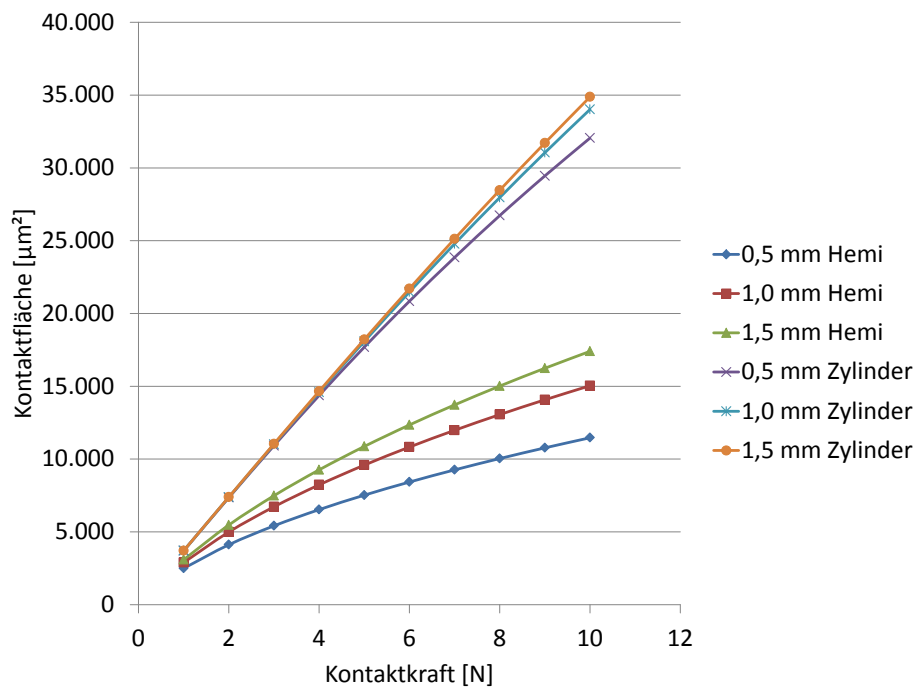


Abbildung 4.26.: Kontaktflächenberechnung für eine 2,6 µm Sn-matt / 3,2 µm Ni Beschichtung unter Berücksichtigung der spezifischen Eindringhärte (Gl. 4.12).

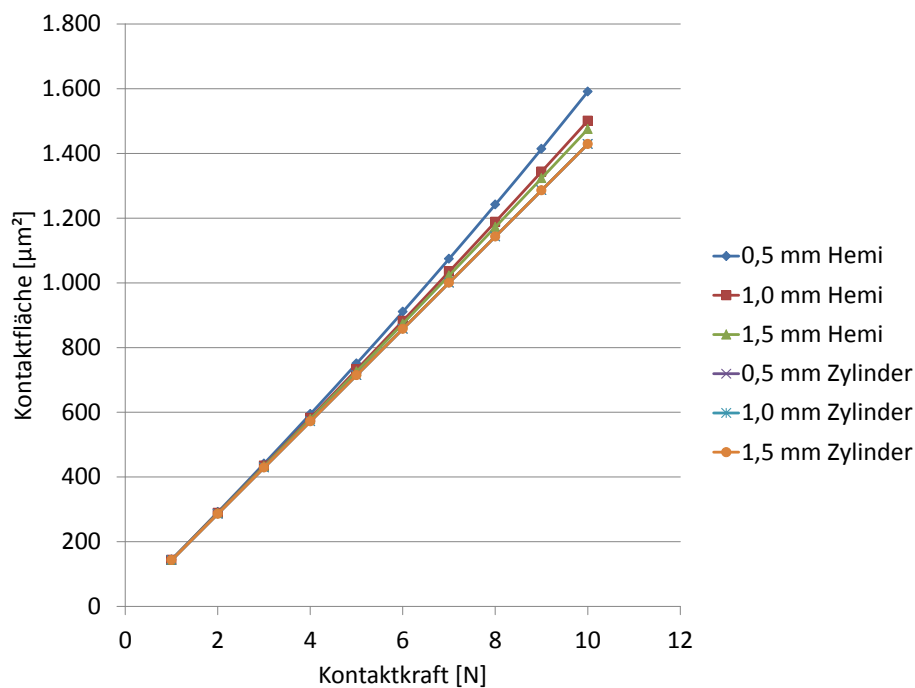


Abbildung 4.27.: Kontaktflächenberechnung für eine 3,7 Ni Beschichtung unter Berücksichtigung der spezifischen Eindringhärte (Gl. 4.13).

### 4.3.3. Kontaktwiderstandsmessungen mit Belastung und Entlastung der Kontaktpartner

Durch Kontaktwiderstandsmessungen mit einem Kontaktkraftverlauf der Be- und Entlastung (Abb. 4.28) soll das Verformungsverhalten der Beschichtung und die Bedeutung für den Kontaktwiderstand untersucht werden. Für die Untersuchung werden Kontakte mit einer 11,1  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung und zum Vergleich Kontakte mit einem 1,2  $\mu\text{m}$  AuCo / 2,2  $\mu\text{m}$  Ni Schichtsystem verwendet.

In einer ersten Versuchsreihe wird schrittweise eine Kontaktkraftverlauf bis 10 N aufgebracht. Anschließend wird die Kontaktkraft schrittweise reduziert. Dabei kann für die Zinnbeschichtung im Vergleich mit der Hartgoldbeschichtung (Abb. 4.28) festgestellt werden, dass insbesondere bei geringen Kräften der Kontaktwiderstand deutlich höher ist, allerdings mit zunehmender Kraft das Niveau von Hartgold erreicht. Bei einer Kontaktkraft von 10 N sind die Kontaktwiderstände annähernd gleich.

Bei der Entlastung zeigt sich, dass der Kontaktwiderstand der Zinnschicht nahezu unverändert bleibt. Selbst bei einer Kontaktkraft von 0,2 N steigt der Kontaktwiderstand nur um 0,1 mOhm an. Dieses Ergebnis zeigt, dass der Engewiderstand allein durch die Größe der realen Kontaktfläche bestimmt wird. Durch das plastische Verhalten des Zinns hat sich ein bleibender Abdruck gebildet, der unabhängig von der Kraft seine Leitfähigkeit behält, solange keine Rückbildung der Oxidschicht erfolgt.

Das Versuchsergebnis für die Hartgoldschicht ist in guter Übereinstimmung mit dem Ergebnis aus [1] (Abb. 2.5). Bei der Entlastung ist der Anstieg des Kontaktwiderstands stärker ausgeprägt als bei der Zinnschicht, da sich die dünne Hartgoldschicht elastischer verhält und sich damit die Kontaktfläche zurückbilden kann. Das Verhalten kann mit dem E-Modul begründet werden, der bei dem Beschichtungswerkstoff AuCo mit 88 GPa annähernd doppelt so hoch ist wie der von Zinn mit 47 GPa [1].

Allerdings wird auch mit der 1,2  $\mu\text{m}$  AuCo / 2,2  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung nicht das Widerstandsniveau vor der Belastung erreicht, was dafür spricht, dass zumindest die Rauheitsspitzen plastisch verformt und eine bleibende Kontaktfläche gebildet haben.

In einem weiteren Versuch wird das Verformungsverhalten der beiden Beschichtungen bei geringeren Kräften untersucht. Dazu wird ein Kraftverlauf mit einer Maximalkraft von 1 N gewählt (Abb. 4.29).

Das Widerstandsniveau der Zinnbeschichtung nach Erreichen der Endkraft von 1 N ist bei diesem Versuch höher als das der Hartgoldschicht, da die Oxidschicht nur unvollständig durchdrungen wird. Allerdings zeigt sich auch hier bei der Entlastung kein Anstieg des Kontaktwiderstands, sodass gefolgert werden kann, dass Zinn sich bereits bei geringen Kontaktkräften von  $\leq 1$  N hauptsächlich plastisch verformt. Das Ergebnis zeigt

außerdem, dass bei Zinnbeschichtungen nicht von einem definierten Durchbrechen der Oxidschicht gesprochen werden, das erst bei einer gewissen Mindestkontaktkraft erfolgt. Selbst bei einer Kontaktkraft von 0,2 N wurden einstellige Milliohmwerte erreicht. Das Durchdringen der Oxidschicht ist ein dynamischer Vorgang, der bereits bei geringen Kräften mit dem lokalen Durchbrechen der Oxidschicht auf den Rauheitsspitzen beginnt. Die Versuchsergebnisse bestätigen die simulativen Ergebnisse von LEIDNER für das Verformungsverhalten von Zinn- und Goldschichten (vgl. Kap. 2.5.5).

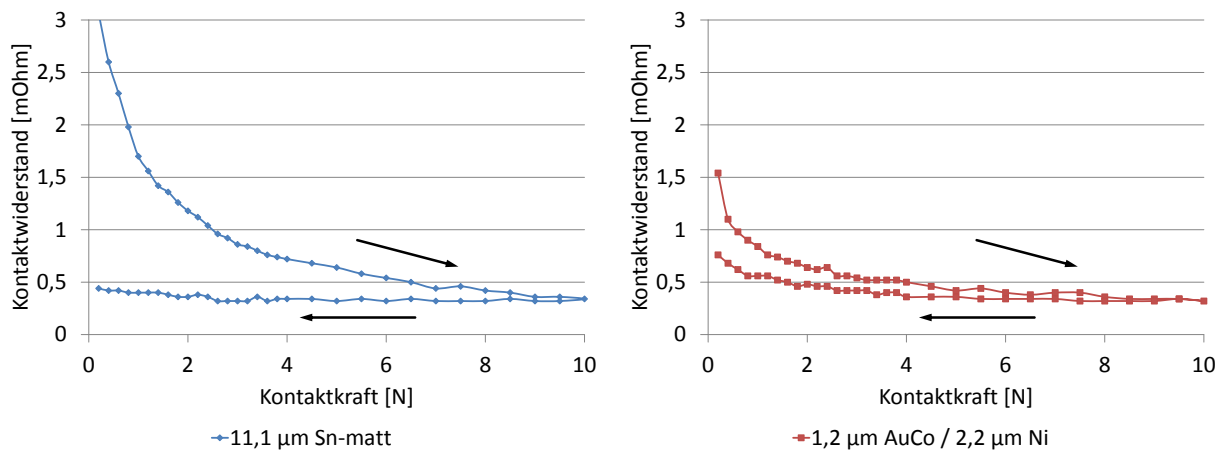


Abbildung 4.28.: Vergleich des Widerstandsverhaltens einer 11,1 µm Sn-matt Beschichtung (links) und einer 1,2 µm AuCo / 2,2 µm Ni Beschichtung (rechts) bei einer Belastung bis 10 N und anschließender Entlastung. Die Pfeile geben die Richtung der Kraftaufbringung an.

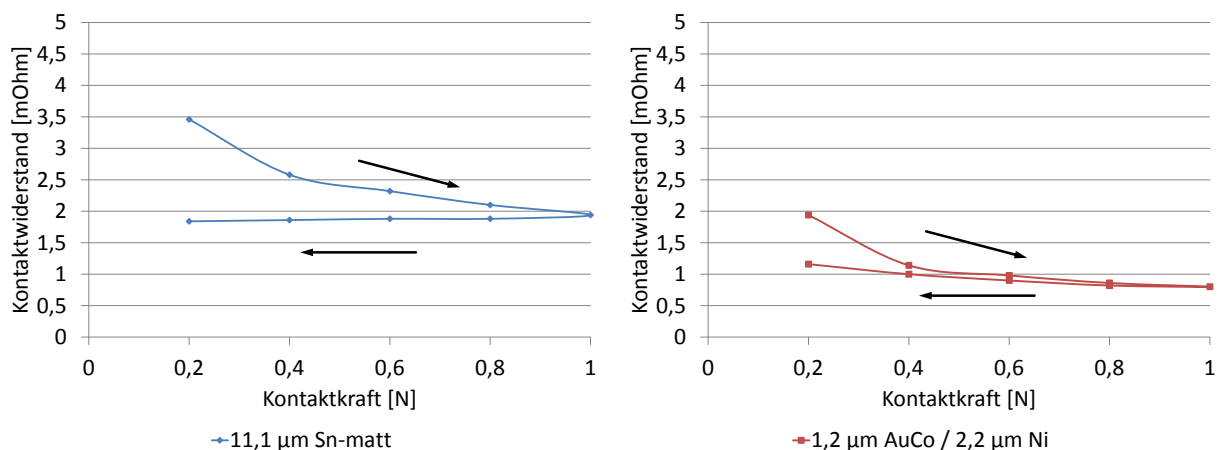


Abbildung 4.29.: Vergleich des Widerstandsverhaltens einer 11,1 µm Sn-matt Beschichtung (links) und einer 1,2 µm AuCo / 2,2 µm Ni Beschichtung (rechts) bei einer Belastung bis 1 N und anschließender Entlastung. Die Pfeile geben die Richtung der Kraftaufbringung an.

#### 4.3.4. Kontaktwiderstandsmessungen bei erhöhten Temperaturen

Es ist bekannt, dass Zinn und auch andere Materialien mit zunehmender Temperatur erweichen (vgl. Kap. 2.2.6). Durch Messungen des Kontaktwiderstands bei erhöhten Temperaturen soll untersucht werden, wie sich eine abnehmende Härte der Beschichtung auf den Kontaktwiderstand auswirkt.

Das Ergebnis für eine 1,2 µm AuCo / 2,2 µm Ni Beschichtung (Abb. 4.30) zeigt einen mit zunehmender Temperatur weitgehend gleichförmig abnehmenden Kontaktwiderstand. Die Durchschnittswerte aus fünf Messungen betragen für den Anfangswert  $0,31 \pm 0,03$  mOhm (bei 23-25 °C) und für den Endwert  $0,22 \pm 0,02$  mOhm (bei 100-110 °C). Die Kontaktwiderstandswerte bei Maximaltemperatur betragen im Durchschnitt 71 % der Werte bei Raumtemperatur.

Für die 11,1 µm Sn-matt Beschichtung (Abb. 4.31) nimmt der Kontaktwiderstand selbst bei niedriger Temperatur (< 40 °C) in Abhängigkeit der Zeit stark ab. Dieses Verhalten ist mit dem Fließen des Zinns und der vorhandenen Zinnoxidschicht zu begründen. Weil die Oxidschicht nicht durch eine Relativbewegung durchdrungen wurde, stellt diese einen Fremdschichtwiderstand im Kontaktbereich dar. Das Fließen des Zinns führt nun zu einem zeitabhängigen Durchdringen der Oxidschicht. Mit zunehmender Temperatur nimmt der Kontaktwiderstand weiter ab, da zum einen die Kontaktfläche zunimmt, zum anderen wird die Oxidschicht weiter durchdrungen. Die Durchschnittswerte aus fünf Messungen betragen für den Anfangswert  $1,56 \pm 0,78$  mOhm (bei 23-26 °C) und für den Endwert  $0,21 \pm 0,07$  mOhm (bei 104-120 °C). Die Kontaktwiderstandswerte bei Maximaltemperatur betragen im Durchschnitt 13 % der Werte bei Raumtemperatur.

Ein weiterer Versuch wurde mit der 11,1 µm Sn-matt Beschichtung durchgeführt, wobei die Kontakte durch eine einmalige Reibbewegung vor dem Beginn der Messung eine Verschleißbeanspruchung erfahren haben, um den Steckvorgang eines Steckverbinders zu simulieren und die Oxidschicht zu entfernen (Abb. 4.32). Das Verhalten gleicht sich dem der Goldbeschichtung an. Die Durchschnittswerte aus fünf Messungen betragen für den Anfangswert  $0,23 \pm 0,04$  mOhm (bei 23-24 °C) und für den Endwert  $0,14 \pm 0,01$  mOhm (bei 97-111 °C). Die Kontaktwiderstandswerte bei Maximaltemperatur betragen im Durchschnitt 61 % der Werte bei Raumtemperatur.

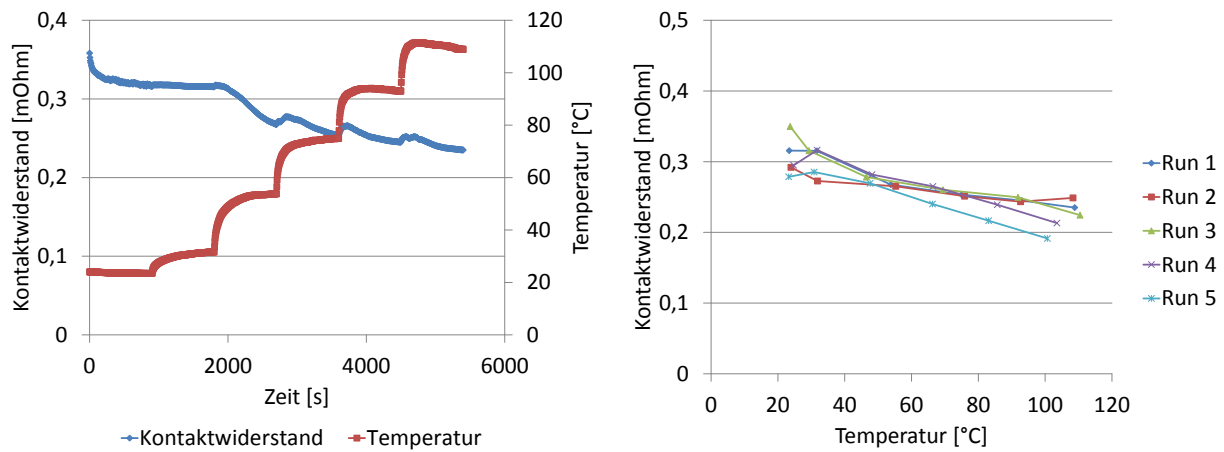


Abbildung 4.30.: Versuchsergebnis (Run 1) des temperatur- und zeitabhängigen Kontaktwiderstandsverhaltens einer 1,2 µm AuCo / 2,2 µm Ni Beschichtung (links) und Auswertung von fünf Versuchen (rechts). Der Kontaktwiderstand und die Temperatur wurden für jeden Stromschritt nach einer Haltezeit von 900 s ausgewertet (Tab. 3.6).

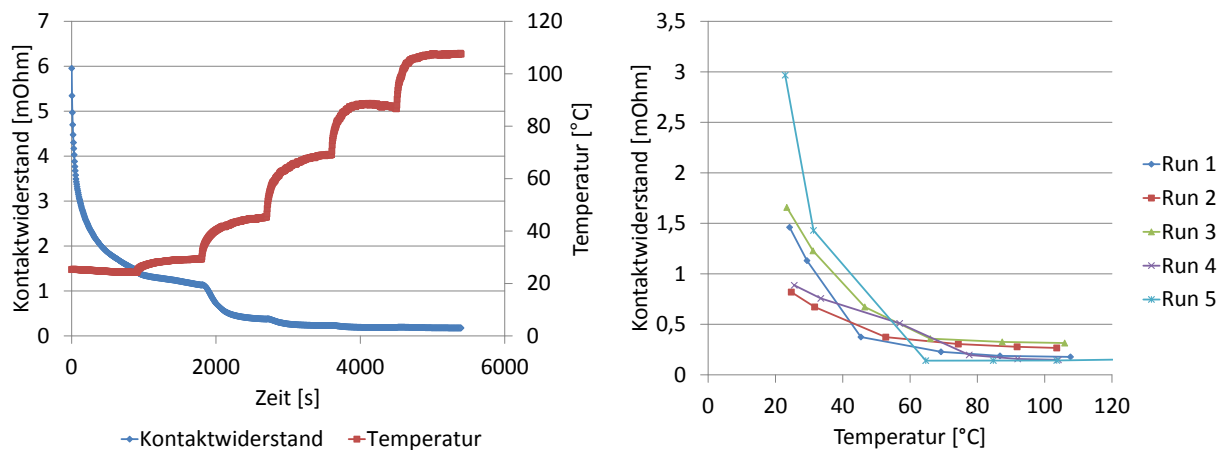


Abbildung 4.31.: Versuchsergebnis (Run 1) des temperatur- und zeitabhängigen Kontaktwiderstandsverhaltens einer 11,1 µm Sn-matt Beschichtung (links) und Auswertung von fünf Versuchen (rechts). Der Kontaktwiderstand und die Temperatur wurden für jeden Stromschritt nach einer Haltezeit von 900 s ausgewertet (Tab. 3.6).

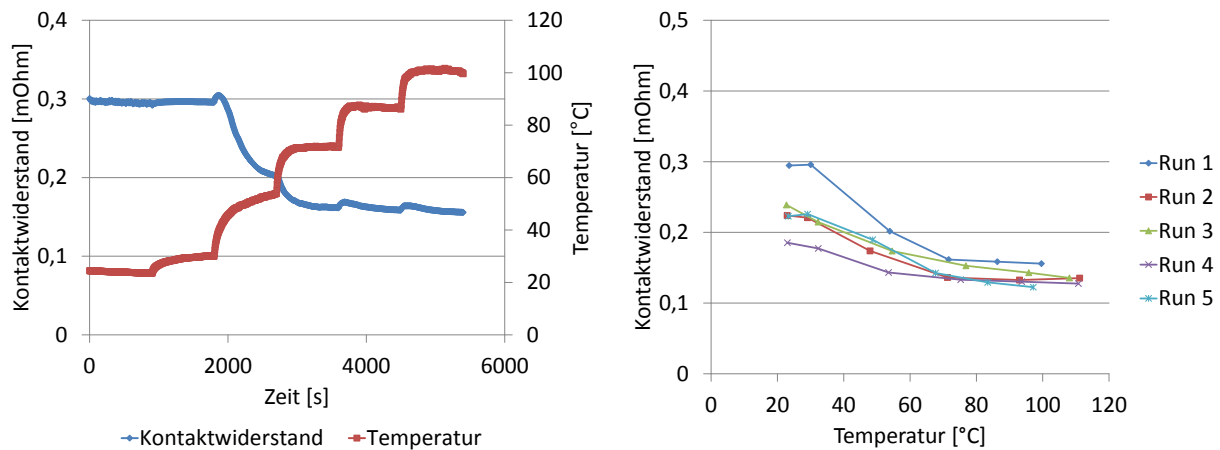


Abbildung 4.32.: Versuchsergebnis (Run 1) des temperatur- und zeitabhängigen Kontaktwiderstandsverhaltens einer 11,1  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung nach einer Verschleißbeanspruchung (links) und Auswertung von fünf Versuchen (rechts). Der Kontaktwiderstand und die Temperatur wurden für jeden Stromschritt nach einer Haltezeit von 900 s ausgewertet (Tab. 3.6).

Im Folgende soll das temperaturabhängige Kontaktwiderstandsverhalten für oxidschichtfreie Kontaktflächen anhand von Berechnungen nachvollzogen werden.

Die Kontaktfläche  $A$  wird mit der Härte  $H$  und der Kontaktkraft  $F$  berechnet (Gl. 4.14).

$$H = \frac{F}{A} \quad (4.14)$$

Weil der Radius der Kontaktgeometrie viel größer als die Dicke der Beschichtung ist, kann die reale Kontaktfläche zu einer Kreisfläche vereinfacht werden (Gl. 4.15).

$$A = a^2 \pi \quad (4.15)$$

Mit Gl. 4.14 und Gl. 4.15 ergibt sich eine Abhängigkeit des Kontaktradius  $a$  von der Kontaktkraft  $F$  und der Härte  $H$  (Gl. 4.16).

$$a = \sqrt{\frac{F}{H\pi}} \quad (4.16)$$

Wenn nun Gl. 4.16 in die Gleichung zur Berechnung des Engewiderstands nach HOLM (Gl. 2.2) eingesetzt wird, so wird ein Ausdruck für den Engewiderstand  $R_E$  in Abhängigkeit des spezifischen elektrischen Widerstands der kontaktierenden Materialien  $\rho$ , der Kontaktkraft  $F$  und der Härte  $H$  erhalten (Gl. 4.17).



$$R_E = \frac{\rho}{2\sqrt{\frac{F}{H\pi}}} \quad (4.17)$$

Mit Gl. 4.17 und den vorliegenden temperaturabhängigen Härtewerten für Zinn (Abb. 2.6) und für Gold (Abb. 2.7) soll nun abgeschätzt werden, wie stark sich eine Härteänderung auf den Engewiderstand auswirkt. Bei der Interpretation ist zu berücksichtigen, dass die Härtewerte an einer Reingoldschicht und nicht an einer Hartgoldschicht gemessen wurden. Außerdem ist es möglich, dass sich bei dünnen Schichten das Substrat auf die temperaturabhängige Härteentwicklung auswirkt.

Die mit Gl. 4.17) durchgeführten Berechnungen (Tab. 4.3) stehen in guter Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. So wurde für die goldbeschichteten Kontakte experimentell eine Änderung des Kontaktwiderstands von 15-36 % (berechnet: 20 %) gemessen. Für die zinnbeschichteten Kontakte, welche eine einmalige Reibbewegung zur Entfernung der Oxidschicht erfahren haben, wurde eine Änderung von 31-47 % (berechnet: 30 %) gemessen.

Tabelle 4.3.: Berechnung von Engewiderstandsänderungen in Abhängigkeit der temperaturabhängigen Härteabnahme für Zinn und Gold (Abb. 2.6 und 2.7).

Beschichtung	Härte	Engewiderstand
Gold	$H_{(100\text{ }^\circ\text{C})} \approx \frac{2}{3}H_{(20\text{ }^\circ\text{C})}$	$R_{E(100\text{ }^\circ\text{C})} \approx \frac{\sqrt{6}}{3}R_{E(20\text{ }^\circ\text{C})} \approx 0,8R_{E(20\text{ }^\circ\text{C})}$
Zinn	$H_{(110\text{ }^\circ\text{C})} \approx \frac{1}{2}H_{(20\text{ }^\circ\text{C})}$	$R_{E(110\text{ }^\circ\text{C})} \approx \frac{\sqrt{2}}{2}R_{E(20\text{ }^\circ\text{C})} \approx 0,7R_{E(20\text{ }^\circ\text{C})}$

## 4.4. Untersuchung des elektrischen Verhaltens von Leiteranschlüssen

### 4.4.1. Fremdschichten auf Kupferleitern

Bei mikroskopischer Untersuchung von handelsüblichen Kupferleitern zeigen sich auf der Oberfläche transparente Kontaminationsschichten, die mit bloßem Auge nicht zu erkennen sind. Durch den Einsatz von IR-Spektroskopie wurden je nach Leitertyp Substanzen wie Phthalatester, Amidwaxse und Weichmacher nachgewiesen, die aus dem Verarbeitungsprozess (Ziehöl, Trennmittel) oder aus dem Isoliermantel stammen. Die Kontaktqualität von Kupferleitern unterscheidet sich bei gleichem Leitertyp je nach Lieferant und von Charge zu Charge. [78]

DYCK et al. [78] haben mit einer speziell entwickelten Prüfvorrichtung Kontaktqualitäten von Kupferleitern bestimmt und den Einfluss auf das elektrische und thermische Verhalten von marktüblichen Reihenklemmen untersucht. Dabei zeigte sich, dass der Kontaktwiderstand für einen Leiter mit einer geringen Kontaktqualität um einen Faktor von 3-4 über dem eines Leiters mit einer hohen Kontaktqualität liegen kann. Bei der Stromerwärmung wurde ein Einfluss des Leiters von bis zu 70 % festgestellt.

Für die nachfolgenden Untersuchungen werden diese Erkenntnisse berücksichtigt. Für jede Versuchsreihe wird die gleiche Leitercharge verwendet, um die Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Außerdem werden Versuche mit Leitern der gleichen Charge durchgeführt, die einer Reinigung mit Ethanol unterzogen wurden.

Abb. 4.33 zeigt beispielhaft den möglichen Einfluss unterschiedlicher Leiterchargen auf den Kontaktwiderstand. Nach der Reinigung mit Ethanol ( $\geq 99,8\%$ ) sind die Kontaktwiderstände der unterschiedlichen Leiterchargen annähernd gleich, sodass auch für den verwendeten Prüfaufbau gesagt werden kann, dass in Ethanol lösliche Substanzen einen wichtigen Einfluss auf das Messergebnis darstellen.

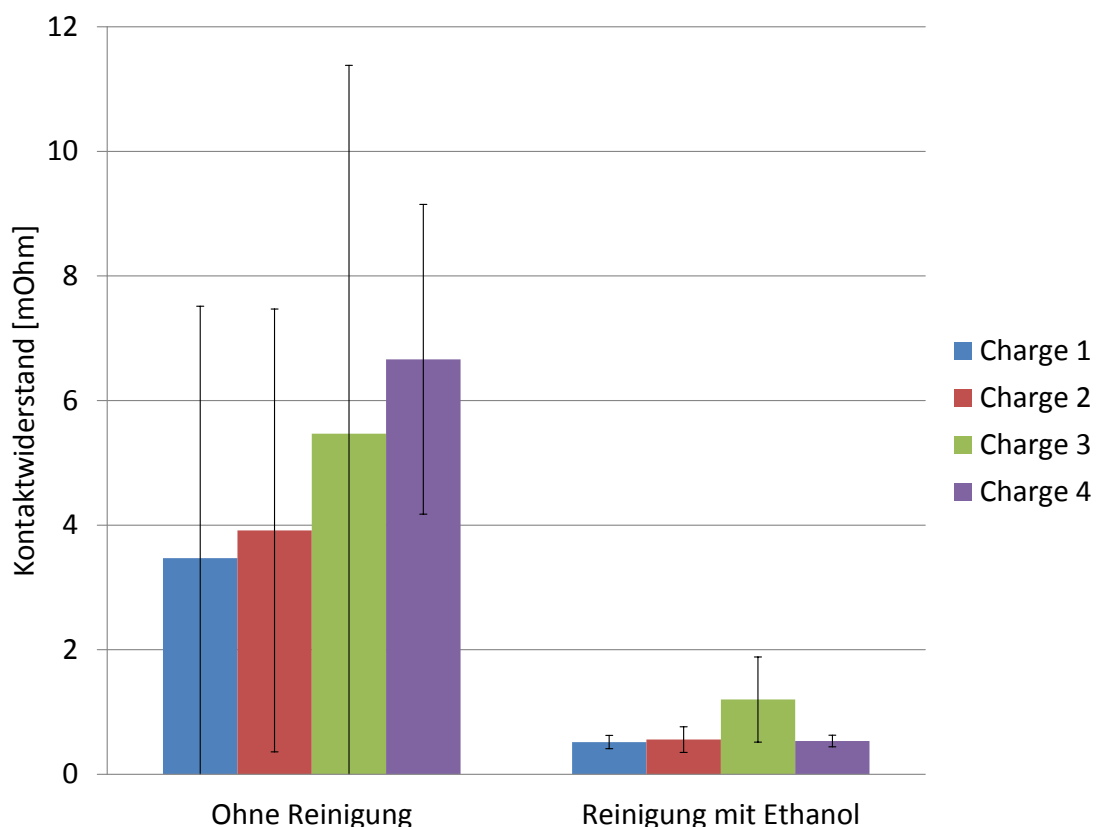


Abbildung 4.33.: Chargeneinfluss von eindrähtigen Cu-Leitern des Querschnitts  $2,5\text{ mm}^2$  auf den Kontaktwiderstand vor und nach der Reinigung mit Ethanol bei einer Kontaktkraft von 3 N. (nach [79])

### 4.4.2. Kontaktwiderstandsmessungen mit eindrächtigen Kupferleitern

Abb. 4.34 zeigt beispielhaft ein Versuchsergebnis für einen eindrächtigen Cu-Leiter des Querschnitts  $2,5 \text{ mm}^2$  (ungereinigt). Auch hier zeigt sich der bekannte Zusammenhang zwischen Kontaktkraft und Kontaktwiderstand. Mit zunehmender Kontaktkraft nehmen der Kontaktwiderstand und dessen Streuung ab, da die Kontaktfläche vergrößert und gleichzeitig Fremdschichten in zunehmendem Maße durchdrungen werden. Ab einer Kontaktkraft von etwa 5 N werden geringe Kontaktwiderstandswerte mit einer geringen Standardabweichung erreicht.

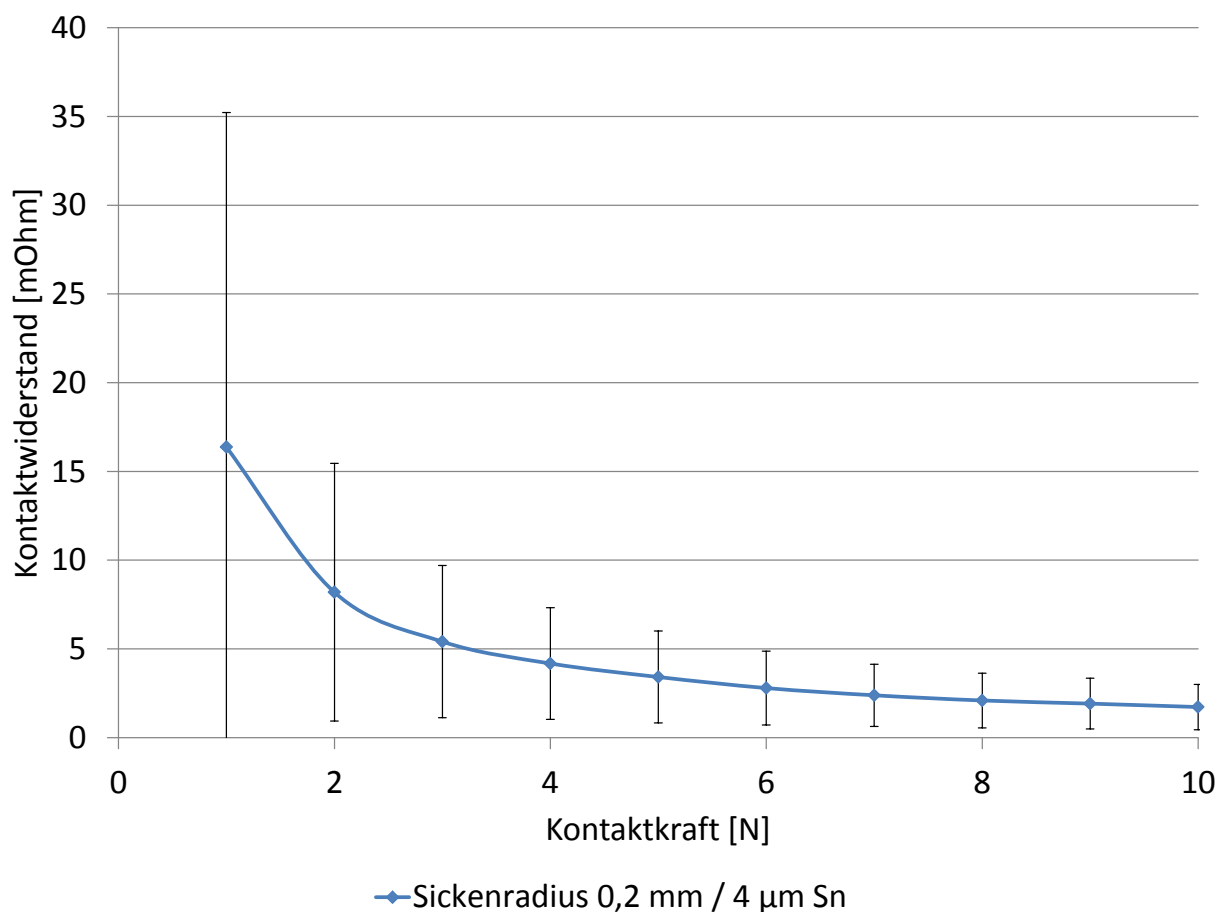


Abbildung 4.34.: Kontaktwiderstandsmessung mit einem  $2,5 \text{ mm}^2$  eindrächtigen Cu-Leiter (ungereinigt), einem 0,2 mm Kontaktradius und einer  $4,0 \mu\text{m}$  Sn-matt /  $1,9 \mu\text{m}$  Ni Beschichtung.

Die Versuchsergebnisse der  $4,0 \mu\text{m}$  Sn-matt /  $1,9 \mu\text{m}$  Ni Beschichtung (Abb. 4.35) zeigen einen starken Einfluss des Kontaktradius insbesondere für ungereinigte Leiter. Mit einem geringen Radius werden niedrigere Widerstandswerte erreicht. Die  $15,2 \mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung (Abb. 4.35) zeigt das gleiche Verhalten, allerdings ist der Kontaktwiderstand

des 0,2 mm Kontaktradius geringer. Bei gereinigten Leitern ist für beide Schichtsysteme ein Einfluss des Kontaktradius vorhanden, jedoch weniger stark ausgeprägt als bei ungereinigten Leitern. Das könnte ein Indiz dafür sein, dass eine Reaktion zwischen der Fremdschicht auf dem Leiter und der Zinnschicht auf der Kontaktgeometrie stattfindet. Ein kleiner Radius und eine hohe Schichtdicke führen zu einem tieferen Eindringen des Leiters in die Zinnschicht. Dadurch wird die Oxidschicht zuverlässig durchdrungen, was allerdings nicht den besonderen Vorteil bei ungereinigten Leitern erklärt. Ein Erklärungsansatz könnte lauten, dass das am Leiter entlangfließende Zinn weiche Fremdschichten vom Leiter entfernt und somit den Effekt einer Reinigung des Leiters übernimmt. [79]

Die Wirkung der Kontaktkraft wird für einen kleinen und einen großen Kontaktradius und für beide Beschichtungen untersucht (Abb. 4.36). Die höhere Kontaktkraft führt erwartungsgemäß zu einem geringeren Kontaktwiderstand. Der positive Effekt eines kleinen Kontaktradius bleibt auch für höhere Kontaktkräfte erhalten, wobei insbesondere bei der 15,2  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung der Einfluss des Kontaktradius mit zunehmender Kontaktkraft geringer wird. Es ist auch denkbar, dass bei deutlich höheren Kontaktkräften der größere Radius vorteilhaft ist, da dieser bis zum Erreichen des Grundmaterials eine größere Kontaktfläche ausbilden kann. [79]

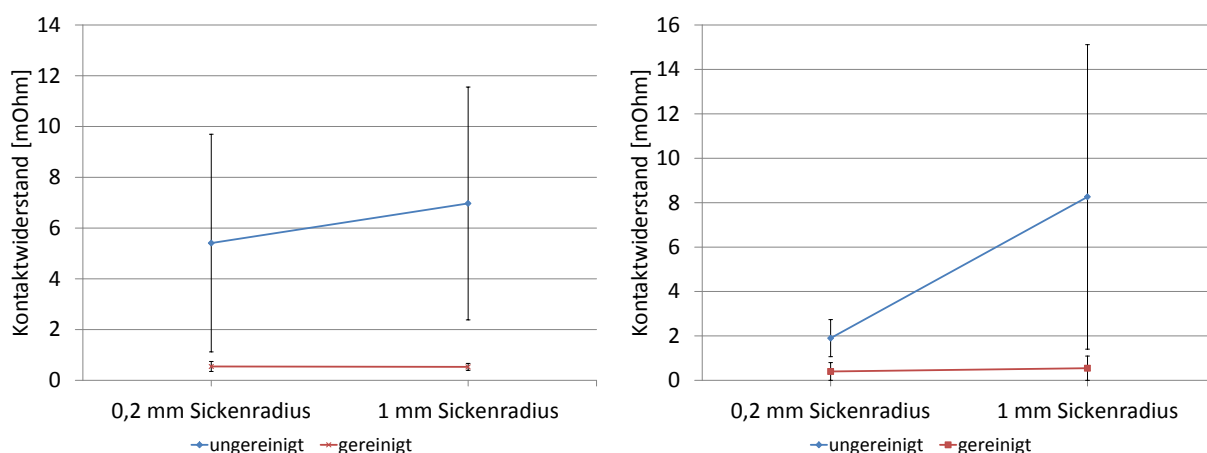


Abbildung 4.35.: Kontaktwiderstände eines 2,5 mm<sup>2</sup> eindrätigen Cu-Leiters für Kontaktradien von 0,2 mm und 1,0 mm, einer Kontaktkraft von 3 N, einer 4,0  $\mu\text{m}$  Sn-matt / 1,9  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung (links) und einer 15,2  $\mu\text{m}$  dicken Sn-matt Beschichtung (rechts). Es werden ungereinigte und mit Ethanol gereinigte Leiter verwendet. (nach [79])

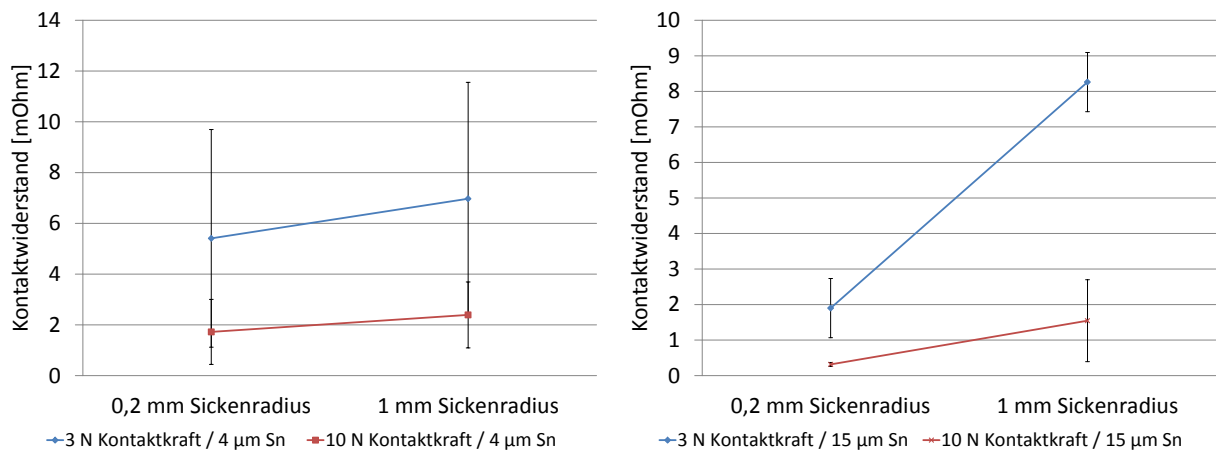


Abbildung 4.36.: Kontaktwiderstände eines  $2,5 \text{ mm}^2$  eindräftigen Cu-Leiters für Kontakttradien von 0,2 mm und 1,0 mm, Kontaktkräfte von 3 N und 10 N, einer  $4,0 \text{ }\mu\text{m}$  Sn-matt /  $1,9 \text{ }\mu\text{m}$  Ni Beschichtung (links) und einer  $15,2 \text{ }\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung (rechts). Die Leiter wurden nicht gereingt. (nach [79])

#### 4.4.3. Mikroskopische Aufnahmen der Kontaktfläche für eindräftige Kupferleiter

Mit einem Laser-Scanning-Mikroskop (Keyence VHX-1000) wurde der Leiterabdruck nach einer Belastung des Leiters mit einer Kontaktkraft von 10 N untersucht (Abb. 4.37). Die  $15,2 \text{ }\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung zeigt für beide Kontaktradien eine klar ausgebildete Kontaktfläche. Besonders der kleine Kontaktradius führt aufgrund der höheren Flächenpressung zu einem Eindrücken des Leiters in die Zinnschicht. Bei der  $4,0 \text{ }\mu\text{m}$  Sn-matt /  $1,9 \text{ }\mu\text{m}$  Ni Beschichtung bewirkt die geringere Schichtdicke zusammen mit der damit verbundenen höheren Systemhärte, dass der Leiter sich weniger tief in die Zinnschicht eindrücken kann. Daher ist die Kontaktfläche deutlich kleiner und für den Radius von 1,0 mm nahezu nicht zu erkennen. Die geringere Eindringtiefe führt zu einem schwächer ausgeprägten Durchdringen der Oxidschicht, die kleinere Kontaktfläche zu einem höheren Engewiderstand. [79]

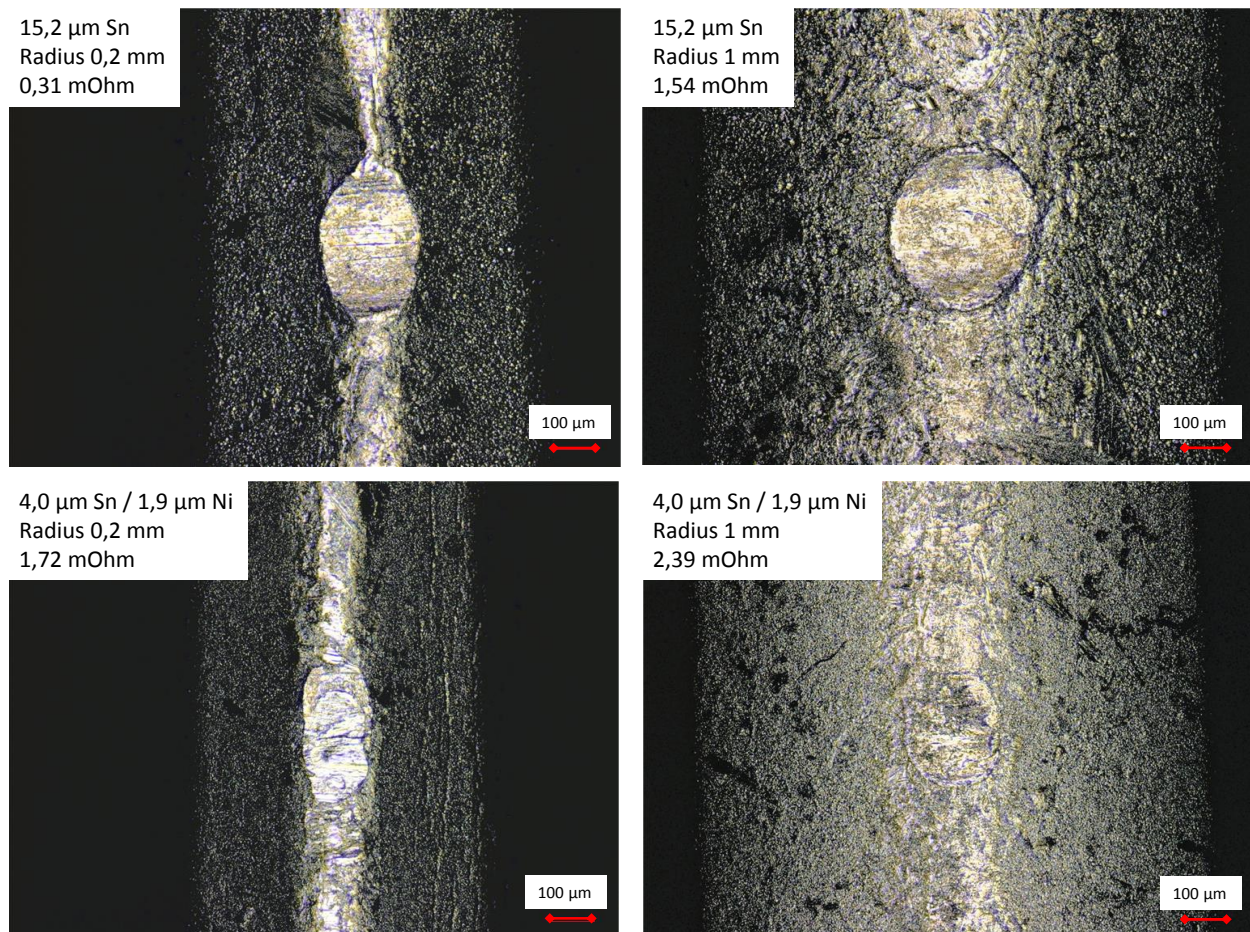


Abbildung 4.37.: Mikroskopische Aufnahmen der Kontaktgeometrien nach Kontaktierung eines  $2,5 \text{ mm}^2$  Leiters mit einer Kontaktkraft von 10 N unter Angabe der gemessenen Kontaktwiderstände. Die Kontaktkraft wurde jeweils für eine Zeit von 180 Sekunden aufgebracht. (nach [79])

#### 4.4.4. Modellbildung für den Anschluss von Litzenleitern

Während eindrähtige Leiter einen einzelnen Kontaktwiderstand zwischen Leiter und Stromschiene bilden, werden bei Litzenleitern eine Vielzahl an inneren Querkontaktierungen gebildet [76, 78, 80]. Der Gesamtwiderstand eines angeschlossenen Litzenleiters hängt unter anderem auch von der Gestalt des Leiterpakets ab, da durch die Breite und Höhe des Leiterpakets die Anzahl der vertikalen und horizontalen Leiterreihen bestimmt wird. In den nachfolgenden Untersuchungen wird der Leiteranschluss für Litzenleiter unter Berücksichtigung des Leiterpakets mit analytischen Methoden untersucht und es wird ein Modell zur Berechnung des Gesamtwiderstands vorgestellt. Messungen mit unterschiedlichen Leiterpaketen werden durchgeführt und mit den berechneten Werten verglichen. [76]

Ein Leiteranschluss verbindet einen Leiter mit einer Stromschiene. Bei einem eindräftigen Leiter entsteht zwischen Leiter und Stromschiene ein Kontaktwiderstand ( $R_{Sicke}$  in Abb. 4.38). Für die angeschlossene Leitung und die Stromschiene treten die Bahnwiderstände  $R_{Leiter}$  und  $R_{Schiene}$  auf. Die auf den Leiter wirkende Prüfkraft  $F_F$  ist gleich der Kontaktkraft  $F_K$  im Kontaktpunkt. [76]

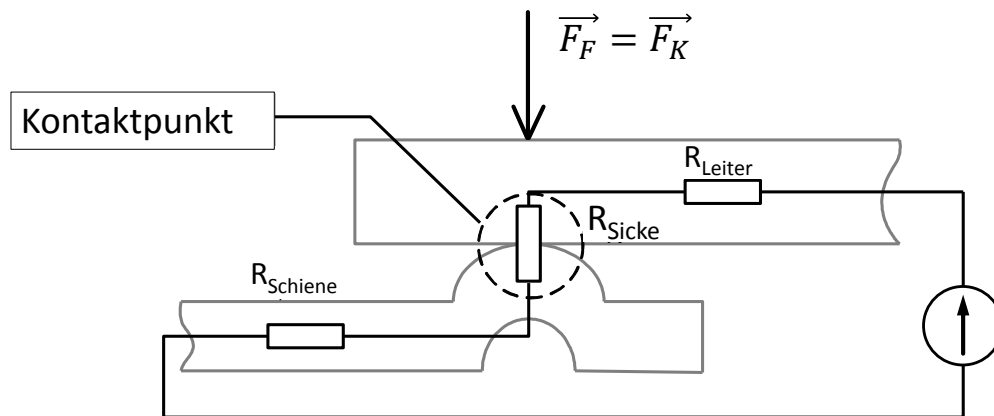


Abbildung 4.38.: Elektrische Widerstände in einer Verbindung mit einem eindräftigen Leiter. (nach [76])

Das Leiterpaket kann mit der Anzahl der horizontalen Drahtreihen (»Säulen«)  $k$  und der Anzahl der vertikalen Drahtreihen  $m$  beschrieben werden (Abb. 4.39). Entsprechend dem Anschluss eines eindräftigen Leiters ergeben sich auch für Litzenleiter Kontaktwiderstände zwischen der Stromschiene und den Drähten (»Sickenkontakt« in Abb. 4.39). Danach geht der Strom in die weiteren Drähte über und muss dabei den Kontaktwiderstand zwischen den Drähten überwinden (»Querkontakt« in Abb. 4.39).

Im Gegensatz zu einem eindräftigen Leiter ist der Strom innerhalb eines Litzenleiters in der Regel nicht homogen verteilt. Die Inhomogenität von Gleichstrom in Litzenleitern wird auch von ZEROUKHI et al. [81, 82, 83] beschrieben. Der Strom fließt zunächst von der Kontaktsicke zu der in direktem Kontakt stehenden Reihe an Drähten. Die Verteilung des Stroms im Inneren des Leiters ist wesentlich davon abhängig, wie gut die Kontaktqualität des Leiters ist. Wenn die Querwiderstände hohe Werte aufweisen, so kann es für den elektrischen Strom günstiger sein, den Leiterquerschnitt nur teilweise auszunutzen.

Für die Modellentwicklung muss zunächst das Kontaktsystem vereinfacht werden (Abb. 4.39). In der Realität ist die Lage der Einzeldrähte wesentlich ungeordneter, die Drähte tendieren dazu, in den Zwischenräumen zu liegen zu kommen (Abb. 4.39). In dem vereinfachten Modell wird angenommen, dass die Drähte säulenartig angeordnet sind. [76]

Das Leiterpaket wird durch die Breite  $b$  der Stromschiene definiert. Mit  $d$  für den Durchmesser eines Drahtes wird die Anzahl der Säulen  $k$  berechnet (Gl. 4.18). Die Anzahl der vertikalen Drahtreihen  $m$  wird entsprechend mit der Gesamtanzahl der Drähte  $N$  (Gl. 4.19) berechnet. [76]

$$k = \frac{b}{d} \quad (4.18)$$

$$m = \frac{N}{k} = \frac{Nd}{b} \quad (4.19)$$

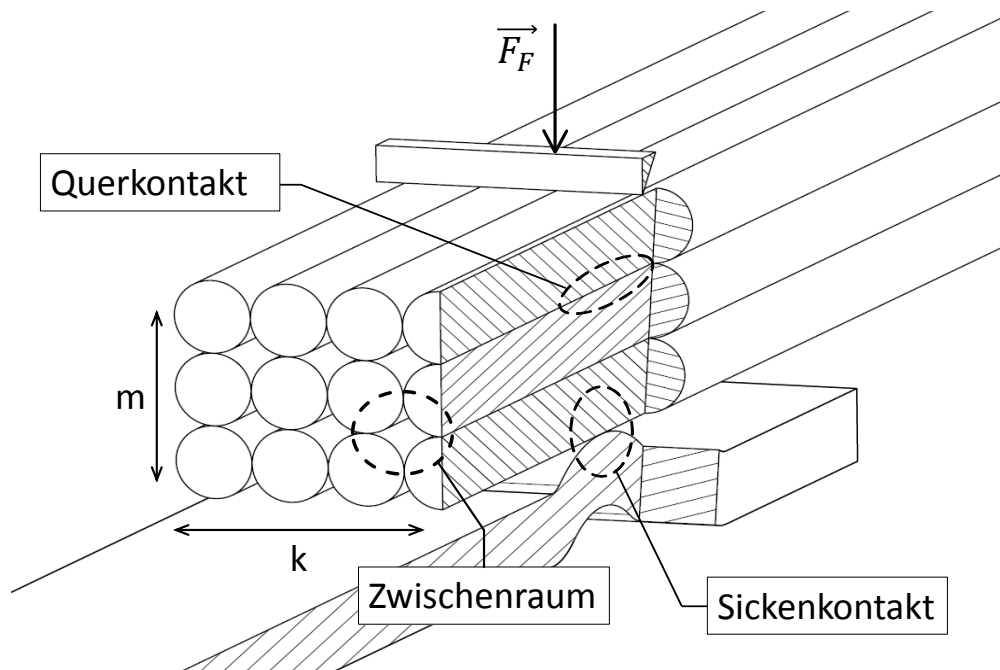


Abbildung 4.39.: Schematische Darstellung eines Kontaktsystems aus Stromschiene und Litzenleiter. (nach [76])

Die auf den Leiter wirkende Prüfkraft  $F_F$  wird durch die obere Drahtreihe in die Kraftkomponenten  $F_K$  aufgeteilt (Abb. 4.40). Mit der Anzahl der Säulen  $k$  wird die Kontaktkraft  $F_K$  je Draht berechnet (Gl. 4.20). [76]

$$F_K = \frac{F_F}{k} \quad (4.20)$$



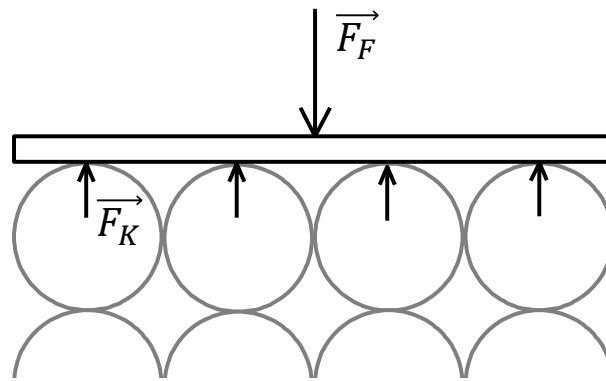


Abbildung 4.40.: Verteilung der Kraft auf eine Drahtreihe. (nach [76])

Zur Vereinfachung wird angenommen, dass die Kontaktkräfte von der obersten Drahtreihe direkt auf die darunterliegenden Reihen übertragen werden (Abb. 4.41). [76] Unter dieser Annahme werden elektrische Kontakte an den Kontaktpunkten der übereinanderliegenden Drähte ausgebildet, jedoch nicht in horizontaler Richtung.

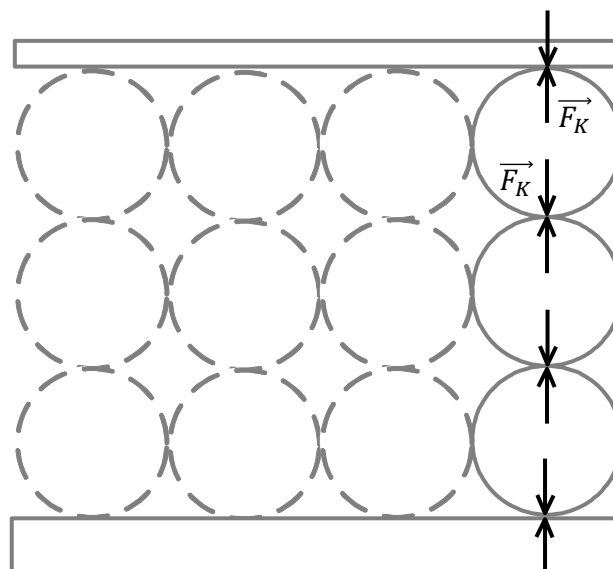


Abbildung 4.41.: Kontaktkräfte in einer vertikalen Reihe von Drähten. (nach [76])

Das Kontaktwiderstandsverhalten der Sicken- und Querkontakte kann durch Gl. 2.3 beschrieben werden. Der Exponent  $n$  kann aus der Literatur entnommen werden (Abb. 2.3). So ist anzunehmen, dass der Exponent für den Sickenkontakt, der annäherungsweise einer Punktkontaktierung entspricht, sich im unteren Teil des Wertebereichs  $0,5 < n < 1$  bewegt (für das Modell auf 0,5 festgelegt). Die Querkontakte zwischen den Einzeldrähten

stellen sich als Linienkontakte dar und liegen eher im oberen Bereich, allerdings niedriger als flächige Kontakte, weshalb von einem Exponenten im Bereich  $1 < n < 2$  ausgegangen werden kann (für das Modell auf 1 gesetzt). Eine theoretische Bestimmung des Faktors  $k$  für die Prüfbedingungen ist schwierig und wird deshalb empirisch vorgenommen. [76]

Mit Gl. 2.3 und 4.20 und den festgelegten Exponenten können Kontaktkraft-/ Kontaktwiderstandsbeziehungen für die Querkontakte mit dem Faktor  $k_q$  (Gl. 4.21) und für die Sickenkontakte mit dem Faktor  $k_s$  (Gl. 4.22) hergestellt werden. [76]

$$R_{Quer} = k_q F_K^{-1} = k_q \left( \frac{F_F}{k} \right)^{-1} \quad (4.21)$$

$$R_{Sicke} = k_s F_K^{-0.5} = k_s \left( \frac{F_F}{k} \right)^{-0.5} \quad (4.22)$$

Die Quer- und Sickenkontakte einer vertikalen Drahtreihe werden in Abb. 4.42 dargestellt. Es wurde bereits ausgeführt, dass die Breite und Höhe eines Leiterpakets die Anzahl der Querkontakte und damit auch die Verteilung des Stroms im Leiter beeinflusst. Dieser Effekt wird in den nachfolgenden Schritten der Modellbildung berücksichtigt. [76]

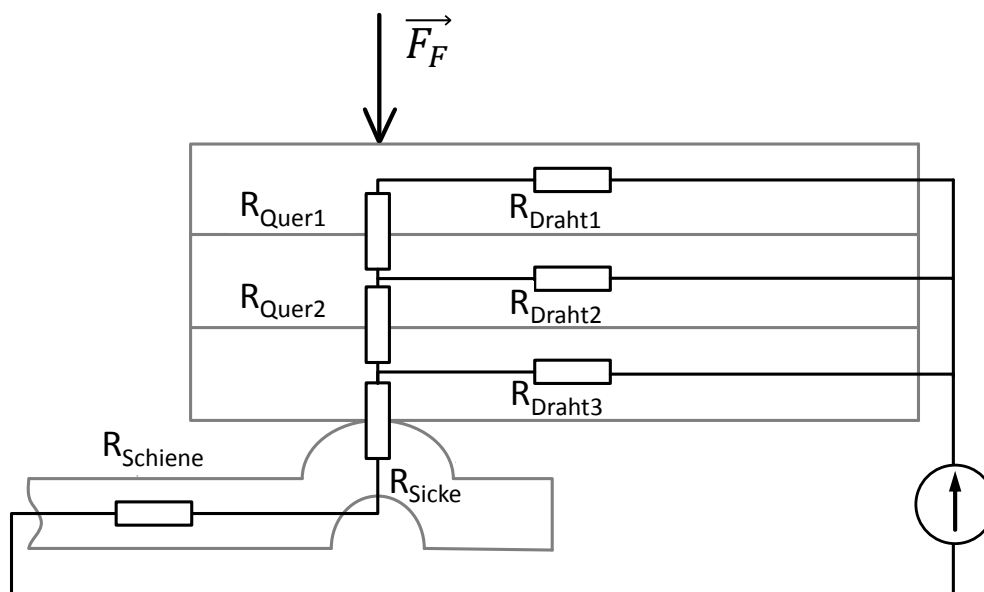


Abbildung 4.42.: Auftretende Widerstände an einer Verbindung zwischen einer Stromschiene und einem Litzenleiter. (nach [76])

Der Gesamtwiderstand einer Säule übereinanderliegender Drähte kann berechnet werden, indem die im Widerstandsnetzwerk (Abb. 4.42) auftretenden Einzelwiderstände vom obersten Draht ausgehend aufsummiert werden.

Der Widerstand  $R_1$  ist die Summe des Widerstandes des obersten Drahts  $R_{Draht1}$  und des Querwiderstands zum nächsten Draht  $R_{Quer1}$  (Gl. 4.23). [76]

$$R_1 = R_{Quer} + R_{Draht1} \quad (4.23)$$

Nachdem der Gesamtwiderstand des obersten Drahtes  $R_1$  berechnet wurde, wird der darunterliegende Draht einbezogen. Dazu wird der Widerstand des obersten Drahtes  $R_1$  mit dem Bahnwiderstand des darunterliegenden Drahtes  $R_{Draht2}$  parallel geschaltet und mit dem nächsten Querkontakt  $R_{Quer2}$  in Reihe geschaltet (Gl. 4.24). [76].

$$R_2 = R_{Quer2} + \frac{R_1 \cdot R_{Draht2}}{R_1 + R_{Draht2}} \quad (4.24)$$

Wenn für alle Drähte die gleichen Abmessungen angenommen werden, können die Bahnwiderstände der Drähte als gleich betrachtet werden (Gl. 4.25). [76]

$$R_{Draht1} = R_{Draht2} = \dots = R_{Draht} \quad (4.25)$$

Dies ermöglicht die Beschreibung des Widerstands in Abhängigkeit der Anzahl der Reihen  $R_i$  als rekursive Folge (Gl. 4.26).

Für ein Leiterpaket mit nur einer einzelnen Drahtreihe ( $i = 1$ ) fächert sich der Litzenleiter maximal auf und alle Einzeldrähte haben direkten Kontakt zur Stromschiene. Dann besteht der Gesamtwiderstand eines Drahts aus dem Kontaktwiderstand  $R_{Sicke}$  und dem Bahnwiderstand des Drahts  $R_{Draht}$  (Gl. 4.26). [76]

Bei höheren Reihenzahlen ( $i > 1$ ) ist der Widerstand einer Säule ein Widerstandsnetzwerk aus Quer- und Bahnwiderständen. Der Kontaktwiderstand zwischen dem untersten Draht und der Kontaktsicke muss jedoch separat betrachtet werden. Für  $m$  überlagerte Drähte, d. H.  $i = m$ , wird der Gesamtwiderstand einer Säule  $R_s$  mit Gl. 4.26 und der Korrekturformel Gl. 4.27, um für den untersten Draht den Querwiderstand  $R_{Quer}$  durch den Kontaktwiderstand zur Sicke  $R_{Sicke}$  zu ersetzen, berechnet. [76]

$$R_i = \begin{cases} R_{Sicke} + R_{Draht} & i = 1 \\ R_{Sicke} + \frac{R_{i-1} \cdot R_{Draht}}{R_{i-1} + R_{Draht}} & i > 1 \end{cases} \quad (4.26)$$

$$R_s = R_{Sicke} + R_m - R_{Quer} \quad (4.27)$$

Der Gesamtwiderstand des Leiteranschlusses  $R_{tot}$  besteht aus der Parallelschaltung der Widerstände aller Säulen  $R_s$  (Abb. 4.43) mit  $k$  für die Anzahl der Säulen (Gl. 4.28). [76]

$$R_{tot} = \frac{1}{k} R_s = \frac{1}{k} (R_{Sicke} + R_m - R_{Quer}) \quad (4.28)$$

Wie oben erwähnt, wird zur Vereinfachung angenommen, dass die Drähte in Säulen angeordnet und dabei elektrisch und mechanisch isoliert sind. Tatsächlich nehmen die Drähte die sich ergebenden Zwischenräumen ein und die Kontaktkraft teilt sich in Abhängigkeit der spezifischen Winkelverhältnisse auf, wobei die sich ergebenden beiden Kontaktpunkte eine Parallelschaltung darstellen. Wenn alle Drähte ohne Lücken nebeneinander liegen und alle Drähte in den Reihen  $i > 1$  in den Zwischenräumen zu liegen kommen, bilden sich Kontaktwinkel von  $45^\circ$ . In diesem speziellen Fall wird die Kontaktkraft für jeden Kontaktpunkt halbiert. Mit dem angenommenen Exponenten von 1 für die Querkontakte (Gl. 4.21) wird der Querwiderstand  $R_{Quer}$  durch die Halbierung der Kontaktkraft zunächst verdoppelt, durch die Parallelisierung beider Kontaktpunkte wird dieser Effekt jedoch aufgehoben. Bei diesen Randbedingungen (einem Kontaktwinkel von  $45^\circ$  und einem Exponent für die Querkontakte von 1) gilt das Modell auch für horizontal mechanisch und elektrisch gekoppelte Drähte. [76]

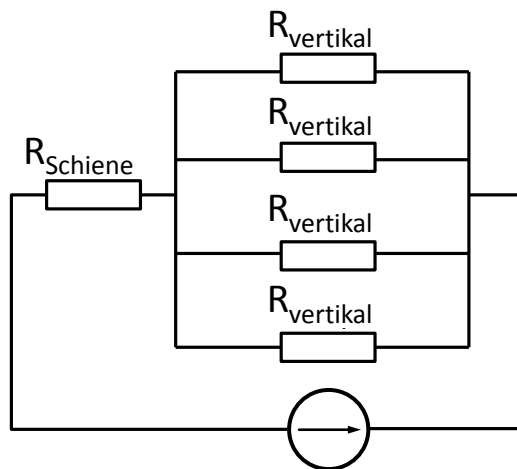


Abbildung 4.43.: Widerstandsnetzwerk in einer Drahtreihe. (nach [76])

Aus den entwickelten Gleichungen können bereits erste Schlussfolgerungen gezogen werden. So zeigt Abb. 4.44 eine Berechnung der Widerstands-/Kraftentwicklung für Leiterpakete mit Breiten von 3 mm, 4 mm und 5 mm. Die Berechnung zeigt, dass breite Leiterpakete bei gleichen Kontaktkräften zu geringeren Leiteranschlusswiderständen führen sollen.

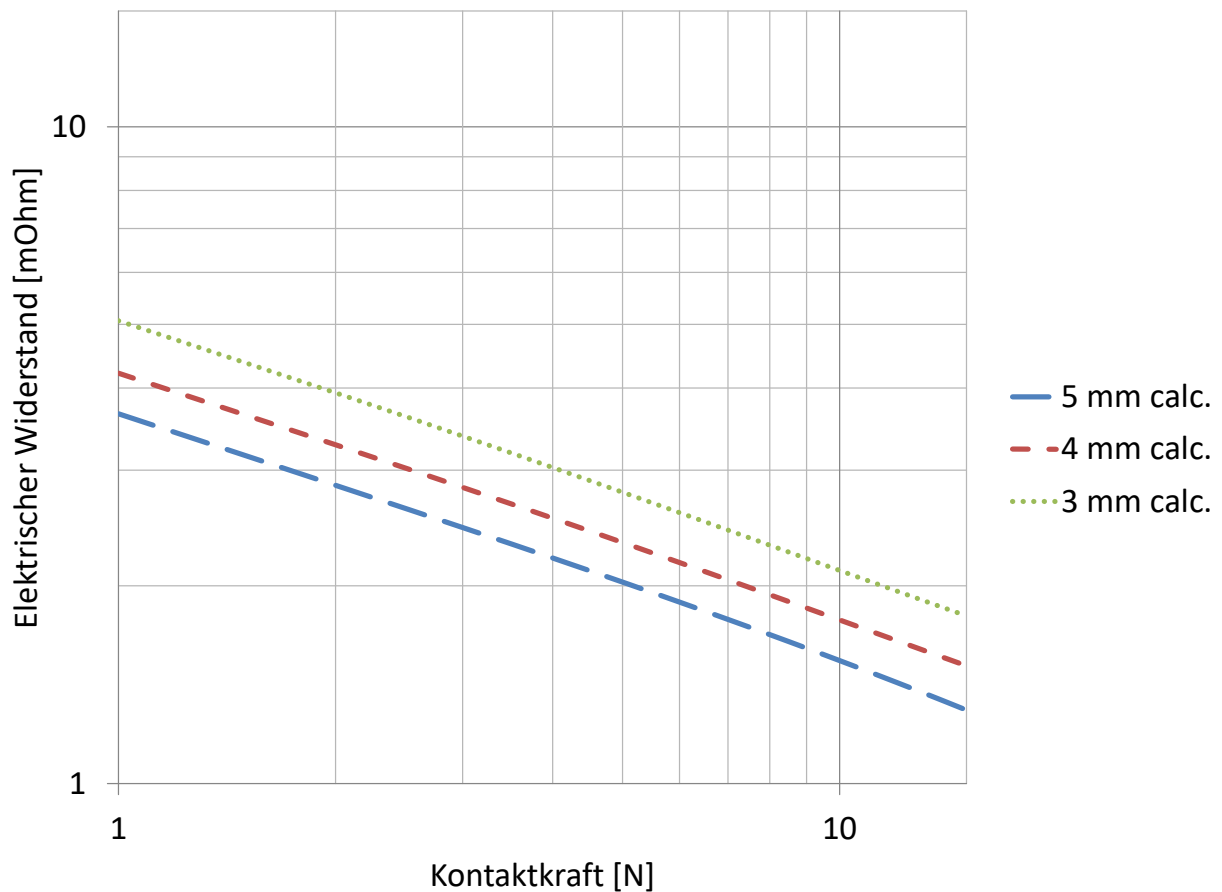


Abbildung 4.44.: Schematische Widerstands-/Kraftkurven für unterschiedliche Leiterpaketbreiten. Berechnet mit gewählten Faktoren  $k_q = 10$  und  $k_s = 10$  und den Leiterspezifikationen aus Tab. 3.9. (nach [76])

In den vorgestellten Ausdrücken nicht enthalten ist eine Abhängigkeit des Widerstands von dem Radius der Sickengeometrie. Dieser Parameter kann den Wert für den Sickenkontakt  $R_{Sicke}$  beeinflussen. Da keine empirischen Werte vorliegen, erfolgt die Bestimmung dieses Parameters durch Versuche.

#### 4.4.5. Widerstandsmessungen für Litzenleiter

Mit dem in Abb. 3.7 vorgestellten Aufbau und dem in Tab. 3.9 spezifizierten Leiter sollen Versuche mit unterschiedlichen Paketbreiten und Sickengeometrien durchgeführt werden.

In Abb. 4.45 sind die Mittelwerte aller Messungen mit 3 mm, 4 mm und 5 mm breitem Leiterpaket dargestellt. Die Hypothese wird bestätigt, dass ein breiteres Leiterpaket zu einem geringeren Leiteranschlusswiderstand führt.

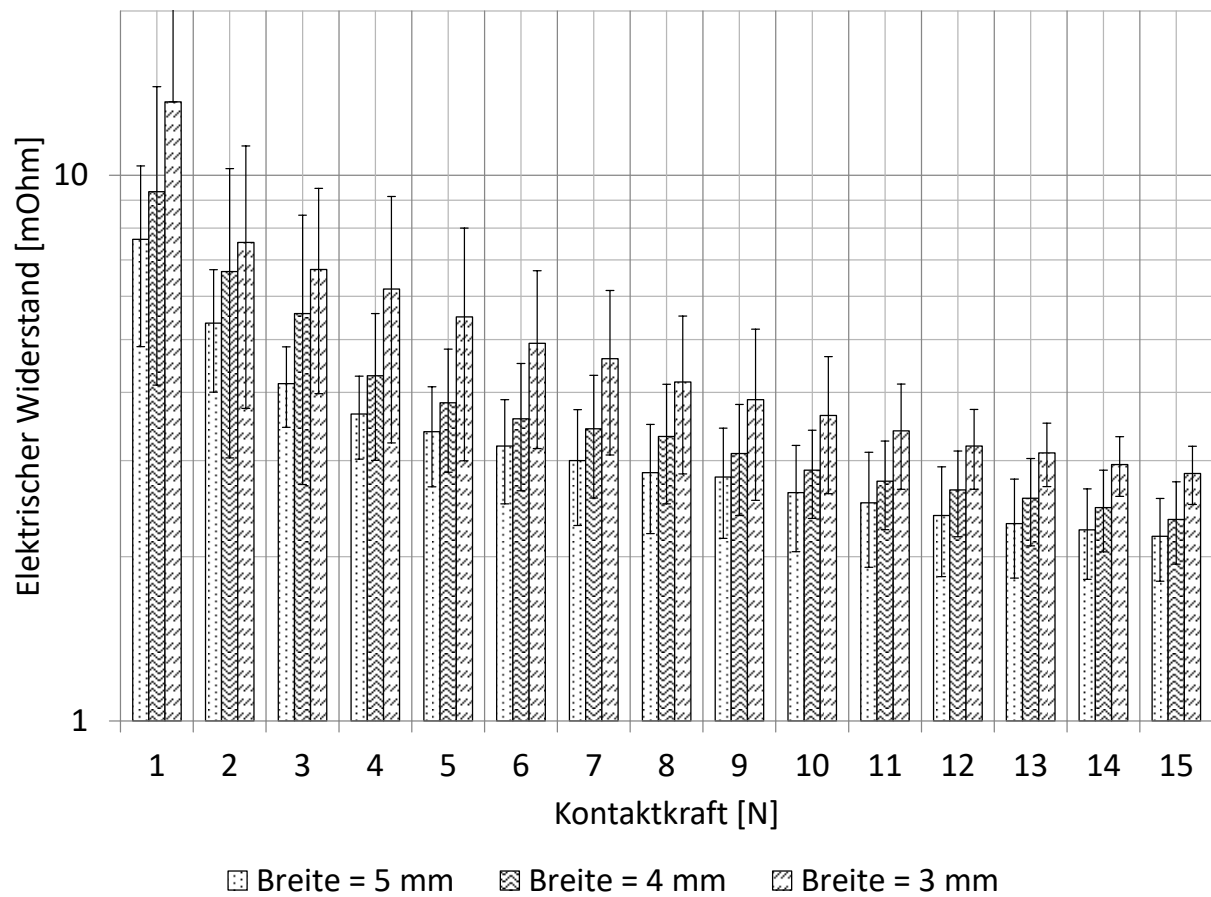


Abbildung 4.45.: Elektrischer Widerstand für einen  $6 \text{ mm}^2$  feindrätigen Cu-Leiter in Abhängigkeit der Leiterpaketbreite und der Kontaktkraft. (nach [76])

Eine Berechnung mit dem vorgestellten Modell (Gl. 4.28) und den Spezifikationen der Testleitung (Tab. 3.9) und einer Anpassung der  $k$ -Werte für die Prüfbedingungen (Gl. 4.21 und 4.22), zeigt eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen (Abb. 4.46). [76]

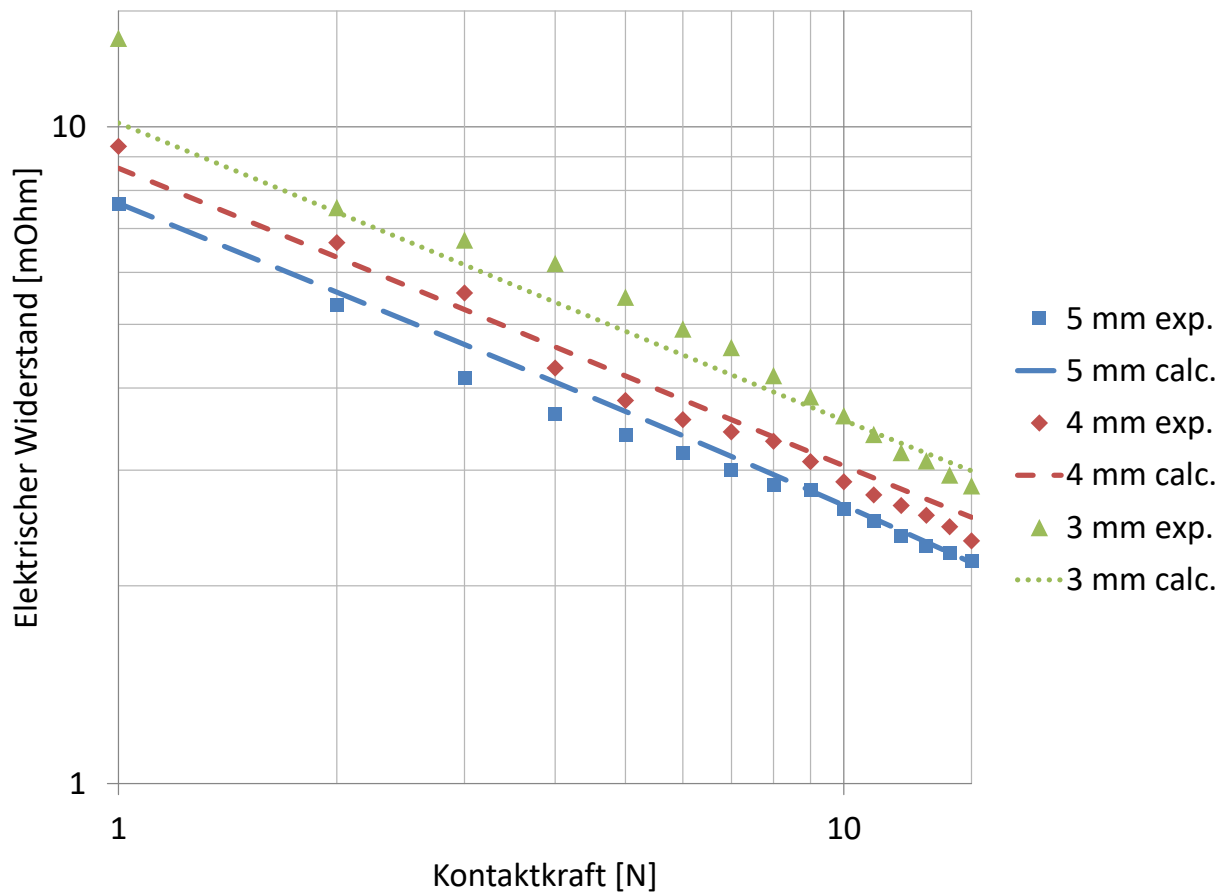


Abbildung 4.46.: Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit den berechneten Werten. Einstellung der Faktoren für die Prüfbedingungen auf  $k_q = 5$  und  $k_s = 27$ . (nach [76])

Der Einfluss der Sickengeometrie (Abb. 4.47) ist im Vergleich zum Einfluss der Leiterpaketbreite (Abb. 4.45) schwächer. Es ist zu beobachten, dass die Widerstandswerte für flache Stromschienen im Durchschnitt geringfügig höher sind. Eine mögliche Erklärung ist, dass hier eine elastische Verformung auftritt und die Oxidschicht weniger gut durchdrungen wird, während die Drähte bei der Sickengeometrie in die Zinnschicht eindringen und damit die Oxidschicht durchdringen können. Des Weiteren führt das Vorhandensein einer Sickengeometrie zu lokaler wirkenden Drücken im Inneren des Leiters, wodurch die Querwiderstände reduziert werden könnten. Ein signifikanter Einfluss des Kontaktradius kann nicht beobachtet werden. [76]

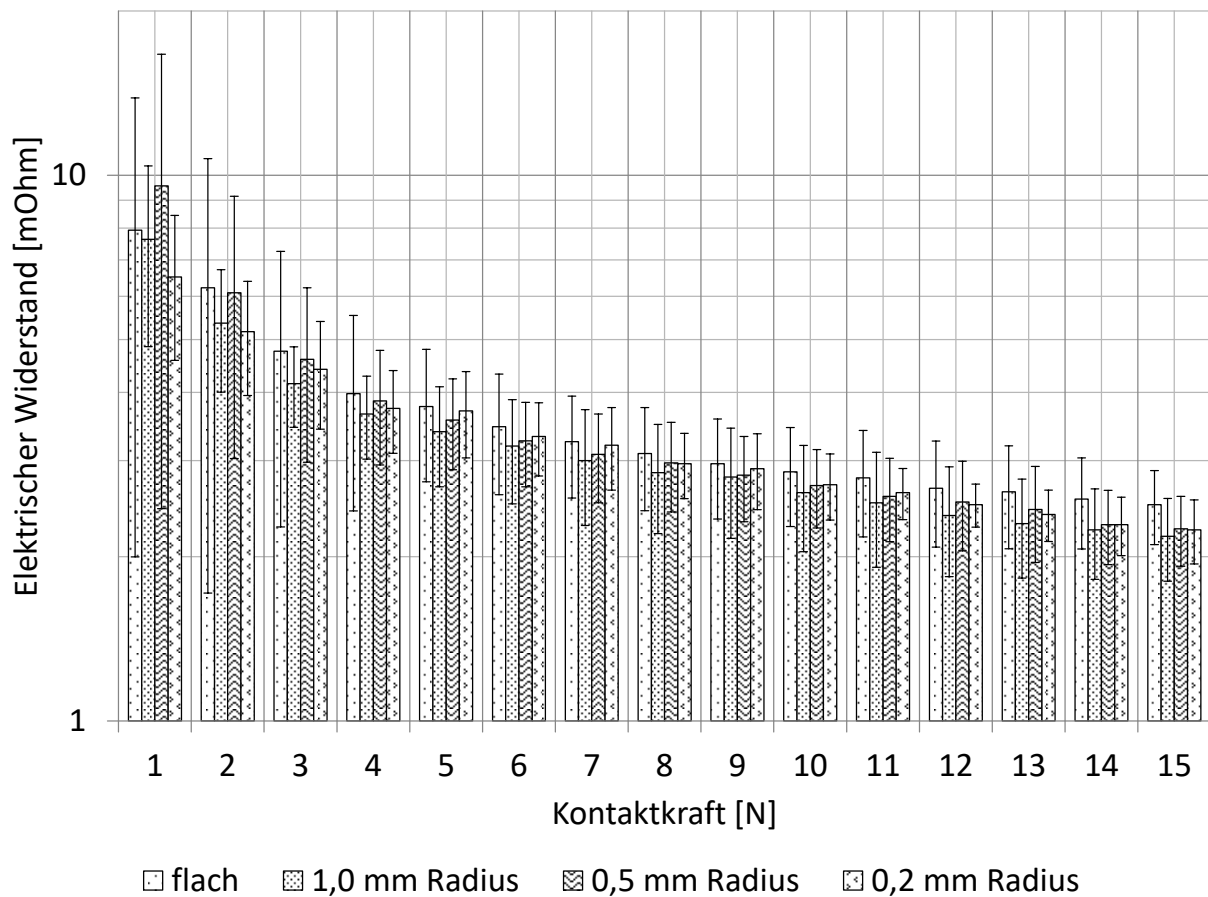


Abbildung 4.47.: Experimentelle Ergebnisse für den Einfluss der Kontaktgeometrie auf den Gesamtwiderstand am Leiteranschluss bei einer Paketbreite von 5 mm. (nach [76])

## 4.5. Entwicklung eines Modells zur Auslegung von Steckverbinderkontakten

Im Folgenden wird ein Modell zur elektrischen, mechanischen und tribologischen Beschreibung von Steckverbindern vorgestellt. Auf Basis des theoretischen Modells wurden mit den Ergebnissen der tribologischen und elektrischen Untersuchungen beispielhaft Berechnungen von Kontaktsystemen durchgeführt, um zu zeigen, wie eine optimierte Konzeptionierung eines Steckverbinders erfolgen kann.



### 4.5.1. Berechnung der elektrischen Widerstände eines Steckverbinders

BLAUTH et al. [5, 6, 7] und DYCK et al. [74, 84] haben Modelle zur Grobdimensionierung von Steckverbinderkontakten vorgestellt. Das Ziel ist die Bestimmung der notwendigen Anzahl an Kontaktpunkten und der Kontaktkräfte unter Berücksichtigung von Randbedingungen wie Nennstrom, Bauraum oder Steckkraft. Durch die Berücksichtigung des Relaxationsverhaltens des Federwerkstoffs kann ein Multiphysikmodell aufgebaut werden, welches das mechanische und elektrische Verhalten von Steckverbindern über die Lebensdauer abbildet.

Zunächst können die elektrischen Widerstände an einem Stift/Buchse-Kontaktsystem in einem Ersatzschaubild (Abb. 4.48) dargestellt werden.

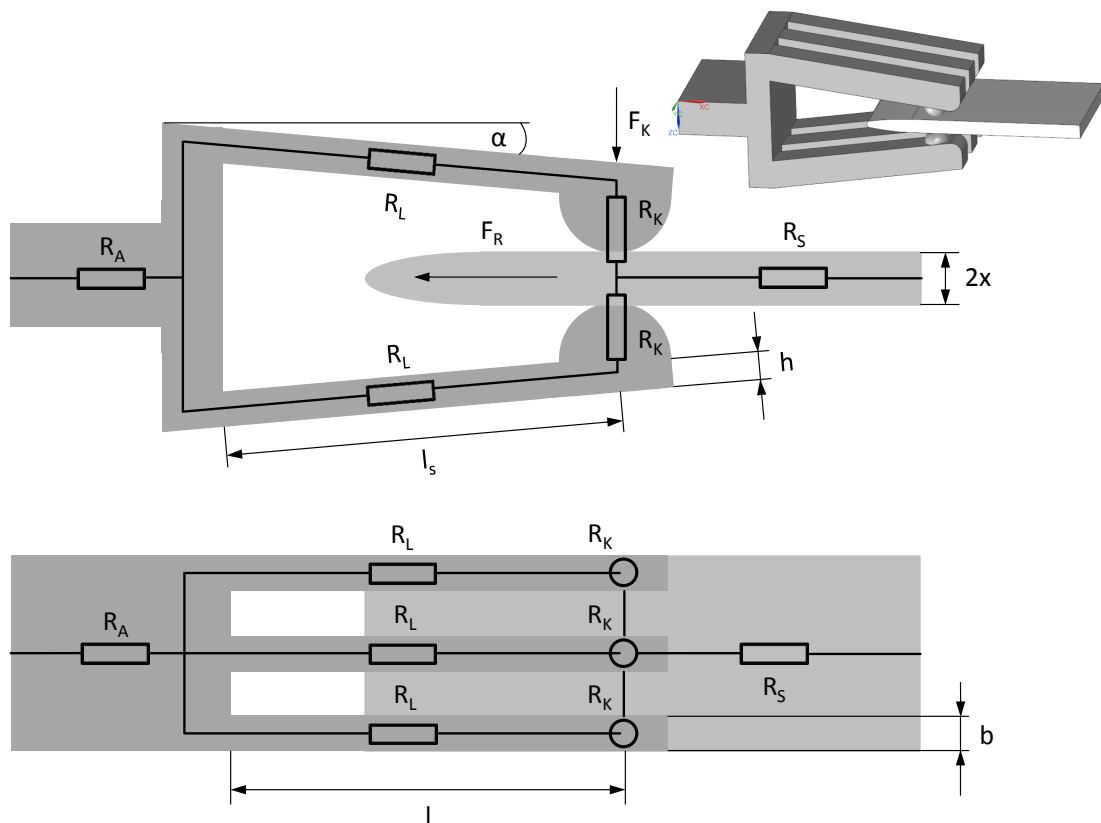


Abbildung 4.48.: Widerstände an einem Stift/Buchse-Kontaktsystem mit Kennzeichnung geometrischer Parameter. (nach [74])

Der Gesamtwiderstand eines Stift/Buchse-Kontaktsystems  $R$  ergibt sich aus der Summe des Buchsenwiderstands  $R_B$  und des Stiftwiderstands  $R_S$ :

$$R = R_B + R_S \quad (4.29)$$

Der Buchsenkontakt kann in einen Kontaktbereich mit den Federn und einen Anschlussbereich unterteilt werden. Bei den Federschenkeln mit den jeweiligen Kontaktwiderständen handelt es sich um eine Parallelschaltung. Der Leiteranschlussbereich  $R_A$  ist mit dem Buchsenkontakt  $R_B$  in Reihe geschaltet. Mit Gl. 4.30 wird der Widerstand des Buchsenkontakts  $R_B$  mit der Anzahl der Kontaktpunkte  $n_k$ , dem Widerstand eines Federschenkels  $R_L$ , dem Kontaktwiderstand eines Kontaktpunkts  $R_K$  und dem Leiteranschlussbereich  $R_A$  berechnet. [74]

$$R_B = \frac{R_L + R_K}{n_k} + R_A \quad (4.30)$$

Der Widerstand  $R_L$  eines Federschenkels wird mit  $\kappa$  für die spezifische Leitfähigkeit des Basismaterials, der Federschenkellänge  $l_s$ , der Federschenkelbreite  $b$  und der Materialdicke  $h$  berechnet (Gl. 4.31). [74]

$$R_L = \frac{l_s}{\kappa \cdot bh} \quad (4.31)$$

#### 4.5.2. Mechanische Berechnung eines Steckverbinders

Die mechanischen Eigenschaften der Federschenkel werden im Wesentlichen durch die folgenden geometrische Parameter bestimmt: Elastizitätsmodul  $E$ , Länge des Federschenkels  $l_s$ , Winkel zur Ebene  $\alpha$ , Federbreite  $b$ , Materialdicke  $h$  und der Auslenkung  $x$ . Die Kontaktkraft der Feder  $F_K$  ergibt sich aus dem E-Modul  $E$ , dem Flächenträgheitsmoment in z-Richtung  $I_z$ , der Auslenkung  $x$  und dem Hebelarm  $l$  (Gl. 4.32). [74]

$$F_K = \frac{3EI_z x}{l^3} \quad (4.32)$$

Der Hebelarm  $l$  berechnet sich aus der Länge des Federschenkels  $l_s$  und dem Winkel des Schenkels zur Ebene  $\alpha$  (Gl. 4.33). [74]

$$l = l_s \cdot \cos(\alpha) \quad (4.33)$$

Für den vorliegenden rechteckigen Querschnitt und die Belastung in z-Richtung (Abb. 4.49) ergibt sich Gl. 4.34 zur Berechnung der Kontaktkraft  $F_K$ . [74]

$$F_K = \frac{Ebh^3 x}{4l^3} \quad (4.34)$$

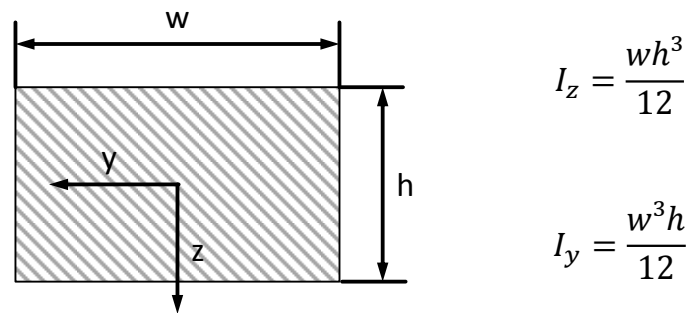


Abbildung 4.49.: Schnittzeichnung eines Federschenkels und Gleichungen für das Flächenträgheitsmoment. [74]

### 4.5.3. Berechnung des Relaxationsverhaltens eines Buchsenkontakts

Bei der Auslegung von Steckverbindern muss berücksichtigt werden, dass bei Buchsenkontakten aus Kupfer und Kupferlegierungen ein Spannungsverlust durch Relaxation auftritt. Das Relaxationsverhalten kann mit dem Larson-Miller-Parameter, welcher auf der Arrhenius-Gleichung für temperaturabhängige Prozesse basiert, und empirisch ermittelten Relaxationsdiagrammen berechnet werden. Der Larson-Miller-Parameter  $LMP$  (Gl. 4.35) berechnet sich aus der Temperatur  $T$  [K], einer Materialkonstanten für Relaxation  $C$  (für Kupferwerkstoffe beträgt der Wert  $\approx 20$  [85]) und der Zeit  $t$  [h]. [74] Abb. 4.50 zeigt beispielhaft das Relaxationsdiagramm für eine Kupferlegierung Wieland-K75 (CuCrSiTi).

$$LMP = T(C + \log(t)) \cdot 0,001 \quad (4.35)$$

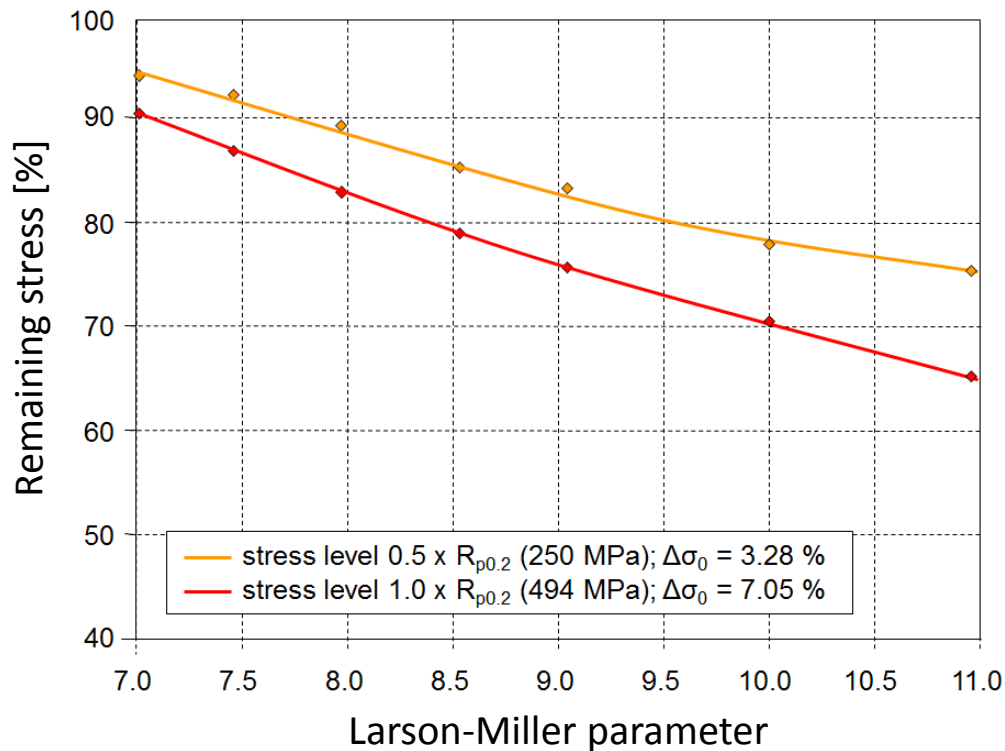


Abbildung 4.50.: Relaxationsverhalten einer Kupferlegierung Wieland-K75 (CuCrSiTi). Es wird die mechanische Restspannung in Abhängigkeit des Larson-Miller-Parameters und des Belastungsgrads dargestellt. [86, 87]

Die Relaxation hängt außerdem von dem Belastungsgrad (»stress level« in Abb. 4.50) ab. Zur Berechnung des Belastungsgrads an einem Federschenkel wird zunächst die maximale Spannung  $\sigma_{max}$  an einem Federschenkel mit dem Biegemoment  $M_b$  [Nmm] und dem axialen Widerstandsmoment  $W$  berechnet (Gl. 4.36) [74].

$$\sigma_{max} = \frac{M_b}{W} \quad (4.36)$$

Das axiale Widerstandsmoment  $W$  berechnet sich aus dem Flächenträgheitsmoment  $I$  und dem Abstand der Randfaser zur neutralen Faser in z-Richtung  $a_z$  (Gl. 4.37).

$$W = \frac{I}{a_z} \quad (4.37)$$

Der maximale Belastungsgrad  $S_{max}$  ergibt sich aus der spezifischen Elastizitätsgrenze  $R_{p0.2}$  und den maximalen Biegespannungen  $\sigma_{max}$  (Gl. 4.38) [74].

$$S_{max} = \frac{\sigma_{max}}{R_{p0.2}} \quad (4.38)$$

Der Kraftverlust durch Relaxation kann nun durch einen Relaxationsfaktor  $C_R$  berücksichtigt werden, der sich aus der Anfangsspannung  $\sigma_0$  und der Restspannung  $\sigma_{EOL}$  am Ende der Lebenszeit ergibt (Gl. 4.39) [74].

$$C_R = \frac{\sigma_0}{\sigma_{EOL}} \quad (4.39)$$

Um die konstruktiv einzustellende Kontaktkraft  $F_K$  zu berechnen, wird die Mindestkontaktkraft am Lebensende  $F_{EOL}$  mit dem Relaxationsfaktor  $C_R$  multipliziert (Gl. 4.40) [74].

$$F_K = F_{EOL} \cdot C_R \quad (4.40)$$

#### 4.5.4. Betrachtung der auftretenden Reibkräfte am Steckverbinder

Die Reibkraft wird nun als zusätzliches Auslegungskriterium für die Konstruktion von Steckverbindern eingeführt.

Die Reibkraft  $F_R$  eines Buchsenkontakts (Gl. 4.41) ist das Produkt aus der Anzahl der Kontaktpunkte  $n_k$  und der Reibkraft an einem Kontaktpunkt  $F_r$ . Es ist weiter zu berücksichtigen, dass die beim Einführen des Stiftkontakts in den Buchsenkontakt auftretende Steckkraft auch von einer Kraftzerlegung in Abhängigkeit von Stift- und Buchsengeometrie beeinflusst wird. Der Einfluss der Einführungsgeometrie zeigt sich in einer Überhöhung in der Reibkraftkurve innerhalb der ersten Millimeter des Einsteckens (Abb. 4.51) und wird durch einen Faktor für die Einführungsgeometrie  $C_G$  berücksichtigt. [74]

$$F_R = n_k \cdot F_r \cdot C_G \quad (4.41)$$

Ein Steckverbinder besteht in der Regel aus mehreren Polen, wobei jeder Pol aus einem Buchsenkontakt und einem Stiftkontakt besteht. Die Steckkraft eines Steckverbinders mit mehreren Polen  $F_S$  wird nach Gl. 4.42 mit der Reibkraft eines Buchsenkontakts  $F_R$ , der Anzahl der Pole  $n_p$  und einer Reibkraftkomponente für das Kunststoffgehäuse des Steckverbinders  $F_G$  berechnet. [74]

$$F_S = n_p \cdot F_R + F_G = n_p \cdot n_k \cdot F_r \cdot C_G + F_G \quad (4.42)$$

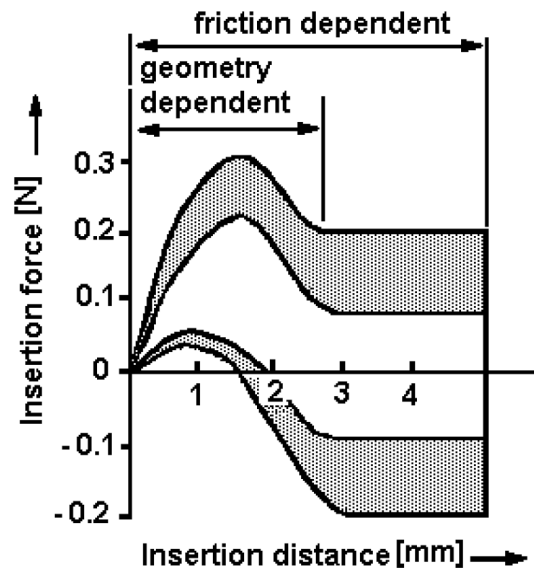


Abbildung 4.51.: Einfluss der Stift-/Buchsengeometrie auf die Steckkraft. [88]

#### 4.5.5. Berechnung von Kontaktsystemen

Im Folgenden sollen beispielhaft zwei Kontaktsysteme dimensioniert und die Ergebnisse diskutiert werden. Die gewählten Anforderungen und Randbedingungen sind in Tab. 4.4 dargestellt. Die gewählte Stromtragfähigkeit von 76 A stellt den Nennstrom für einen  $16 \text{ mm}^2$  Kupferleiter dar.

Die Erwärmung eines Kontaktsystems hängt im Wesentlichen von der elektrischen Verlustleistung, Wärmestrahlung, Wärmeleitung und Konvektion ab. Die Verlustleistung eines Kontaktsystems  $P_v$  (Gl. 4.43) ergibt sich aus dem Gesamtwiderstand des Kontaktsystems  $R$  (Gl. 4.29) und dem elektrischen Strom  $I$ .

$$P_v = R \cdot I^2 \quad (4.43)$$

Es werden zwei Kontaktsysteme berechnet. Beim ersten Kontaktsystem soll die zulässige Gesamtverlustleistung 1,5 W und beim zweiten 3 W betragen (Tab. 4.4). Außerdem wird angenommen, dass sich die elektrischen Widerstände zu gleichen Anteilen auf den Leiteranschluss  $R_A$ , den Buchsenkontakt  $R_B$  und den Stiftkontakt  $R_S$  aufteilen (Abb. 4.48). Mit Gl. 4.43 ergibt sich bei einem Strom von 76 A (Tab. 4.4) für die drei genannten Komponenten Leiteranschluss, Buchsenkontakt und Stiftkontakt jeweils ein zulässiger elektrischer Widerstand von 0,087 mOhm bei 0,5 W Verlustleistung je Komponente (1,5 W Gesamtverlustleistung) und 0,173 mOhm bei 1 W Verlustleistung je Komponente (3 W Gesamtverlustleistung).

Tabelle 4.4.: Kontakt- und Materialparameter für die Auslegung eines Kontaktsystems (vgl. Abb. 4.48). Die Werkstoffkennwerte gelten für eine Kupferlegierung Wieland-K75 (CuCrSiTi) [86].

Schenkellänge $l_s$	20 mm
Schenkelbreite $b_s$	2 mm
Materialdicke $h$	variabel
Schenkelwinkel $\alpha$	15°
Schenkelauslenkung $x$	0,4 mm
Produktlebensdauer	25 Jahre
Maximale Bauteiltemperatur	120 °C
Stromtragfähigkeit	76 A
Maximale Verlustleistung $P_v$	1,5 W / 3 W
E-Modul $E$	138.000 MPa
0,2-%-Dehngrenze $R_{p0,2}$	494 MPa
Spez. elektr. Leitfähigkeit $\kappa$	45 MS/m
Beschichtungssystem	11,1 $\mu\text{m}$ Sn-matt
Kontaktgeometrie	Hemisphärisch
Kontaktradius	1,0 mm
Einführungsgeometriefaktor $C_G$	1,5

Bei einem Federschenkel mit rechteckigem Querschnitt (Abb. 4.49) steigt die Randfaserdehnung des Substratmaterials  $\sigma_{max}$  proportional zur Materialdicke  $h$  (Gl. 4.36 und 4.37). Wird die Materialdicke  $h$  ohne Änderung anderer geometrischer Parameter erhöht, so nimmt die Kontaktkraft  $F_K$  zwar zu, jedoch bei gleichzeitigem Anstieg der Randfaserdehnung und damit auch unter Zunahme des Spannungsverlusts durch Relaxation (Abb. 4.50).

Für die ausgewählten Kontaktparameter (Tab. 4.4) werden die notwendigen Materialdicken zur Erzeugung der Mindestkontaktkräfte am Ende der Lebensdauer  $F_{EOL}$  von 1, 3, 5 N und die resultierenden maximalen Belastungsgrade  $S_{max}$  (Gl. 4.38) berechnet (Abb. 4.52). Der maximale Belastungsgrad beträgt für die berechneten Blechdicken  $S_{max} = 0,29\text{--}0,49$  (Abb. 4.52). Daraus folgt, dass aus dem Relaxationsdiagramm für den Werkstoff K75 (Abb. 4.50) die Werte für einen »stress level« von » $0,5 \times R_{p0,2}$  (250 MPa)« verwendet werden können. Mit der festgelegten Lebensdauer von 25 Jahren (216.000 h) und der maximalen Betriebstemperatur von 120 °C (393 K) ergibt sich nach Gl. 4.35 ein Larson-Miller-Parameter von  $LMP = 9,96$ . Daraus folgt, dass die Restspannung im Federschenkel und damit die Kontaktkraft am Lebensende etwa 80 % der Anfangswerte beträgt (Abb. 4.50). Mit Gl. 4.39 ergibt sich ein Relaxationsfaktor von  $C_R = 1,25$ . Die Anfangskraft muss also 125 % betragen, damit am Ende der Lebensdauer noch 100 % der Mindestkraft vorhanden sind, um die elektrische Funktion sicherzustellen.

Mit dem Relaxationsfaktor  $C_R = 1,25$  wird nun mit Gl. 4.40 die notwendige Anfangskraft

$F_K$  berechnet und anschließend der Belastungsgrad  $S_{max}$  überprüft (Abb. 4.52). Sollte der Belastungsgrad nun deutlich höher ausfallen, wäre eine erneute Berechnung der Blechdicken mit den Werten für den höheren »stress level« (Abb. 4.50) notwendig. In diesem Fall beträgt der Belastungsgrad  $S_{max} = 0,31-0,53$  und befindet sich damit weiterhin im Bereich von » $0,5 \times R_{p0,2}$  (250 MPa)« (Abb. 4.50).

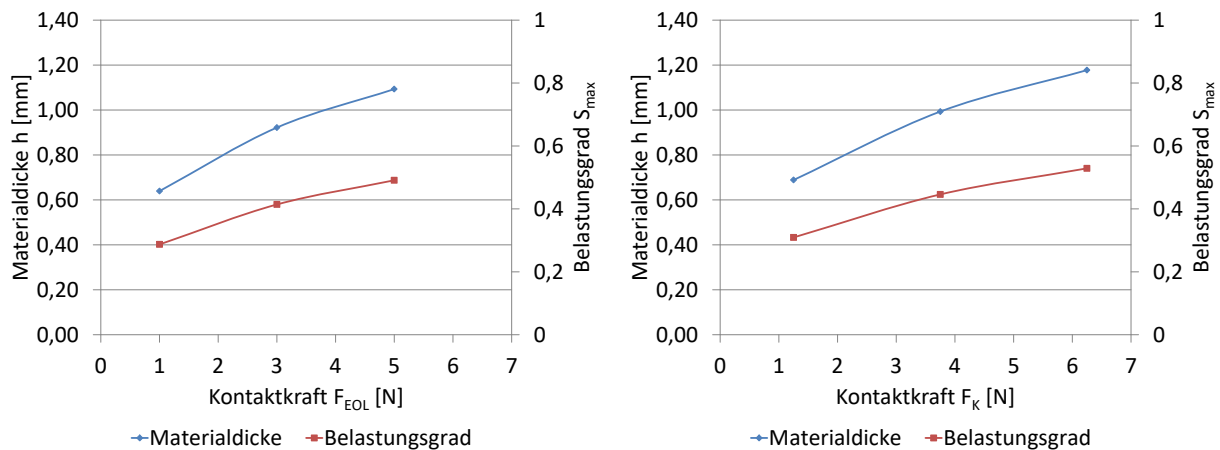


Abbildung 4.52.: Ergebnisse von Berechnungen für die notwendigen Blechdicken zur Erreichung der Mindestkontaktkräfte am Ende der Lebensdauer  $F_{EOL}$  von 1, 3, 5 N und für die maximalen Belastungsgrade  $S_{max}$  mit den Parametern aus Tab. 4.4 (links). Ergebnisse von Berechnungen für die notwendigen Blechdicken zur Erreichung der Anfangskontaktkräfte  $F_K$  (Gl. 4.40) und für die maximalen Belastungsgrade  $S_{max}$  (rechts).

Mit den Versuchsergebnissen für die Kontaktwiderstände einer 11,1  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung nach dem ersten Reibzyklus (Abb. 4.16) kann nun der elektrische Widerstand des Buchsenkontakts in Abhängigkeit von der Kontaktkraft und der Anzahl an Kontaktpunkten mit Gl. 4.30 berechnet werden. Das Ergebnis ist die mindestens erforderliche Anfangskontaktkraft  $F_K$ , bei der das definierte Grenzkriterium für die maximale Verlustleistung  $P_v$  (Tab. 4.4) erfüllt ist.

Als zusätzliches Auswahlkriterium wird das Reibkraftverhalten der 11,1  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung (Abb. 4.15) berücksichtigt. Für die nachfolgenden Berechnungen werden die Werte für die maximale Reibkraft verwendet (vgl. Kap. 4.2.8). Der Faktor für die Einführungsgeometrie  $C_G = 1,5$  (Tab. 4.4) wurde durch Versuche an vorhandenen Steckverbindern ermittelt und bietet noch die Möglichkeit weiterer Grundlagenuntersuchungen.

Die Ergebnisse für die Berechnung von Kontaktsystemen (Abb. 4.53) zeigen, dass mehrere Kombinationen aus Kontaktkraft und Anzahl an Kontaktpunkten die Anforderungen an die Verlustleistungen (Tab. 4.4) erfüllen. Mit zunehmender Anzahl an Kontaktpunkten sinkt durch die Parallelschaltung der Federschenkel (Gl. 4.30) die notwendige Kon-



taktkraft je Kontaktpunkt. Die Reibkraft sinkt einerseits mit abnehmender Kontaktkraft (Abb. 4.15), steigt andererseits mit zunehmender Anzahl an Kontaktpunkten (Gl. 4.41).

Für einen Buchsenkontakt mit einer maximalen Verlustleistung von 1 W könnte die Kombination aus zwei Kontaktpunkten und einer Kontaktkraft  $F_K$  von 6,25 N (Abb. 4.53) als Grundlage für eine Konzeptionierung dienen. Bei dieser Kombination ist die Reibkraft  $F_R$  gering und die Herstellung weniger komplex als bei Buchsenkontakten mit einer höheren Anzahl an Kontaktpunkten.

Mit einem Buchsenkontakt, welcher nur zwei Kontaktpunkte aufweist, ist eine maximale Verlustleistung von 0,5 W in diesem Rechenbeispiel nicht zu erreichen (Abb. 4.53). Die Reibkräfte sind im Vergleich mit einem Kontaktsystem, für welches die maximale Verlustleistung 1 W beträgt, insgesamt höher. Für die Konzeptionierung wären vier Kontaktpunkte und eine Kontaktkraft  $F_K$  von 6,25 N empfehlenswert, da die Reibkraft  $F_R$  relativ gering und die Herstellbarkeit vorteilhaft ist.

Weil für Zinnbeschichtungen eine Mindestkontaktkraft von 1-3 N nicht unterschritten werden sollte (Tab. 2.2), kann die Kontaktkraft ab einer gewissen Anzahl an Kontaktpunkten nicht weiter reduziert werden. Folglich tritt für die Reibkraft eines Buchsenkontakts ein globales Minimum auf (Abb. 4.53). Wenn geringe Steckkräfte bei der Entwicklung eines Steckverbinders im Vordergrund stehen, kann eine höhere Anzahl an Kontaktpunkten gerechtfertigt sein, obwohl die Komplexität des Kontaktsystems zunimmt. Allerdings ist darauf zu achten, dass die optimale Anzahl an Kontaktpunkten gewählt wird, da bei einer zu hohen Anzahl die Reibkräfte wieder zunehmen.

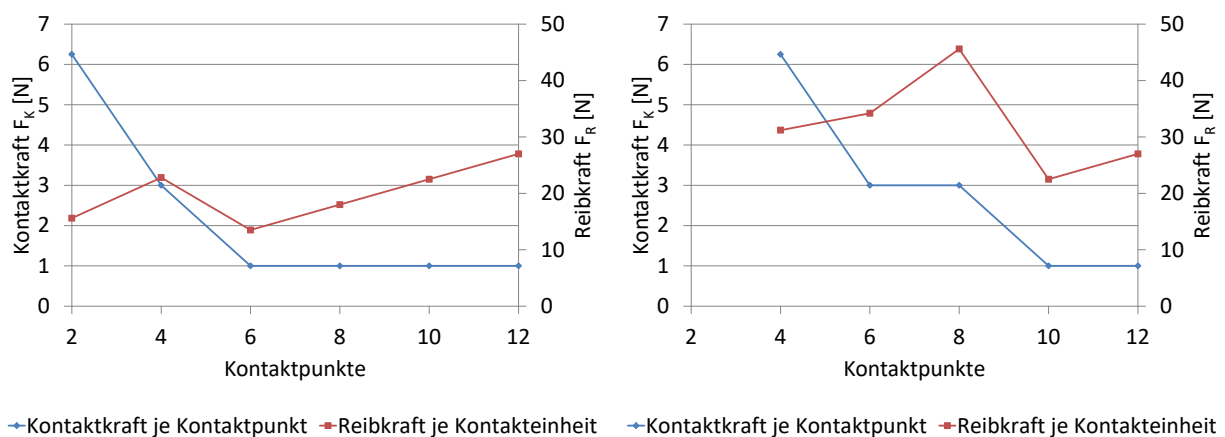


Abbildung 4.53.: Ergebnisse der Berechnung von Kontaktsystemen mit einer 11,1  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung unter Verwendung von experimentellen Werten für die Kontaktwiderstände nach dem ersten Reibzyklus (Abb. 4.16) und den maximalen Reibwerten (Abb. 4.15). Die maximale Verlustleistung für den Buchsenkontakt beträgt 1 W (links) und 0,5 W (rechts).

## 5. Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Arbeit wurden Kontaktwiderstandsmessungen, tribologische Versuche und Leiteranschlussuntersuchungen mit geprägten und beschichteten Kupferkontakten durchgeführt. Des Weiteren wurden Modelle zur Beschreibung der kontaktphysikalischen Effekte entwickelt.

Mit Reibversuchen wurde der Einfluss des Schichtsystems, der Kontaktgeometrie und der Kontaktkraft auf die Reibkraft und die Anzahl der Zyklen bis zum elektrischen Ausfall untersucht (vgl. Kap. 4.2). Erwartungsgemäß zeigte eine Hartgoldbeschichtung stabile Reibkräfte und stabile Kontaktwiderstände bei geringen Kontaktkräften von 1 N über einen untersuchten Bereich von 100 Reibzyklen (Abb. 4.3). Im Unterschied zu einer Goldbeschichtung ist bei zinnbeschichteten Kontakten die Verschleißbeständigkeit geringer und der Reibwert nicht stabil (Abb. 4.4). Nach einem Einlaufen der Kontakte steigt die Reibkraft auf ein Maximum an. Die Ursachen hierfür sind ein Pflügen der Zinnschicht und ein Kaltverschweißen der Kontaktflächen (vgl. Kap. 2.3.2 und 2.5.2). Nachdem innerhalb von etwa 20-35 Reibzyklen der Großteil des Zinns aus der Verschleißspur verdrängt wurde, sinkt die Reibkraft und der Kontaktwiderstand nimmt zu, da die innerhalb kurzer Zeit oxidierende Zinnschicht nicht mehr gepflügt und damit freigerieben werden kann.

Der Einfluss der Kontaktgeometrie auf das Verschleißverhalten wurde an einer  $5,7\ \mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung untersucht (vgl. Kap. 4.2.2). Zylindrische Kontaktgeometrien zeigten mit bis zu 44 Reibzyklen bis zum Erreichen des elektrischen Grenzkriteriums von 1 mOhm eine höhere Verschleißbeständigkeit als hemisphärische Kontaktgeometrien, mit welchen maximal 32 Zyklen erreicht wurden. Ein großer Radius ist für hemisphärischen Kontaktgeometrien verschleißtechnisch vorteilhaft, wohingegen für die zylindrischen Kontaktgeometrien der Radius keinen Einfluss darstellt, weder auf den Verschleiß noch auf die Reibkraft (Abb. 4.7).

In einer weiteren Versuchsreihe mit unterschiedlich dicken Mattzinnschichten ( $2,8\ \mu\text{m}$ ,  $5,7\ \mu\text{m}$  und  $11,1\ \mu\text{m}$ ) wurde der Einfluss der Schichtdicke auf die erreichbare Zyklenzahl und die Reibkraft untersucht (vgl. Kap. 4.2.3). Eine deutliche Zunahme der Zyklenzahl mit steigender Schichtdicke wurde für hemisphärische und zylindrische Kontaktgeometrien festgestellt (Abb. 4.8). Allerdings nehmen mit steigender Schichtdicke auch das Pflügen der Oberfläche und damit die Reibkraft zu (Abb. 4.8).

Es wurde eine analytische Betrachtung der für den Verschleiß verfügbaren Materialvolumina vorgenommen (vgl. Kap. 4.2.4). Auch wenn der Verschleißprozess von Zinnschichten komplexer als bei anderen Werkstoffen abläuft, konnten mit den entwickelten Gleichungen und den darauf basierenden Berechnungen grundsätzliche Zusammenhänge erklärt werden. So wurde gezeigt, dass die Verschleißspur einer hemisphärischen Kontaktgeometrie (Abb. 4.11) ein geringeres Materialvolumen als die der zylindrischen Kontaktgeometrie (Abb. 4.13) aufweist. Das erklärt die geringere Zyklenzahlen bei den Reibversuchen für hemisphärische Kontaktgeometrien. Weiter hat sich gezeigt, dass für die hemisphärischen Kontaktgeometrien die Schichtdicke und der Radius einen Einfluss auf das Materialvolumen darstellen, wohingegen sich bei den zylindrischen Kontaktgeometrien nur die Schichtdicke auf das Materialvolumen auswirkt, nicht aber der Radius. Die entwickelten Gleichungen sind insbesondere für die Verschleißberechnung von Beschichtungen geeignet, bei denen Materialverschleiß gegenüber anderen Verschleißmechanismen dominiert.

An einer hemisphärischen Kontaktgeometrie mit dem Radius 1,0 mm und einer 5,7  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung wurde der Einfluss der Kontaktkraft auf das Reibkraftmaximum und die Zyklenzahl untersucht (vgl. Kap. 4.2.7). Der höchste Reibwert wurde für eine Kontaktkraft von 1 N ermittelt, mit zunehmender Kontaktkraft nimmt der Reibwert tendenziell leicht ab (Abb. 4.14). Die Kontaktkraft ist im Vergleich mit der Kontaktgeometrie und der Schichtdicke der stärkere Einfluss auf die Reibkraft. Demzufolge sollte in der praktischen Anwendung darauf geachtet werden, dass die Kontaktkraft nicht höher als notwendig gewählt wird. Obwohl der mechanische Verschleiß eindeutig kraftabhängig ist (Gl. 2.6), konnte für Zinnschichten keine eindeutige Abhängigkeit der Zyklenzahl von der Kontaktkraft festgestellt werden (Abb. 4.14). Begründet werden kann dies damit, dass für Zinnschichten neben dem mechanischen Verschleiß auch die Bildung von Oxidschichten und das Durchdringen derselben das Widerstandsverhalten bestimmen.

Eine Unternickelung hat sich bei den Reibversuchen grundsätzlich als vorteilhaft herausgestellt (vgl. Kap. 4.2.10). Auch wenn die Zyklenzahl nicht gesteigert werden konnte (16 Zyklen mit Unternickelung und 20 Zyklen ohne Unternickelung), so bleibt der Kontaktwiderstand auf einem niedrigeren Niveau (Abb. 4.17). Durch einen Kreuzversuch (Abb. 4.18) konnte gezeigt werden, dass das günstigere Verhalten durch die Unternickelung des Flat-Kontakts bedingt ist. Vermutlich ist die Kontaktierung auf einer vorerst weitgehend oxidfreien Nickelschicht elektrisch günstiger als die Kontaktierung auf der intermetallischen Phase. Die Dauer bis zur Bildung einer sich elektrisch auswirkenden Nickeloxidschicht, nachdem die Nickelschicht freigelegt wurde, sollte in weiteren Versuchen untersucht werden.

Eine Versuchsreihe mit einer  $5,6\ \mu\text{m}$  Glanzzinnbeschichtung (Abb. 4.19) hat einen geringeren Reibwert als bei einer gleich dicken Mattzinnbeschichtung ergeben. Der Kontaktwiderstand hat einen etwas höheren Wert als bei Mattzinn angenommen, die Verschleißbeständigkeit ist im Wesentlichen vergleichbar.

Mit zinnbeschichteten Kontakten, die mit einem niedrigviskosen Schmieröl (Castrol Honoilo 980, vgl. Tab. 3.2) benetzt werden, können wesentlich höhere Zyklenzahlen bei gleichzeitig geringeren Reibkräften erreicht werden (Abb. 4.20). Bei einer relativ hohen Kontaktkraft von  $7\ \text{N}$  nimmt der Reibwert wieder deutlich zu, weil vermutlich das Schmiermittel aus dem Kontaktbereich verdrängt und die Oberfläche unabhängig vom Schmiermittel gefurcht wird (Abb. 4.20).

Bei den Kontaktwiderstandsmessungen (vgl. Kap. 4.3.1) hat sich erwartungsgemäß gezeigt, dass bei einer Hartgoldbeschichtung bereits geringste Kräfte ausreichen, um einen stabilen Kontaktwiderstand zu erreichen (Abb. 4.21). Außerdem hat sich eine Abhängigkeit des Kontaktwiderstands von der Kontaktgeometrie gezeigt. Kontaktgeometrien, die eine große Kontaktfläche ausbilden, führen zu geringeren Kontaktwiderständen. Die Kontakttheorie lässt keinen Geometrieinfluss auf den Kontaktwiderstand erwarten [1], da gemäß der Härte definition die Kontaktfläche geometrieunabhängig ist. Allerdings gilt dies nur für eine konstante Härte, bei dünnen Schichten ist die Härte nicht konstant. Mit einer analytischen Untersuchung der Kontaktfläche für dünne Schichten (vgl. Kap. 4.3.2) konnte gezeigt werden, dass durchaus ein Geometrieinfluss auf die Kontaktfläche vorhanden sein kann (Abb. 4.25, 4.26 und 4.27). Des Weiteren konnte in Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen gezeigt werden, dass für die verwendete Hartgoldschicht zylindrische Kontaktgeometrien und große Kontaktradien zu einer größeren Kontaktfläche führen (Abb. 4.25). Bei den untersuchten Zinnschichten war kein eindeutiger Einfluss der Kontaktgeometrie festzustellen, obwohl die analytische Betrachtung einen Geometrieinfluss erwartet lässt (Abb. 4.26). Eine Begründung hierfür ist, dass bei Zinnschichten neben der Größe der Kontaktfläche auch die Durchdringung der Oxidschicht ein wesentlicher Einfluss auf den Kontaktwiderstand ist. Mit der vorgestellten Vorgehensweise zur Berechnung von Kontaktflächen dünner Schichten ist die Möglichkeit gegeben, weitere Kontaktwiderstandsuntersuchungen mit beispielsweise anderen Kontaktkraftbereichen oder Beschichtungswerkstoffen durchzuführen.

Durch Versuche mit einer mechanischen Be- und Entlastung (vgl. 4.3.3) für eine  $11,1\ \mu\text{m}$  Sn-matt und eine  $1,2\ \mu\text{m}$  AuCo /  $2,2\ \mu\text{m}$  Ni Beschichtung wurde das mechanische Verhalten der Materialien und die Auswirkungen auf das Kontaktwiderstandsverhalten untersucht (Abb. 4.28 und 4.29). Das plastische Verformungsverhalten von Zinnschichten zeigt sich darin, dass sich die Kontaktfläche bei Entlastung nicht zurückbildet und der Kontaktwiderstand seinen Endwert hält anstatt anzusteigen. Bei der Hartgoldschicht wiederum

ist ein leichter Anstieg des Kontaktwiderstands bei Entlastung zu beobachten, was für ein elastisches Verhalten der Beschichtung spricht.

Bei Kontaktwiderstandsmessungen unter erhöhten Temperaturen (vgl. Kap. 4.3.4) zeigt sich, dass der Kontaktwiderstand mit zunehmender Temperatur abnimmt (Abb. 4.30, 4.31 und 4.32). Besonders ausgeprägt ist dieses Verhalten bei zinnbeschichteten Kontakten, die vor dem Versuch keine Verschleißbeanspruchung erfahren haben und somit eine intakte Oxidschicht aufweisen (Abb. 4.31). Durch das Erweichen der Zinnschicht bei höheren Temperaturen wird die Oxidschicht zunehmend durchdrungen und der Kontaktwiderstand beträgt bei etwa 100-120 °C durchschnittlich nur noch 13 % des Anfangswerts. Bei einer Hartgoldbeschichtung (Abb. 4.30) verringert sich in einem vergleichbaren Temperaturbereich der Kontaktwiderstand auf durchschnittlich 71 % und bei einer Zinnschicht, die eine Verschleißbeanspruchung erfahren hat (Abb. 4.32), auf durchschnittlich 61 % des Anfangswerts.

Mit einem speziell entwickelten Aufbau (Abb. 3.7) wurden Leiteranschlussuntersuchungen mit unterschiedlichen Sickengeometrien und Beschichtungen durchgeführt (vgl. Kap. 4.4). Für eindrähtige Leiter (vgl. Kap. 4.4.2) hat sich für den untersuchten Kraftbereich eine Sickengeometrie mit einem kleinen Radius und einer dicken Zinnbeschichtung als besonders günstige Kombination herausgestellt (Abb. 4.35 und 4.36). Es ist allerdings auch denkbar, dass bei höheren Kontaktkräften große Radien vorteilhaft sein könnten [79]. Auch ist es möglich, dass das günstigere elektrische Kontaktverhalten nur beim Erstanschluss des Leiters gegeben ist.

Neben den Leiteranschlussparametern stellte sich auch die verwendete Leitercharge als ein wesentlicher Einfluss auf den Kontaktwiderstand heraus (Abb. 4.33). Verunreinigungen durch den Herstellungsprozess können die elektrische Kontaktqualität eines Leiters massiv beeinflussen [78]. Als Reaktion auf diesen Erkenntnis wurde für die laborinterne Verwendung eine Prüfvorrichtung zur Bewertung von Leiterqualitäten entwickelt und vorgestellt [78].

Mit Litzenleitern wurden Untersuchungen des Einflusses der Leiterpaketbreite auf das Widerstandsverhalten durchgeführt (vgl. Kap. 4.4.4 und 4.4.5). Die Messungen haben ergeben, dass bei gleichen Kontaktkräften breite Leiterpakete niedrigere Widerstände zur Folge haben (Abb. 4.45). Der Einfluss der Sickengeometrie ist gering, allerdings ist das Vorhandensein einer Kontaktsicke, unabhängig vom Radius, vorteilhaft (Abb. 4.47). Durch eine Vereinfachung der Kontaktsituation eines angeschlossenen Litzenleiters konnte ein Modell entwickelt werden, mit welchem sich der Einfluss der Gestaltung des Leiterpakets nachvollziehen lässt. Es konnte eine gute Übereinstimmung der berechneten Werte mit den experimentellen Ergebnissen gezeigt werden (Abb. 4.46).

Die Widerstandsmessungen am Leiteranschluss wurden ausschließlich bei Raumtemperatur durchgeführt. Erhöhte Temperaturen am Leiteranschluss würden ebenfalls zu einem Erweichen des Zinns auf der Stromschiene führen. Weil beim Leiteranschluss in der Regel keine Relativbewegung zwischen Leiter und Stromschiene stattfindet, ist anzunehmen, dass die Oxidschicht nur unvollständig durchdrungen wird und die Einwirkung von Wärme zu einer deutlichen Veränderung des Kontaktwiderstand führt. Außerdem wurden Fremdschichten auf Kupferleitern nachgewiesen (vgl. Kap. 4.4.1), die möglicherweise auch in Abhängigkeit der Temperatur ihre Eigenschaften ändern und den Kontaktwiderstand beeinflussen. So ist es denkbar, dass die öl- und wachsartigen Substanzen auf den Kupferdrähten mit zunehmender Temperatur an Viskosität verlieren und bedingt durch die wirkende Kontaktkraft aus dem Kontaktbereich verdrängt werden, wodurch der Kontaktwiderstand abnimmt. Die beschriebenen Vorgänge sollten in weiteren Versuchen untersucht werden.

Es wurde ein Modell zur Auslegung von Steckverbinderkontakten entwickelt (vgl. Kap. 4.5). Das Modell berücksichtigt die mechanischen, elektrischen und tribologischen Eigenschaften des Steckverbinders. Mit dem entwickelten Modell und den Ergebnissen aus den elektrischen und tribologischen Versuchen (vgl. Kap. 4.2) wurden Steckverbindersysteme hinsichtlich der notwendigen Kontaktkraft und der Anzahl an Kontaktpunkten untersucht (Abb. 4.53). Als zusätzliches Auswahlkriterium wurde die spezifische Reibkraft des Beschichtungssystems berücksichtigt. Es wurde gezeigt, dass es mit der vorgestellten Vorgehensweise möglich ist, die Konzeptionierung von Steckverbindersystemen zu optimieren.

# Literaturverzeichnis

- [1] P. G. SLADE: Electrical Contacts: Principles and Applications. CRC Press, Boca Raton, London, New York, 2014.
- [2] T. HAMMAM: Friction, wear and electric properties of tin-coated tin bronze for separable electric connectors. Proceedings of the Forty-Second IEEE Holm Conference on Electrical Contacts. Joint with the 18th International Conference on Electrical Contacts, Chicago, IL, USA, 1996, S. 321-330.
- [3] T. HAMMAM: The impact of sliding motion and current load on the deterioration of tin-coated connectors. Proceedings of the Forty-Fifth IEEE Holm Conference on Electrical Contacts (Cat. No.99CB36343), Pittsburgh, PA, USA, 1999, S. 203-212.
- [4] R. HOLM: Electric Contacts. Theory and Applications. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 4. Auflage 1967, Nachdruck 2000.
- [5] M. BLAUTH, F. BERGER, J. SONG: Optimization of the Number of Contact Springs in a Connector by means of Analytical and Numerical Analysis. 27th International Conference on Electrical Contacts, Dresden, 2014, S. 496-501.
- [6] M. BLAUTH, F. BERGER, J. SONG: A Systematic Approach for the Design of Electrical Connection System with Respect to the Current Carrying Capacity. 28th International Conference on Electrical Contacts, Edinburgh, 2016, S. 299-304.
- [7] M. BLAUTH: Parametrisierte Modelle zur konstruktiven Auslegung optimierter elektrischer Steckverbinderkontakte. Dissertation, Technische Universität Ilmenau, 2017.
- [8] J. A. GREENWOOD: Constriction resistance and the real area of contact. British Journal of Applied Physics, Volume 17 (12), 1966, S. 1621-1632.
- [9] E. VINARICKY, K.-H. SCHRÖDER, J. WEISER: Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2002.
- [10] H. HÖFT: Elektrische Kontakte, VEB Verlag Technik, Berlin 1977.
- [11] H. HÖFT: Die wahre Berührungsstelle punktförmiger Kontakte. 2nd International Symposium on Electric Contact Phenomena, Graz, 1964, S. 150-158.

- [12] T. TAMAI, K. TSUCHIYA: Recovery of low level contact resistance based on mechanical removal of contact films. 8th International Conference on Electrical Contact Phenomena, Tokyo, 1976, S. 95-100.
- [13] R. CUTHRELL, D. TIPPING: The Bonding Characteristics of Gold in Ultrahigh Vacuum. IEEE Transactions on Parts, Hybrids, and Packaging, Volume 10 (1), 1974, S. 4-10.
- [14] F. KOURIMSKY: Steckverbinder mit verzinnnten Kontakten. Albert-Keil-Kontaktseminar, 1983.
- [15] J. SONG ET AL.: Nanotechnologie in der elektrischen Verbindungstechnik. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2011, S. 61-66.
- [16] J. SONG, L. WANG, C. KOCH: Korrelation zwischen Reibungs- und Verschleißeigenschaften und Lebensdauer von Oberflächenschutzschichten elektrischer Kontakte. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2013, S. 54-62.
- [17] A. MÖBIUS ET AL.: Elektrochemische Komponenten mit neuen nanopartikelmodifizierten Edelmetalloberflächen. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2013, S. 124-132.
- [18] G. L. HORN, W. A. MERL, E. DÜRRWÄCHTER: Comparison of different contact materials for connectors. 8th International Conference on Electrical Contact Phenomena, Tokyo, 1976, S. 673-679.
- [19] C. J. RAUB: Electroplating of Palladium for Electrical Contacts. Platinum Metals Rev., Volume 26 (4), 1982, S. 158-166.
- [20] C. A. WAINE, D. J. PEDDER, J. C. LEWIS, J. W. SOUTER: An examination of tin and tin-lead electrodeposited finishes as connector contact materials. Transactions of the Institute of Metal Finishing, 1980, S. 213-220.
- [21] H. SCHMIDT, M. LEIDNER: Bleifreie und whiskerarme Zinnoberflächen für Steckverbinder in Automobilanwendungen. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2009, S. 8-23.
- [22] T. WIELSCH, F. ERNST, S. MÖLLER, I. BURESCH: Potential neuer hochleistungsfähiger Beschichtungen für Steckverbindersysteme - es muss nicht immer „edel“ sein. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2015, S. 97-110.



- [23] I. BURESCH: Verschleißeigenschaften gemischter Kontaktpaarungen - Zinn-Silber im Vergleich zu Zinn-Zinn und Silber-Silber. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2015, S. 9-25.
- [24] I. BURESCH: Möglichkeiten der Eigenschaftsoptimierung von Zinnoberflächen für Steckkontakte. Tagungsband der Kontaktverhalten und Schalten - 22. Fachtagung Albert-Keil-Kontaktseminar an der Universität Karlsruhe, VDE-Verlag GmbH, Berlin, 2013, S. 143-148.
- [25] H. NAKAGAWA, K. MATSUKAWA: Friction and wear properties of tin plated sliding contacts under oil lubricated condition. Proceedings of the Forty-Eighth IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, 2002, S. 151-155.
- [26] H. D. MERCHANT ET AL.: Hardness-temperature relationships in metals. Journal of Materials Science, Volume 8, 1973, S. 437-442.
- [27] V. V. MERIE ET AL.: Atomic force microscopy analyses on metallic thin films for optical MEMS. 5th International Conference on Powder Metallurgy & Advanced Materials, Cluj-Napoca, Romania, 2017, S. 125-133.
- [28] I. BURESCH: Effekte intermetallischer Phasen auf die Eigenschaften von Zinnoberflächen auf Kupferlegierungen. Tagungsband der Kontaktverhalten und Schalten - 21. Fachtagung Albert-Keil-Kontaktseminar an der Universität Karlsruhe, VDE-Verlag GmbH, Berlin, 2011, S. 38-46.
- [29] E. RABINOWICZ: The importance of electrical contacts in tribology. Holm Conference on Electrical Contacts, 1983.
- [30] GESELLSCHAFT FÜR TRIBOLOGIE: GfT Arbeitsblatt 7 Tribologie. Verschleiß, Reibung. Definitionen, Begriffe, Prüfung. 2002.
- [31] V. L. POPOV: Kontaktmechanik und Reibung. Ein Lehr- und Anwendungsbuch von der Nanotribologie bis zur numerischen Simulation. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2009.
- [32] R. HOLM: Friction and wear in sliding contacts. Proceedings Engineering Seminar on Electrical Contacts, 1960.
- [33] J. F. ARCHARD: Contact and rubbing on flat surfaces. Journal of Applied Physics, Volume 24 (8), 1953, S. 981-988.
- [34] J. F. ARCHARD, W. HIRST: The Wear of Metals under Unlubricated Conditions. Proceedings of the Royal Society, Volume 236, 1956, S. 397-410.
- [35] R. HOLM: Abstract of papers to be presented. Symposium on Electrical Contacts, 1953.

- [36] A. ZMITROWICZ: Wear patterns and laws of wear - a review. *Journal of theoretical and applied mechanics*, Volume 44 (2), 2006, S. 219-253.
- [37] T. HOPPE: Die tribologischen Eigenschaften von vergoldeten elektrischen Kontakten. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2014.
- [38] J. A. WILLIAMS: Wear modelling: analytical, computational and mapping: a continuum mechanics approach. *Wear*, Volume 225-229 (1), 1999, S. 1-17.
- [39] P. J. BLAU: The significance and use of the friction coefficient. *Tribology International*, Volume 34 (9), 2001, S. 585-591.
- [40] F. P. BOWDEN, A. J. W. MOORE, D. TABOR: The ploughing and adhesion of sliding metals. *Journal of Applied Physics*, Volume 14 (2), 1943, S. 80-91.
- [41] F. P. BOWDEN, D. TABOR: The lubrication by thin metallic films and the action of bearing metals. *Journal of Applied Physics*, Volume 14 (3), 1943, S. 141-151.
- [42] N. KANANI: Galvanotechnik: Grundlagen, Verfahren und Praxis einer Schlüsseltechnologie. München, 2. Auflage, 2009.
- [43] S. WEHNER: Nichtionische polyethoxylierte Tenside in methansulfonsauren Zinn- und Zinn-Silber-Elektrolyten. Dissertation, Technischen Universität Dresden, 2005.
- [44] I. BURESCH, M. HACK: Eigenschaften von Zinnschichten für elektromechanische Bauelemente - Einflussfaktoren und ihre Auswirkungen. Tagungsband der Kontaktverhalten und Schalten - 20. Fachtagung Albert-Keil-Kontaktseminar an der Universität Karlsruhe, VDE-Verlag GmbH, Berlin, 2009, S. 23-30.
- [45] Y. GOH, A.S.M.A. HASEEB, M.F.M. SABRI: Electrodeposition of lead-free solder alloys. *Soldering & Surface Mount Technology*, Volume 25 (2), 2013, S. 76-90.
- [46] U. ADLER, I. BURESCH, V. TIETZ: Charakteristische Eigenschaften der schmelzflüssigen Verzinnung von Kupferwerkstoffen. Tagungsband der Kontaktverhalten und Schalten - 19. Fachtagung Albert-Keil-Kontaktseminar an der Universität Karlsruhe, VDE-Verlag GmbH, Berlin, 2007, S. 175-180.
- [47] M. J. PIKE-BIEGUNSKI: Electrical conductance at tin-tin interfaces under stationary and in-motion conditions. Thirty-Sixth IEEE Conference on Electrical Contacts, and the Fifteenth International Conference on Electrical Contacts, Montreal, QC, 1990, S. 232-247.
- [48] S. J. KRUMBEIN: Contact properties of tin plates. *IEEE Transactions on Parts, Hybrids, and Packaging*, Volume 11 (2), 1975, S. 148-156.

- [49] F. OSSART, S. NOËL, D. ALAMARGUY, S. CORREIA, P. GENDRE: Electro-mechanical modelling of multilayer contacts in electrical connectors. Proceedings of the 53rd IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, Pittsburgh, PA, 2007, S. 1-8.
- [50] T. WIELSCH, F. OSTENDORF, M. REINIGER: Mattzinn vs. Glanzzinn - trommelgalvanisierte Schichtsysteme aus tribologischer Sicht. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2011, S. 14-24.
- [51] K. E. TRINH, F. MÜCKLICH, M. LEIDNER, H. SCHMIDT: Einfluss von Laser-Oberflächentexturierung auf die Mikrostruktur und das elektrische Verhalten zinnbeschichteter Steckverbinderwerkstoffe. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2015, S. 111-125.
- [52] K. E. TRINH, A. TSIPENYUK, M. VARENBERG, A. ROSENKRANZ, F. MÜCKLICH: Wear debris and electrical resistance in textured Sn-coated Cu contacts subjected to fretting. *Wear*, Volume 344-345, 2015, S. 86-98.
- [53] K. E. TRINH: Laserinterferenztexturierung elektrischer Steckverbinder für die Automobilindustrie. Dissertation, Universität des Saarlandes, 2015.
- [54] C. DANIEL: Periodische Mikro-/Nano-Strukturierung verzinnter Materialoberflächen für elektrische Kontaktanwendungen und deren tribologisches Verhalten. Diplomarbeit, Universität des Saarlandes, 2002.
- [55] P. VAN DIJK, F. VAN MEIJL: Contact Problems Due to Fretting and Their Solutions. *AMP Journal of Technology*, Volume 5, 1996, S. 14-18.
- [56] Y. W. PARK, T.S.N. S. NARAYANAN, K. Y. LEE: Fretting corrosion of tin-plated contacts. *Tribology International*, Volume 41 (7), 2008, S. 616-628.
- [57] Y. W. PARK, T.S.N. S. NARAYANAN, K. Y. LEE: Fretting corrosion of tin-plated contacts: Evaluation of surface characteristics. *Tribology International*, Volume 40 (3), 2007, S. 548-559.
- [58] Y. W. PARK, T.S.N. S. NARAYANAN, K. Y. LEE: Fretting Wear Behaviour of Tin Plated Contacts: Influence on Contact Resistance. *Surface Review and Letters*, Volume 13 (5), 2006, S. 635-644.
- [59] Y. W. PARK, G. N. K. RAMESH BAPU, K. Y. LEE: Studies of tin coated brass contacts in fretting conditions under different normal loads and frequencies. *Surface and Coatings Technology*, Volume 201 (18), 2007, S. 7939-7951.
- [60] Y. W. PARK, G. N. K. RAMESH BAPU, K. Y. LEE: Fretting corrosion characteristics of electrodeposited and hot dipped tin coating contacts. *Surface and Coatings Technology*, Volume 202 (14), 2008, S. 3164-3174.

- [61] T.S.N. S. NARAYANAN, Y. W. PARK, K. Y. LEE: Fretting corrosion of lubricated tin-plated contacts. *Industrial Lubrication and Tribology*, Volume 60 (5), 2008, S. 233-241.
- [62] S. NOËL, N. LECAUDE, D. ALAMARGUY, L. TRISTANI: Lubrication mechanisms of hot-dipped tin separable electrical contacts. *Proceedings of the Forth-Seventh IEEE Holm Conference on Electrical Contacts (IEEE Cat. No.01CH37192)*, Montreal, QC, 2001, S. 197-202.
- [63] F. OSTENDORF, T. WIELSCH, M. REINIGER: The Effects of Lubrication on Electroplated Tin Surfaces: A Systematic Approach by DOE-Methodology. *2012 IEEE 58th Holm Conference on Electrical Contacts (Holm)*, Portland, OR, 2012, S. 1-9.
- [64] A. LEE, M.S. MAMRICK: Fretting corrosion of tin with electrical load. *13th International Conference on Electrical Contacts (ICEC 1986)*, Lausanne, 1986, S. 476-480.
- [65] T.S.N.S. NARAYANAN, Y. W. PARK, K. Y. LEE: Fretting corrosion of lubricated tin plated copper alloy contacts: Effect of temperature. *Tribology International*, Volume 41 (2), 2008, S. 87-102.
- [66] M. LEIDNER: *Kontaktphysikalische Simulation von Schichtsystemen*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [67] S. SAWADA ET AL.: Analysis of contact resistance behavior for electric contacts with plating layer. *Proceedings of the 56rd IEEE Holm Conference on Electrical Contacts*, Charleston, SC, 2010, S. 65-72.
- [68] R. BLACKLER, M. WARWICK, J. LONG: Preliminary studies of tin and tin rich coatings as electrical contact materials. *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology*, Volume 4 (3), 1981, S. 294-303.
- [69] T. TAMAI, Y. NABETA, S. SAWADA, Y. HATTORI: Property of tin oxide film formed on tin-plated connector contacts. *Proceedings of the 56th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts*, Charleston, SC, 2010, S. 1-8.
- [70] A. NAKAMURA, H. NISHIWAKI, N. ITOH, M. TAKAHASHI: Contact characteristics of tin-plated copper alloys in high temperature environments. *17th International Conference on Electrical Contacts (ICEC 1994)*, Nagoya, 1994, S. 151-158.
- [71] WIELAND WERKE AG: *Datenblatt Wieland-K12, Walzprodukte*, Wieland-Werke AG, Ulm, 2014.
- [72] DIN EN 61984: *Steckverbinder - Sicherheitsanforderungen und Prüfungen (IEC 61984:2008)*; Deutsche Fassung EN 61984:2009.

- [73] CASTROL: Sicherheitsdatenblatt, Honilo 980, BP Europa SE, Mönchengladbach, Version 8.01, 2018.
- [74] T. DYCK, A. BUND: Design of Contact Systems Under Consideration of Electrical and Tribological Properties. IEEE transactions on components, packaging and manufacturing technology, Volume 8 (3), 2018, S. 427-438.
- [75] P. OBER-WÖRDER: Identifizierung und Optimierung der Reibung und Verschleiß beeinflussenden Parameter von elektrischen Kontakten. Masterarbeit, Universität Paderborn, 2017.
- [76] T. DYCK, M. ADLER, A. BUND: Investigation of conductor packages and contact geometries for stranded copper wires. IEEE transactions on components, packaging and manufacturing technology, Volume 9 (3), 2019, S. 399-404.
- [77] T. DYCK, A. BUND: An adaption of the Archard equation for electrical contacts with thin coatings. Tribology International, Volume 102, 2016, S. 1-9.
- [78] T. DYCK, A. BUND: The Influence of Contaminated Copper Wires on the DC Joule Heating of Connectors. IEEE Xplore digital library, 2018, S. 17-23.
- [79] T. DYCK, A. BUND: Influence of the Bead Geometry and the Tin Layer on the Contact Resistance of Copper Conductors. IEEE transactions on components, packaging and manufacturing technology, Volume 8 (10), 2018, S. 1863-1868.
- [80] C. KUCKUCK, M. BLAUTH, J. SONG: Investigations on the Effects of Different Strand Surface Conditions on the Inter Strand and Strand/Connector Resistance. IEEE Xplore digital library, 2018, S. 1-8.
- [81] Y. ZEROUKHI, E. NAPIERALSKA, K. KOMEZA, G. VEGA: Identification of current flow depending on the mechanical deformation in a stranded cable. COMPEL International Journal of Computations and Mathematics in Electrical, Volume 32 (4), 2013, S. 1437-1450.
- [82] Y. ZEROUKHI, E. NAPIERALSKA, G. VEGA, S. WIAK: Dependence of the Contact Resistance on the Design of Stranded Conductors. Sensors, Volume 14 (8), 2014, S. 13925-13942.
- [83] Y. ZEROUKHI, E. NAPIERALSKA: Proving DC non-homogeneity in a stranded conductor by advanced 3D electromechanical simulation. 15th IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering, Rom, 2015, S. 133-138.
- [84] T. DYCK, A. BUND: Auslegung von Kontaktsystemen mit galvanischen Zinnschichten unter Berücksichtigung der elektrischen und tribologischen Eigenschaften. Tagungsband der GMM-Fachtagung, Symposium Connectors, Lemgo, 2017, S. 129-146.

- 
- [85] WIELAND WERKE AG: Wieland-Kupferwerkstoffe. Wieland-Werke AG, Ulm, 6. Auflage, 1999.
- [86] WIELAND WERKE AG: K75 R460 precipitation hardened - ZugID9, Wieland-Werke AG, Ulm, 2012.
- [87] WIELAND WERKE AG: Datenblatt Wieland-K75, Walzprodukte, Wieland-Werke AG, Ulm, 2016.
- [88] P. VAN DIJK: Critical Aspects of Electrical Contacts. 21st International Conference on Electrical Contacts (ICEC 2002), Zürich, 2002, S. 161-167.



# A. Anhang

Tabelle A.1.: Standardabweichungen der Kontaktwiderstandsmessungen an einer 1,2  $\mu\text{m}$  AuCo / 2,2  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung (Abb. 4.21).

Geometrie Radius	Hemisphärisch			Zylindrisch		
	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm
Kraft [N]	Standardabweichung [mOhm]					
0,2	0,37	0,40	0,47	0,68	0,21	0,24
0,4	0,16	0,21	0,15	0,17	0,12	0,13
0,6	0,16	0,17	0,11	0,17	0,10	0,12
0,8	0,14	0,11	0,10	0,15	0,06	0,05
1,0	0,12	0,12	0,08	0,10	0,10	0,06
1,2	0,11	0,08	0,04	0,14	0,10	0,07
1,4	0,10	0,08	0,06	0,10	0,07	0,04
1,6	0,10	0,06	0,04	0,06	0,06	0,04
1,8	0,07	0,09	0,04	0,07	0,06	0,05
2,0	0,07	0,04	0,00	0,08	0,06	0,05
2,2	0,07	0,05	0,00	0,05	0,04	0,08
2,4	0,07	0,06	0,04	0,04	0,04	0,04
2,6	0,08	0,00	0,05	0,06	0,08	0,06
2,8	0,07	0,00	0,04	0,04	0,05	0,00
3,0	0,04	0,04	0,00	0,05	0,04	0,04
3,2	0,06	0,05	0,00	0,05	0,04	0,04
3,4	0,06	0,04	0,00	0,04	0,00	0,04
3,6	0,08	0,04	0,04	0,04	0,00	0,00
3,8	0,08	0,00	0,05	0,04	0,00	0,05
4,0	0,08	0,00	0,05	0,00	0,04	0,05
4,5	0,10	0,00	0,00	0,06	0,10	0,05
5,0	0,06	0,00	0,00	0,04	0,05	0,04
5,5	0,07	0,04	0,00	0,04	0,04	0,04
6,0	0,05	0,05	0,00	0,04	0,04	0,04
6,5	0,04	0,00	0,00	0,05	0,04	0,04
7,0	0,05	0,00	0,05	0,04	0,00	0,04
7,5	0,04	0,00	0,05	0,00	0,00	0,04
8,0	0,07	0,00	0,05	0,00	0,04	0,04
8,5	0,04	0,00	0,05	0,00	0,05	0,05
9,0	0,07	0,04	0,00	0,00	0,04	0,04
9,5	0,08	0,05	0,00	0,00	0,04	0,05
10,0	0,05	0,05	0,00	0,00	0,05	0,05



Tabelle A.2.: Standardabweichungen der Kontaktwiderstandsmessungen an einer 2,6  $\mu\text{m}$  Sn-matt / 3,2  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung (Abb. 4.22).

Geometrie	Hemisphärisch			Zylindrisch		
	Radius	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm	0,5 mm	1,0 mm
Kraft [N]	Standardabweichung [mOhm]					
0,2	1,13	5,86	2,31	12,56	2,89	7,52
0,4	0,66	2,50	2,03	2,71	2,03	2,93
0,6	0,57	1,57	1,75	1,47	1,52	1,91
0,8	0,55	1,08	1,47	1,02	1,13	1,33
1,0	0,50	0,78	1,11	0,72	0,94	0,93
1,2	0,43	0,57	0,86	0,50	0,77	0,66
1,4	0,39	0,46	0,68	0,41	0,64	0,50
1,6	0,36	0,34	0,54	0,35	0,51	0,37
1,8	0,32	0,27	0,40	0,28	0,46	0,29
2,0	0,30	0,22	0,32	0,25	0,37	0,24
2,2	0,24	0,16	0,23	0,21	0,33	0,23
2,4	0,26	0,12	0,23	0,19	0,30	0,21
2,6	0,24	0,14	0,20	0,19	0,27	0,13
2,8	0,19	0,12	0,17	0,16	0,29	0,12
3,0	0,22	0,10	0,17	0,12	0,24	0,09
3,2	0,19	0,06	0,17	0,12	0,21	0,10
3,4	0,19	0,07	0,15	0,09	0,22	0,08
3,6	0,16	0,05	0,15	0,10	0,18	0,09
3,8	0,14	0,05	0,13	0,09	0,18	0,12
4,0	0,14	0,06	0,10	0,09	0,17	0,08
4,5	0,12	0,05	0,12	0,05	0,13	0,07
5,0	0,09	0,00	0,07	0,05	0,10	0,09
5,5	0,07	0,04	0,08	0,05	0,12	0,07
6,0	0,09	0,04	0,06	0,04	0,10	0,05
6,5	0,07	0,05	0,05	0,05	0,06	0,06
7,0	0,08	0,04	0,04	0,04	0,07	0,06
7,5	0,07	0,00	0,04	0,04	0,08	0,05
8,0	0,07	0,05	0,04	0,04	0,05	0,05
8,5	0,08	0,04	0,05	0,00	0,05	0,05
9,0	0,05	0,04	0,04	0,05	0,05	0,05
9,5	0,06	0,04	0,04	0,05	0,04	0,00
10,0	0,06	0,00	0,04	0,04	0,04	0,04

Tabelle A.3.: Standardabweichungen der Kontaktwiderstandsmessungen an einer 5,7  $\mu\text{m}$  Sn-matt Beschichtung (Abb. 4.23).

Geometrie	Hemisphärisch			Zylindrisch		
	Radius	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm	0,5 mm	1,0 mm
Kraft [N]	Standardabweichung [mOhm]					
0,2	6,54	2,06	0,79	0,54	1,42	2,99
0,4	0,88	0,80	0,64	0,53	1,23	1,70
0,6	0,45	0,61	0,59	0,45	1,09	1,50
0,8	0,32	0,48	0,49	0,38	0,93	1,36
1,0	0,21	0,40	0,47	0,34	0,78	1,23
1,2	0,19	0,36	0,42	0,28	0,64	1,10
1,4	0,15	0,30	0,37	0,26	0,52	0,98
1,6	0,12	0,23	0,34	0,21	0,45	0,93
1,8	0,08	0,21	0,30	0,17	0,34	0,85
2,0	0,08	0,19	0,28	0,13	0,30	0,77
2,2	0,04	0,16	0,25	0,14	0,26	0,69
2,4	0,05	0,15	0,25	0,16	0,22	0,67
2,6	0,07	0,12	0,21	0,16	0,22	0,60
2,8	0,07	0,12	0,19	0,13	0,19	0,53
3,0	0,05	0,08	0,19	0,10	0,18	0,49
3,2	0,05	0,08	0,15	0,10	0,18	0,45
3,4	0,04	0,07	0,15	0,10	0,17	0,42
3,6	0,04	0,09	0,14	0,06	0,12	0,37
3,8	0,04	0,07	0,12	0,07	0,12	0,35
4,0	0,04	0,06	0,12	0,12	0,12	0,32
4,5	0,05	0,07	0,11	0,05	0,09	0,32
5,0	0,05	0,05	0,12	0,07	0,12	0,25
5,5	0,05	0,05	0,08	0,07	0,07	0,21
6,0	0,05	0,04	0,08	0,05	0,07	0,17
6,5	0,04	0,06	0,10	0,05	0,07	0,17
7,0	0,04	0,04	0,10	0,05	0,07	0,15
7,5	0,04	0,04	0,07	0,00	0,04	0,16
8,0	0,07	0,05	0,05	0,07	0,05	0,12
8,5	0,06	0,05	0,05	0,05	0,05	0,10
9,0	0,06	0,05	0,04	0,05	0,05	0,10
9,5	0,05	0,05	0,04	0,05	0,04	0,07
10,0	0,05	0,00	0,04	0,00	0,04	0,09

Tabelle A.4.: Standardabweichungen der Kontaktwiderstandsmessungen an einer 3,7  $\mu\text{m}$  Ni Beschichtung (Abb. 4.24).

Geometrie	Hemisphärisch			Zylindrisch		
	Radius	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm	0,5 mm	1,0 mm
Kraft [N]	Standardabweichung [mOhm]					
0,2	107,09	126,92	485,26	1147,40	965,03	147,65
0,4	60,55	59,95	15,84	34,37	400,03	87,27
0,6	50,45	57,20	14,21	100,93	74,27	81,15
0,8	42,60	56,43	18,71	30,41	102,37	78,00
1,0	39,66	53,67	20,87	47,23	97,12	75,61
1,2	38,68	51,25	23,04	43,96	81,62	73,34
1,4	38,80	49,47	25,89	46,31	65,82	71,08
1,6	39,92	48,53	27,15	51,69	62,24	68,67
1,8	41,32	48,15	29,46	59,38	58,43	66,11
2,0	42,90	47,39	35,91	57,77	57,87	63,87
2,2	44,25	47,57	48,37	53,38	54,88	62,06
2,4	45,54	49,96	52,37	51,05	51,02	60,64
2,6	46,76	52,63	50,73	49,34	49,91	59,25
2,8	47,38	58,09	50,64	48,19	48,69	57,99
3,0	47,56	61,11	50,56	46,88	47,81	56,71
3,2	47,87	61,44	52,52	45,84	47,34	55,59
3,4	48,29	60,45	53,47	44,79	47,15	54,58
3,6	48,36	59,47	52,67	44,17	47,09	53,50
3,8	47,42	58,41	51,65	43,68	46,90	52,31
4,0	46,67	57,47	50,14	43,07	46,65	51,29
4,5	45,36	55,43	46,66	41,79	45,83	48,64
5,0	43,72	53,10	41,26	40,89	45,40	46,15
5,5	43,20	51,54	41,23	39,82	44,90	43,89
6,0	40,80	48,60	39,94	37,85	44,23	42,69
6,5	36,58	45,86	39,89	34,96	43,54	40,83
7,0	34,61	43,16	43,25	31,36	43,26	39,75
7,5	32,49	40,66	46,16	29,59	42,24	38,47
8,0	29,48	38,00	47,19	27,33	33,63	37,00
8,5	27,65	36,35	45,56	24,65	32,21	36,09
9,0	25,86	34,67	32,39	21,14	31,98	34,85
9,5	24,40	33,11	32,58	20,25	32,42	34,06
10,0	22,55	31,24	32,58	18,87	31,96	32,48