

Friedhelm Günter

**Ausfallmechanismen, Ausfallmodelle und
Zuverlässigkeitsbewertung von kalten
Kontaktieretechniken**

Werkstofftechnik Aktuell

Schriftenreihe aus dem Fakultätsübergreifenden Institut für
Werkstofftechnik (IWT) an der TU Ilmenau

Herausgegeben von Univ.-Prof. Dr. rer. nat. Peter Schaaf
und Univ.-Prof. Dr.-Ing. Edda Rädlein

Band 3

Die vorliegende Schriftenreihe "Werkstofftechnik Aktuell" berichtet über aktuelle Forschungsergebnisse aus dem Institut für Werkstofftechnik (IWT) der TU Ilmenau. Die ausgewählten Texte spiegeln die breit gefächerten materialwissenschaftlichen und werkstofftechnischen Themen, die am IWT bearbeitet werden, wieder. Für weitere Informationen und Rückfragen können Sie sich gerne an das Institut (www.tu-ilmenau.de/wt) wenden oder das Institut persönlich besuchen. Über Ihre Anregungen, konstruktive Kritik und Ihre Kontaktaufnahme würden wir uns sehr freuen. Das IWT steht wissenschaftlichen Zusammenarbeiten stets aufgeschlossen gegenüber.

Ausfallmechanismen, Ausfallmodelle und Zuverlässigkeitsbewertung von kalten Kontaktiertechniken

Von Friedhelm Günter



Universitätsverlag Ilmenau
2010

Impressum

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Angaben sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Diese Arbeit hat der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität Ilmenau als Dissertation vorgelegen.

Tag der Einreichung: 7. April 2009

1. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. rer. nat. Christian Knedlik
(TU Ilmenau)

2. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Frank Berger
(TU Ilmenau)

3. Gutachter: Dr. Sören Kahl
(Sapa Technology, SE-612 81 Finspong, Sweden)

Tag der Verteidigung: 18. Dezember 2009

Technische Universität Ilmenau/Universitätsbibliothek

Universitätsverlag Ilmenau

Postfach 10 05 65

98684 Ilmenau

www.tu-ilmenau.de/universitaetsverlag

Herstellung und Auslieferung

Verlagshaus Monsenstein und Vannerdat OHG

Am Hawerkamp 31

48155 Münster

www.mv-verlag.de

ISSN 1868-6532 (Druckausgabe)

ISBN 978-3-939473-77-0 (Druckausgabe)

urn:nbn:de:gbv:ilm1-2009000475

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand in Zusammenarbeit mit dem Institut für Werkstoffe der Elektrotechnik der Technischen Universität Ilmenau und der Robert Bosch GmbH in Schwieberdingen.

Für die Betreuung der Arbeit gilt mein besonderer Dank Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing.habil. Dr. rer. nat. Christian Knedlik. Ihm möchte ich neben der fachlichen Begleitung für die Aufnahme an seinem Institut, die angenehme Zusammenarbeit und die Übernahme des ersten Gutachtens danken. Herrn Univ. Prof. Dr.-Ing. Frank Berger danke ich für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Koreferats. Ebenfalls danken möchte ich Herrn Univ.-Prof. Dr. rer. nat.habil. Peter Schaaf für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsverfahren.

Ganz herzlich möchte ich mich bei Herrn Dr. Sören Kahl für die zahlreichen fachlichen Diskussionen, die sehr gute Betreuung und Zusammenarbeit sowie das große persönliche Engagement bedanken, mit dem er mich bei der Durchführung der Arbeit begleitet hat. Herrn Dr. rer. nat. Volkmar Breternitz möchte ich für die herzliche Aufnahme in Ilmenau, die große Unterstützung bei der Organisation der Analysen sowie für die guten fachlichen und persönlichen Gespräche danken.

Mein Dank gilt auch den Kollegen und Kolleginnen, sowohl im Fachgebiet als auch bei der Robert Bosch GmbH. Die offene und angenehme Arbeitsatmosphäre sowie die große Hilfsbereitschaft, die ich in beiden Arbeitsgruppen erfahren durfte, war für mich eine große Unterstützung. Besonders erwähnen möchte ich hierbei Hr. Helmut Mannal sowie Fr. Elvira Remdt.

Bei meiner Frau Maren und meiner Familie möchte ich mich für die große Unterstützung und den Rückhalt bedanken, die mir die Anfertigung der Arbeit ermöglicht hat.

Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit Schadensbildern, Ausfallmechanismen und der Zuverlässigkeitsbewertung von Schneid-Klemm-Verbindungen (SKV) sowie Einpressverbindungen (EPV) unter thermischen und mechanischen Belastungen.

Im ersten Teil der Arbeit werden hierzu neuartige Prüfkonzepte entwickelt, die einerseits eine Trennung der mechanischen und thermischen Belastungen ermöglichen und andererseits für die produktunabhängige Erprobung realer Kontaktgeometrien geeignet sind. Die Grundidee ist hierbei die mechanische Belastung direkt und nicht über eine thermomechanische Belastung einzubringen. Hierdurch ist die Amplitude der mechanischen Auslenkung frei wählbar und unabhängig von der Umgebungstemperatur. Die Prüfkonzepte werden für vier verschiedene Schneid-Klemm-Verbindungen und zwei Verbindungen aus der Einpresstechnik in Labor-Prüfeinrichtungen umgesetzt. Anhand dieser Prüfstände werden die Schadensbilder und Ausfallmechanismen unter niederfrequenten, weggesteuerten mechanischen Belastungen detailliert erarbeitet.

Ausgehend von Grundkonzepten zur Reibkorrosion wird für die 1,5-mm-SKV eine Methode zur Lebensdauervorhersage eingeführt. Hierzu wird die zur Belastung notwendige Kraft in Verbindung mit der Auslenkung aufgezeichnet. Die Form der Kraft-Weg-Kurve und deren Entwicklung ermöglichen die Zuordnung der unterschiedlichen Lastamplituden zu einem Belastungsregime. Diese Einteilung erlaubt eine Abschätzung der Lebensdauer bereits nach wenigen Lastwechseln, also in einem frühen Stadium der Belastung. In einem zweiten Schritt wird diese Methodik der Kraft-Weg-basierten Lebensdauerprognose erfolgreich auf Einpressverbindungen übertragen.

Am Beispiel der 1,5-mm-SKV wird im vierten Teil der Arbeit das Grundlagenverständnis der Schadensbilder sowohl auf statische Temperaturlagerungen wie auch auf die Kombination von thermischen und mechanischen Belastungen erweitert. Rein statische Temperaturlagerungen beeinträchtigen die Lebensdauer der Verbindung unter extremen Belastungen ($T = 220\text{ °C}$ und $t \geq 1\text{ Jahr}$). Grundvoraussetzung für einen Ausfall bei Umgebungstemperaturen bis 150 °C ist hingegen die Kombination mit einer mechanischen Belastung der Kontaktzone. Die Gegenüberstellung der Ergebnisse von Temperaturwechselversuchen, statischer Temperaturlast und direkter mechanischer Belastung ergibt neben den bereits identifizierten Einflussgrößen mechanische Auslenkung und thermische Belastung einen signifikanten Einfluss der Umlagerungsgeschwindigkeit auf die Lebensdauer der Verbindung.

Summary

In this thesis the failure and failure mechanisms of insulation-displacement-connections (IDCs) and press-fit-connections (PFCs) under mechanical and thermal load are investigated as well as methods how one can evaluate the reliability of these connections. To this end new test concepts are developed, which for the first time allow to distinguish between the different load types and in addition permit testing of real connection geometries independent of the product the connection is used in. Therefore the load is directly applied to the connection. Using this method the load amplitude can be chosen arbitrarily and is independent of the ambient temperature. The observed conditioned failure mechanisms using these novel test concepts pave the way to next generation test procedures, which will enable to significantly reduce development times for connections in the future.

After providing the reader with the theoretical concepts needed to understand the experiments in the first chapter, the second part is dedicated to getting a sound understanding of low-frequency mechanical load on connections for a given displacement. The failure mechanisms for this kind of load are studied in great detail for four different IDCs and two PFCs. This analysis can serve as a basis for evaluation and design of future connections in any application.

Starting from the basic concepts on fretting corrosion the third part of the thesis will deal with the predictability of the lifetime of 1.5-mm-IDCs. For this purpose the force introducing the load together with the deflection is monitored. The shape of the force-deflection-diagram allows one to assign the different load amplitudes to certain fretting regimes. This classification opens up the possibility to get a good lifetime estimate already at a very early stage of the load. To point out that this way to estimate

the lifetime is not only limited to IDCs, it is shown that one can successfully transfer this concept to PFCs.

In the fourth part of the thesis the influence of pure thermal load and combined thermal and mechanical load is analysed for 1.5mm-IDCs. Under pure thermal stress the lifetime of the connections is only reduced under very extreme conditions (temperatures above 220 °C and load times of more than one year). At temperatures below 150 °C a fundamental requirement for the failure of the connection is a mechanical load in the area of contact. The comparison between test samples which have seen a direct mechanical load and those from thermo-mechanical-testing reveal a third parameter that affects the lifetime. It turns out that beside mechanical and thermal loads the frequency of the mechanical load plays a crucial role for the lifetime of the connection.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Motivation	13
2	Stand der Wissenschaft und Technik	15
2.1	Einführung in die Kalte Kontaktiertechnik	15
2.1.1	Schneid-Klemm-Verbindungen	15
2.1.2	Einpresstechnik	19
2.2	Elektrische Kontakte	21
2.2.1	Kontakttheorie	22
2.2.2	Ausfallbilder in Automobilanwendungen	25
3	Experimentelle Methoden	33
3.1	Direkte mechanische Wechselbelastung	33
3.1.1	Prüfstand 1: Zug-Druck-Prüfmaschine	34
3.1.2	Prüfstand 2: Draht-Vorspannung	40
3.1.3	Prüfstand 3: Prüftemperaturen bis 180°C	42
3.1.4	Prüfstand 4: Piezoaktor	45
3.1.5	Prüfstand 5: Thermomechanische Belastung	48
3.2	Bewertung und Analyse der Kontaktvarianten	51
3.2.1	Die Widerstandsmessung	51
3.2.2	Probenpräparation und Analyse	55
4	Ausfallmechanismen und Schadensbilder	63
4.1	Schneid-Klemm-Verbindungen	63
4.1.1	Die 1,5-mm-Schneid-Klemm-Verbindung	64
4.1.2	Die 0,14-mm-Schneid-Klemm-Verbindung	84
4.1.3	Die 0,28-mm-Schneid-Klemm-Verbindung	93
4.1.4	Zusammenfassung	103
4.2	Einpress-Verbindungen	107
4.2.1	Verbindungen mit massiver Einpresszone	107
4.2.2	Verbindungen mit flexibler Einpresszone	114

5 Kraft-Weg-basierte Lebensdauerabschätzung	127
5.1 Schneid-Klemm-Verbindungen - 1,5-mm-SKV-a . . .	128
5.2 Einpresstechnik - „Rechteckpin-in-Rundloch“ . . .	137
5.3 Leiterplatten-Einpresstechnik	142
5.4 Zusammenfassung	146
6 Gegenüberstellung DMW und klassische Erprobung	149
6.1 Hochtemperaturlagerung	150
6.2 Temperaturwechsel-Versuche	159
6.3 Direkte mechanische Belastung	170
6.4 Zusammenfassung	174
7 Resumee und Ausblick	177
Symbole	179
Abkürzungen	181
Publikationsliste	183
Literaturverzeichnis	185

1 Einleitung und Motivation

Elektronik ist in den letzten 30 Jahren zu einem festen Bestandteil unseres Alltags geworden. Auch im Automobil führt der Wunsch nach mehr Komfort und Sicherheit sowie verschärfte Abgasgesetze zu einem immer größeren Ausstattungsgrad der mit elektronischen Baugruppen. Das Spektrum der Anwendungen reicht heute vom Bedienelement in der Fahrgastzelle bis hin zum Steuergerät im Motorraum. Den anspruchsvollen Einsatzbedingungen steht jedoch der Wunsch nach Miniaturisierung und ein enormer Kostendruck gegenüber. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, kommen in der elektrischen Aufbau- und Verbindungstechnik neben den klassischen Fügeverfahren Löten oder Widerstandsschweißen, Techniken wie Bonden, Leitleben oder die kalte Kontaktiertechnik zum Einsatz.

Während sich kalte Kontaktiertechniken als kostengünstige Verbindungen in Elektronikkomponenten für Telekommunikationsanlagen einen festen Platz erobert haben, beschränkt sich der Einsatz in der Automobilelektronik derzeit noch auf einzelne Anwendungen. Die Ursache hierfür liegt in den deutlich anspruchsvolleren Lastprofilen im Automobil. Abgesehen von speziellen Einsatzbedingungen wie Schadgaseinfluss, starke Bestromung oder Feuchtigkeit, beeinträchtigen zumeist Temperatur und mechanische Belastungen, wie beispielsweise Stöße oder Vibrationen, die Zuverlässigkeit der eingesetzten elektrischen Kontakte [Swi00].

Um das Einsparpotential kalter Kontaktiertechniken auch für Automobilanwendungen zugänglich zu machen, ist ein grundlegendes Verständnis der auftretenden Ausfallmechanismen erforderlich. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird dieses Verständnis für Schneid-Klemm-Verbindungen und Einpressverbin-

dungen unter niederfrequenten mechanischen und thermischen Belastungen geschaffen.

Sowohl bei den Temperaturwechsel-Erprobungen zur Freigabe, wie auch später direkt im Automobil sind die elektrischen Verbindungen einer Vielzahl an unterschiedlichen Belastungen gleichzeitig ausgesetzt. Eine genaue und vor allem differenzierte Messung dieser Belastungen ist im Produkt nicht möglich. Auftretende Schadensbilder können somit zwar beobachtet werden, eine Korrelation zwischen Lastprofil und Schadensbild oder gar der Lebensdauer ist unter diesen Bedingungen nur sehr begrenzt ableitbar.

In der vorliegenden Arbeit wird deshalb ein neuer Ansatz zur Erprobung der elektrischen Kontakte entwickelt. Reale Kontaktgeometrien werden produktunabhängig erprobt. Hierdurch wird eine große Anwendungsnähe gewährleistet und gleichzeitig eine definierte Belastung und somit eine Modellbildung möglich. Erforderlich sind hierfür Prüfkonzepte, die einerseits eine Trennung der unterschiedlichen Belastungen ermöglichen und andererseits für die Erprobung realer Kontaktgeometrien geeignet sind. Diese werden im ersten Abschnitt der Arbeit entwickelt. Unterschieden werden Prüfkonzepte für niederfrequente, mechanische Belastungen, sowie für thermische und thermo-mechanische Belastungen.

Auf Basis dieser Prüfkonzepte werden die Schadensbilder der Schneid-Klemm- und Einpressverbindungen erarbeitet und umfassend dokumentiert. Die systematische Beschreibung erfolgt einerseits mit dem Ziel die Ausfallmechanismen grundlegend zu verstehen. Dies ermöglicht im Produkt auftretende Schadensfälle richtig interpretieren und abstellen zu können. Andererseits werden hiervon ausgehend Modelle zur Lebensdauerabschätzung und Zuverlässigkeitsbewertung sowie Ansätze für beschleunigte Erprobungen entwickelt.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Einführung in die Kalte Kontaktiertechnik

Unter dem Begriff der „Kalten Kontaktiertechnik“ (kurz *KKT*) ist die Gruppe der nicht-lösbaren, kraft- und formschlüssigen elektrischen Kontakte zusammengefasst. Gemeinsames Merkmal aller Varianten dieser Kontaktfamilie ist, dass der elektrische Kontakt allein durch Verpressen oder Verklemmen der beiden Fügepartner hergestellt wird. Die Vorteile liegen auf der Hand: Eine Wärmebelastung umliegender Bauteile findet nicht statt. Auch ein verdecktes Schließen der Kontakte ist möglich. Außerdem laufen die Arbeitsschritte auf einfachen Anlagen und sind in hohem Maße parallelisierbar. Dies ermöglicht neue Fertigungskonzepte sowie hohe Taktraten. Beispiele für kalte Kontaktierverfahren sind Crimp-, Wickel- und Schneid-Klemm-Verbindungen, sowie Einpresspins.

2.1.1 Schneid-Klemm-Verbindungen

Seit der Erfindung der Schneid-Klemm-Technik (*SKT*, engl. *Insulation Displacement Technology*) in den 60-er Jahren wurde eine Vielzahl an unterschiedlichen Kontaktvarianten realisiert. Die Verbindungstechnik kommt bei der dauerhaften Kontaktierung von isolierten elektrischen Leitern zum Einsatz. Das Einsatzgebiet reicht vom Massiv- über Litzen- und Flachbandleiter bis

hin zu Lackdrähten [Joe04]. Während die Schneidklemmtechnik beispielsweise in Telekommunikationsanwendungen weit und seit vielen Jahren verbreitet ist, stellt sie für Automobilanwendungen eine eher junge Technik dar. Verantwortlich hierfür sind die hohen mechanischen und thermischen Belastungen in Automobilanwendungen. Je nach Einbaulage wirken Umgebungstemperaturen von bis zu 200 °C und starke Stoß- und Vibrationsbelastungen auf die elektrischen Komponenten. Hieraus ergeben sich große Anforderungen sowohl an den Werkstoff wie auch die mechanische Auslegung der Verbindungen. In der Robert Bosch GmbH fanden Schneid-Klemm-Verbindungen im Jahr 1996 in Zündspulen ihre erste Anwendung.

Der Name der Kontaktvariante leitet sich direkt aus den Funktionen ab, die sie bei der Kontaktierung eines Leiters ausübt. Bei der Herstellung der Verbindung wird ein isolierter Leiter in einen Gabelkontakt gedrückt. Hierbei wird die Isolation des Leiters durchgeschnitten und entfernt. Anschließend werden die freigelegten Leiteradern gegen den metallischen Gabelkontakt gepresst und so der elektrische Kontakt zwischen den beiden Fügepartnern hergestellt. Der Fügevorgang erfordert eine Relativbewegung zwischen der Schneidklemme und dem zu kontaktierenden Leiter. Welcher der beiden Fügepartner hierbei bewegt wird, ist abhängig von der Fügestrategie. Die Zuverlässigkeit der Verbindung wird hiervon in der Regel nicht beeinträchtigt.

Bei der Kontaktierung von massiven Kupferlackdrähten, wie sie im Rahmen der Arbeit verwendet werden, ist zum Entfernen der Isolation eine Schabekante erforderlich. Der Aufbau des Klemmschlitzes, sowie die Teilschritte des Fügevorgangs sind in Abbildung 2.1.1 skizziert dargestellt. Über Schabekanten (a-1) wird der Lackdraht nach dem Zentrieren (b) gezielt angeschnitten (c) und somit eine möglichst saubere und oxidfreie Kontaktfläche geschaffen. Anschließend wird der angeschnittene Lackdraht im

Klemmbereich (a-2) verpresst (c).

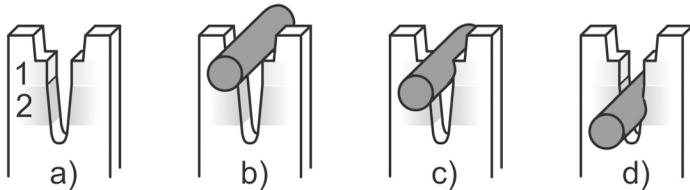


Abbildung 2.1.1: (a) - Aufbau der SKV: Schabekante (1) und Klemmbereich (2), [Gün08]. Fügevorgang: Zentrieren (b), Anschneiden (c) und Verpressen (d) des Lackdrahts.

Für die Qualität der elektrischen Verbindung sind sowohl das vollständige Entfernen des isolierenden Lacks wie auch die im Klemmschlitz aufgebaute Kontaktkraft entscheidend. Einen ersten Anhaltspunkt bei der Auslegung der Klemmgeometrie geben das Schneidverhältnis S und das Klemmverhältnis K . Diese sind wie folgt definiert [Gün08]:

$$S = 1 - \frac{\text{Schabekantenbreite}}{\text{Drahtdurchmesser}} \quad \text{und} \quad K = 1 - \frac{\text{Klemmschlitzbreite}}{\text{Schabekantenbreite}}$$

Das Schneidverhältnis drückt aus wie stark der Lackdraht angeschnitten wird. Es ist somit ein Maß für die Kontaktfläche, die im Idealfall zur Verfügung steht. Das Klemmverhältnis hingegen beschreibt wie stark der Leiter im Klemmschlitz verpresst wird.

Über das Verpressen im Schlitz des Gabelkontakts wird die Kontaktkraft aufgebaut. Hierbei sind die Werkstoffeigenschaften der beiden Fügepartner entscheidend. Kupfer besitzt neben einer guten elektrischen Leitfähigkeit auch eine gute plastische Verformbarkeit. Bei der Kontaktierung von Kupferlackdrähten werden diese unter der Kraft der Klemmschenkel plastisch deformiert und verfestigt. Im plastisch deformierten Cu-Leiter kommt es unter der Kontaktkraft zum Abbau von inneren Materialspannungen [Roe]. Für die Langzeitstabilität der kraftschlüssigen

SKV sind deshalb die Federeigenschaften der gewählten Werkstoffe entscheidend. Die Klemme muss einerseits so gewählt werden, dass die beim Aufspreizen entstandene Klemmkraft im Material in Form von Spannung elastisch gespeichert bleibt. Andererseits muss die Federeigenschaft der Klemme über die Lebensdauer in ausreichendem Maß erhalten bleiben, um den Kraft- und Formschluss auch bei Relativbewegungen und thermischen Belastungen zu erhalten. In der Regel wird mindestens ein Fügepartner während des Fügevorgangs plastisch deformiert, so dass eine bereits gefügte Verbindung nicht wieder verwendet werden kann.

Schneid-Klemm-Verbindungen werden nur für einen Steckvorgang ausgelegt. Dies erlaubt die Verbindung mit deutlich höheren Fügekräften und somit auch deutlich höheren Kontaktkräften auszulegen. Die großen Kontaktkräfte der Schneid-Klemm-Verbindungen ebenso wie das Anschneiden und anschließende Abgleiten der beiden Kontaktoberflächen während des Fügevorgangs führen zu einem sehr geringen Widerstand der Verbindung [Abb92]. In vielen Anwendungen werden deshalb bereits ohne eine Oberflächenbeschichtung Übergangswiderstände im $\mu\Omega$ -Bereich erreicht.

Bei der Kontaktierung von massiven Lackdrähten liegt momentan die untere Grenze bei Drahtdurchmessern von $120\ \mu\text{m}$ [Uni09]. Mit abnehmendem Drahtdurchmesser steigen die Anforderungen an den Stanzprozess. Schlitzbreiten im Bereich von $100\ \mu\text{m}$ sowie Fertigungstoleranzen, die für einen stabilen Fügeprozess erforderlich sind, führen zu großen Herausforderung in der technischen Umsetzung. Die Miniaturisierung der Schneidklemme wird jedoch auch durch die Handhabbarkeit der Klemmen sowie den geforderten Federeigenschaften begrenzt. Diese erfordern eine gewisse Blechstärke und Länge des Federarms [Bra97].

2.1.2 Einpresstechnik

Als Einpresstechnik bezeichnet man lötfreie Verbindungen, die durch das Einpressen eines Einpresspins in das metallisiertes Loch einer Leiterplatte hergestellt werden [DIN04]. Hohe Toleranzanforderungen hinsichtlich des Lochaufbaus verhinderten eine schnelle Verbreitung der Technik und wurden erst mit der DIN 41611 und ICE 352-5/EN 60352-5 möglich. Einpressverbindungen werden für Bauelemente eingesetzt, die nicht mit dem Reflow-Verfahren gelötet werden können. Die Einpresstechnik stellt somit eine Alternative zum Schöpflöten dar. Die Einpressverbindungen erreichen hierbei eine mit Lötverbindungen vergleichbare Zuverlässigkeit und Lebensdauer [Kah07].

Im Wesentlichen lassen sich zwei Gruppen von Einpressstiften unterscheiden. Eingesetzt werden Stifte in massiver Ausführung sowie Pins mit flexiblen Einpresszonen [Sca77]. Insbesondere für flexible Einpresszonen existiert eine große Vielfalt an Geometrievarianten, die meist vom jeweiligen KontaktHersteller patentrechtlich geschützt sind. Die in Abbildung 2.1.2 gezeigten Beispiele für Kontaktvarianten dienen zur Veranschaulichung und sind deshalb frei skizziert.

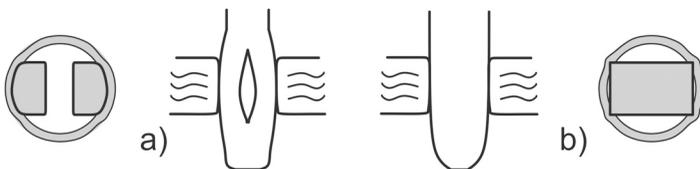


Abbildung 2.1.2: Einpresstechnik. Frei skizzierte Beispiele für Einpressstifte mit flexiblen a) und massiven b) Einpresszonen. Für beide Varianten sind Längs- und Querschnitte skizziert.

Beim Einpressvorgang tritt zwischen dem Einpresspin und der Lochwand eine relativ hohe Kraft in Längsrichtung der Hülse

auf, welche die Tendenz hat, die Kupferhülse aus der Leiterplatte herauszuschieben. Sie setzt sich aus der Radial- und der Reibkraft zusammen. Die Radialkraft wird durch Werkstoff und die Geometrie des Einpresspins bestimmt. Der Reibkoeffizient ist von der Rauheit und Beschichtung des Einpresspins und der Kupferhülse abhängig. Durch die hohen Kräfte werden die Werkstoffe stark verformt und liegen anschließend formschlüssig aufeinander. Das Ausmaß, in dem sich eine Formschlüssigkeit erzielen lässt, hängt einerseits vom Druck und andererseits von der Verformbarkeit des weicheren Kontaktmaterials ab.

Die Schub-Druckbewegung während des Fügevorgangs entfernt Oxidschichten auf den Kontaktoberflächen und führt so im frisch-gefügt Zustand zu einem weitgehend oxidfreien Kontaktbereich. Hierdurch können elektrische Übergangswiderstände der Kontakte im Bereich weniger $\mu\Omega$ erreicht werden.

Bei zu hohen Einpresskräften oder instabilen Hülsen können Delaminationen auftreten, das heißt die einzelnen Isolationschichten werden voneinander getrennt oder auseinander gerissen. Sichtbar werden derartige Beschädigungen durch eine Weißhofbildung im Isolationsmaterial neben den belasteten Löchern. An diesen Stellen ist das Gefüge zwischen Glasgewebe und umgebendem Harz derart beschädigt, dass eine ausreichende Stabilität auf Dauer nicht mehr gewährleistet und die Zuverlässigkeit beeinträchtigt ist. Außerdem kann Feuchtigkeit in die Leiterplatte eindringen und langfristig die Isolationseigenschaften des Basismaterials herabsetzen. Gleichzeitig führt die mechanische Belastung der Leiterplatte zu Beeinträchtigungen benachbarter Bauteile.

Vor diesem Hintergrund spielt die Kräfteverteilung beim Design der Einpressverbindung eine entscheidende Rolle. Durch eine elastische Einpresszone wird zusätzlich zum Form- ein Kraftschluss zwischen Pin und Kupferhülse erzeugt. Hierdurch verbes-

sert sich das Verhältnis von Einpress- zu Auspresskraft deutlich und die mechanische Schädigung der Leiterplattenhülse wird reduziert. Eine Definition allgemein gültiger Kraftbereiche ist jedoch nicht zielführend. Die Auslegung der zulässigen Einpress- bzw. Auspresskräfte erfolgt abhängig von der gewünschten Anwendung [Cor03]. Neben der Geometrie der Einpresszone werden zur Verbesserung der Kontakteigenschaften Oberflächenbeschichtungen eingesetzt. Vor dem Hintergrund des großen Kostendrucks kommen in Automobilanwendungen zumeist Zinnbeschichtungen in Kombination mit einer Unternickelung zum Einsatz. Verglichen mit blanken Kupferwerkstoffen werden hierdurch bei guten elektrischen Eigenschaften deutlich reduzierte Einpresskräfte erreicht.

2.2 Elektrische Kontakte

Unter einem elektrischen Kontakt versteht man eine Verbindung zwischen zwei Leitern, über welche ein elektrischer Strom fließen kann. Die beiden Leiter werden *Kontaktpartner* oder einfach *Kontakte* genannt. Für die Qualität eines elektrischen Kontakts sind dessen Übergangswiderstand und Stromtragfähigkeit entscheidend. Ebenso werden die Stabilität und die Lebensdauer beurteilt. Geprägt werden diese Eigenschaften von einer Vielzahl unterschiedlicher Einflussfaktoren. Aufbauend auf den Standardwerken von R. Holm [Hol67] und P.G. Slade [Sla99] werden im Folgenden die Begriffe und Konzepte der elektrischen Kontakttheorie vorgestellt. Die für die Arbeit relevanten Themen werden detailliert erarbeitet, für eine umfassendere Einführung sei jedoch auf die zitierte Literatur verwiesen.

Im Weiteren werden die Ausfallbilder elektrischer Kontakte in Automobilanwendungen und deren Grundkonzepte beschrieben.

Im Rahmen dieser Arbeit sind insbesondere die Konzepte der Spannungsrelaxation und der Reibkorrosion von Bedeutung.

2.2.1 Kontakttheorie

Physikalisch gesehen, weist jede Oberfläche auf der mikroskopischen Skala eine Rauheit R_z auf. Je nach Herstellungsprozess ergeben sich Form, Höhenverteilung, mittlerer Abstand und weitere geometrische Eigenschaften dieser „Berg- und Tallandschaft“. Werden nun zwei Kontaktpartner über eine Kraft zusammengedrückt, so sind diese nur an wenigen Spitzen - den sogenannten *a-spots* - miteinander in Kontakt (siehe Abb. 2.2.3). Man unterscheidet deshalb zwischen der tatsächlichen und der scheinbaren oder nominellen Kontaktfläche.

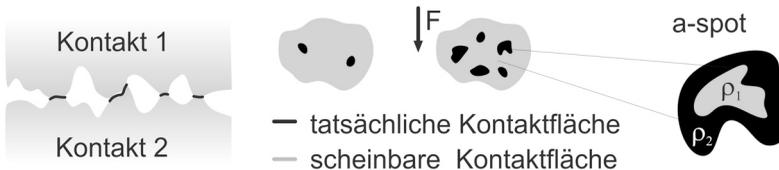


Abbildung 2.2.3: Multi-Asperity-Modell: Die Oberflächen sind nur an wenigen Punkten, den *a-spots*, tatsächlich miteinander in Kontakt. Grafik angelehnt an [Hol67].

Die ersten Kontaktmodelle von Hertz [Her82] und Holm [Hol67] basieren auf der Vorstellung einer elastischen Deformation der beiden Kontaktpartner. Durch die punktuelle Berührung der Kontaktflächen kommt es jedoch zu lokalen Spannungsspitzen, die in der Regel die Fließgrenze der Kontaktwerkstoffe überschreiten. Bowden und Tabor [Bow64] erweiterten deshalb das Kontaktmodell um die plastische Deformation der Kontaktspitzen. Die lokalen Spannungsspitzen werden über eine plastische Verformung der Kontaktspitzen und über die Ausbildung neuer

Kontaktstellen abgebaut. Im Gleichgewichtszustand entspricht die lokale Spannung der Fließgrenze des weicheren Kontaktmaterials [Pul72]. Die tatsächliche Kontaktfläche A_K , also die Anzahl und Größe der *a-spots*, ist somit abhängig von der Härte H des Weicheren der beiden Kontaktpartner und der anliegenden Kontaktkraft F_K

$$A_K = F_K/H.$$

Wie stark die plastische Deformation der Kontaktpartner ausfällt, wird durch die Werkstoffpaarung und die Kontaktkräfte bestimmt. Meist kommt es nur bei sehr starken Lasten sowohl auf der makroskopischen, wie auf der mikroskopischen Skala zu plastischer Deformation. Eine Oberflächenrauheit der Kontaktpartner bleibt deshalb auch bei mehrfachem Kontaktieren erhalten [Moo48].

Da die Fügepartner nur an wenigen Punkten tatsächlich in Kontakt sind, muss auch der Strom über diese Kontaktspitzen fließen. Die elektrischen Feldlinien bündeln sich deshalb bei der Annäherung an die Oberfläche hin zu den *a-spots*. Dieses Einschnüren führt zu einer Erhöhung der Stromdichte an den Kontaktspitzen und damit zu einer Widerstandserhöhung, dem sogenannten Engewiderstand R_E (vgl. Abb. 2.2.4).

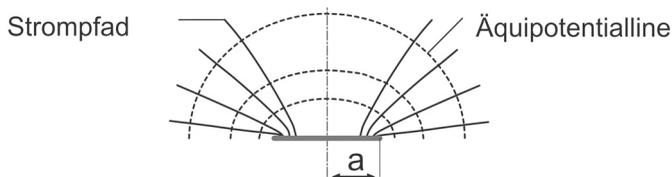


Abbildung 2.2.4: Äquipotentiallinien und Stromlinien in der Umgebung eines Mikrokontaktpunkts mit dem Radius a [Sla99].

Zusätzlich zum Engewiderstand beeinflussen Fremdschichten die Leitfähigkeit der Kontaktpunkte. Hierbei kann es sich ei-

nerseits um bewusst aufgebrauchte Oberflächenbeschichtungen handeln. Auf der anderen Seite lagern sich unter normalen Umgebungsbedingungen auf jeder Metalloberfläche Fremdschichten mit einer Dicke von mehreren Atomlagen an [Sla99]. Der Übergangswiderstand setzt sich entsprechend aus dem Schicht- und Engewiderstand zusammen.

$$R_{\dot{U}} = R_E + R_F$$

Im Fall der hier betrachteten form- und kraftschlüssigen Kontakte, werden Schmutz- oder Oxidschichten meist beim Fügevorgang durchbrochen oder gar entfernt [Mal94]. In einer ersten Näherung lässt sich der Übergangswiderstand für blanke Kontaktpartner deshalb über eine reine Betrachtung des Engewiderstands angeben [Mit79]. Nach Holm [Hol67] ergibt sich der Engewiderstand für einen kreisförmigen a -spot zu

$$R_E = \frac{\rho_1 + \rho_2}{2d},$$

wobei ρ_1 und ρ_2 den spezifischen Widerstand der beiden Kontaktpartner und a den Radius des a -spots beschreiben. Eingesetzt in die Formel zur Beschreibung der tatsächlichen Kontaktfläche, also unter Einbeziehung der plastischen Deformation der Kontaktspitzen, ergibt sich für eine kreisförmige Kontaktfläche

$$A_K = \pi \cdot d^2/4 = F_K/H.$$

Mit Hilfe dieser Annahmen lässt sich der Übergangswiderstand rein über die Werkstoffeigenschaften der Leiter (ρ , H) und die Kontaktkraft F_K beschreiben:

$$R_{\dot{U}} = R_E = \frac{\rho_1 + \rho_2}{4} \cdot \sqrt{\frac{\pi H}{F_K}}.$$

In der Praxis beeinflussen die Verteilung der a -spots, die Här-

teänderungen und die reale Kontaktgeometrie den Übergangswiderstand. Für eine Vielzahl an Fragestellungen ist die oben erläuterte Beschreibung mit einer Genauigkeit von 20 % [Sla99] meist ausreichend.

2.2.2 Ausfallbilder in Automobilanwendungen

Das Lastkollektiv bei Automobilanwendungen stellt hohe Anforderungen an die Leistungsfähigkeit eines elektrischen Kontakts. Die auftretenden Belastungen werden in zwei Kategorien eingeteilt. Unterschieden werden hierbei die Gruppen der einsatz- und der funktionsspezifischen Beanspruchungen [Swi98].

Funktionsspezifische Belastungen (engl. application stresses) ergeben sich aus der Funktion des Bauteils selbst. Im Fall der kraft- und formschlüssigen Kontakte sind dies Belastungen während des Fügevorgangs und die Strombelastung im Betrieb. Einsatzspezifische Beanspruchungen (engl. operation stresses) ergeben sich aus der Umgebung, in welcher der elektrische Kontakt zum Einsatz kommt. In den meisten Anwendungsfällen umfasst dies Belastungen durch Temperatur, Feuchtigkeit, Schadgase und mechanische Belastungen [Swi00].

Thermisch aktivierte Ausfallmechanismen In Automobilanwendungen werden für elektrische Kontakte in der Regel vier Temperaturklassen abhängig von der jeweils auftretenden Höchsttemperatur unterschieden: 85, 105, 125 und 155 °C [USC94]. Erhöhte Temperaturen beschleunigen die chemische und werkstofftechnische Degradation des Kontakts. Neben Oxidation und Spannungsrelaxation werden die elektrischen Kontakte im Rahmen dieser Arbeit auch thermo-mechanisch belastet.

Unter dem Begriff der Spannungsrelaxation ist der Abbau interner Materialspannungen in Abhängigkeit der Zeit und der

Temperatur zusammengefasst. Diese Spannungen werden durch Bewegungen von Körnern und Versetzungen sowie der Diffusion von Atomen abgebaut [Ils73]. In kraftschlüssigen Verbindungen bedeutet dies einen Abbau der Federkräfte, die während des Fügevorgangs über elastische Verformungen der Kontaktpartner aufgebaut wurden. Die Geschwindigkeit der Relaxation wird nicht nur durch die inneren Spannungen, sondern auch durch das thermodynamische Ungleichgewicht zwischen Probe und Umgebung bestimmt [Gro91]. Im Gegensatz zu Kriechversuchen findet Spannungsrelaxation jedoch bei abnehmenden Spannungen statt, sondern bei konstanter Dehnung und führt nicht zum Bruch der Probe. Eine Beschreibung der Restspannung über Kriechgleichungen ist deshalb nur in unzureichendem Maß möglich [Boe98].

Im Laufe der Zeit wurden mehrere Messverfahren zur Erfassung der Spannungsrelaxation entwickelt [Fox64, Fox71, Par76, Gra79, Gro91]. Eine Messung der Spannungsrelaxation direkt an einer realen Kontaktgeometrie ist jedoch nicht möglich. Im Rahmen der Arbeit wurde deshalb die Spannungsrelaxation über Datenblätter des entsprechenden Kontaktmaterialherstellers [Wiea] abgeschätzt.

Für die Abschätzung des Bauteilverhaltens bei sehr langen Einsatzzeiten werden meist beschleunigte Tests bei erhöhten Temperaturen eingesetzt. Eine Methode mit der eine solche Extrapolation durchgeführt werden kann, wurde von Larson und Miller [Lar52] entwickelt. Dieser Parametermethode liegt die Gleichung für die Verformungsgeschwindigkeit

$$\dot{\epsilon} = c \cdot e^{-\frac{Q}{RT}}$$

[Hol45] zugrunde, mit Q = Aktivierungsenergie, R = Gaskonstante, T = absolute Temperatur.

Der von dieser Beziehung abgeleitete Larson-Miller-Parameter ist durch folgende Beziehung definiert:

$$\log_{10}\Delta\sigma = a \cdot P - b$$

Die beiden Regressionsparameter a und b enthalten die Materialeigenschaften, während die Temperatur (ϑ in $^{\circ}\text{C}$) und die Versuchsdauer (Δt in h) über den Parameter P :

$$P := (\vartheta + 273,16) \cdot (20 + \log_{10}\Delta t) \cdot 10^{-3}$$

einfließen. Unter der Voraussetzung, dass die Kombination von Versuchstemperatur und -dauer den gleichen Wert für P ergibt, lassen sich Experimente zur Spannungsrelaxation, die bei unterschiedlichen Temperaturen durchgeführt werden, miteinander vergleichen. Die Larson-Miller-Methode bildet somit eine Möglichkeit für die Verkürzung von Relaxationsexperimenten [Boe98].

Werden isotherme Experimente über erhöhte Versuchstemperaturen ϑ_S (in $^{\circ}\text{C}$) beschleunigt, so ist sicherzustellen, dass aufgrund der Temperaturerhöhung keine anderen Wirkmechanismen als unter den ursprünglichen Lastbedingungen ϑ_0 (in $^{\circ}\text{C}$) aktiviert werden. Für den Vergleich zweier Experimente ergeben sich deshalb die folgenden Grundregeln [Boe94]:

$$\vartheta_S - \vartheta_0 \leq 3,3 P_0 \quad (2.2.1)$$

$$\vartheta_{\text{Schnell}}[^{\circ}\text{C}] + 273,16 \leq 0,4 T_{\text{Solidus}}[K], \quad (2.2.2)$$

wobei ϑ_S die Temperatur des beschleunigten Experiments, ϑ_0 die Temperatur des ursprüngliche Experiments, P_0 den Larson-Miller-Parameter bei ϑ_0 und T_{Solidus} die Schmelztemperatur des Kontaktwerkstoffs in K beschreibt.

Für eine Vielzahl an Kupferlegierungen liegt die Schmelztempera-

tur T_{Solidus} im Bereich von [Wiea] wodurch sich eine Temperatur-Obergrenze für verkürzte Experimente im Bereich von 200-250 °C ableitet.

Auf der Kupferoberfläche bilden sich bereits nach kurzer Zeit und niedrigem Sauerstoff-Partialdruck Oxidschichten im μm -Bereich [Sla99]. Bei Temperaturen unterhalb 125 °C bildet sich vorwiegend Cu_2O . Die Oxidbildung wird über die Sauerstoffdiffusion durch die Oxidschicht hindurch begrenzt [Bog72]. Bei Temperaturen in der Gegend von 200 °C setzt vermehrt auch die Bildung von CuO ein [Hon49]. Die entstehenden Oxidationsprodukte sind nicht nur schlechte elektrische Leiter ($\rho_{\text{CuO}} = 1 - 10 \Omega\text{m}$ [Sam73]), sondern durch ihre meist geringere Dichte auch voluminöser als der Ausgangsstoff. Dies kann zu Druck in der Kontaktzone und somit zu einer mechanischen Trennung der Kontaktflächen führen.

Im Bereich von Kontaktkräften über 4 N, ist die Lebensdauer statischer Kontakte proportional zur Kontaktfläche, also der Kontaktkraft und umgekehrt proportional zur Diffusionskonstanten [Tak67]. Der Vergleich mit Arbeiten zum Langzeitverhalten von Kupferkontakten [Tak06] zeigt, dass bei diesen Kontaktkräften eine rein statische Temperaturlagerung über einen langen Zeitraum keine Beeinträchtigungen der Kontakteigenschaften zur Folge hat. Oxidationsprozesse, die zu einem Ausfall der Kontakte führen, waren deshalb bei den hier untersuchten Kontaktvarianten ausschließlich in Kombination mit mechanischen Belastungen zu erwarten, die zu einer Öffnung der Kontaktzone führen.

Mechanische Ausfallursachen Schon während des Einpressvorgangs kommt es bei kraft- und formschlüssigen Kontakten zu mechanischen Belastungen der Fügepartner. Über Toleranzvorgaben und die Überwachung des Fügevorgangs wird in der

Regel sichergestellt, dass diese mechanische Beanspruchung die Lebensdauer der Verbindung nicht negativ beeinträchtigt.

Im Produkt werden mechanische Belastungen in Form von Stößen, Schwingbelastung und thermischer Ausdehnung in die Verbindung eingebracht [Ant85]. Neben der mechanischen Werkstoffbelastung beeinflussen bei kraft- und formschlüssigen Kontakten auch Relativbewegungen in der Kontaktzone die Lebensdauer. Schon kleinste Relativbewegungen zwischen den Kontaktflächen eines elektrischen Kontakts beeinflussen dessen mechanische, wie auch elektrische Eigenschaften [Boc74]. Eine solche, durch periodische Relativbewegungen mit kleiner Amplitude hervorgerufene Belastung wird als Fretting (oder auch Mikroschlupf) bezeichnet [Vin88]. Fretting führt zu Oberflächenschäden, Oberflächenermüdung und zu Reibkorrosion - einer beschleunigten Oxidbildung in der Kontaktzone [Mal96]. Angesichts der vielen Faktoren, die die Anfälligkeit eines Kontakts für Fretting beeinflussen (Oberfläche, Normal- und Tangentialkraft, Frequenz und Amplitude der Belastung), ist eine stringente Definition nicht möglich. Man spricht deshalb in der Regel solange von Fretting, wie die Relativbewegung kleiner als die Ausdehnung der Kontaktfläche ist [Pt05].

Im Jahr 1988 wurden an der Universität von Uppsala durchgeführte Grundlagenuntersuchungen veröffentlicht, über die sich für eine idealisierte Kontaktgeometrie drei verschiedene Belastungszustände (Fretting Regime) identifizieren lassen [Vin88]. Unterschieden wird seitdem zwischen:

- Stick* : Keine Relativbewegung der beiden Grenzflächen
- Partial-Slip* : Gleiten in den Randbereichen der Kontaktzone
- Gross-Slip* : Komplettes Abgleiten der Grenzflächen

Welches der Belastungsregime konkret vorliegt, ist abhängig von der Kraft mit der die Flächen aufeinander gepresst werden,

der Oberfläche der Kontaktflächen und von der Amplitude der mechanischen Belastung [Vin92].

Aus der Kraft-Weg Kurve einer Belastung lässt sich auf das vorliegende Fretting-Regime schließen [Fou96]. Im *Stick*-Regime verhält sich der Kontakt aufgrund der rein elastischen Verformungen wie eine Hooksche Feder. Die Kraft-Weg-Kurve ist eine Gerade. Nehmen die gleitenden Anteile der Kontaktflächen zu, so führt dies zu einer elliptischen Form der Kraft-Weg-Kurve. Mit steigender Belastung öffnet sich diese zunehmend (*Partial-Slip*). Gleiten die Kontaktflächen komplett gegeneinander, so verändert sich die Form der Kraft-Weg-Kurve erneut und geht in eine Rautenform über (*Gross-Slip*). In den horizontalen bisweilen auch abfallenden Bereichen wird Energie dissipiert, die fast vertikalen Flanken entsprechen dem elastischen Anteil der Bewegung. In Abbildung 2.2.5 sind die Grundformen der drei Regime dargestellt.

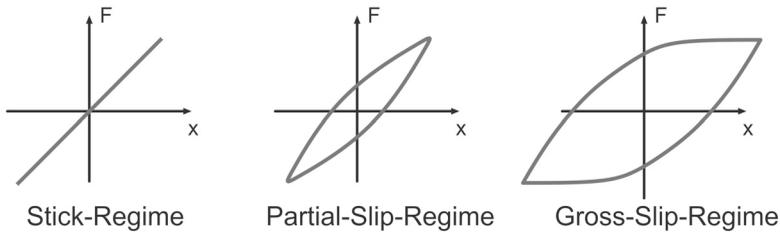


Abbildung 2.2.5: Zusammenhang zwischen der Form der Kraft-Weg-Kurve und dem vorliegenden Fretting-Regime [Pt05].

Das von Vingsbo und Söderberg entwickelte Konzept wurde in zahlreichen Arbeiten hinsichtlich der Einteilung der Fretting-Regime weiterentwickelt [Fou01, Fou03, Auk03, Zho06]. Entscheidend für die Beurteilung von elektrischen Kontakten ist jedoch die Verknüpfung der elektrischen Eigenschaften mit dem vorherrschenden Belastungsregime [Han00, Han01]. Im *Stick*-

Regime führen Belastungen zu keinem Ausfall der Verbindung. Im *Partial-Slip*-Regime wird zwischen zwei Zuständen unterschieden. Stabilisiert sich der Übergangswiderstand auf einem unkritischen Niveau, so spricht man vom *stabilized-Partial-slip*-Regime. Im *non-stabilized-Partial-slip*-Regime kommt es mit fortschreitender Belastung zu einem Anstieg des Übergangswiderstands über einen kritischen Schwellenwert. Im *Gross-Slip*-Regime fällt die Verbindung aufgrund der massiven mechanischen Schädigung der Kontaktzone und der Oxidbildung nach wenigen Wechselbelastungen aus.

Die beschriebenen Fretting Regime wurden für idealisierten Kontaktgeometrien (Kugel auf Platte und Zylinder auf Zylinder) erarbeitet. Inwieweit die Identifikation und Zuordnung von Fretting Regimes auch bei realen Kontaktgeometrien der kalten Kontakttechnik möglich ist, soll im Rahmen dieser Arbeit aufgezeigt werden.

3 Experimentelle Methoden

Ziel der vorliegenden Arbeit ist Schadensbilder und Ausfallmechanismen realer Kontaktgeometrien unter thermischen und mechanischen Belastungen zu erarbeiten. Der Fokus liegt hierbei auf Kontaktgeometrien, die vorwiegend in Automobilanwendungen zum Einsatz kommen. Voraussetzung für eine Verknüpfung von Last und resultierendem Ausfallmechanismus ist eine produktunabhängige und zugleich definierte Belastung der Kontakte. Aus dieser Forderung ergeben sich abhängig vom Lastfall und der Kontaktgeometrie besondere Anforderungen an die Versuchsaufbauten. Diese werden deshalb speziell für die jeweilige Kontaktgeometrie entwickelt. In diesem Kapitel werden die Versuchsaufbauten ausführlich vorgestellt und hinsichtlich ihrer Anwendungsgrenzen bewertet. Die Beurteilung der elektrischen Verbindungen erfolgt über eine Widerstandsmessung und die Begutachtung der Kontaktzone der beiden Fügepartner. Das hierfür erarbeitete Vorgehen bei der Widerstandsmessung und zur Präparation, die eingesetzten Analyseverfahren und die Bewertungskriterien werden in einem zweiten Abschnitt vorgestellt.

3.1 Direkte mechanische Wechselbelastung

Bei einer mechanischen Belastung beeinflussen neben der Beschaffenheit des elektrischen Kontakts selbst, dessen Fixierung im Prüfstand sowie die Art der Krafteinleitung die aktivierten Ausfallmechanismen und die Lebensdauer. Um im Labor nicht

nur prüfstandspezifisch Ausfälle zu erzeugen, müssen für jede Belastung und jede Kontaktgeometrie spezielle Aufnahmen und Werkzeuge eingesetzt werden. Die Details der entwickelten Prüfstände werden im Folgenden vorgestellt.

3.1.1 Prüfstand 1: Zug-Druck-Prüfmaschine

Wechselbelastungen bei Raumtemperatur (25 °C) werden mit Hilfe einer Zug-Druck-Prüfmaschine (Zwick/Roell 2005) realisiert. Die integrierte Messung der Traversenposition wurde zusätzlich mit Hilfe eines externen Linienschnittsensors (μ -epsilon scanCONTROL 2800) überprüft. Hierbei wurde eine Positioniergenauigkeit des Aufbaus von 0,01 mm ermittelt. Für die Zug-Druck-Maschine wurden zwei neuartige Werkzeuge entwickelt, die über eine Kraftmessdose an die Prüfmaschine angebunden wurden (siehe Abb. 3.1.1).



Abbildung 3.1.1: Prüfstand 1: Prinzipskizze und Bilder der Werkzeuge zur definierten Belastung einzelner (Mitte) und mehrerer (Rechts) elektrischer Verbindungen.

Die definierte Krafteinleitung erfolgt bei beiden Werkzeugen über einen Radius - in Form eines gehärteten Metallstifts bzw. einer abgerundeten Kante (siehe Abb. 3.1.1). Die elektrische Verbindung ist hierbei in der Halterung jedoch nicht im Werkzeug fixiert.

Eine Vorschädigung der Kontakte durch Zug- oder Druckkräfte aufgrund des Einspannvorgangs und Querkräften während der Bewegung werden hierdurch verhindert. Die zu prüfende elektrische Verbindung und das Werkzeug berühren sich nur in einem Kontaktpunkt wodurch die übertragenen Kräfte nur in der gewünschten Belastungsrichtung wirken. Voraussetzung für diese Art der Belastung ist die Möglichkeit die Verbindung über eine punktuelle Krafteinleitung ohne beidseitige Fixierung belasten zu können. Dies ist sowohl bei den 1,5-mm-Schneid-Klemm-Verbindungen, als auch bei den zwei Kontaktvarianten der Einpresstechnik der Fall.

Im Versuch werden die einzelnen Kontakte in einer Halterung fixiert (siehe Abb. 3.1.1). Das Werkzeug zur Auslenkung der Verbindung wird über das Verfahren der Traverse bewegt. Zur Belastung der Verbindung müssen somit zwei Traversenpositionen entsprechend der gewählten Amplitude angefahren werden. Um die Verbindungen ohne Vorschädigung und symmetrisch zu belasten, werden die Traversenendlagen in drei Schritten vor dem eigentlichen Dauerlauf bestimmt. Im ersten Schritt wird die Verbindung in ihrer Halterung eingespannt. Verbindung und Prüfwerkzeug sind hierbei noch nicht in Kontakt, die Verbindung also unbelastet. Im zweiten Schritt wird das Prüfwerkzeug solange verfahren bis der obere Metallstift mit einer Kraft von 0,1 N auf die Verbindung drückt. Die Traversenposition des hierdurch ermittelten Berührungspunkts (P_1) wird für den weiteren Versuch gespeichert. Analog zum oberen Berührungspunkt wird im dritten Schritt die Traversenposition des unteren Kontaktpunkts (P_2) ermittelt. Zur Position beider Berührungspunkte wird nun die entsprechende Belastungsamplitude addiert bzw. subtrahiert, wodurch sich die Endlagen der Traverse ergibt. In Abbildung 3.1.2 sind die Einzelschritte dargestellt.

Über die gezielte Ermittlung der beiden Berührungspunkte können neben Höhen- und Positionsschwankungen durch den Einbau

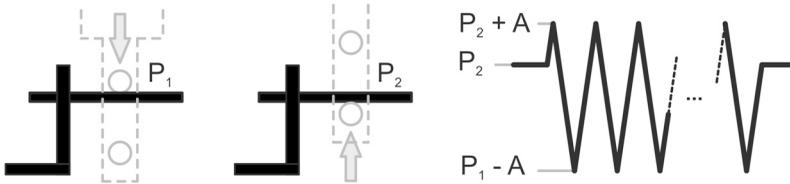


Abbildung 3.1.2: Prüfstand 1: Skizzierter Versuchsablauf.

auch fügebedingte Unterschiede (z.B. die Drahtendlage) korrigiert werden. Während des eigentlichen Versuchs ist die maximale Belastungsfrequenz durch den Abstand der beiden Metallstifte und der maximalen Verfahrensgeschwindigkeit der Traverse begrenzt. Für die eingesetzten Werkzeuge ergibt sich hieraus eine maximale Belastungsfrequenz von 1 Hz.

Da die Traversenposition nicht relativ zum belasteten Kontakt gemessen werden kann, reduziert die Elastizität des Versuchsaufbaus die tatsächliche Belastung. Die Elastizität des Versuchsaufbaus musste deshalb so stark wie möglich reduziert werden. Der entscheidende Schritt hierfür war die direkte Fixierung der Halterung auf dem Arbeitstisch der Zug-Druck-Maschine. Die Elastizitäten, die sich für den Aufbau mit den beiden Werkzeugen (Einzel- und Mehrfachadapter) ergeben, wurden mit Hilfe eines in der Halterung befestigten Metallstifts ermittelt (siehe Abb. 3.1.3).

Die Auswertung der Messungen ergibt eine Elastizität von etwa 270 N/mm für den Mehrfachadapter und 2760 N/mm für den Einzeladapter. Die Ursache für die verringerte Elastizität des Einzeladapters liegt in dessen Geometrie, die eine reduzierte Hebelwirkung zur Folge hat, sowie dessen steiferer Anbindung an die Zug-Druck-Maschine. Bei allen drei getesteten Verbindungen treten bei einer Auslenkung von 1 mm typischerweise Kräfte bis zu 6 N auf. Für den Einzeladapter ergibt sich hieraus eine maximale Abweichung zwischen tatsächlicher und gefahrener

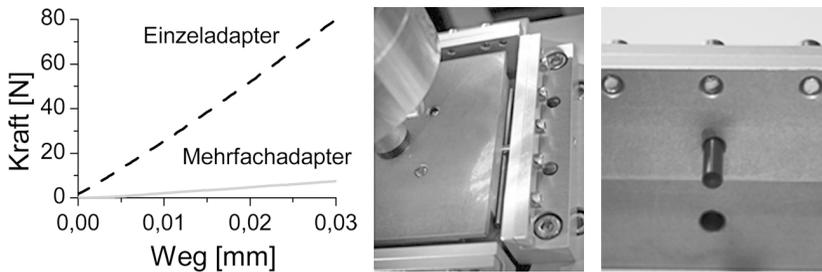


Abbildung 3.1.3: Links: Gemessene Kraft-Weg-Kurven der Aufbauten. Mitte/Rechts: Aufnahmen des Versuchsaufbaus.

Auslenkung von $2\ \mu\text{m}$. Beim Mehrfachadapter (mit bis zu acht parallel geprüften Kontakten) kommt es zu Kräften bis $50\ \text{N}$ und damit zu maximal $0,15\ \text{mm}$ Abweichung. Auslenkungen mit einer Amplitude unter $1\ \text{mm}$ werden deshalb nur mit dem Einzeladapter durchgeführt.

Die Steuerung der mechanischen Belastung erfolgt über einen Messrechner und dem zur Prüfmaschine passenden Programm TestXpert der Firma Zwick/Roell. Die eingesetzte Maschine erlaubt keine Interaktion mit dritten Versuchsgeräten. Die parallel zur mechanischen Belastung durchgeführte Widerstandsmessung kann deshalb nur den Versuchsverlauf protokollieren. Ein Abbruchkriterium /-signal kann jedoch nicht von der Prüfmaschine verarbeitet werden. Abbruchkriterium für die Versuche mit der Zug-Druck-Maschine ist deshalb immer das Erreichen einer vorgegebenen Zyklenzahl.

Interpretation der Kraftmessungen Wie bereits im vorangegangenen Kapitel vorgestellt, erfolgt die Belastung der drei Verbindungen mit demselben Prüfstand und -werkzeug. Die Eckdaten der Kraftmessung ebenso wie Effekte, die sich aus dem Versuchsaufbau selbst ergeben, werden deshalb vor den eigentlichen Versuchsreihen zusammengefasst.

Der Prüfstand-1 ermöglicht eine Kraftmessung während der Belastung der Verbindung. Über eine Kraftmessdose (A.S.T. - GmbH Dresden, Typ: KAF-TC mit Messbereich 0,4 - 200 N, Messabweichung 0,5 % bei 0,4 N) und den integrierten Wegsensor der Traverse wird die Kraft-Weg-Kurve der Bewegung aufgezeichnet. Für alle drei Verbindungen beträgt der Abstand D von der Mitte der Kontaktzone zum Punkt der Krafteinleitung 10 mm. Die Verbindungen sind während der Belastung nicht formschlüssig mit dem Prüfwerkzeug verbunden (vgl. Abb. 4.2.38). Bei der Auswertung und Interpretation der Kraftmessungen ist die Frage inwieweit dies eine Abweichung zwischen der gemessenen Kraft F und der tatsächlichen Drahtbelastung zur Folge hat. Wie in Abbildung 3.1.4 skizziert, werden durch die punktuelle Belastung nur Kräfte (F_N) senkrecht zur Drahtachse in die Verbindung eingeleitet.

- 1: x - Hebelarm
- 2: α - Winkel zwischen Draht und Nulllage
- 3: F - gemessene Kraft
- 4: F_N - resultierende Kraft im Draht
- 5: F_{10} - F_N auf 10 mm normiert.
- 6: $|F_N| = |F| \cdot \cos \alpha$
- 7: $|F_{10}| = (|F_N| \cdot x) / 10 \text{ mm} = (|F| \cdot \cos \alpha \cdot (10 / \cos \alpha)) / 10 \text{ mm} = |F|$

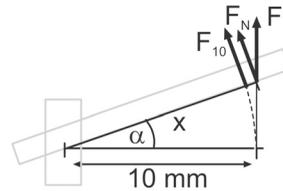


Abbildung 3.1.4: Zusammenhang zwischen normierter Drahtbelastung (F_{10}) und gemessener Kraft F .

Die Belastung und damit verbunden auch die Kraftmessung erfolgt jedoch immer in derselben Ebene. Außerdem wandert durch die senkrechte Krafteinleitung der Kontaktpunkt zwischen Verbindung und Werkzeug. Hierdurch verändert sich der Hebelarm während der Drahtauslenkung. Entscheidend für die Belastung ist aber das anliegende Drehmoment. Anstatt die Drahtbelastung über das Drehmoment zu charakterisieren, wird hier die im Abstand x (in mm) ausgeübte Kraft in die im $D = 10 \text{ mm}$ wirkende

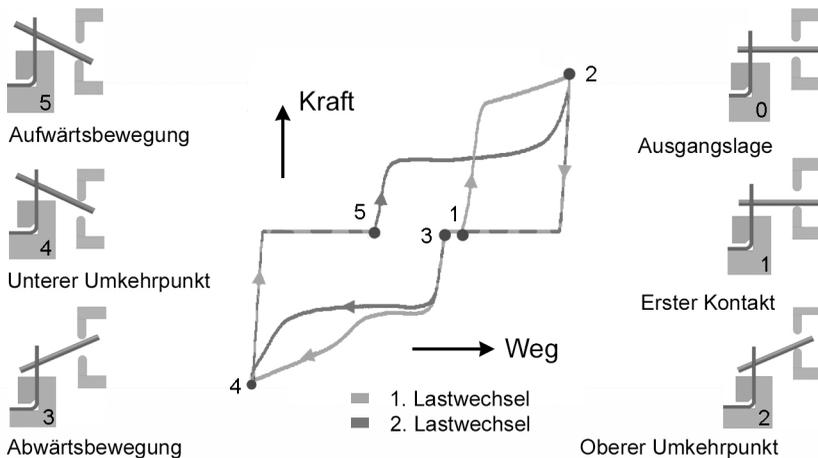


Abbildung 3.1.5: Der Bewegungsablauf und die entsprechende Kraft-Weg-Kurve der 1,5-mm-SKV-a. Dargestellt sind die ersten beiden Lastwechsel mit einer Amplitude von 1 mm.

Kraft F_{10} umgerechnet. Die Drahtbelastung lässt sich so unabhängig von der Länge des Hebelarms ausdrücken. Vernachlässigt man die Elastizität der beiden Fügepartner, so entspricht die am Werkzeug gemessene Kraft F direkt der Drahtkraft im Abstand $D = 10$ mm. Die einzelnen Schritte der Abschätzung sowie eine Skizze zur Beschreibung der Belastung sind in Abbildung 3.1.4 zusammengefasst.

Die Belastung der Verbindungen über zwei Metallstifte führt beim Wechsel der Belastungsrichtung zu einem Versatz im Kraft-Weg-Verlauf. In Abbildung 3.1.5 sind die Auswirkungen des Versatzes am Beispiel der Schneid-Klemm-Verbindung veranschaulicht. Während dem Einbau und der ersten Widerstandsmessung berühren sich das Prüfwerkzeug und die Verbindung nicht (Position-0). Die Belastung - in diesem Fall erfolgt die erste Auslenkung nach oben - beginnt mit dem ersten Kontakt von Werkzeug und Verbindung (Position-1). Die Verbindung verformt sich elastisch

und je nach Verfahrenweg anschließend plastisch bis zum Erreichen des oberen Umkehrpunkts (Position-2). Die Umkehr der Bewegungsrichtung führt nun zu einer Entlastung bis zum erneuten Kontakt (Position-3). Die Belastung in die entgegengesetzte Richtung erfolgt symmetrisch zur Ausgangslage der unbelasteten Verbindung, so dass die Verbindung wieder der Belastung entsprechend verformt wird. Auch im zweiten Umkehrpunkt (Position-4) kommt es zu einer Entlastung der Probe durch den Verfahrenweg des Prüfwerkzeugs (Position-5). Kommt es zu einer plastischen Verformung der Verbindung, so unterscheiden sich die Kraft-Weg-Kurven der anschließenden Zyklen von denen der ersten Belastung. Wie für die 1,5-mm-SKV dargestellt, werden deshalb immer die ersten beiden Zyklen einer Belastung ausgewertet.

3.1.2 Prüfstand 2: Draht-Vorspannung

Mit der zunehmenden Miniaturisierung der Schneid-Klemm-Verbindungen verändert sich das Verhältnis zwischen Drahtdurchmesser und Blechstärke des Klemmenmaterials. Eine Belastung der Kontaktzone über eine punktuelle Krafteinleitung am Lackdraht ist hierdurch nicht mehr möglich. Der Lackdraht verformt sich außerhalb der Kontaktzone. Wird der Draht vorgespannt, ist eine mechanische Belastung der Kontaktzone möglich. Für die Belastung der Schneid-Klemm-Verbindungen für 0,28 mm- und 0,14 mm-Lackdrähte wird deshalb ein Aufbau verwendet, bei dem der Draht über eine Umlenkrolle mit variablen Gewichten vorgespannt ist (siehe Abb. 3.1.6).

Die Umlenkrolle führt den Klemmendraht auf einer Kreisbahn um den Mittelpunkt der Schneid-Klemm-Verbindung. Draht und Klemmschlitz liegen hierbei in einer Ebene. Der Lackdraht kann somit um einen definierten Winkel ausgelenkt werden. Die

Umlenkrolle wird über einen luftgekühlten Schrittmotor bewegt. Dies ermöglicht einen Betrieb bis zu einer Umgebungstemperatur von 180 °C. Die Überwachung der Endpositionen während des Versuchs erfolgt über die gefahrenen Motorschritte. Die Amplitude der Wechselbelastung wird über einen Winkelmesser eingestellt. Die Positioniergenauigkeit liegt messbedingt bei 0,5 Grad. Die maximale Belastungsfrequenz beträgt ungefähr 1 Hz.



Abbildung 3.1.6: Prüfstand 2: Prinzipskizze und Bilder des Aufbaus zur Belastung von Schneid-Klemm-Verbindungen für dünne Lackdrähte.

Im Gegensatz zu Prüfstand 1 erfolgt die Steuerung des kompletten Versuchs über einen zentralen Messrechner und ein LabVIEW-Programm. Hier erfolgt die Ansteuerung und Überwachung des Schrittmotors, der Temperaturkammer und der Widerstandsmessung. Neben einer schnelleren Auswertung der Versuche ermöglicht das zentrale Programm die Definition verschiedener Versuchsabläufe und Abbruchkriterien. Entsprechend kann die Widerstandsmessung abhängig von der Drahtlage durchgeführt werden. Außerdem besteht die Möglichkeit einen Grenzwiderstand zu definieren, dessen Überschreitung einen Abbruch der Versuche zur Folge hat. Mit Hilfe des Prüfstands werden die 0,14-mm-SKV und die 0,28-mm-SKV belastet.

3.1.3 Prüfstand 3: Prüftemperaturen bis 180 °C

Der Einsatz der Zug-Druck-Prüfmaschine ist auf den Betrieb bei Raumtemperatur begrenzt. Für die direkte mechanische Belastung der Kontakte bei Temperaturen bis 180 °C muss deshalb ein weiterer Prüfstand entwickelt werden. Ziel ist hierbei das bisherige Belastungsspektrum von 0,1 - 3 mm auf diese hohen Prüftemperaturen zu übertragen. Wie bereits im Rahmen der Zug-Druck-Maschine diskutiert, beeinflusst die Elastizität des Aufbaus entscheidend die Versuchsergebnisse. Für eine hohe Steifigkeit des Aufbaus muss die Anzahl der mechanischen Komponenten möglichst klein gehalten werden. Die Belastung wird deshalb nicht über ein Gestänge in die Temperaturkammer übertragen, sondern erfolgt über einen Schrittmotor direkt im Ofen.

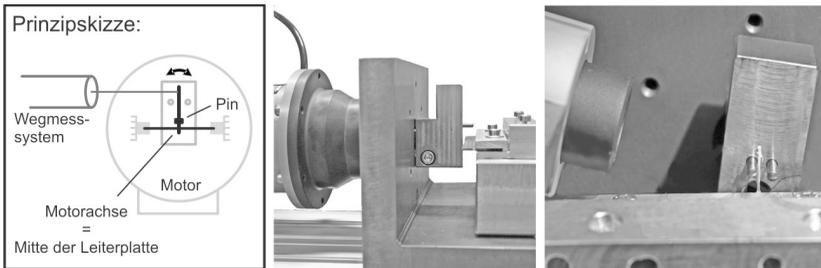


Abbildung 3.1.7: Prinzipskizze des Prüfstands und Bilder des luftgekühlten Schrittmotors ausgestattet mit einem berührungslosen Wegmesssystem und einem Werkzeug zur Prüfung von Leiterplatten-Einpresspins.

Um die hohen Anforderungen an die Betriebstemperatur erfüllen zu können, wird ein luftgekühlter Schrittmotor (Phytron HSS) eingesetzt. Die Rotationsbewegung des Elektromotors wird über ein Planetengetriebe 6-fach untersetzt und über spezielle Werkzeuge auf die jeweilige Verbindung übertragen. Durch die direkte Anbindung des Prüfwerkzeugs an die Achse des Schrittmotors (Beispiel Abb. 3.1.7) wird eine hohe Steifigkeit des Aufbaus er-

reicht. Die Werkzeugposition kann bei Raumtemperatur sowohl über die Motorsteuerung (OMC 93), als auch mit Hilfe eines berührungslosen Wegmesssystems (μ -epsilon-optoNCDT 2400) überwacht werden. Über Referenzfahrten wurde die Positioniergenauigkeit des Aufbaus ermittelt. Die Auswertung der Messungen des konfokalen Wegsensors ergeben eine Positioniergenauigkeit von 0,01 mm. Bei Versuchen mit erhöhter Temperatur ist der Einsatz des konfokalen Wegsensors nicht möglich. Die Werkzeugposition wird in diesem Fall über die Motorsteuerung überwacht. Hierzu werden vor Versuchsbeginn die zwei Motorendstellungen bei Raumtemperatur angefahren und mit dem Wegsensor überprüft. Bestätigt die Messung die Endpositionen, werden diese in das Steuerungsprogramm übernommen und über den Versuch hinweg beibehalten.

Analog zum Prüfstand 3 erfolgt die Steuerung des Versuchs über einen zentralen Messrechner und unter LabVIEW. Der Wegsensor, die Temperaturkammer, die Motorsteuerung und die Widerstandsmessung sind somit wieder direkt ansteuerbar. Somit ist mit diesem Prüfstand eine online-Überwachung aller Versuchsparameter und -ergebnisse möglich.

Der Hochtemperatur-Prüfstand wird sowohl für die Erprobung von Leiterplatten-Einpressverbindungen, wie auch für Schneid-Klemm-Verbindungen eingesetzt. Hierzu ist nur die Montage des entsprechenden Prüfwerkzeugs auf der Motorachse erforderlich. Das Steuerprogramm ist universell einsetzbar. Die Details der jeweiligen Prüfwerkzeuge werden in den folgenden zwei Absätzen beschrieben.

Aufbau Leiterplatteneinpresstechnik Analog zu den Werkzeugen der Zug-Druck-Maschine erfolgt die Hochtemperaturbelastung der Einpressverbindungen über zwei Metallstifte. Über den Leiterplattenhalter wird die Einpressverbindung so fixiert, dass der

Mittelpunkt der Motorachse mit dem Zentrum der Leiterplattenhülse zusammenfällt. Die Metallstifte berühren den Pin in einem Abstand von 10 mm oberhalb der Leiterplatte, so dass die Verbindung analog zur Zug-Druck-Maschine belastet wird. Die Stellgeschwindigkeit des Schrittmotors und der Abstand der Metallstifte begrenzen die maximale Belastungsfrequenz auf ungefähr 1 Hz. In Abbildung 3.1.7 ist das Werkzeug zur Belastung der Leiterplatten-Einpresspins im Detail vorgestellt.

Aufbau Schneid-Klemm-Verbindungen Ein zweites Werkzeug wurde zur Belastung der 1,5-mm-SKV angefertigt. Primäres Ziel des Aufbaus ist die Schadensbilder der direkten mechanischen Belastung mit denen eines klassischen Temperatur-Wechselversuchs zu vergleichen. Hieraus ergibt sich eine veränderte Prüfstrategie. Im Gegensatz zur Leiterplatten-Einpresstechnik wird die Schneid-Klemm-Verbindung während des Versuchs fest mit dem Prüfwerkzeug gegriffen. Um den Lackdraht möglichst definiert zu greifen, wurden die Klemmbanken ähnlich wie bei den Metallstiften mit abgerundeten Stegen angefertigt. Der Lackdraht wird analog zum Prüfstand 1 im Abstand $D = 10$ mm vom Werkzeug gegriffen.

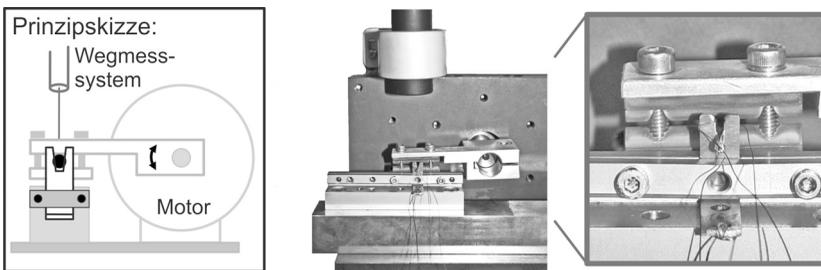


Abbildung 3.1.8: Aufbau zur Hochtemperaturbelastung der 1,5-mm-SKV.

3.1.4 Prüfstand 4: Piezoaktor

Der Einsatzbereich der bisher vorgestellten Prüfstände ist auf Amplituden von minimal 0,1 mm und Frequenzen von etwa einem Hertz begrenzt. Gerade für die Leiterplatten-Einpresstechnik stellt sich die Frage, ob bei abnehmenden Amplituden ein dauerfester Bereich erreicht wird oder sich Veränderungen im Ausfallmechanismus zeigen. Deshalb wird ein vierter Prüfstand für Amplituden zwischen 0,01 und 0,1 mm entwickelt. In diesem Bereich ergeben sich neue Herausforderungen an die Stellgenauigkeit und die Regelung des Prüfstands.

Für die mechanische Wechselbelastung kommt ein Piezoaktor in Frage. In Kombination mit einer geeigneten Regelung sind hiermit präzise Bewegungen im μm -Bereich möglich. Aufgrund der gesunkenen Stellwege ist mit einer signifikanten Steigerung der für einen Ausfall benötigten Lastspielzahl zu rechnen. Neben der hohen Stellgenauigkeit spricht deshalb auch die deutlich höhere Belastungsfrequenz für den Einsatz eines Piezoaktors. Der gewählte Piezoaktor (PI) hat einen maximalen Stellweg von 250 μm und kann mit bis zu 50 Hz betrieben werden. Die Regelung der Auslenkung erfolgt über einen direkt am Aktor angebrachten Dehnmessstreifen (siehe Abb.3.1.9).

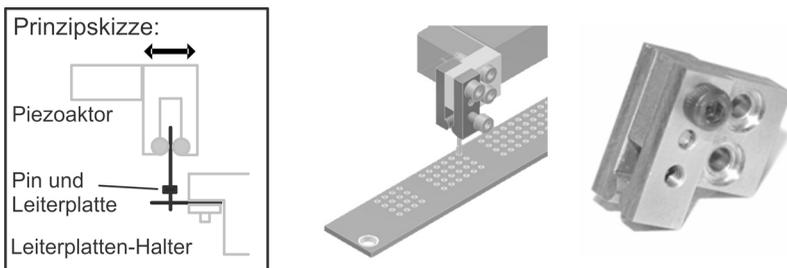


Abbildung 3.1.9: Prüfstand 4: Prinzipskizze und Bilder des Piezoaktors und des Werkzeugs zur Pin-Anbindung.

Um die Bewegung des Piezoaktors auf die elektrischen Kontakte übertragen zu können, muss diese über eine Halterung und ein Werkzeug mit dem Aktor verbunden werden. Aufgrund der geringen Auslenkungen ist die Anbindung nur über ein spielfreies Werkzeug möglich. Zum Einsatz kommt eine Anbindung, die den Pin zwischen zwei Klemmbacken fixiert. Die Schwierigkeit besteht darin eine Vorschädigung der Kontakte während dem Greifen des Pins zu vermeiden. Mögliche Ursachen hierfür sind leichte Abweichungen an der Pin geometrie sowie Winkelabweichungen beim Einpressen der Pins in die Leiterplatte. Um ein Verdrehen des Pins während des Greifens zu verhindern, wurde ein spezieller Leiterplattenhalter konstruiert. Die Verbindung wird dann in drei Schritten zur Belastung auf dem Prüfstand fixiert. Das Vorgehen ist in Abbildung 3.1.10 detailliert dargestellt.

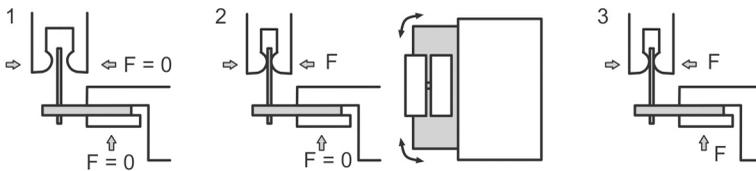


Abbildung 3.1.10: Vorgehen zum vorschädigungsarmen Greifen des Einpresspins. Die Leiterplatte mit dem eingepressten Pin wird in die Halterung eingelegt (1), dann wird der Pin gegriffen (2) und anschließend die Leiterplatte in der Halterung fixiert (3).

Zu Beginn liegt die Leiterplatte kraftfrei in der Halterung und kann sich so während des Greifens des Pins ausrichten. Eine Torsionsbelastung wird somit vermieden. Nach dem Ausrichten wird die Leiterplatte von unten gegen den Festanschlag gedrückt und somit für den Versuch fixiert. Über den oben liegenden Festanschlag wird trotz der Dickentoleranz der Leiterplatte von 0,1 mm der Abstand der Leiterplattenoberfläche zum Kraftangriffspunkt konstant gehalten.

Die Ansteuerung und Regelung des Piezoaktors erfolgt über einen Controller mit Echtzeitbetriebssystem (PXI-System der Firma National Instruments). Der gesamte Versuchsablauf wird über einen Messrechner unter LabVIEW gesteuert. Neben der mechanischen Belastung können hiermit die Messgeräte zur Widerstandsmessung (siehe Abschnitt 3.2.1) angesprochen werden. Die mechanische Belastung kann während der Messung des Übergangswiderstands unterbrochen werden. Hierdurch erfolgt die Messung des Übergangswiderstands immer in derselben Pinposition. Eine Übersicht des kompletten Aufbaus ist in Abbildung 3.1.11 dargestellt. Für eine ausführliche Beschreibung des Prüfstands, dessen Konstruktion und Regelung sei auf die Diplomarbeit von Herrn Fenske [Fen07] verwiesen.

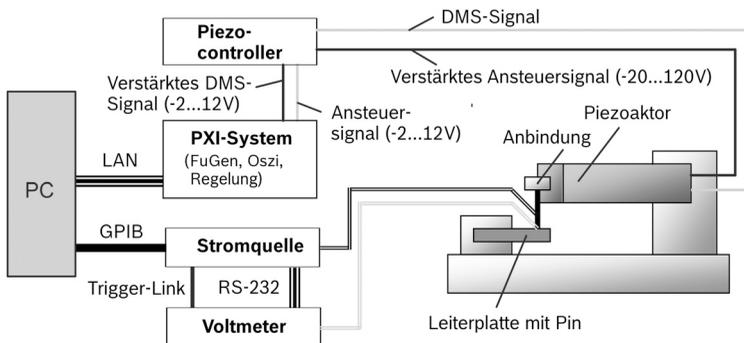


Abbildung 3.1.11: Prüfstand 4: Übersicht des kompletten Prüfstands.

3.1.5 Prüfstand 5: Thermomechanische Belastung

Temperatur-Wechselversuche sind wichtiger Bestandteil einer Produkterprobung. Neben thermisch aktivierten Ausfallbildern können Temperaturwechsel aufgrund von unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten zu signifikanten mechanischen Belastungen führen. Bei der hier durchgeführten produktunabhängigen Erprobung, wird diese mechanische Belastung über Kunststoff-Klötze nachgebildet. Um Temperatur-Wechselversuche an Schneid-Klemm-Verbindungen durchführen und mit den Ergebnissen der direkten mechanischen Belastung vergleichen zu können, wird ein spezieller Testaufbau entwickelt. Wie in Abbildung 3.1.12 dargestellt, ist die Anbindung und Halterung der Verbindungen auf die Prüfstände zur direkten mechanischen Belastung abgestimmt.

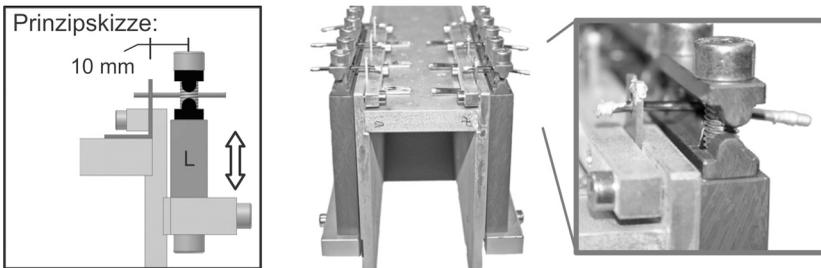


Abbildung 3.1.12: Prinzipskizze und Bilder des Aufbaus für Temperatur-Wechsel-Versuche.

Wie bereits bei den Aufbauten zur direkten mechanischen Belastung, werden die Schneid-Klemmen über eine Halterung fixiert. Die Abmessungen dieser Halterung werden über alle Prüfstände hinweg beibehalten, so dass die mechanischen Eigenschaften der Verbindung erhalten bleiben. Ebenso erfolgt die Kräfteinleitung im Abstand von 10 mm bezogen auf die Mitte der Schneidklemme. Die Lackdrähte werden, wie beim Werk-

zeug zum Prüfstand 3, spielfrei über zwei Radien gegriffen. Die mechanische Belastung kann über den thermischen Ausdehnungskoeffizient und die Länge der eingesetzten Kunststoffklötze festgelegt werden und wird in z-Richtung eingeleitet.

Die Länge der Kunststoffklötze ist so bemessen, dass die frisch gefügte SKV bei Raumtemperatur (25 °C) ohne Vorschädigung eingebaut werden kann. Im Versuch ergibt sich die mechanische Belastung der Verbindungen somit aus den unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der Halterung und der eingesetzten Kunststoffklötze sowie dem gewählten Temperaturhub bezogen auf 25 °C. Die Länge der Kunststoffklötze kann im Rahmen der Versuchsplanung einerseits rechnerisch bzw. über Vorversuche ermittelt werden. Um die Ausdehnung der Kunststoffklötze auch während des Versuchs überwachen zu können, wird zusätzlich ein temperaturbeständiger Wirbelstromsensor (Althen K2440) während der Versuche eingesetzt.

Das Grundprinzip der Wirbelstrommessung beruht auf der Detektion der Rückwirkung von Wirbelströmen, die in einem leitfähigen Messobjekt induziert werden. Eine Spule im Sensorgehäuse wird hierzu von hochfrequentem Wechselstrom durchflossen. Da die Materialeigenschaften des Zielobjekts die Charakteristik des Abstandssensors beeinflussen, musste vor der eigentlichen Abstandsmessung die Kennlinie des Sensors aufgenommen werden. Ausgehend von den zu erwartenden Auslenkungen wurde die Kennlinie für den Bereich bis 4 mm und bei einer Temperatur von 25 °C aufgenommen. Wie in Abbildung 3.1.13 zu sehen ist, ergibt sich bei Raumtemperatur im Bereich von 0 - 1 mm annähernd ein linearer Zusammenhang zwischen Sensorspannung und dem Abstand zum Messobjekt. Ebenso ist die Auflösung des Sensors in diesem Bereich mit 15 V/mm maximal.

Die Spannungs/Abstands-Kennlinie des Wirbelstromsensors $U(s)$

kann über eine Wachstumsfunktion angenähert werden:

$$U(s) = a \cdot e^{-\frac{s}{b}} + c + d \cdot s,$$

wobei U die Sensorspannung in Volt und s den Abstand des Sensors zum Messobjekt in Millimetern darstellen. Die Parameter $a = 9,32\text{E-}6\text{ V}$, $b = 1,667\text{ mm}$, $c = -0,034\text{ V}$ und $d = 0,067\text{ V/mm}$ wurden mit Hilfe von Origin 8 angepasst und beschreiben die Wachstumsfunktion. Die ermittelte Kennlinie bildet die Basis der Abstandsmessungen und ist entsprechend für die Auswertung hinterlegt.

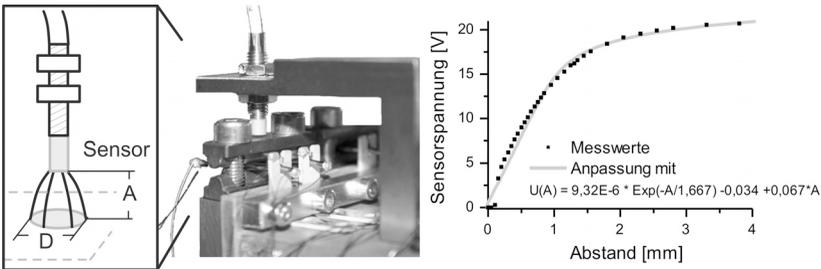


Abbildung 3.1.13: Wirbelstromsensor zur berührungslosen Abstandsmessung. Links: Skizze des Wirbelstromsensors, Mitte: Bild des Messaufbaus, Rechts: Spezifische Kennlinie des Aufbaus.

Ebenso wie bei der direkten mechanischen Belastung erfolgt während der kompletten Versuchsdauer eine Messung der Temperatur, der Spannung des Wegsensors und des Übergangswiderstands. Die Kennlinie des Wirbelstromsensors zeigt eine Temperaturabhängigkeit, so dass ein zusätzlicher Korrekturfaktor zur Auswertung des Spannungssignals eingeführt werden muss. Da dieser Korrekturfaktor nicht nur von der Temperatur selbst, sondern auch von deren Verlauf abhängt, wird dieser direkt mit den Temperaturwechsel-Versuchen (*TW-Versuchen*) ermittelt und ausgewertet (siehe Kap. 6.2).

3.2 Bewertung und Analyse der Kontaktvarianten

Die Bewertung der elektrischen Verbindungen erfolgt über die Messung des Übergangswiderstands sowie über eine ausführliche Begutachtung der Kontaktflächen hinsichtlich Oxidation und Reibkorrosion. Die Grundlagen und Details der Widerstandsmessung ebenso wie die der eingesetzten Analysemethoden werden im Folgenden erläutert.

3.2.1 Die Widerstandsmessung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden sowohl Schneid-Klemm-Verbindungen, als auch Kontakte der Einpresstechnik untersucht. Diese weisen im unbeschädigten Zustand einen Übergangswiderstand von einigen $\mu\Omega$ auf. Hieraus ergeben sich zwei Anforderungen an die Widerstandsmessung. Neben einer Methode, die genaue Messungen in diesem Wertebereich ermöglicht, ist eine klare Definition der Messpunkte notwendig, um die gemessenen Werte vergleichen und diskutieren zu können.

Die Widerstandsmessung wird über eine Vierpolmessung [Wei00], [DIN85] (siehe Abb. 3.2.14) durchgeführt.

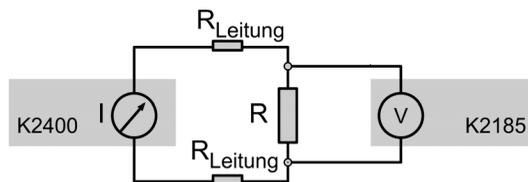


Abbildung 3.2.14: Prinzipskizze der Vierpolmessung, angelehnt an [Wei00]. Die Einleitung des Messstroms und die Spannungsmessung erfolgt über getrennte Messleitungen.

In dieser Messanordnung erfolgt die Bestromung der Verbindung sowie die Spannungsmessung über getrennte Messleitungen. Ergeben sich durch die Kontaktgeometrie keine Einschränkungen, sollte die Spannungsmessung so nah wie möglich an der Kontaktstelle und außerhalb des Strompfads durchgeführt werden. Außerhalb des Strompfads wird die Messung des Spannungsabfalls nicht von der Position der Messpunkte beeinflusst.

Sowohl Temperaturbelastungen, wie auch mechanische Belastungen können zu einer Oxidbildung in der Kontaktzone der Verbindung führen. Wird der Messstrom zu groß gewählt, so werden die isolierenden Oxidschichten bei der Widerstandsmessung durchschlagen. Der Übergangswiderstand der Verbindung sinkt in Folge der Messung deutlich ab. Um Widerstandsänderungen aufgrund der Bestromung ausschließen zu können, wird der Messstrom auf 100 mA und die Spannung an der Stromquelle auf 20 mV begrenzt (*Dry-circuit-Condition*), [Kei04].

Aus dieser Begrenzung des Messstroms ergibt sich bei Kontaktwiderständen von einigen $\mu\Omega$ ein Spannungsabfall im μVolt -Bereich. Bei Messungen in diesem Bereich beeinflussen thermoelektrische Spannungen signifikant das Messergebnis [Kei04]. Da der Spannungsabgriff in der Regel an zwei Punkten gleicher Temperatur erfolgt, treten diese Spannungen durch unterschiedliche Leitermaterialien im Messkreis auf. Dies ist bei den vorliegenden Messaufbauten der Fall. Für die Messleitungen werden Verbindungskabel aus verschiedenen Leitermaterialien verwendet und auch die Verbindungen unterscheiden sich sowohl in ihrem Grundmaterial wie auch in ihrer Oberfläche.

Über eine doppelte Spannungsmessung mit invertiertem Messstrom lassen sich thermoelektrische Spannungen (U_{Th}) kompensieren. Hierzu wird eine Stromquelle benötigt, die ein schnelles Umpolen des Messstroms ermöglicht. Während die Polarität der

thermoelektrischen Spannungen unabhängig von der Stromrichtung ist, ändert die am Widerstand R abfallende Spannung ($I_M \cdot R$) ihr Vorzeichen. Werden nun direkt hintereinander zwei Messungen mit jeweils umgekehrter Polarität durchgeführt, so entfallen bei einer anschließenden Subtraktion die thermoelektrischen Anteile.

$$U_R = \frac{U_{R+} - U_{R-}}{2} = \frac{(U_{Th} + I_M \cdot R) - ((U_{Th} - I_M \cdot R))}{2} = I_M \cdot R$$

Neben dem Messstrom und thermoelektrischen Spannungen beeinflusst die Anbindung der Messleitungen die Widerstandsmessung. Da für die hier untersuchten Verbindungen nicht immer eine Spannungsmessung außerhalb des Strompfads möglich war, musste über die komplette Versuchsdauer hinweg mit denselben Messpunkten gearbeitet werden. Eine Handmessung mittels Messspitzen war somit zu ungenau. Darüber hinaus bestand die Gefahr während dem Andrücken der Messspitzen die elektrische Verbindung zu beschädigen.

Zum Einsatz kommen deshalb dünne Kupfer-Lackdrähte. Diese werden an den Enden abisoliert und mit Hilfe von Leitsilber angeklebt. Hieraus ergeben sich mehrere Vorteile für die Widerstandsmessung. Der flexible Lackdraht ermöglicht eine permanente und kraftfreie Anbindung der Messleitungen. Die Widerstandsmessung erfolgt somit über feste Kontaktpunkte und ohne eine mechanische Belastung der Kontakte. Außerdem kann die Messung an Kontaktpunkten erfolgen, die für Messspitzen unzugänglich sind. Es werden temperaturbeständige Lackdrähte verwendet. Hierdurch ist eine Messung sowohl bei unterschiedlichen mechanischen wie auch thermischen Belastungen ohne eine Unterbrechung des Versuchs möglich. Die Wahl der Kontaktpunkte und die Anbindung der Messleitungen wird später für jede getestete Verbindung ausführlich beschrieben

Die Messung der Übergangswiderstände erfolgt mit Messgeräten der Firma Keithley. Der komplette Messaufbau ist in Abbildung 3.2.15 skizziert. Eingesetzt wird ein Messaufbau mit einer präzisen Stromquelle (K2400), einem Nanovoltmeter (K2185) und einem Mehrkanal-Umschaltmodul (K2700).

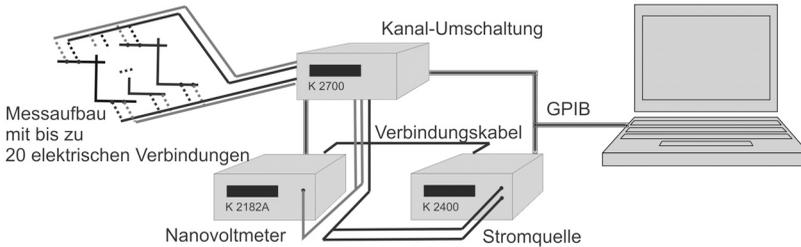


Abbildung 3.2.15: Aufbau zur Widerstandsmessung. Eine Stromquelle (K2400), ein Nanovoltmeter (K2185A) und ein Mehrkanal-Umschaltmodul (K2700) werden über einen Messrechner angesteuert.

Die Stromquelle und das Nanovoltmeter sind miteinander verbunden. Die beschriebene Widerstandsmessung mit Stromumkehr kann somit direkt über ein in den Geräten integriertes Programm durchgeführt werden. Die Messgenauigkeit des Aufbaus liegt bei $5\mu\Omega$. Die computergesteuerten Messgeräte erlauben über die gesamte Versuchsdauer hinweg eine Messung in vorgegebenen Intervallen sowie ein eigenständiges Versuchsende beim Erreichen eines Abbruchkriteriums. Das Mehrkanal-Umschaltmodul ermöglicht die Anbindung von bis zu 20 Kontakten zur Vierpolmessung.

3.2.2 Probenpräparation und Analyse

Neben der Widerstandsmessung werden die elektrischen Verbindungen im Hinblick auf eine Oxidbildung sowie auf eine mechanische Deformation der Kontaktflächen beurteilt. Hierzu werden die Verbindungen in Anlehnung an frühere Arbeiten ([Ste80],[Ulb86]) in auf zwei verschiedene Arten präpariert (siehe Abb. 3.2.16). Einerseits werden die Verbindungen mechanisch geöffnet, um eine direkte Begutachtung der freigelegten Kontaktflächen zu ermöglichen. Andererseits werden Querschliffe von eingebetteten Verbindungen untersucht. Beide Varianten haben Stärken und Schwächen. Querschliffe ermöglichen einen Blick in die unbeschädigte Kontaktfläche, aber es kann nur ein kleiner von der Schliffebene abhängiger Ausschnitt betrachtet werden. Durch ein mechanisches Öffnen werden die Kontaktzonen vollständig freigelegt. Sind die beiden Kontaktflächen jedoch miteinander verbunden, z.B. durch Kaltverschweißungen oder eine gemeinsame Oxidschicht, so kommt es beim Öffnen zu einer Schädigung bzw. Zerstörung dieser gemeinsamen Schicht.

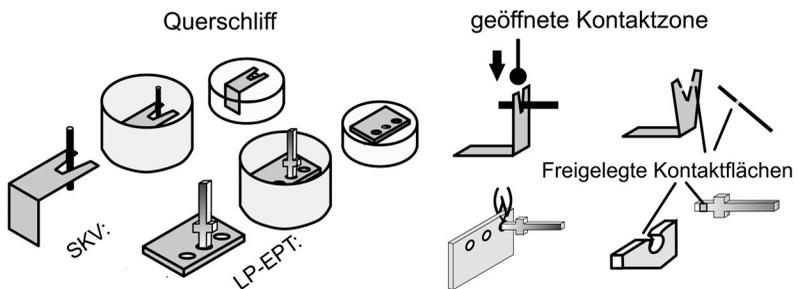


Abbildung 3.2.16: Skizzen und Bilder zur Veranschaulichung der Querschliff- und des Öffnens der Schneidklemm-Verbindungen.

Wie bereits in Abschnitt 2.1 beschrieben, werden die Einzelteile einer kalten Kontaktierung vorwiegend aus Stanzteilen hergestellt. Dies ist sowohl bei den hier untersuchten Schneid-Klemm-Verbindungen, als auch bei den Einpressverbindungen der Fall. Durch den Stanzprozess untergliedert sich die Kontaktzone in drei Abschnitte mit unterschiedlicher Oberflächenbeschaffenheit [Hel06]. Nach einem Einzugsbereich (Abrundung) entsteht ein Glattschnitt- und danach ein Bruchbereich (siehe Abb. 3.2.17). Wie dargestellt, zeigt sich die unterschiedliche Oberflächenrauheit der Abschnitte sowohl bei Querschliffen wie bei geöffneten Kontaktzonen. Insbesondere bei Querschliffen muss deshalb zur richtigen Interpretation der Bilder auf die Lage der Schliffebene geachtet werden.

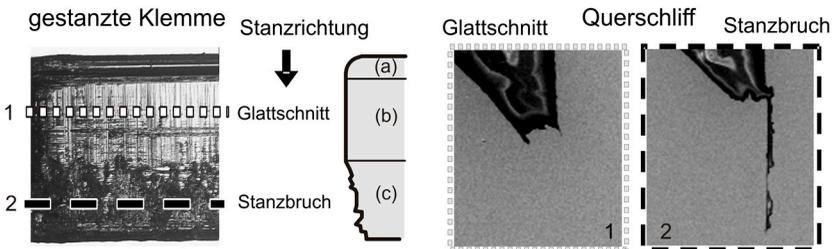


Abbildung 3.2.17: Die Kontaktzonen gestanzter Verbindungen untergliedern sich in einen Stanzeinzug (a), einen glattschnittenen Bereich (b) und den Stanzausbruch (c), [Hel06].

Die präparierten Proben werden mit verschiedenen Verfahren der Werkstofftechnik analysiert. Am Beispiel der 1,5-mm-SKV wird die Vorgehensweise bei der Analyse vorgestellt und die verschiedenen Verfahren mit ihren Stärken und Schwächen diskutiert.

Lichtmikroskop Eine erste optische Beurteilung der geöffneten Kontaktflächen erfolgt unter dem Lichtmikroskop. Das Hauptaugenmerk liegt hierbei auf Veränderungen durch Oxidation und

Spuren mechanischer Deformation. Aufgrund der schwarzen Farbe des Kupferoxids ist eine Oxidbildung auf den geöffneten Kontaktzonen zwar mit dem bloßen Auge sichtbar, zur Auflösung von feinen mechanischen Deformationen sowie Details der Kontaktzone wird jedoch das Lichtmikroskop benötigt - ebenso zur Beurteilung von Querschliffen der Kontaktzone. Die lichtmikroskopischen Untersuchungen erlauben eine schnelle, erste Analyse der Kontaktzonen. Die Auflösung des Lichtmikroskops wird neben der numerischen Apertur der Optik durch die Wellenlänge des Lichts und die damit verbundenen Beugungseffekte beschränkt. Mit Hilfe eines Lichtmikroskops lassen sich deshalb Strukturen von bis zu 200 nm auflösen. Die Auflösung begrenzt insbesondere die Analyse der quer angeschliffenen Kontaktzonen, die im unbeschädigten Zustand eine Ausdehnung von 1 bis 10 μm hatten.

Rasterelektronenmikroskop Beim Rasterelektronenmikroskop (*REM*) wird die Probe mit Hilfe eines dünnen Elektronenstrahls beleuchtet (siehe Abb. 3.2.18). Im Vergleich zum Lichtmikroskop ermöglicht die wesentlich kürzere Wellenlänge der Elektronen (0,0005 nm zu 400-750 nm) eine deutlich größere Auflösung. Die theoretische Auflösungsgrenze im *REM* beträgt etwa 0,15 nm. Im Gegensatz zum Lichtmikroskop wird die Probe nicht komplett ausgeleuchtet sondern mit dem Elektronenstrahl abgetastet, daher der Begriff Rasterelektronenmikroskop. Der Probenstrahl trifft hierdurch deutlich gleichmäßiger auf die Probenoberfläche, so dass sich neben der höheren Auflösung auch eine größere Tiefenschärfe ergibt [Got01].

Zur Abbildung der Probenoberfläche werden Sekundär- und Rückstreuелеktronen detektiert. Die Sekundärelektronen entstehen infolge inelastischer Streuung durch Wechselwirkungen mit der Elektronenhülle. Diese niederenergetischen Elektronen

(10 eV) werden durch eine Saugspannung in Richtung des Detektors beschleunigt und erzeugen dort entsprechend ihrer Menge eine Anzahl an Impulsen. Rückstreuelektronen sind hingegen Elektronen aus dem Primärstrahl, die an den Atomkernen elastisch gestreut wurden. Die Energie dieser Elektronen liegt somit im Bereich der eingestrahlten Primärelektronen. Da schwere Elemente die Elektronen stärker reflektieren als leichte, lässt die Helligkeit eines Bildbereichs Rückschlüsse auf die Elemente der Objektoberfläche zu (z-Kontrast). Neben den Signalen der Elektronen lassen sich auch die Bremsstrahlung der Elektronen und die durch inelastische Streuungen in der Elektronenhülle entstehende charakteristische Strahlung zur Analyse der Probe auswerten [Got01].

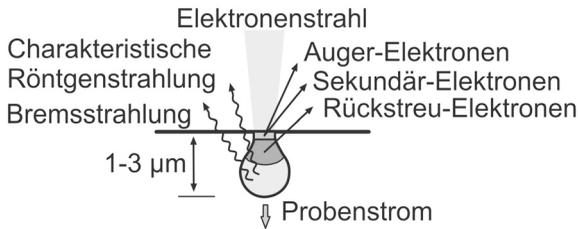


Abbildung 3.2.18: Wechselwirkung zwischen Primärelektronen und einer massiven Probe, angelehnt an [Got01].

Die Untersuchung im Elektronenmikroskop erfordert eine aufwändige Präparation der Proben. Statische Aufladungen lenken den Elektronenstrahl ab und führen so zu Artefakten in der Bildgebung. Zur Verhinderung von elektrostatischen Aufladungen musste für eine ausreichende der Probe gesorgt werden. Hierzu werden insbesondere die eingebetteten Proben vor der Untersuchung mit Hilfe eines leitfähigen Kohle-Klebebands abgeklebt. Neben elektrostatisch bedingten Messfehlern führen Verschmutzungen der Probenoberfläche durch Schmutzpartikel oder Wassertröpfchen zu Artefakten bei der Probenanalyse. Die

Proben werden deshalb im Anschluss an die Präparation mit Alkohol gereinigt und geföhnt.

Energiedispersive Röntgenspektroskopie Wie bereits beschrieben, führt die inelastische Streuung der Primärelektronen an Elektronen der Probe zu Röntgenstrahlung. Die energiedispersive Röntgenspektroskopie (engl. energy dispersive x-ray spectroscopy, *EDX*) nutzt diese Röntgenstrahlung zur Analyse der Elementzusammensetzung. Über einen Detektor wird die Energie der Strahlung, sowie deren Intensität gemessen. Die Energie der emittierten Röntgenstrahlung ist charakteristisch für die in der Probe angeregten Atome und ermöglicht die Bestimmung der vorhandenen Elemente. Die Intensität der Strahlung gibt Aufschluss über die Konzentration des Elements innerhalb der Probe.

Entscheidend für die laterale Auflösung der Messung im Rasterelektronenmikroskop ist die Eindringtiefe des Elektronenstrahls. Gearbeitet wird mit einer Beschleunigungsspannung von 20 eV. Bei den untersuchten Probenmaterialien wird der Elektronenstrahl in einem birnenförmigen Raumvolumen mit einem Durchmesser von etwa 1 μm gestreut. Bei der quantitativen Analyse erfolgt somit eine Mittelwertbildung über das Raumvolumen der gestreuten Elektronen. Aussage über die stöchiometrische Zusammensetzung oder gar ein Rückschluss auf die Phasenzusammensetzung der vorliegenden Verbindungen sind deshalb nicht möglich. Die *EDX*-Analyse eignete sich jedoch gut zum Nachweis von Konzentrationsänderungen (vgl. Abb. 4.1.8).

EBSD-Verfahren Ein weiteres Untersuchungsverfahren im Elektronenmikroskop ist das EBSD-Verfahren (engl. Electron Backscatter diffraction, *EBSD*). Trifft ein Elektronenstrahl auf eine um 70 Grad aus der Horizontalen verkippte kristalline Probe, so bilden die rückgestreuten Elektronen ein Muster aus, die

sogenannten Kikuchi-Linien [vL06]. Dieses Muster ist charakteristisch für die Kristallstruktur und die Orientierung des vom Elektronenstrahl getroffenen Ausschnitts der Probe. Über die Kikuchi-Linien lassen sich somit die Kristallorientierung, Korngrenzen und Informationen über die in der Probe vorliegenden Phasen gewinnen. Die Methode eignet sich deshalb zur Analyse von Rissen und Veränderungen in der Mikrostruktur [Sch00].

Voraussetzung für eine EBSD-Analyse ist eine ausreichend kristalline Oberfläche der Probe in Bereich des eindringenden Elektronenstrahls (10 - 100 nm). Eine mechanische Probenpräparation ist hierfür nicht geeignet, da Oberflächenspannungen und -schäden auch nach dem Ätzen zurückbleiben können. Der Versuch einer Präparation über eine elektrochemische Politur ergab, abgesehen von den Randbereichen der Probe, ein gutes Gefügebild. An den Probenrändern und damit im für die Fragestellungen der Arbeit interessanten Bereich - der Kontaktzone - ist eine kontrollierte elektrochemische Präparation jedoch nicht möglich. Es kommt zu einem starken Abtrag und einer Verrundung der Kanten. Bei der anschließenden EBSD-Analyse führt dies zu Fehlsignalen und Verschattungen wodurch keine Messungen in diesem Bereich möglich sind.

Aufgrund der fehlenden Präparationsmöglichkeiten und der dadurch eingeschränkten Aussagekraft für die Kontaktzonen, wurde auf eine breite EBSD-Analyse der Verbindungen verzichtet. Die Gefügeanalyse erfolgte über klassische Methoden der Metallographie.

Auger-Elektronen-Spektroskopie Schwach geschädigte Kontaktzonen zeigen im Querschliff nur eine Ausdehnung von wenigen μm . Über die EDX-Analyse konnten in diesem Bereich keine Konzentrationsverschiebungen für Sauerstoff nachgewiesen werden. Die Ortsauflösung war hierfür zu gering.

Die Auger-Elektronen-Spektroskopie (AES) arbeitet mit Elektronen im Energiebereich von 50 bis 3 keV [Hol95]. Aufgrund der geringen Reichweite der Elektronen in diesem Energiebereich erlaubt dieses Spektroskopieverfahren örtlich hoch aufgelöste (0,01 - 100 μm) Elementanalysen. Die erfasste Materialschicht umfasst etwa die ersten zehn Atomlagen. Das Verfahren eignet sich deshalb zur Detektion von Materialverunreinigungen. Für eine Elementanalyse der Probe selbst, müssen diese Verunreinigungen vor der Untersuchung durch Sputtern mit Argon entfernt werden. Die Probenpräparation ist deshalb im Vergleich zu den Untersuchungen im Elektronenmikroskop sehr aufwendig.

Leichte Veränderungen in der Kontaktzone sind bei den vorliegenden Verbindungen nur im Querschliff zu beobachten. Zur Anfertigung eines Querschliffs muss die Probe eingebettet werden, um eine entsprechende Probenpräparation zu ermöglichen. Aufgrund der rein kraftschlüssigen Verbindung der beiden Kontaktpartner ist ein Ausbetten der Probe nach der Präparation ebenfalls nicht möglich. Bei einem Elektronenbeschuss der Einbettmasse kann es zu Aufladungen und damit zu einer unkontrollierten Ablenkung des Elektronenstrahls kommen. Dies war bei den untersuchten Proben der Fall, so dass keine aussagekräftigen Messungen möglich waren. Die Vorteile der AES im Vergleich zur EDX-Analyse im REM können deshalb nicht ausgeschöpft werden.

Röntgenbeugungsanalyse Die Röntgenbeugungsanalyse (engl. X-ray Diffraction, XRD) ist eine der Standardmethoden zur Strukturaufklärung und bei einer Vielzahl von Werkstoffen anwendbar. Die Wellenlänge von Röntgenstrahlen liegt in der Größenordnung von 1 pm bis 10 nm. Dies entspricht dem Atomabstand in Kristallstrukturen. Daher wirken diese Strukturen wie Beugungsgitter. Da jede kristalline Substanz ein spezifisches Beugungsbild

erzeugt, lassen sich aus dessen Richtung und Intensität die vorliegenden Elemente und deren Phasen ermitteln.

Die XRD-Analyse lässt sich sowohl an Pulverproben, als auch an kompakten Proben durchführen. Die Pulverproben werden an einem Diffraktometer (Bruker-AXS D8) mit Bragg-Brentano-Strahlengang gemessen. Für die direkte Analyse der geöffneten Kontaktzonen wird ein Bruker-AXS D8 Mikrodiffraktometer mit 0,5 mm Kollimator verwendet [Köh06].

Optisches 3D-Messsystem Zur Messung und Analyse der Kontaktoberflächen wird ein konfokales 3D-Messsystem (μ -surf explorer) verwendet. Topographiemessungen können hiermit optisch, also berührungsfrei durchgeführt werden. Die Auflösung mit der die 3D-Oberflächenprofile erstellt werden, beträgt 3,1 μm in x,y-Richtung und 20 nm in z-Richtung [Nan]. Rauheitsmessungen, sowohl 2D als auch 3D sind ebenfalls möglich.

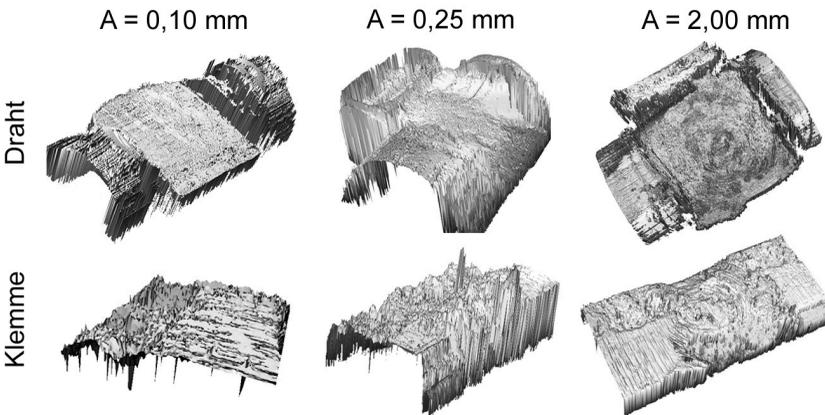


Abbildung 3.2.19: Ergebnisse konfokaler Oberflächen-scans.

4 Ausfallmechanismen und Schadensbilder

4.1 Schneid-Klemm-Verbindungen

Wie bereits in Kapitel 2.1.1 vorgestellt, werden Schneidklemmen für eine große Bandbreite verschiedener Drähte entwickelt. Im Rahmen der Arbeit wird mit Schneid-Klemm-Verbindungen zur Kontaktierung eines massiven Lackdrahts gearbeitet. Für diese Gruppe von Schneid-Klemm-Verbindungen stellt die mechanische Belastung des Lackdrahts in z-Richtung (vgl. Abb. 4.1.1) den kritischen Lastfall dar [Kir07].

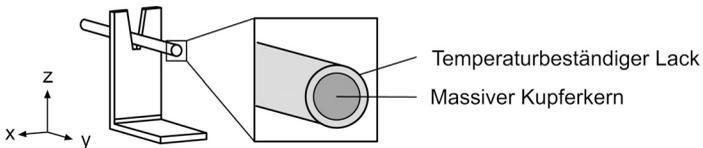


Abbildung 4.1.1: Unter einer mechanischen Belastung stellt die Belastung in z-Richtung den kritischen Lastfall dar.

Erste Untersuchungen von Schneid-Klemm-Verbindungen unter dieser Belastung werden an einer Verbindung für 1,5-mm-Lackdraht vorgenommen. Über den anschließenden gezielten Vergleich mit weiteren SKV kann das hierbei erarbeitete Bild erweitert werden. Näher betrachtet wird der Einfluss der Klemmengeometrie und das Verhältnis aus Drahtdurchmesser und Blechstärke der Verbindung.

Der Einfluss unterschiedlicher Klemmverhältnisse auf die aktivierbaren Ausfallmechanismen und die Lebensdauer wird anhand einer zweiten Schneidklemme für 1,5-mm-Lackdraht mit deutlich veränderter Klemmschlitzbreite untersucht. Mit dünneren Lackdrähten verändert sich das Verhältnis zwischen Drahtdurchmesser und Blechstärke der Schneidklemme signifikant. Zumeist erfordert die Handhabung der Schneidklemme eine gewisse Blechstärke, wodurch diese nicht im gleichen Maß wie der Drahtdurchmesser abnimmt. Inwieweit eine Variation dieses Verhältnisses die Ausfallmechanismen beeinflusst, wird über einen Vergleich von drei Verbindungen für unterschiedlich starke Lackdrähte untersucht. Der 1,5-mm-SKV mit einem Verhältnis von 1,5 werden Schneid-Klemm-Verbindungen für 0,14 mm sowie für 0,28 mm starke Lackdrähte gegenübergestellt. Bei einer Blechstärke von 0,3 mm ergibt sich für die 0,14-mm-SKV ein Verhältnis von 0,46. Die dritte Verbindung für 0,28 mm-Lackdrähte liegt mit einem Verhältnis von 0,7 zwischen den beiden anderen.

4.1.1 Die 1,5-mm-Schneid-Klemm-Verbindung

Zwei verschiedene Schneidklemmen zur Kontaktierung eines Kupfer-Lackdrahts (SHTherm. 210; Grad 2) mit einem Durchmesser von 1,593 mm (Kupferkern: 1,5 mm) werden untersucht. Die beiden Klemmen unterscheiden sich in der Breite des Klemmschlitzes. Der Klemmschlitz betrug bei der 1,5-mm-SKV-a 1,30 mm, bei der 1,5-mm-SKV-b 1,07 mm (siehe Abb. 4.1.2). Hieraus ergibt sich bei der Kontaktierung des Lackdrahts ein unterschiedliches Klemmverhältnis. Die Schneidklemmen wurden aus einem Bronze-Blech ($\text{CuSn}_{0,15}$ mit einer Festigkeit von 420 MPa) gestanzt. Der Glattschnitt-Anteil der Stanzteile lag bei 50 Prozent.

Mit Hilfe eines speziellen Werkzeugs wurden die Verbindungen

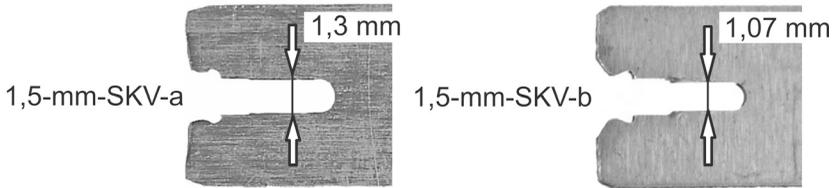


Abbildung 4.1.2: Die Geometrie der untersuchten Schneidklemmen. Zum Einsatz kamen zwei Varianten mit unterschiedlichem Klemmschlitz.

auf der Zug-Druck-Maschine gefügt (siehe Abb. 4.1.3). Die verwendeten Lackdrähte waren an einer Seite abisoliert, um später die Messleitung zur Widerstandsmessung kraftfrei anbringen zu können. Gefügt wurden die Drähte im lackierten Drahtbereich. Während dem Fügevorgang wurde der Kraftverlauf aufgezeichnet.

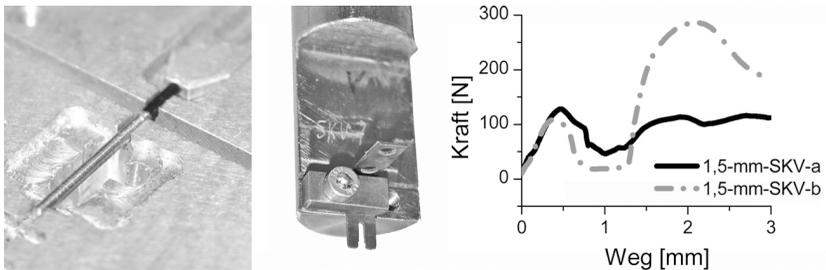


Abbildung 4.1.3: Fügevorgang der 1,5-mm-SKV: Dargestellt sind Bilder der Fügewerkzeuge. Links: Draht eingelegt in die Fügehilfe. Mitte: SKV fixiert im Fügewerkzeug. Rechts ist die charakteristische Einpresskurve der Geometrie-Varianten bei einer Fügetiefe von 3 mm dargestellt.

Bei beiden Varianten zeigen sich in der Kraft-Weg-Kurve des Fügevorgangs (siehe Abb. 4.1.3) zwei Kraftspitzen. Die erste Kraftspitze resultiert aus dem Anschnitt des Lackdrahts an der Schabekante. Da beide Schneidklemmen dieselbe Schabekantenbreite

aufweisen, zeigen sich bis zu diesem Punkt auch keine Unterschiede im Kraftverlauf. Beim Übergang von der Schabezone in den Klemmbereich kommt es zum zweiten Kraftanstieg. Aufgrund der unterschiedlich ausgeführten Klemmbereiche weichen nun die maximalen Einpresskräfte deutlich voneinander ab. Sie lagen bei 120 N für die *1,5-mm-SKV-a* und 300 N für die *1,5-mm-SKV-b*.

Die Geometrie der SKV erlaubt eine nahezu stromfreie Messung des Kontaktwiderstands. Die Messleitungen zur 4-Punktmessung wurden mit Hilfe von Leitsilber angebracht. Der Übergangswiderstand einer frisch gefügten *1,5-mm-SKV* lag bei beiden Varianten zwischen $10\ \mu\Omega$ und $30\ \mu\Omega$. Im Rahmen der Arbeit wurde die *1,5-mm-SKV* produktunabhängig untersucht. Eine funktionsbedingte Obergrenze des Widerstands festzulegen, war aus diesem Grund nicht möglich. Ausgehend von den geringen Übergangswiderständen wurde eine Erhöhung des Übergangswiderstands auf $1\ \text{m}\Omega$ als Ausfall definiert. Dies entspricht dem 50- bis 100-fachen des Ausgangswiderstands. Ausgehend von der Kontakttheorie (vgl. Eine derart massive Schädigung führt sowohl bei Anwendungen mit Signalströmen, wie auch bei Strömen bis 25 A zu einem Ausfall der Verbindung.

Die mechanische Wechselbelastung der SKV wurde an der Zug-Druck-Maschine (vgl. Abschnitt 3.1.1) durchgeführt. Die SKV wurden hierfür mit einem Adapter auf der Grundplatte fixiert und über die bereits beschriebenen Werkzeuge einer Wechselbelastung in z-Richtung unterzogen. Die Anbindung der Verbindung an die Zug-Druck-Maschine sowie die Kontaktpunkte zur Widerstandsmessung sind in Abbildung 4.1.4 dargestellt.

Aufgrund der Elastizität der gesamten Verbindung lässt sich die tatsächliche Bewegung, die über die Drahtauslenkung in die Kontaktzone eingebracht wird, nicht direkt messen. Nimmt man



Abbildung 4.1.4: 1,5-mm-SKV: Dargestellt sind die Halterung und die Werkzeuge zur mechanischen Wechselbelastung (Links und Mitte) sowie die Kontaktierung zur Widerstandsmessung (Rechts).

an, dass der Drehpunkt der Bewegung im Zentrum der Kontaktfläche liegt und vernachlässigt man die Elastizität von Klemme und Draht, so lässt sich die maximale Weglänge der Relativbewegung in der Kontaktzone s_{\max} errechnen (siehe Abb. 4.1.5). Für drei der später verwendeten Amplituden wird die maximale Relativbewegung in der Kontaktzone errechnet. Bei einer Amplitude von $A=0,1$ mm ergeben sich $8\ \mu\text{m}$, für $A=0,25$ mm sind es $20\ \mu\text{m}$ und bei $A=2$ mm liegt die Obergrenze bei $150\ \mu\text{m}$.

$$s_{\max}(A) = 2 \cdot b(A)$$

$$= 2 \cdot 2\pi \frac{(0,8\text{ mm})}{2} \cdot \frac{\arctan\left(\frac{A}{10\text{ mm}}\right)^\circ}{360^\circ}$$

 The diagram shows a geometric model of the contact zone. It features a horizontal base of length 10 mm. A vertical displacement A is shown on the right. A line segment of length 0,8 mm is drawn at an angle alpha to the horizontal. The horizontal distance from the left end of the base to the vertical projection of the end of the 0,8 mm segment is labeled b.

Abbildung 4.1.5: Abschätzung der maximal aufgebrachtten Bewegung b in der Kontaktzone der SKV abhängig von der Amplitude A in Millimetern, der mechanischen Wechselbelastung.

Mechanische Belastung - 1,5-mm-SKV-a) In einer ersten Versuchsreihe wurde die Amplitude der mechanischen Belastung zwischen 0,10 mm und 2,00 mm variiert - bei einem Hebelarm von 10 mm zwischen Klemmschlitzmitte und Angriffspunkt des Werkzeugs. Die Verbindungen wurden entweder bis zum Überschreiten des Ausfallkriteriums von $1 \text{ m}\Omega$ oder über 10000 Lastwechsel hinweg belastet. Die Ergebnisse der Versuchsreihe sind in Abbildung 4.1.6 dargestellt.

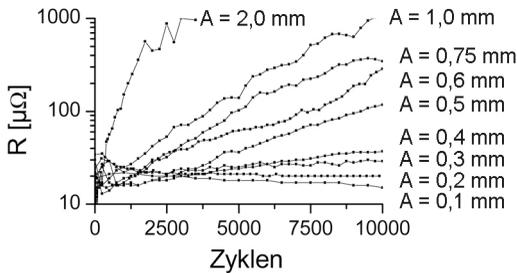


Abbildung 4.1.6: 1,5-mm-SKV-a: Widerstandsverläufe abhängig von der Amplitude der mechanischen Belastung.

Es gibt einen Bereich kleiner Amplituden bis etwa 0,2 mm, in dem der Kontaktwiderstand über das gesamte Prüfintervall hinweg keine Veränderung zeigte. Ab einer Amplitude von 0,2 bis 0,3 mm war nach 10000 Lastwechseln eine leichte Erhöhung des Übergangswiderstands sichtbar. Mit zunehmender Amplitude stieg der Übergangswiderstand immer stärker an. Die großen Amplituden von 1 mm und 2 mm führten zu einem schnellen Ausfall der Verbindung innerhalb einiger Tausend Lastwechsel. Ausfallursache war eine Erhöhung des Übergangswiderstands.

Ein detailliertes Bild der aktivierten Ausfallmechanismen wurde in einer zweiten Versuchsreihe erarbeitet. Hierzu wurde eine kleine Auslenkung ($A = 0,1 \text{ mm}$), eine Amplitude von $A = 0,25 \text{ mm}$ und eine große Auslenkung ($A = 2,0 \text{ mm}$) gewählt. Neben dem Widerstandsverlauf wurde die Kraft-Weg-Kurve der Belastung

und der Zustand der Kontaktzone über die Versuchsdauer hinweg beobachtet. Die Ergebnisse der Widerstandsmessung und der Analyse der Kontaktzone werden im Folgenden ausführlich vorgestellt. Die Ergebnisse der Kraft-Weg-Messung werden anschließend in Kapitel 5 diskutiert.

Die Kontaktflächen der mit einer Amplitude von 2 mm belasteten SKV wiesen schon nach wenigen Zyklen tiefe Rillen auf. Die kreisförmigen Rillen untermauern, dass die beiden Kontaktflächen vollständig gegeneinander gleiten (siehe Abb. 4.1.7). Nach 300 Lastwechseln bildeten sich aufgrund der starken mechanischen Beanspruchung bereits starke Risse und Materialabrieb. An vereinzelten Stellen war eine Oxidbildung über EDX-Messungen nachweisbar. Die Unterscheidung von blanken und oxidierten Zonen war auf den Lichtmikroskopbildern nur beim Betrachten der Probe unter verschiedenen Winkeln möglich, da nicht nur die blanken Metallbereiche sondern auch die oxidierten Flächen einfallendes Licht reflektierten. Zum besseren Verständnis der Bilder wurden die oxidierten Bereiche der Kontaktzone deshalb nachträglich durch einen hellgrauen Rand hervorgehoben.

Ausgehend vom Rand und vereinzelten Stellen in der Kontaktzone setzte mit fortschreitender Belastung eine Oxidation der Kontaktflächen ein. Eine starke Oxidbildung in Kombination mit Materialabrieb war nach 2000 Zyklen deutlich zu erkennen und wurde mit zunehmender Belastung immer ausgeprägter sichtbar. Nach 4000 Zyklen war die Kontaktfläche sowohl auf der Draht- als auch auf der Klemmenseite beinahe vollständig von einer kräftigen Oxidschicht bedeckt. Durch den starken Materialabrieb fing der Draht an in der Kontaktzone zu wandern. Anhand der Reibspuren auf den Klemmenbeinen war dies nach 7500 Zyklen deutlich zu erkennen. Die Schadensbilder sowie der in Abb. 4.1.7 dargestellte Schädigungsverlauf sind charakteristisch für Reibkorrosion [Vin88].

Referenzbilder der Kontaktzonen ohne Belastung



Schädigungsverlauf bei einer Auslenkung von $A = 2$ mm

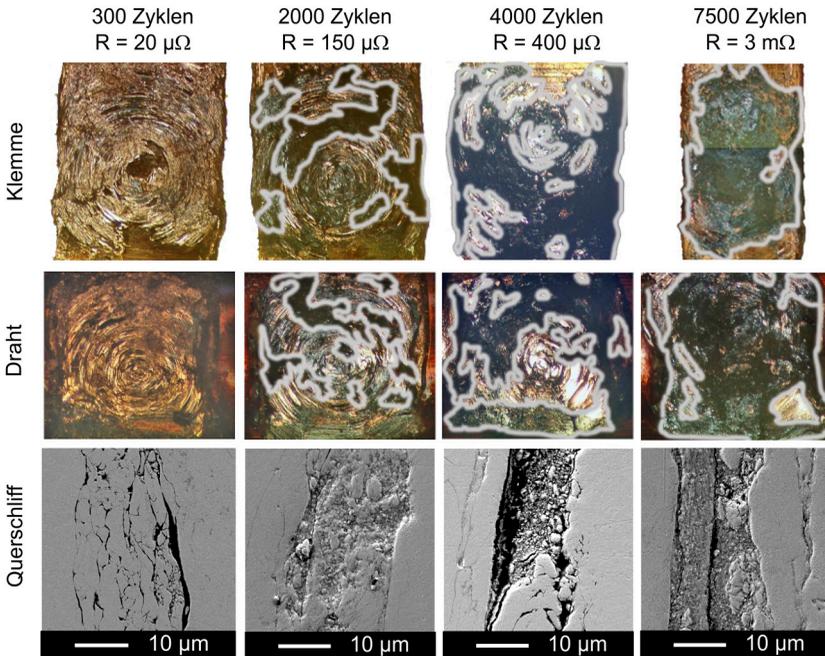


Abbildung 4.1.7: Kontaktflächen und Querschliffe der 1,5-mm-SKV. Die im ersten Block zusammengefassten Bilder zeigen die Kontaktzonen einer unbelasteten Verbindung. Im zweiten Block ist die Entwicklung der Kontaktzonen bei einer Wechselbelastung mit einer Amplitude von 2 mm nach 300, 2000, 4000 und 7500 Lastwechseln dargestellt.

Neben der optischen Begutachtung der Kontaktfläche wurde eine EDX-Analyse der Kontaktzone im Querschliff durchgeführt. Bei der Untersuchung der Querschliffe wurden einzelne Punkte der Kontaktfläche auf ihren Anteil an Sauerstoff und Kupfer hin analysiert. Hierdurch konnte die bereits im Lichtmikroskop beobachtete Oxidbildung erneut nachgewiesen werden. Mit Hilfe eines EDX-Linescans wurden die Kupfer- und die Sauerstoffkonzentration über die Kontaktzone hinweg untersucht. Dem Schadensbild der Reibkorrosion entsprechend, waren die Kontaktzonen unregelmäßig und unterschiedlich stark oxidiert (siehe Abb. 4.1.8).

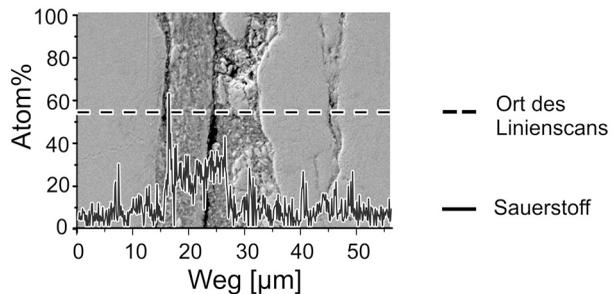


Abbildung 4.1.8: EDX-Linescan über die Kontaktzone einer SKV nach 7500 Zyklen mit einer Amplitude von $A = 2 \text{ mm}$. Entlang der unterbrochenen Linie wurde eine Elementanalyse durchgeführt.

Da die EDX-Analyse nur den Nachweis von Elementen erlaubt, wurden über eine Röntgenbeugungsanalyse (vgl. Abschnitt 3.2.2) am Abrieb sowie direkt auf den Kontaktflächen der geöffneten Verbindungen die Phasen des vorliegenden Kupferoxids bestimmt. Bei beiden Untersuchungen wurde Kupfer sowie Cuprit (Cu_2O) gefunden. Der Cuprit konnte durch das Auftreten seiner zwei stärksten Beugungspeaks eindeutig identifiziert werden. Der Cuprit hatte sehr breite Linien, was auf geringe Kristallitgrößen hinweist. Solche Effekte treten häufig in Oxidationsprodukten auf [Köh06].

Während der Belastung der 1,5-mm-SKV mit einer Amplitude von $A = 2$ mm wurde der Übergangswiderstand jeweils nach 1000 und 7000 Lastwechseln positionsabhängig gemessen. Nach 1000 Lastwechseln wurde während der gesamten Auslenkung hinweg derselbe Widerstand gemessen. Nach 7000 Zyklen war der Übergangswiderstand dagegen stark von der Drahtposition abhängig (siehe Abb. 4.1.9).

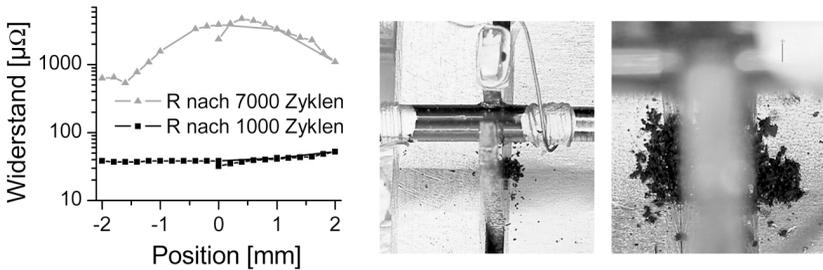


Abbildung 4.1.9: Positionsabhängige Widerstandsmessung nach 1000 und 7000 Lastwechseln. Bilder des gebildeten Abriebs bei einer Belastung mit $A = 2$ mm.

Die Ursache für dieses Verhalten liegt in der starken plastischen Verformung der Kontaktflächen und dem Materialabtrag unter der Wechselbelastung. Während der Draht nach 1000 Zyklen noch fest in der Klemme gehalten wurde, war nach 7000 Zyklen die Kontaktkraft stark reduziert. Der Draht wurde nur noch leicht im Klemmschlitz gehalten. In den Extrempositionen kam es jedoch zu einem Verkeilen des Drahts in der Klemme. Die Klemmkraft und die Kontaktfläche stieg in diesen Punkten an, wodurch der Widerstand sank.

Bei der Wechselbelastung mit einer Amplitude von $A = 0,25$ mm bleibt der Übergangswiderstand während einer großen Anzahl von Lastwechseln auf dem Ausgangsniveau. Nach 10000 Zyklen war der Übergangswiderstand kaum messbar um $10 \mu\Omega$ angestiegen. Betrachtet man hingegen die geöffneten Kontaktzonen, so

war zu diesem Zeitpunkt eine deutliche Oxidation der Kontaktzonen erkennbar. Wie bei der Belastung mit einer Amplitude von 2 mm begann die Oxidation in den Randbereichen der Kontaktfläche. Während die Kontaktzonen im Zentrum einen Bereich mit blankem Kupfer aufwiesen, waren die Randbereiche bereits mit einer schwarzen Oxidschicht bedeckt (siehe Abb. 4.1.10).

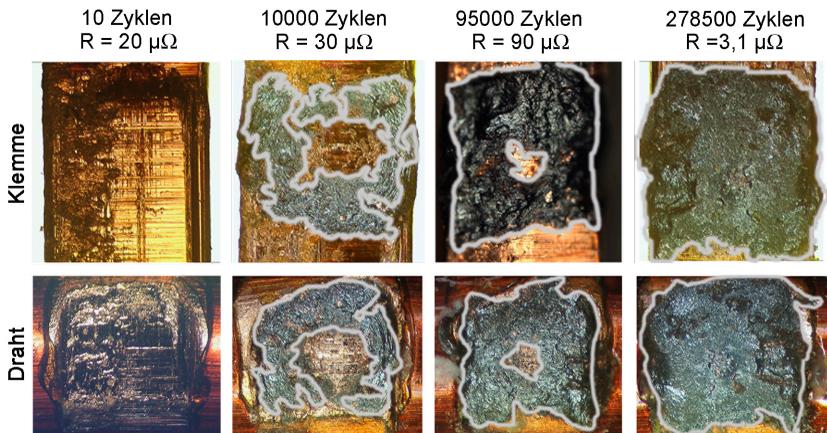


Abbildung 4.1.10: Kontaktflächen an Schneidklemme und Draht geöffneter Schneid-Klemm-Verbindungen. Die Kontakte wurden nach einer Wechselbelastung mit einer Amplitude von $A = 0,25$ mm nach 10, 10000, 95000 und 278500 Zyklen geöffnet.

Die Belastung mit einer Amplitude von 0,25 mm führte zu einer Zweiteilung der Kontaktzone. Während die Belastung in den Randbereichen der Kontaktzone zu einer Relativbewegung der beiden Oberflächen führte, blieb das Zentrum der Verbindung unberührt. Dies hatte eine Oxidbildung in den Randbereichen der Kontaktzonen zur Folge. Der Übergangswiderstand stieg durch die blanken, unbeschädigten Kontaktflächen im Zentrum jedoch nur geringfügig an.

Dieser Zustand war jedoch nicht stabil. Mit zunehmender Zyklenzahl wanderte die Oxidschicht immer weiter ins Zentrum der Kontaktfläche. Hierbei schritt die Oxidbildung aufgrund der größeren Rauheit und der geringeren Kontaktkraft im Stanzbruch schneller voran als im Glattschnitt. Die blanken oxidfreien Oberflächen lagen deshalb immer im Glattschnitt der Schneidklemmen. Die geöffneten Schneid-Klemm-Verbindungen zeigten im Zentrum der Kontaktflächen auch nach 95000 Zyklen noch einen Bereich mit blankem Kupfer (siehe Abb. 4.1.10).

Der Übergangswiderstand der Verbindung zeigte zu diesem Zeitpunkt nur eine leichte Erhöhung (von $21 \mu\Omega$ auf $85 \mu\Omega$). Die mit steigender Zyklenzahl zunehmend ins Zentrum der Kontaktflächen vordringende Oxidbildung passt in das Bild des *Partial-Slip*-Regimes (vgl. 2.2.2). Die Kontaktflächen der ausgefallenen Verbindungen waren vollständig von einer schwarzen Oxidschicht bedeckt (siehe Abb. 4.1.10). Die stärkere Oxidation in den Randbereichen der Kontaktzone konnte durch einen EDX-Linienscan über die Kontaktfläche nach 95000 Lastwechseln untermauert werden (siehe Abb. 4.1.11).

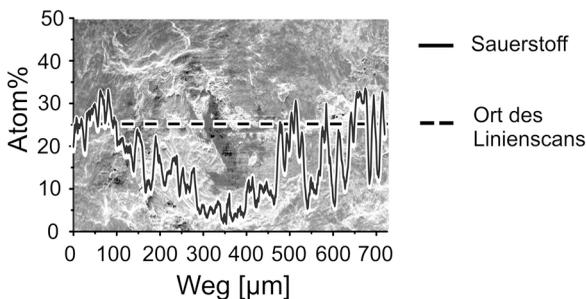


Abbildung 4.1.11: Mechanisch belastete Klemme - $A = 0,25 \text{ mm}$, $Z = 95000$. Der EDX-Linienscan bestätigt die höhere Sauerstoffkonzentration am Rand der Kontaktfläche.

Bei einer Belastung der 1,5-mm-SKV-a mit einer kleinen Amplitude von $A = 0,1$ mm konnte selbst über 200000 Lastwechsel hinweg keine Änderung im Übergangswiderstand gemessen werden. Sowohl im Lichtmikroskop wie auch im Querschliff zeigen die Kontaktflächen nach 10000 Zyklen keine Veränderung gegenüber dem Ausgangszustand. Selbst kleine Brücken (siehe Abb. 4.1.12 - 10000 Zyklen) blieben während der Wechselbelastung erhalten.

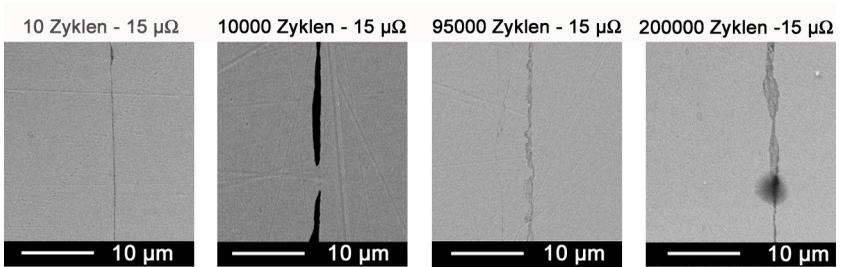


Abbildung 4.1.12: Ausschnitte der Kontaktzonen unterschiedlich stark belasteter SKV. Die Querschliffe wurden nach 10, 10000, 95000 und 200000 Zyklen im Elektronenmikroskop untersucht.

Im Lichtmikroskop ist auch nach 95000 und 200000 keine Anzeichen einer Veränderung der Kontaktzonen zu erkennen. Die geöffneten Kontaktzonen zeigen weder eine Schädigung noch eine Oxidbildung. Deshalb werden in Abbildung 4.1.12 nur Querschliffe der Kontaktzonen gezeigt. Nach 95000 Zyklen scheint hier eine leichte Veränderung der Kontaktfläche aufzutreten. Ein erhöhter Sauerstoffgehalt, also eine beginnende Oxidation in der Kontaktzone kann mit der EDX-Analyse jedoch weder nach 95000 noch nach 200000 Zyklen nachgewiesen werden (siehe Abb. 4.1.13).

Auch der Versuch, mit Hilfe einer AES-Untersuchung eine Veränderung nachzuweisen, scheitert. Eine stabile Messung aufgrund

von Aufladungseffekten der Einbettmasse nicht möglich. Relevant für die Beurteilung bleibt jedoch, dass die Verbindung sich auch unter der Belastung mit einer Amplitude von $A = 0,1$ mm in einem stabilen Zustand befindet.

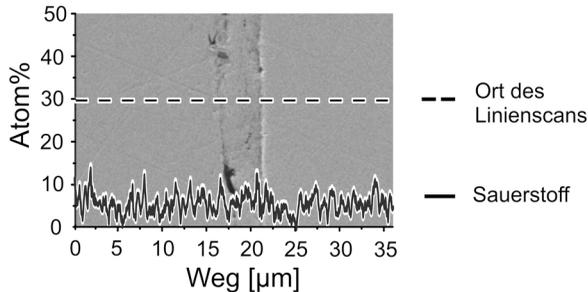


Abbildung 4.1.13: EDX-Linienscan nach 95000 Wechselbelastungen. In der Kontaktzone ist keine Oxidbildung nachweisbar.

Mechanische Belastung - 1,5-mm-SKV-b) Die Untersuchung der 1,5-mm-SKV-b wurde an das Versuchsprogramm der bereits untersuchten 1,5-mm-SKV-a angelehnt. In der ersten Versuchsreihe wurde die Amplitude der mechanischen Belastung wieder zwischen 0,10 mm und 2,00 mm variiert. Der Hebelarm zwischen Klemmschlitzmitte und Angriffspunkt des Werkzeugs betrug wieder 10 mm. Die Abbruchkriterien waren dieselben wie in der Versuchsreihe für Variante a). Nach dem Überschreiten der Widerstandsbergrenze von $1 \text{ m}\Omega$ oder nach 10000 Lastwechsel wurde der Versuch beendet. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe sind in Abbildung 4.1.14 dargestellt.

Nur die Belastung mit einer Amplitude von $A = 2$ mm hatte im Prüfintervall einen Ausfall zu Folge. Eine Amplitude von 1 mm führte zu einer vergleichsweise geringen Widerstandserhöhung von ungefähr $150 \mu\Omega$. Die kleinen Belastungsamplituden zeigten

bei 10000 Zyklen ebenfalls nur geringfügig erhöhte Widerstandswerte. Im Gegensatz zur Variante a) war die Verbindung deutlich weniger anfällig für Reibkorrosion und zeigte für Amplituden unterhalb 1 mm auch über eine längere Belastungsdauer einen stabilen Übergangswiderstand.

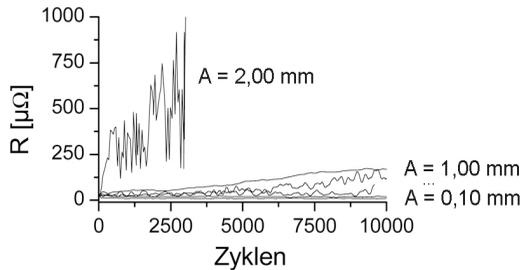


Abbildung 4.1.14: 1,5-mm-SKV-b: Widerstandsverläufe abhängig von der Belastungsamplitude.

Die anschließende Belastung der Verbindung bis zum Ausfall bestätigte dieses zweigeteilte Bild. Die stärkere Verpressung des Lackdrahts hat einen größeren Formschluß zwischen Klemme und Draht zu Folge. Der stärker verpresste Lackdraht, stützt sich bei einer mechanischen Belastung auf einer größeren Fläche an den Klemmenbeinen ab. Neben den deutlich höheren Klemmkräften erschwerte dies eine Übertragung der Belastung in die Kontaktzone. Die Verbindung war deutlich weniger anfällig für Reibkorrosion.

Die großen Auslenkungen führten bereits während der ersten Zyklen zu einer massiven plastischen Deformation der beiden Fügepartner. Der Formschluss war hierdurch zerstört, die Verbindung rein kraftschlüssig. Durch den fehlenden Formschluss führten die großen Belastungsamplituden zu einer Relativbewegung in der Kontaktzone. Der Schädigungsverlauf entsprach dem bei großen Amplituden der Variante a). Die Kontaktzonen glitten komplett gegeneinander ab. Nach wenigen Zyklen zeigten

sich tiefe Rillen in der Kontaktzone und es bildete sich ein metallischer Abrieb, der mit anhaltender Belastung oxidierte. Parallel hierzu stieg der Übergangswiderstand an und die Verbindung fiel durch eine Widerstandserhöhung aus. Die Kontaktzone der Verbindung wurde jedoch so schwer geschädigt, dass sich bis zum Ausfall keine durchgängige Oxidschicht aufbauen konnte (siehe Abb.4.1.15).

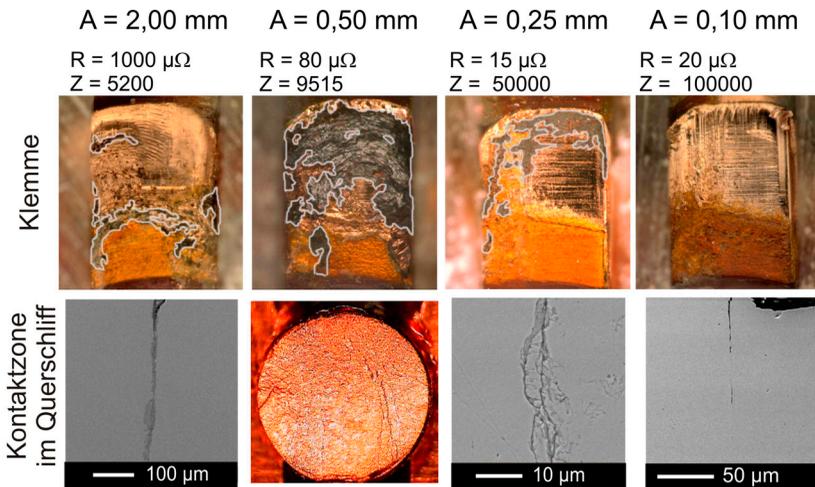


Abbildung 4.1.15: Geöffnete Kontaktzonen, Querschliffe der Kontaktzonen im Überblick. Die Bilder zeigen den Zustand der Kontaktzonen nach dem Ausfall der Verbindung sowie die typische Bruchfläche einer gebrochenen Verbindung.

Amplituden unter 0,75 mm hatten dagegen einen Bruch des Lackdrahts, also ein verändertes Schadensbild zur Folge. Zwar zeigen die geöffneten Kontaktzonen ebenfalls Spuren von Reibkorrosion, die Übergangswiderstände blieben jedoch bis zum Bruch des Lackdrahts weit unter dem Ausfallkriterium von 1 m Ω . Die Bruchflächen der Lackdrähte wiesen die charakteristischen Merkmale eines Schwingbruchs auf. Der Bruchbereich ist glatt und makroskopisch verformungsarm.

Bei einer kleinen Amplitude von 0,10 mm zeigte die Verbindung über 10^5 Zyklen hinweg keine Veränderung. Hier zeigte sich weder eine Veränderung im Übergangswiderstand noch waren Spuren von Oxidbildung in der Kontaktzone zu erkennen. Die Verbindung ist für Amplituden bis 0,1 mm zeitstandsfest.

Kriterium zur Abschätzung des Schadensmechanismus

In den vorangegangenen Abschnitten wurde eine Übersicht der Ausfallbilder und Schadensverläufe für verschiedene Schneid-Klemm-Verbindungen erarbeitet. Gelingt es die möglichen Schadensmechanismen nicht nur zu beschreiben, sondern ihr Auftreten vor der Erprobung bereits abzuschätzen, so verkürzt dies die Entwicklung neuer Verbindungen. In diesem Abschnitt werden zwei Prognosekriterien vorgestellt und hinsichtlich ihrer Aussagekraft und Grenzen diskutiert.

Ausgehend von den im letzten Abschnitt dargestellten Schadensbildern für die 1,5-mm-SKV, könnte man vermuten, dass das Klemmverhältnis ein solches Prognosekriterium darstellt. Die unterschiedlichen Schadensbilder waren direkt mit den Veränderungen im Klemmverhältnis verbunden. Der Versuch dieses Kriterium auf die restlichen im Rahmen der Arbeit untersuchten Schneid-Klemm-Verbindungen zu übertragen, zeigt jedoch die begrenzte Aussagekraft des Klemmverhältnisses auf. Wie bereits beschrieben, verhalten sich die untersuchten Verbindungen trotz ähnlicher Klemmverhältnisse sehr unterschiedlich. Eine Abschätzung des aktivierten Ausfallmechanismus über das Klemmverhältnis ist deshalb nur nach einer eingehenden Erprobung und nur für Geometrieänderungen an der erprobten Verbindung selbst möglich. Die Betrachtung des Klemmverhältnisses hilft deshalb bei Korrekturen während der Erprobungsphase, ist dagegen zur Frühauslegung einer Verbindung nicht ausreichend.

Zur Verkürzung der Entwicklungszeit und zur Kostenreduktion kommen auch im Bereich elektrischer Kontakte vermehrt Finite-Elemente-Modelle (FE-Modelle) zum Einsatz. Über FE-Modelle lassen sich Geometrie- und Materialeigenschaften der Fügepartner wesentlich detaillierter abbilden als über reine Geometrieparameter wie z.B. dem Klemmverhältnis. Eingesetzt werden FE-Modelle sowohl zur Simulation des Fügevorgangs [Joe05], als auch bei der Abschätzung des zu erwartenden Übergangswiderstands einer Verbindung [LM07]. Methoden den Zustand der Kontaktzone insbesondere bei Relativbewegungen nachzubilden existieren bisher nicht. Eine Modellierung von Reibkorrosion und damit die direkte Simulation der Ausfallmechanismen ist somit nicht möglich. Daher werden aus dem Vergleich von Simulation und Experiment indirekte Kriterien für die Vorhersage des Schadensmechanismus abgeleitet.

Im ersten Schritt wurde ein FE-Modell der beiden 1,5-mm-SKV-Varianten erstellt. Der Modellaufbau erfolgte in Zusammenarbeit mit Herr Lanier (Robert Bosch GmbH) und gliederte sich in mehrere Teilschritte. Ausgangspunkt für den ersten Simulationsschritt ist die Nachbildung des Fügevorgangs. Aufgrund der starken plastischen Deformationen und der hieraus resultierenden Konvergenzprobleme, wird das Anschneiden des Lackdrahts nicht simuliert. Ausgangspunkt der Simulation ist somit der bereits angeschnittene Draht mit flachen, abisolierten Seiten. Die Drahtlage ist so gewählt, dass sich dieser zu Beginn der Simulation im Schabebereich kurz vor dem Übergang zum Klemmbereich befindet. Die Materialeigenschaften, die der Simulation zugrunde liegen, wurden über Experimente direkt an den beiden Fügepartnern (Draht und Klemme) wie in [Lan08] beschrieben, ermittelt.

Die zweite Schwierigkeit liegt in der Bestimmung des Reibwerts für die vorliegende Materialpaarung. Der Reibkoeffizient für Kup-

feroberflächen wird in der Literatur mit Werten zwischen 1,4 und 1,7 angegeben. Bei gleitenden Kontaktflächen ist dieser Wert jedoch starken Schwankungen unterzogen [Sol62]. Hinzu kommt, dass die Topographie der beiden Fügepartner nicht direkt im Modell hinterlegt oder beschrieben wird. Die beiden Fügepartner sind mit einer glatten Oberfläche modelliert. Aufgrund dieser vereinfachten Beschreibung werden die eben beschriebenen Einflüsse in einem Parameter (Reibwert) zusammengefasst. Der Reibwert selbst wurde für die jeweiligen Fügepartner über den Abgleich des simulierten Fügevorgangs mit experimentell ermittelten Kraft-Weg-Kurven bestimmt. Nach der erfolgten Anpassung des Reibwerts war die Modellbildung abgeschlossen.

Wie bereits erwähnt, wird der Zustand der Kontaktzone im Modell indirekt über den Reibwert bestimmt. Zur Vorhersage des aktivierten Ausfallmechanismus kann deshalb nicht mit Absolutwerten für Flächenpressungen oder Spannungen in der Kontaktzone gearbeitet werden. Die mechanischen Eigenschaften von Draht und Schneidklemme werden vom Modell hingegen direkt beschrieben. Das hier vorgestellte Prognosekriterium betrachtet deshalb die bei einer mechanischen Belastung auftretenden Scherspannungen im Lackdraht. Verglichen werden die gemittelten Scherspannungen in den Drahtebenen links und rechts der Schneidklemme. Diese sind in Abbildung 4.1.16 skizziert.

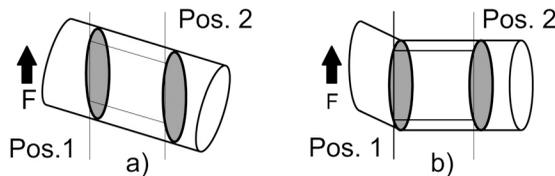


Abbildung 4.1.16: Skizze zur Veranschaulichung der beiden Varianten: a) geringe Klemmkraft und b) starke Drahtfixierung.

Eine mechanische Belastung des Lackdrahts setzt dessen Fixierung in der Schneidklemme voraus. Erfolgt eine Auslenkung des Klemmdrahts in z-Richtung führt dessen Fixierung in der Schneidklemme zu einer Scherspannung im Lackdraht. Bei geringen Klemmkraften und geringem Formschluss (4.1.16-a) führt dies zu einer Relativbewegung der beiden Fügepartner. Die Belastung wird durch die Kontaktzone getragen. Eine massive Deformation des Drahts tritt nicht auf. Die Scherspannungen auf der Seite, über die die Kraft eingeleitet wird und auf der abgewandten Seite unterscheiden sich deshalb nur geringfügig voneinander.

Eine starke Fixierung des Lackdrahts (4.1.16-b) verhindert hingegen eine Relativbewegung in der Kontaktzone. Je nach Belastungsamplitude kommt es zu einer Deformation an der belasteten Drahtseite. Die Scherspannung ist infolge der Belastung sehr groß, während die gegenüberliegende Seite vergleichsweise schwach belastet wird.

Für beide Varianten der 1,5-mm-SKV wurden die in den zwei Drahtebenen auftretenden Scherspannungen für verschiedene Belastungsamplituden berechnet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.1.17 dargestellt. Der Vergleich der berechneten Werte und der beobachteten Ausfallmechanismen zeigt, dass die Simulation die Grundtendenz der Versuche abbildet. Bei der 1,5-mm-SKV-a stabilisieren sich die Scherspannungen auf der belasteten Seite schon bei relativ kleinen Amplituden. Dies entspricht der beobachteten Relativbewegung in der Kontaktzone. Bei der 1,5-mm-SKV-b ist dies erst bei großen Auslenkungen der Fall. Bis zu einer Amplitude von 0,9 mm ergibt die Simulation einen deutlichen Anstieg der Scherspannung. Gleichzeitig unterscheiden sich die Mittelwerte der Scherspannungen stark. Verhältnismäßig hohen Scherwerten auf der belasteten Seite stehen kleine und weitgehend konstante Werte auf der unbelasteten Seite ge-

genüber. Auch in diesem Fall spiegelt somit die Simulation das beobachtete Verhalten im Experiment wider.

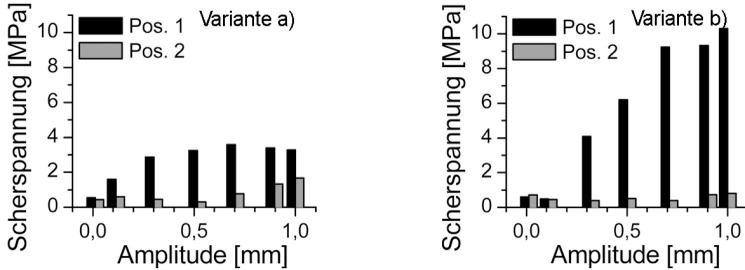


Abbildung 4.1.17: Ergebnisse der simulierten Scherkräfte für die zwei Varianten der 1,5-mm-SKV, [Lan08].

Die Grenzen dieses Vorhersagekriteriums liegen eindeutig in der unzureichenden Beschreibung der Kontaktzone. Die vereinfachte Beschreibung der Kontakteigenschaften über einen globalen Reibwert verhindert die Darstellung von Übergangszuständen wie z.B. den Beginn einer Relativbewegung in Teilen der Kontaktzone. Ebenso lässt sich keine absolute Grenzspannung als Übergangskriterium benennen. Für Aussagen in einem frühen Stadium der Kontaktentwicklung ist die beschriebene Vorgehensweise jedoch auch ohne die Möglichkeit einer detaillierten Beschreibung der Übergänge geeignet. Im Übergangsbereich beeinflussen lokale Defekte, leicht unterschiedliche Lastbedingungen oder kleine Geometrieabweichungen entscheidend die Lebensdauer einer Verbindung und führen zu einer großen Streuung zwischen den einzelnen Kontakten. Ebenso sind die tatsächlich auftretenden Randbedingungen in der frühen Entwicklungsphase nur schwer abzuschätzen. Ein sichere Auslegung der Kontakte muss deshalb Übergangsbereiche in jedem Fall vermeiden. Für die Praxis ist deshalb bereits die von der Simulation beantwortete Identifikation des zeitstandsfesten Lastbereichs eine wertvolle Aussage.

4.1.2 Die 0,14-mm-Schneid-Klemm-Verbindung

Die 0,14-mm-Schneid-Klemm-Verbindung (0,14-mm-SKV) ermöglicht das Kontaktieren eines Kupfer-Lackdrahts (Elektrisola A200; Grad 1) mit einem Durchmesser von 0,155 mm (Kupferkern: 0,14 mm). Für die Schneidklemmen wurde eine Kupferlegierung (CuSn₆) verwendet. Die Klemmen wurden mit einer Blechstärke von 0,3 mm gefertigt. Hieraus ergibt sich ein Verhältnis von Drahtdurchmesser zu Blechstärke von 0,46. Ein Bild sowie eine Skizze der Schneidklemme ist in Abbildung 4.1.2 dargestellt.

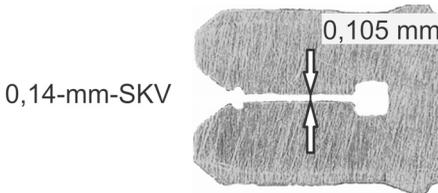


Abbildung 4.1.18: Die 0,14-mm-SKV im Überblick

Im Vergleich zu den 1,5-mm-Verbindungen ist das Verhältnis von Drahtdurchmesser zu Blechstärke bei der 0,14-mm-SKV deutlich verändert. Während dem 1,5-mm-Lackdraht eine Blechstärke von 1 mm gegenübersteht, ist dieses Verhältnis bei der 0,14-mm-SKV quasi umgekehrt. Hier wird der 0,14-mm-Lackdraht mit einer Schneidklemme der Stärke 0,3 mm kontaktiert.

Dieser Unterschied hatte deutliche Auswirkungen auf den Fügevorgang. Zum Anschneiden und Verkleben des dünnen Lackdrahts mussten die beiden Drahtenden festgehalten werden. Der Fügevorgang bestand deshalb aus drei Teilschritten. Zu Beginn wurde der Lackdraht in eine Halterung eingelegt und einseitig fixiert. Um eine möglichst definierte Vorspannung aller Drähte zu erreichen, wurde anschließend das freie Drahtende über ein Gewicht ($M = 50\text{ g}$) vorgespannt und dann ebenfalls fixiert. Im

dritten Schritt wurde die Schneid-Klemm-Verbindung einer Zug-Druck-Maschine (Zwick/Roell 2005) gefügt (siehe Abb. 4.1.19). Die Geschwindigkeit betrug hierbei 20 mm/min . Ab dem Erreichen der Schabekante (hier: Fügekraft größer $1,5 \text{ N}$) wurde der Draht lagegeregelt $1,4 \text{ mm}$ tief eingepresst, so dass er in der Mitte des Klemmbereichs abgelegt wurde.

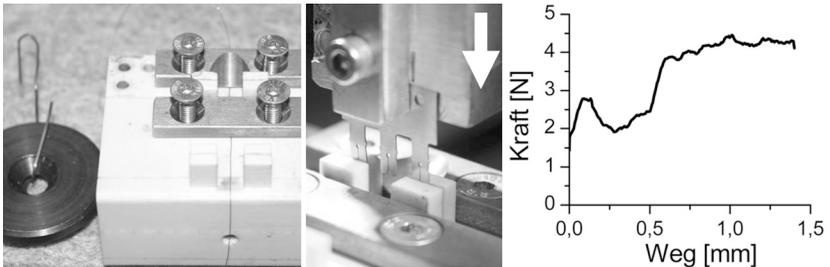


Abbildung 4.1.19: Fügevorgang der 0,14-mm-SKV: Bild der Drahthalterung (Links), Detailaufnahme zu Beginn des Fügevorgangs (Mitte) und charakteristischer Kraftverlauf während des Einpressvorgangs (Rechts).

Die Kraft-Weg-Kurve des Einpressvorgangs (siehe Abb. 4.1.19-Rechts) zeigt eine Kraftspitze zu Beginn des Fügevorgangs. Diese ist auf das Anschneiden des Lackdrahts an der Schabekante zurückzuführen. Beim Verkleben des Lackdrahts kommt es zum zweiten Kraftanstieg. Die Maximalkraft während des Fügevorgangs betrug ungefähr 5 N . Um eine Vorschädigung der gefügten Kontakte zu vermeiden, wurden diese anschließend in einen Halteblock umgesetzt, dort fixiert und bis zum eigentlichen Versuch gelagert.

Eine mechanische Belastung der Kontaktzone rein über eine Auslenkung des Klemmdrahts war nicht möglich. Der dünne Lackdraht verbog sich außerhalb der Kontaktzone. Nur über einen ausreichend vorgespannten Draht konnte die Kontaktzone der 0,14-mm-SKV mechanisch belastet werden. Die Ver-

bindungen wurden deshalb mit dem Prüfstand 2 belastet (siehe Abschnitt 3.1.2). Hierbei wurde der Draht über eine Umlenkrolle mit Gewichten ($M = 100\text{ g}$ und 200 g) vorgespannt.

Die Verbindungen wurden während der Versuche über einen temperaturbeständigen Kunststoffblock gehalten (siehe Abb. 4.1.20). Zur Widerstandsmessung wurden vor dem Fügen Kupferdrähte an den Schneidklemmen angebracht. Über diese Drähte und die abisolierten Enden des Klemmdrahts konnte der Übergangswiderstand durch eine 4-Punkt-Messung bestimmt werden. Die Widerstandswerte der frisch gefügten Verbindungen lagen zwischen $800\text{ }\mu\Omega$ und $1200\text{ }\mu\Omega$.

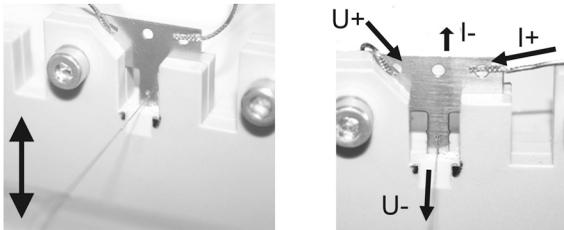


Abbildung 4.1.20: Anbindung und Kontaktierung der 0,14-mm-SKV

Die 0,14-mm-SKV wurde mit drei Winkeln (1, 5 und 10 Grad) belastet. Für jede dieser Auslenkungen wurde der Draht mit Gewichten von 100 g und 200 g vorgespannt. Die Abreißkraft des Klemmdrahts liegt bei etwa 4 N. Die Vorspannung entsprach somit in etwa einem Viertel, bzw. der Hälfte der Abreißkraft. Für jeden Lastfall (Auslenkung und Vorspannung) wurden jeweils fünf Kontakte bei Raumtemperatur ($25\text{ }^\circ\text{C}$) und bei $150\text{ }^\circ\text{C}$ getestet, um den Einfluss der Temperatur auf den Schadensverlauf mit untersuchen zu können. Der Kontaktwiderstand wurde während der mechanischen Belastung in regelmäßigen Abständen gemessen. Abbruchkriterium für die Versuche war ein Ausfall durch Drahtbruch oder eine Widerstandserhöhung auf $4\text{ m}\Omega$ in

Folge der Belastung. In Tabelle 4.1.21 sind die Ausfallzeitpunkte der Verbindungen in Abhängigkeit der Belastung zusammengefasst.

	Winkel	0,14-mm-SKV bei 25 °C		0,14-mm-SKV bei 150 °C	
		M = 100 g	M = 200 g	M = 100 g	M = 200 g
a = +/- 1°		bis 100000 Zyklen keine Schädigung		bis 100000 Zyklen keine Schädigung	
a = +/- 5°		5x B: 16450-29500	3x B: 285-445 2x R: 4270-4640	10x B: 760-1360	2x B: 75-340 3x R: 375-415
a = +/- 10°		5x B: 115-565	4x B: 350-700 1x R: 1950	5x B: 60-110	5x R: 150-300
Ausfall bei R > 4 mΩ; Ausfallursache: R = Widerstandserhöhung, B = Drahtbruch					

Abbildung 4.1.21: Übersicht der Ausfallzeitpunkte der 0,14-mm-SKV bei Raumtemperatur (25 °C) und 150 °C in Abhängigkeit der Belastungsamplitude.

Die Widerstandsverläufe für die geprüften Lastfälle sind in Abbildung 4.1.22 zu einer Übersicht zusammengetragen. Die Belastung der 0,14-mm-SKV mit einer Drahtauslenkung von einem Grad führte über 10^5 Wechselbelastungen und bei beiden Drahtvorspannungen zu keiner signifikanten Erhöhung des Übergangswiderstands. Die Verlaufskurven sind deshalb nicht mit in die Grafik aufgenommen.

Bei Auslenkungen von fünf und zehn Grad und einer Umgebungstemperatur von 25 °C fielen die Kontakte vorwiegend durch Drahtbruch kurz vor der Kontaktzone aus. Die größere Drahtauslenkung hatte einen deutlich schnelleren Ausfall zur Folge, führte jedoch zu keiner Veränderung im Schadensbild.

Bei einer Vorspannung mit 200 g kam es neben Drahtbruch zu einem Durchziehen des Drahtes durch den Schlitz der Klemme. Der Übergangswiderstand ist hierbei von der Drahtlage im Klemmschlitz abhängig und schwankt stark (siehe Abb. 4.1.22).

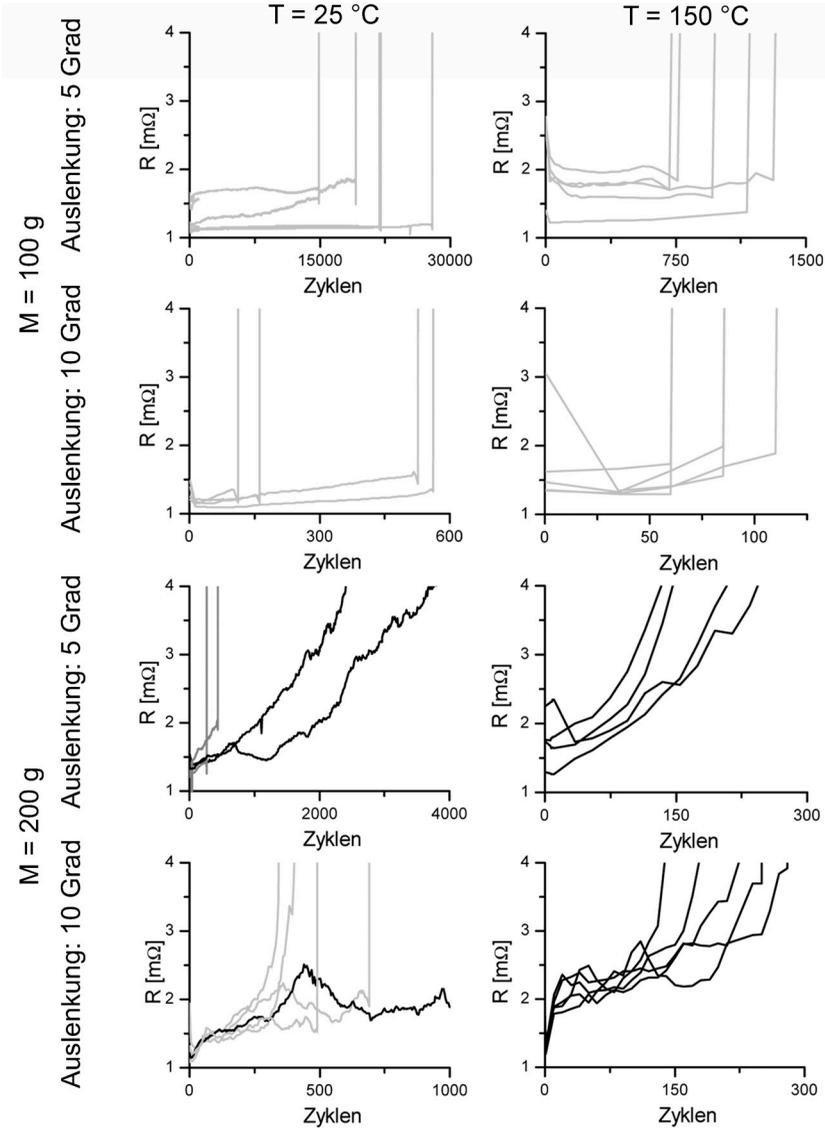


Abbildung 4.1.22: 0,14-mm-SKV: Die Widerstandsverläufe in Abhängigkeit der Belastung. Verlaufskurven von gebrochenen Verbindungen sind hellgrau eingefärbt. Schwarze Kurven werden bei einem Ausfall durch Widerstandserhöhung verwendet.

Während das Durchziehen optisch erst sehr spät detektierbar war, ließ sich dieser Ausfall über die Widerstandsmessung früh erkennen. Das erstmalige Überschreiten der $4\text{ m}\Omega$ -Grenze konnte über eine optische Inspektion eindeutig auf eine Relativbewegung des Drahts in der Kontaktzone zurückgeführt werden und wurde deshalb als Ausfallkriterium der Verbindung definiert.

Die Temperaturerhöhung von $25\text{ }^\circ\text{C}$ auf $150\text{ }^\circ\text{C}$ beschleunigte ebenfalls den Ausfall der Verbindung. Neue oder veränderte Schadensbilder waren bei keinem Lastfall zu beobachten. In Folge der erhöhten Umgebungstemperaturen wurde jedoch ein Ausfall durch Reibkorrosion begünstigt. Bei Verbindungen, die mit einer großen Vorspannung belastet wurden, kam es deshalb bei $150\text{ }^\circ\text{C}$ nur zum Ausfall durch Reibkorrosion.

Bei allen Versuchsreihen wurden zwei verschiedene Ausfallbilder beobachtet. Aus diesem Grund wurden die Schadensbilder nicht für jede Belastung einzeln dargestellt. Eine Übersicht der Ausfallbilder ist in Abbildung 4.1.23 zusammengestellt.

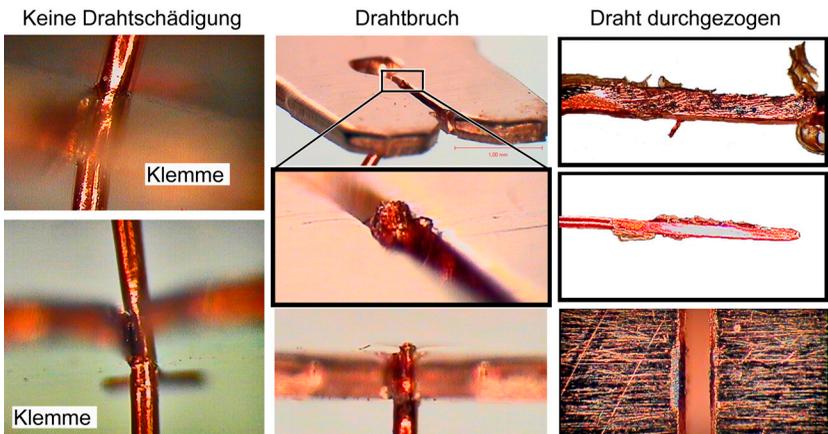


Abbildung 4.1.23: 0,14-mm-SKV: Überblick der auftretenden Schadensbilder.

Pro Lastfall wurde nach den Versuchen ein Kontakt eingebettet und angeschliffen, um die Lage des Klemmendrahts in der Schneidklemme zu kontrollieren (siehe Abbildung 4.1.24). In den meisten Fällen gelang es den Schliff vor dem Erreichen der Kontaktzone abzubrechen und diese somit unbeschädigt freizulegen. Die Drahtbiegung und die Beschaffenheit der sichtbaren Kontaktzone geben Aufschluss darüber, ob eine Bewegung in der Kontaktzone stattgefunden hat.

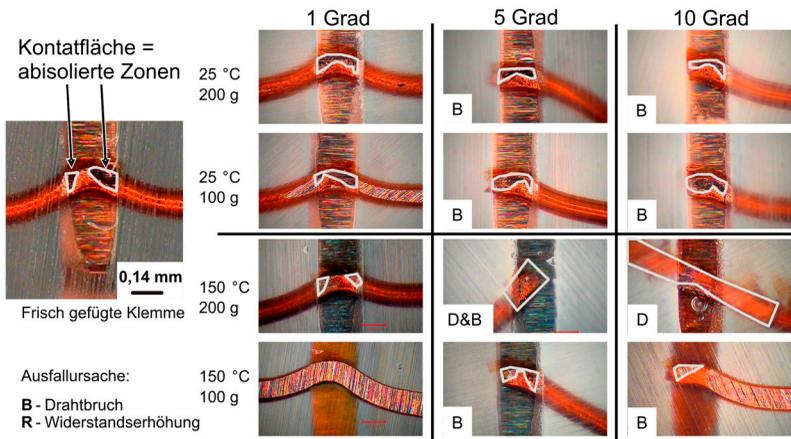


Abbildung 4.1.24: Die belasteten 0,14-mm-SKV im Schliff: Neben der Drahtlage sind auch die Kontaktzonen sichtbar. Die blanken Bereiche sind grau umrandet.

Der Vergleich mit einer frisch gefügten SKV zeigt, dass sich die Drahtlage in der Kontaktzone bei einem Ausfall durch Drahtbruch nicht verändert. Die charakteristische Biegung des Drahts bleibt nur dann nicht erhalten, wenn der Draht durch den Schlitz der Klemme hindurch gezogen wird. Die Kontaktzonen der gebrochenen Drähte zeigen weder eine stärkere Abisolierung noch Spuren einer Bewegung. Die getesteten SKV waren im Wesentlichen durch Drahtbruch außerhalb der Kontaktzone ausgefallen. Zur Beurteilung der Verbindung stellt sich die Frage inwieweit

ein - von der SKV unabhängiger - Ermüdungsbruch vorliegt. In diesem Fall sind die Eigenschaften des Lackdrahts und nicht die Schneidklemme entscheidend für die Qualität der Verbindung.

In einer zweiten Versuchsreihe wurde deshalb der Lackdraht über eine Schraube fixiert, zwischen zwei Metallplättchen leicht gehalten und denselben Belastungen wie die 0,14-mm-SKV unterzogen. Die Ausfallzeitpunkte sind in Tabelle 4.1.25 zusammengefasst.

	Winkel	0,14-mm-Draht bei 25 °C		0,14-mm-Draht bei 150 °C	
		M = 100 g	M = 200 g	M = 100 g	M = 200 g
a = +/- 1°		bis 100000 Zyklen keine Schädigung		bis 100000 Zyklen keine Schädigung	
a = +/- 5°		5x B: 23800-44400	5x B: 3570-11770	5x B: 2650-7650	5x B: 190-555
a = +/- 10°		5x B: 185-1510	5x B: 65-125	5x B: 85-240	5x B: 10-82
Ausfall bei B = Drahtbruch					

Abbildung 4.1.25: 0,14-mm-Lackdraht: Übersichtstabelle der Ausfallzeitpunkte.

Bei gleicher Belastung lagen die Ausfallzeitpunkte des geklemmten Lackdrahts und der 0,14-mm-SKV in derselben Größenordnung. Die Temperaturerhöhung auf 150 °C hatte ebenfalls einen beschleunigten Ausfall zur Folge. Jedoch waren die Ausfälle hier nur noch für eine Drahtvorspannung von 100 g miteinander zu vergleichen. Für die große Vorspannung fielen die gehaltenen Lackdrähte weiterhin durch Drahtbruch aus, während sich das Schadensbild der Schneid-Klemm-Verbindung veränderte. Sie fiel bei hohen Temperaturen durch eine Widerstandserhöhung aus.

Bei dem Vergleich der Ausfallbilder von 0,14-mm-SKV und fixiertem 0,14-mm-Lackdraht war in beiden Fällen eine Verjüngung des Drahtes und Spuren eines Duktilbruchs zu erkennen (siehe Abb. 4.1.26). Unter dem Einfluss der mechanischen

Biegewechsel-Beanspruchung kommt es zu einer Verfestigung und anschließend zur Rissbildung am Rand des Lackdrahts. Gleichzeitig schnürt der Draht unter der Zugbelastung ein. Der anschließende Gewaltbruch lässt sich anhand der wabenförmigen Struktur der Restbruchfläche eindeutig als Duktilbruch identifizieren.

Aufgrund der Zugspannungen von bis zu 50% während der Wechselbelastung (1 bzw. 2N) wurden reine Zugversuche am Lackdraht durchgeführt. Im Vergleich der Bilder zeigt sich ein ähnliches Bruchverhalten. Der dominierende Ausfallmechanismus bei den aufgebracht Belastungen ist somit das Risswachstum. Es zeigt sich das klassische Bild eines Kurzzeitermüdungsversuchs unter Zugbelastung - die maximale Lastspielzahl der Versuche lag bei 55000.

In dem von uns abgedeckten Temperaturbereich von 25 bis 150 °C zeigten sich keine Veränderungen im Bruchbild. Die unterschiedliche Form der Restbruchflächen resultiert aus den variierenden Risseinleitungspunkten. Ein Erklärungsversuch ist in Abbildung 4.1.26 skizziert. Bei der 0,14-mm-SKV führte die Geometrie der Schneidklemme zu zwei Risseinleitungspunkten (1 u. 2) in der Kontaktzone. Der dritte Punkt (3) ergab sich aus der mechanischen Wechselbelastung und dem damit verbundenen Spannungsmaximum am oberen Rand des Lackdrahts. Die Restbruchfläche des geklemmten Lackdrahts spiegelt die Richtung der mechanischen Wechselbelastung wider. Die Punkte höchster Spannung (1 und 2) lagen hier am Drahttrand und fallen mit den Klemmpunkten der Plättchen zusammen. Beim Zugversuch gab es keine ausgeprägten Risseinleitungspunkte, so dass sich ein radial-symmetrisches Bruchbild ergibt.

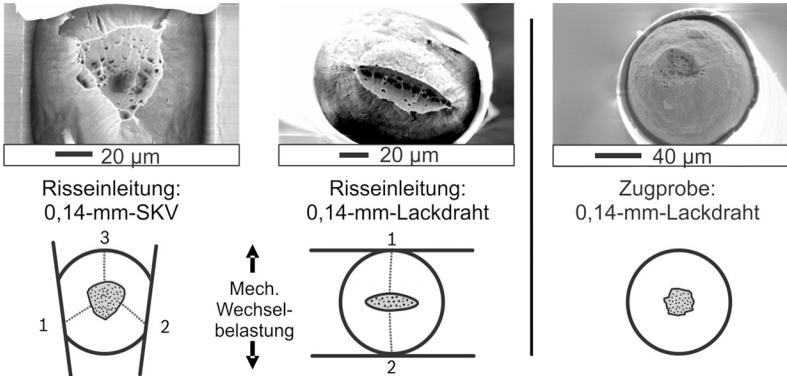


Abbildung 4.1.26: Gegenüberstellung der Bruchflächen des Klemmdrahts, des belasteten Lackdrahts und einer Zugprobe am 0,14-mm-Lackdraht.

4.1.3 Die 0,28-mm-Schneid-Klemm-Verbindung

Die Schneidklemmen zur Kontaktierung eines Lackdrahts (Heermann CuL, RD, Grad1, W200; IEC 60317-8) mit einem Durchmesser von 0,3 mm (Kupferkern: 0,28 mm) wurden aus feuerverzinnem CuFe₂P-Blech der Stärke 0,4 mm gestanzt. Die Klemme ist in Abbildung 4.1.27 dargestellt.

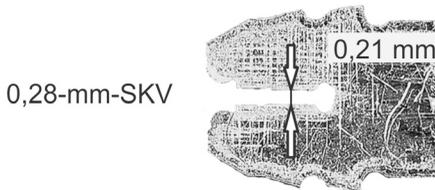


Abbildung 4.1.27: Die 0,28-mm-SKV im Überblick.

Das Verhältnis von Drahtdurchmesser zu Blechstärke bei der 0,28-mm-SKV liegt zwischen dem der beiden bereits untersuchten Schneid-Klemm-Verbindungen. Der 0,28-mm-Lackdraht wird

mit einer Schneidklemme der Stärke 0,4 mm kontaktiert, woraus sich ein Verhältnis von 0,7 ergibt.

Wie bei der 0,14-mm-SKV war ein Fügen der Verbindung ohne eine Fixierung des Lackdrahts nicht möglich. Bilder sowie der charakteristische Kraft-Weg-Verlauf des Fügevorgangs sind in Abbildung 4.1.28 dargestellt.

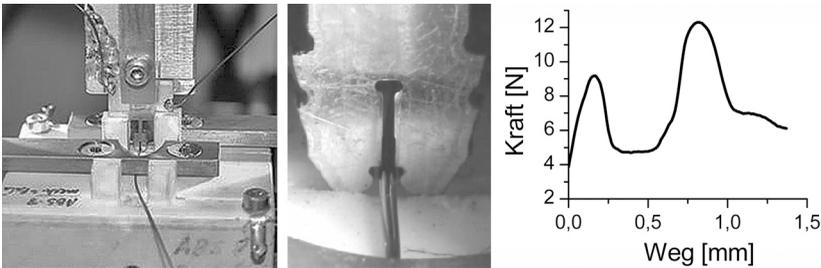


Abbildung 4.1.28: Fügevorgang der 0,28-mm-SKV: Übersichtsbild mit Werkzeug und Halterung (Links), Detailaufnahme zu Beginn des Fügevorgangs (Mitte) und charakteristischer Kraftverlauf während des Einpressvorgangs (Rechts).

Der Fügevorgang der Verbindung wurde analog zur 0,14-mm-SKV durchgeführt. Drahtvorspannung und Fügegeschwindigkeit wurden beibehalten, die Einpresstiefe ab einer Fügekraft von 2 N betrug 1,4 mm. Die Kraft-Weg-Kurve des Einpressvorgangs (siehe Abb. 4.1.28-Rechts) zeigt zwei Kraftspitzen. Die erste Kraftspitze resultiert aus dem Anschneiden des Lackdrahts an der Schabe-kante. Beim Übergang von der Schabezone zum Klemmbereich kommt es zum zweiten Kraftanstieg. Um eine Vorschädigung der gefügten Kontakte zu vermeiden, wurden diese im Anschluss an den Fügevorgang ebenfalls in einem Halteblock gelagert.

Die mechanische Belastung erfolgte ebenfalls analog zur 0,14-mm-SKV, da ohne eine Vorspannung keine mechanische Belastung Kontaktzone möglich war. Der Draht verbog sich außerhalb

der Kontaktzone. Sowohl die Fixierung im temperaturbeständigen Kunststoffblock, wie auch die Anbindung zur Widerstandsmessung sind in Abbildung 4.1.29 zu sehen. Die Widerstandswerte der frisch gefügten Verbindungen lagen zwischen 180 und 400 $\mu\Omega$.

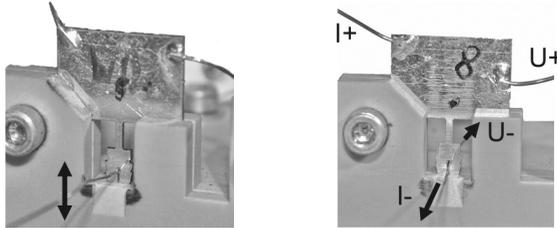


Abbildung 4.1.29: Anbindung und Kontaktierung

Die 0,28-mm-SKV wurde mit drei Winkeln (1, 5 und 10 Grad) belastet. Für jede dieser Auslenkungen wurde der Draht mit Gewichten von 200 g und 400 g vorgespannt. Die Abreißkraft des Klemmdrahts wurde vorab in einem separaten Versuch bestimmt. Sie lag bei 15 N. Die Vorspannung entsprach 13 bzw. 26 Prozent der Abreißkraft und war somit etwas geringer als bei der 0,14-mm-SKV. Für jeden Lastfall - kombiniert wurden Auslenkung und Vorspannung - wurden mindestens fünf Verbindungen bei einer Umgebungstemperatur von 25 °C und 150 °C getestet. Neben dem Einfluss unterschiedlicher Belastungsamplituden und Vorspannungen konnte so die Auswirkung einer Temperaturbelastung auf den Schadensverlauf untersucht werden.

Der Kontaktwiderstand wurde während der mechanischen Belastung in regelmäßigen Abständen gemessen. Aufgrund der - um bis zu 200 $\mu\Omega$ schwankenden Kontaktwiderstände der frisch gefügten Verbindungen - wurde bei dieser Verbindung nicht der Absolutwert des Widerstands, sondern die Widerstandserhöhung als Ausfallkriterium herangezogen. Abbruchkriterium für die

Versuche war ein Ausfall durch Drahtbruch oder eine Widerstandserhöhung um $500 \mu\Omega$.

Die Belastung der $0,28\text{-mm-SKV}$ mit einer Drahtauslenkung von einem Grad führte über 10^5 Wechselbelastungen zu keiner signifikanten Erhöhung des Übergangswiderstands. Da die Vorspannung des Drahtes mit 400 g keinen Ausfall im beobachteten Prüfintervall zur Folge hatte, wurde auf eine Prüfung mit 200 g -Gewichten verzichtet.

Auslenkungen von fünf und zehn Grad hatten hingegen einen Ausfall der Verbindung zur Folge. Die Kontakte fielen durch Drahtbruch kurz vor der Kontaktzone sowie durch eine Erhöhung des Übergangswiderstands aus.

In Abbildung 4.1.30 wurde die Entwicklung der Widerstandserhöhung während der mechanischen Belastung für alle Lastfälle zusammengefasst. Je nach Ausfallursache wurden die Verlaufskurven unterschiedlich eingefärbt: Verbindungen, die durch eine Widerstandserhöhung ($\Delta R \geq 500 \mu\Omega$) ausgefallen waren, sind schwarz eingefärbt. Die hellgrauen Kurven zeigen den Verlauf der gebrochenen Verbindungen.

Wie aus der Übersicht in Abbildung 4.1.30 ersichtlich, hatte eine Erhöhung des Auslenkungswinkels einen deutlich schnelleren Ausfall der Verbindung zur Folge. Bis auf die Belastung mit 400 g , die einen Sonderfall darstellt, fielen die Verbindungen bei einer Temperatur von 25°C durch einen Bruch des Lackdrahts aus. Ebenso wie eine Erhöhung des Auslenkungswinkels, beschleunigte eine Temperaturerhöhung den Ausfall der $0,28\text{-mm-SKV}$. Neben dem Ausfallzeitpunkt änderte sich hierdurch auch der aktivierte Ausfallmechanismus. Bei einer Temperatur von 150°C fielen die Kontakte bis auf Einzelfälle aufgrund eines erhöhten Übergangswiderstands aus.

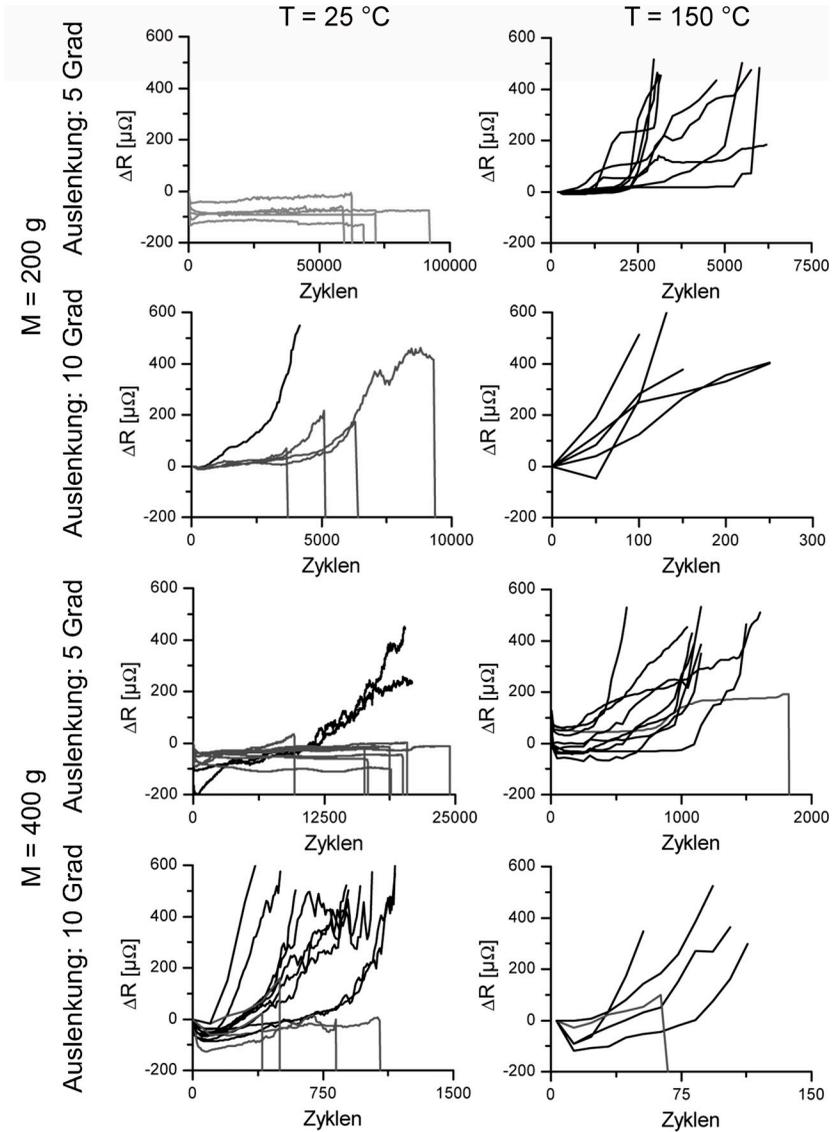


Abbildung 4.1.30: 0,28-mm-SKV: Verlauf der Widerstandserhöhung in Abhängigkeit der Belastung. Verlaufskurven von gebrochenen Verbindungen sind hellgrau eingefärbt. Schwarze Kurven wurden bei einem Ausfall durch Widerstandserhöhung verwendet.

In der Übersicht 4.1.31 sind die Mittelwerte der Ausfallzeitpunkte und die Ausfallursache aller geprüften Lastfälle zusammengefasst.

	Winkel	0,28-mm-SKV bei 25 °C		0,28-mm-SKV bei 150 °C	
		M = 200 g	M = 400 g	M = 200 g	M = 400 g
	a = +/- 1°	keine Prüfung	bis 100000 Zyklen keine Schädigung	keine Prüfung	bis 100000 Zyklen keine Schädigung
a = +/- 5°	5x B: 60000 - 93000	8x B ; 2x R 9500 - 35750	10x R: 4750 - 9000	9x R ; 1x B 580 - 1580	
a = +/- 10°	4x B ; 1x R 3700 - 9350	5x B ; 10x R 400 - 1150	5x R: 100 - 250	4x R ; 1x B 50 - 110	
Ausfall bei R > 1 mΩ; Ausfallursache: R = Widerstandserhöhung , B = Drahtbruch					

Abbildung 4.1.31: Übersichtstabelle aller geprüfter Lastfälle mit Ausfallursache und Mittelwerten der Ausfallzeitpunkte.

Wie bei der 0,14-mm-SKV wurden zwei Schadensbilder bei den aufgetragenen Belastungen beobachtet. Kam es zum Ausfall durch ein bestimmtes Schadensbild, so war keine Unterscheidung des einzelnen Lastfalls möglich. Deshalb wurden die beiden Schadensbilder wieder unabhängig vom Lastfall (siehe Abb. 4.1.32) zusammengefasst.



Abbildung 4.1.32: Die zwei Ausfallbilder der 0,28-mm-SKV im Überblick.

Nach Versuche wurde pro Lastfall jeweils eine Verbindung eingebettet und angeschliffen, um die Lage des Klemmdrahts in der Schneidklemme zu dokumentieren (siehe Abb. 4.1.33). Der Vergleich mit einer frisch gefügten Verbindung zeigt, dass sich die Drahtlage in der Kontaktzone bei der Belastung mit einem Auslenkungswinkel von 1 Grad nicht veränderte. Die Kontaktzonen waren vorwiegend blank und zeigten nur auf der Seite über welche die Drahtbewegung eingeleitet wurde leichte Spuren von Reibkorrosion. Spuren einer Relativbewegung in der Kontaktzone waren somit nicht zu erkennen, die charakteristische Biegung des Drahts blieb erhalten.

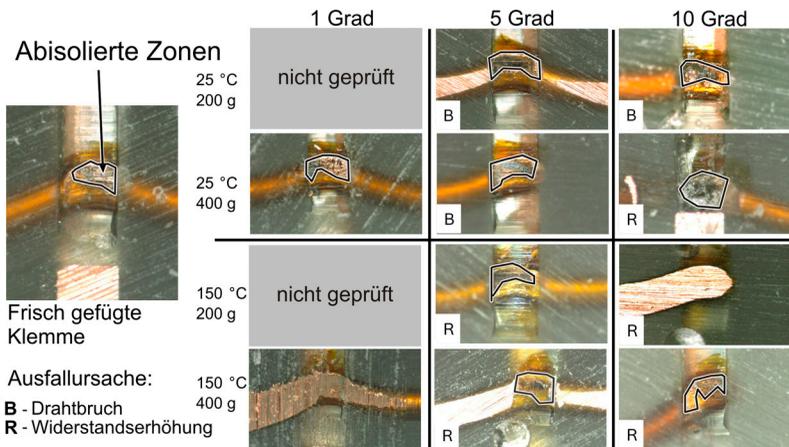


Abbildung 4.1.33: Die belasteten 0,28-mm-SKV im Schliff: Neben der Drahtlage sind auch die abisolierten Zonen am Klemmdraht sichtbar.

Unabhängig von der endgültigen Ausfallursache zeigte sich bei allen ausgefallenen Verbindungen eine starke Schwärzung, also eine Oxidbildung an den abisolierten Stellen ihrer Kontaktzonen. Eine Bewegung in der Kontaktzone scheint deshalb bei allen Belastungen mit einer Auslenkung größer 1 Grad aufgetreten zu sein. Neben den Spuren von Reibkorrosion war bei diesen

Verbindungen zu beobachten, dass die charakteristische Drahtbiegung nicht erhalten geblieben war, der Draht wurde deutlich gestreckt.

Für die durch Drahtbruch ausgefallenen 0,28-mm-SKV stellt sich ebenfalls die Frage inwieweit ein - von der SKV unabhängiger - Ermüdungsbruch des Klemmdrahts vorliegt. Auch für die 0,28-mm-SKV wurde deshalb die Belastung der geklemmten Lackdrähte den Schneid-Klemm-Verbindungen gegenübergestellt. Die Ausfallzeitpunkte der Lackdrähte sind in Tabelle 4.1.34 zusammengefasst.

	Winkel	0,28-mm-Draht bei 25 °C		0,28-mm-Draht bei 150 °C	
		M = 200 g	M = 400 g	M = 200 g	M = 400 g
a = +/- 1°		keine Prüfung da SKV bis 100000 Zyklen keine Schädigung zeigt		keine Prüfung da SKV bis 100000 Zyklen keine Schädigung zeigt	
a = +/- 5°		5x B: 36000 - 89000	5x B: 22600 - 26900	5x B: 19500 - 33000	5x B: 2000 - 3500
a = +/- 10°		5x B: 4500 - 10500	5x B: 300 - 800	5x B: 400 - 600	5x B: 525 - 650
Ausfall bei B = Drahtbruch					

Abbildung 4.1.34: Übersicht der Ausfallzeitpunkte der geklemmten 0,28-mm-Lackdrähte abhängig von Belastung und Temperatur.

Die Drähte zeigten bei Raumtemperatur (25 °C) Merkmale eines Ermüdungsbruchs. Der Drahtquerschnitt war nur schwach verformt, die Bruchfläche eben. Die Ausfallzeitpunkte des geklemmten Lackdrahts und der 0,28-mm-SKV bewegen sich für gleiche Auslenkungswinkel auf demselben Niveau. Die Lebensdauer der Verbindung wurde hier also von den mechanischen Eigenschaften des Lackdrahts bestimmt.

Die Temperaturerhöhung auf 150 °C hatte für den Draht ebenfalls einen beschleunigten Ausfall zur Folge. Auch das Schadensbild veränderte sich durch die Temperaturerhöhung. Das Schwingfestigkeitsverhalten folgt bei erhöhten Temperaturen

dem der statischen Festigkeitskennwerte wobei mit steigender Temperatur der Verformungsbruch zunehmend begünstigt wird [Rad07]. Bei höheren Temperaturen kam es deshalb unter dem Einfluss der mechanischen Biegewechsel-Bbeanspruchung neben der Verfestigung und der anschließenden Rissbildung am Rand des Lackdrahts zu einer duktilen Verformung des Drahts. Der resultierende Gewaltbruch zeigte große Gemeinsamkeiten mit dem Bruchbild eines reinen Zugversuchs. Die wabenförmige Restfläche war eindeutig als Duktilbruch zu identifizieren. Im Gegensatz zum reinen Zugversuch zeigte der Draht keine symmetrische Verformung. Das veränderte Bruchbild konnte auf die Fixierung des Drahtes und die Biegewechselbeanspruchung während der Zugbelastung zurückgeführt werden (siehe Abb. 4.1.35).

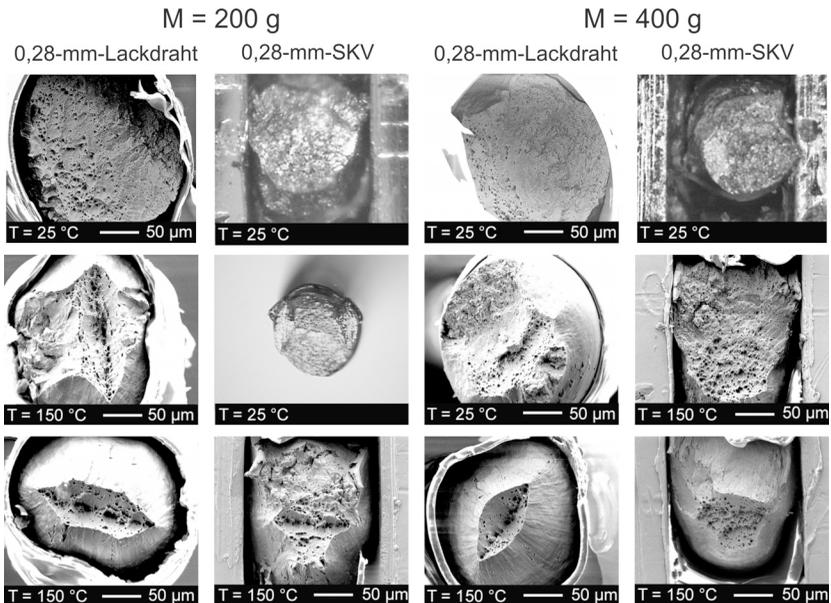


Abbildung 4.1.35: 0,28-mm-Lackdraht: Übersicht der Draht-Bruchbilder im Lichtmikroskop und REM.

Bei erhöhten Temperaturen veränderte sich das Bruchbild der 0,28-mm-SKV ebenfalls hin zum Zugversuch. Die 0,28-mm-SKV fiel jedoch bei diesen Temperaturen vorwiegend durch eine Widerstandserhöhung aus. Die erhöhte Temperatur begünstigte die Reibkorrosion in der Kontaktfläche, die hierdurch schneller voran schritt als das Risswachstum im Lackdraht. Die Schneid-Klemm-Verbindung fiel deshalb verglichen mit dem 0,28-mm-Lackdraht deutlich früher aus. Die Lebensdauer der Verbindung wurde also unter diesen Temperaturbelastungen durch das Vorschreiten der Reibkorrosion bestimmt. In Abbildung 4.1.35 sind die auftretenden Bruchbilder bei 150 °C sowohl für die Belastung mit 400 g, wie auch mit 200 g zusammengefasst.

Die unterschiedlich geformten Restbruchflächen von Lackdraht und Schneid-Klemm-Verbindung lassen sich analog zur 0,14-mm-SKV (vgl. 4.1.26) erklären. Aufgrund der unterschiedlichen Fixierung des Lackdrahts verschieben sich die Spannungsmaxima und damit erfolgt die Risseinleitung an unterschiedlichen Punkten.

4.1.4 Zusammenfassung

Vier unterschiedliche Schneid-Klemm-Verbindungen für massive Kupferlackdrähte wurden einer mechanischen Belastung unterzogen und eingehend untersucht. Über den direkten Vergleich der vier Verbindungen, sowie die gezielte Variation der Lastfälle wurde ein detailliertes Bild der Ausfallmechanismen sowie deren Schadensbilder erarbeitet. Zum Vergleich der Verbindungen, fasst Tabelle 4.1.1 die wichtigsten Eckdaten - den Durchmesser des Lackdrahts (D_{Draht}), die Blechstärke der Klemme (S_{Blech}) und das Klemmverhältnis (K) - noch einmal zusammen.

Verbindung	D_{Draht} [mm]	S_{Blech} [mm]	D/S	K [%]
1,50-mm-SKV-a	1,5	1,0	1,5	7
1,50-mm-SKV-b	1,5	1,0	1,5	23
0,28-mm-SKV	0,28	0,4	0,7	19
0,14-mm-SKV	0,14	0,3	0,46	19

Tabelle 4.1.1: Eckdaten der Schneid-Klemm-Verbindungen im Überblick

Unter einer mechanischen Wechselbelastung wurden bei allen Schneid-Klemm-Verbindungen zwei Ausfallbilder beobachtet. Die Verbindungen fielen durch Reibkorrosion in den Kontaktflächen oder Bruch des Lackdrahts aus. Entscheidend für das Auftreten eines Bruches war eine starke Fixierung des Lackdrahts in der Klemme. Ein erster Anhaltspunkt hierfür kann über den Vergleich der Klemmverhältnisse gewonnen werden. Während die *1,5-mm-SKV-b* mit einem Klemmverhältnis von etwa 20 % durch Drahtbrüche ausfiel, war bei der *1,5-mm-SKV-a* mit einem Klemmverhältnis von 7 % immer Reibkorrosion der dominierende Ausfallmechanismus.

Eine Abschätzung des Ausfallmechanismus allein auf Basis des Klemmverhältnis ist jedoch nur in sehr begrenzten Fällen möglich. Neben dem Klemmverhältnis beeinflusst das Verhältnis

von Drahtdurchmesser und Blechstärke sowie der Formschluss die Eigenschaften der Verbindung. So weisen die drei Schneid-Klemm-Verbindungen - *0,14-mm-SKV*, *0,28-mm-SKV* und *1,5-mm-SKV-b* - alle in etwa dasselbe Klemmverhältnis auf, verhalten sich jedoch völlig unterschiedlich. Während bei der *1,5-mm-SKV* die mechanische Belastung in die Kontaktzone getragen wurde, war dies bei den beiden Dünndraht-Verbindungen nur über eine Vorspannung des Drahtes möglich. Aber auch mit vorgespannten Drähten zeigten sich deutliche Unterschiede zwischen diesen beiden Verbindungen. Zwar ist das Klemmverhältnis bei beiden Verbindungen identisch, die Kombination von großer Vorspannung und Belastungsamplitude hatte jedoch bei der *0,28-mm-SKV* einen Ausfall durch Reibkorrosion zu Folge. Bei der *0,14-mm-SKV* kam es dagegen entweder zum Bruch oder einem Durchziehen des Drahtes durch den Schlitz der Klemme.

Bei den gebrochenen Verbindungen wurden Ermüdungsbrüche sowie Gewaltbrüche beobachtet. Entscheidend für das Bruchverhalten war die Vorspannung der Lackdrähte in Kombination mit der Umgebungstemperatur. Ohne Vorspannung (*1,5-mm-SKV*) zeigten die Drähte unabhängig von der Umgebungstemperatur Ermüdungsbrüche. Die Bruchfläche war glatt und verformungsarm. Dies war ebenfalls unter einer geringen Vorspannung und bei Raumtemperatur der Fall (*0,28-mm-SKV*). Die temperaturbedingte Abnahme der Festigkeit veränderte unter einer Zugbelastung das Schadensbild. Unter großen Vorspannungen oder einer erhöhten Temperatur (*0,14-mm-SKV* und *0,28-mm-SKV*) kam es neben der Verfestigung und der anschließenden Rissbildung am Rand des Lackdrahts zu einer duktilen Verformung des Drahtes. Das Schadensbild des anschließenden Gewaltbruchs war dem eines reinen Zugversuchs sehr ähnlich. Im Produkt kann diesem Schadensbild also über eine Zugentlastung der Verbindung sowie eine Reduzierung der freien Schwinglänge entgegengewirkt werden. Bei einem Ausfall durch einen Bruch der Verbindung

bestand die Schwierigkeit, dass die Kontaktzonen wenn überhaupt nur leicht geschädigt wurden. Weder die Begutachtung der Kontaktzonen noch die Widerstandsmessung gaben deshalb Aufschluss über den Verlauf Schädigung. Aussagen zur Lebensdauer der Verbindung auf Basis dieser zwei Kriterien waren somit nur nach einer kompletten Lebensdauererprobung möglich.

Eine Relativbewegung zwischen den Fügepartnern führt zum zweiten Ausfallbild, einer Widerstandserhöhung aufgrund einer Oxidation der Kontaktzonen. Die bei beiden Varianten der *1,5-mm-SKV* in der Kontaktzone beobachtete Oxidbildung ist charakteristisch für Reibkorrosion (siehe Kap.2.2.2). Trat Reibkorrosion auf, so beeinflussten die Amplitude der Relativbewegung und die Umgebungstemperatur die Ausfallgeschwindigkeit der Verbindung. Wie der Vergleich der beiden *1,5-mm-SKV* zeigt, ist die Relativbewegung in der Kontaktzone abhängig vom gewählten Klemmverhältnis. Neben der Klemmkraft beeinflusst aber auch die Geometrie der Fügepartner ihre Relativbewegung. Bei der weggesteuerten Belastung spielt dieser Formschluss jedoch nur bei geringen bis mittleren Auslenkungen eine Rolle. Große Auslenkungen führen zu starken plastischen Deformationen wodurch der Formschluss der beiden Fügepartner nach wenigen Lastwechseln aufgehoben wird.

Kam es bei Raumtemperatur zu Ausfällen durch Reibkorrosion, so beschleunigte eine Erhöhung der Umgebungstemperatur oder eine vergrößerte Belastungsamplitude den Ausfall der Verbindung, führte jedoch zu keiner Veränderung des Schadensbilds. Wurden jedoch beide Ausfallmechanismen parallel aktiviert, wie im Fall der *1,5-mm-SKV-b* und der *0,28-mm-SKV*, so veränderte sich das Schadensbild in Abhängigkeit der Last. Bei kleinen bis mittleren Belastungsamplituden ($A \leq 0,75 \text{ mm}$ bzw. $\leq 5^\circ$) und einer Temperatur von 25°C fielen beide Verbindungen durch einen Bruch des Lackdrahts aus. Die geöffneten Kontaktzonen der ge-

brochenen Verbindungen zeigten nach dem Ausfall jedoch Spuren von Reibkorrosion. Bei diesen Belastungsamplituden schritt die Oxidation nicht im selben Ausmaß wie die Rissbildung voran. Größere Amplituden führten aufgrund der weggesteuerten Auslenkung zu einer massiven Deformation verbunden mit einem Freihebeln des eingeschnittenen Lackdrahts. Der Formschluss wurde hierdurch aufgehoben, eine Relativbewegung in der Kontaktzone möglich und die Scherbelastung des Drahts verringert. Die Verbindungen fielen nun durch Reibkorrosion aus. Auch eine Temperaturerhöhung veränderte den Ausfallmechanismus. Die erhöhten Temperaturen begünstigen Oxidationsvorgänge wodurch die Kontakte durch erhöhte Übergangswiderstände ausfielen.

Festzuhalten bleibt, dass trotz verschiedener Faktoren, die zu den beschriebenen Ausfallbildern führen, eine mechanische Belastung der Kontaktzone die Grundvoraussetzung für einen Ausfall in untersuchten Temperaturbereich bis 150 °C darstellt. Diese kann sowohl von außen in die Verbindung eingeleitet werden, wie auch durch unterschiedlich starke thermische Ausdehnung der beiden Fügepartner selbst entstehen. Entscheidend für eine hohe Lebensdauer ist deshalb die mechanischen Entkoppelung der Verbindung.

4.2 Einpress-Verbindungen

Im Rahmen der Arbeit wird mit der Einpressverbindung *Rechteckpin-in-Rundloch (RP-RL)* ein Vertreter der massiven Einpresspins untersucht. Diesem Verbindungstyp wird mit dem *Tyco Actionpin* ein Pin mit flexibler Einpresszone gegenüber gestellt. Neben der grundsätzlichen Untersuchung dieser zwei Einpressverbindungen unter dem Einfluss einer mechanischen Belastung ist somit ein Vergleich der beiden Einpresskonzepte möglich.

4.2.1 Verbindungen mit massiver Einpresszone

Die Stanzgitter-Einpress-Verbindung *Rechteckpin-in-Rundloch* wurde als Vertreter der Kontaktgruppe ohne flexible Einpresszonen gewählt. Die untersuchte Variante aus CuSn_6 (R480), bestand aus einem Rechteckpin welcher in ein Lochblech eingepresst wurde. Der Rechteckpin mit einem Querschnitt von $0,8 \times 1,5 \text{ mm}^2$ wurde nach dem Stanzen umlaufend angeprägt und mit einer Zentrierspitze versehen. Das Lochblech hatte eine Stärke von 0,8 mm, das Rundloch einen Durchmesser von 1,5 mm. Die Verbindung ist in Abbildung 4.2.36 dargestellt. Da der Pin beim Fügevorgang das Loch aufweitet und sich selbst ebenfalls stark plastisch verformt, weist die Verbindung eine Mischung aus Kraft- und Formschluss auf.

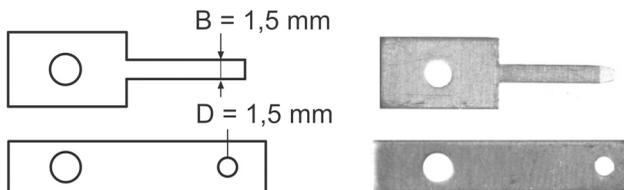


Abbildung 4.2.36: Geometrie von Rechteckpin und Lochblech.

Zur Entfernung des Stanzfetts wurden die Kontaktteile in einer Seifenlösung (Firma Walter 2100, 1:10 mit Wasser verdünnt) gereinigt. Die Reinigung erfolgte im Ultraschallbad bei einer Temperatur von 70 °C. Anschließend wurden die Kontaktteile gespült und getrocknet. Entsprechend vorbereitet wurden die Rechteckpins entgegen der Stanzrichtung des Rundlochs 3 mm tief gefügt (siehe Abb. 4.2.37). Gefügt wurde auf der bereits beschriebenen Zug-Druck-Maschine mit einer Fügegeschwindigkeit von 20 mm/min. Während des Fügevorgangs wurde die Kraft-Weg-Kurve aufgezeichnet. Die charakteristische Einpresskurve der Verbindung ist in Abbildung 4.2.37 dargestellt. Im Gegensatz zu den Schneid-Klemm-Verbindungen kam es nach der ersten Kraftspitze zu keinem weiteren Anstieg der Fügekraft. Hier zeigt sich, dass keiner der beiden Fügepartner eine Federwirkung entwickelt. Die maximalen Einpresskräfte der Verbindung liegen bei 120 N.

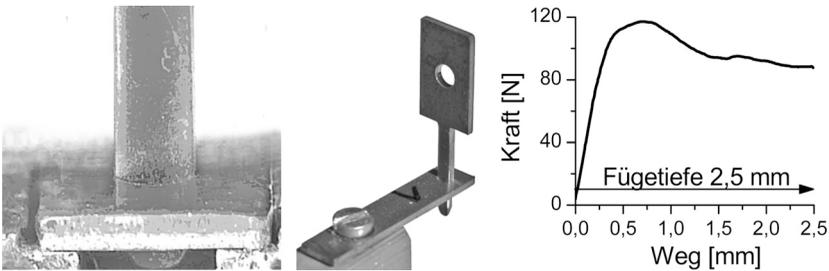


Abbildung 4.2.37: Der Fügevorgang: Detailaufnahme während des Fügevorgangs (Links), Bild einer gefügten Verbindung (Mitte) und charakteristische Kraft-Weg-Kurve der RPRL-Verbindung (Rechts).

Ebenso wie bei den Schneid-Klemm-Verbindungen erlaubt die Geometrie der Verbindung eine 4-Punkt-Messung. Zur kraftfreien Widerstandsmessung wurden dünne Kupferlackdrähte mit Hilfe von Leitsilber angebracht. Die hierbei verwendeten Kontaktpunkte sind in Abbildung 4.2.38 dargestellt.

Der Übergangswiderstand einer frisch gefügten Verbindung lag bei dieser Messanordnung zwischen 100 und 250 $\mu\Omega$. In Anlehnung an die 1,5-mm-SKV wurde ein Übergangswiderstand von über 1 m Ω als Ausfall der Verbindung definiert.



Abbildung 4.2.38: Bilder der mechanischen Halterung und Belastung (Links, Mitte) sowie die Kontaktierung zur Widerstandsmessung (Rechts).

Die mechanische Wechselbelastung wurde mit Hilfe des Prüfstands 1 (vgl. Kap. 3.1.1), also an einer Zug-Druck-Maschine durchgeführt. Das Lochblech der gefügten Verbindung wurde hierzu über einen Halter auf der Grundplatte der Prüfmaschine fixiert. Das Werkzeug zur Auslenkung des Pins (siehe Abb. 4.2.38) war an der Traverse der Maschine befestigt. Der Rechteckpin wurde in zwei Belastungsrichtungen ausgelenkt. Der Pin wurde zum einen in einer Ebene parallel zur langen Seitenfläche seines Querschnitts bewegt (Belastungsrichtung 1) und zum anderen in einer Ebene parallel zur kürzeren Seitenfläche (Belastungsrichtung 2). Damit für beide Belastungsrichtungen derselbe Versuchsaufbau benutzt werden konnte, wurden die Pins in zwei verschiedenen Orientierungen eingepresst. Bei der Belastung in Richtung 1 waren die langen Seiten der Fügepartner parallel zueinander ausgerichtet. In Richtung 2 standen diese senkrecht zueinander. Der Abstand zwischen den Stahlstiften, die den Pin bewegten, und der Kontaktzone betrug in beiden Fällen 10 mm.

Die mechanische Wechselbelastung mit einer Amplitude von 0,25 mm hatte über 10^5 Lastwechsel hinweg keinen Anstieg des Übergangswiderstands zur Folge (siehe Abb. 4.2.39). Während der ersten 1000 Zyklen kam es sogar zu einer leichten Verringerung des Widerstands. Dieses stabile Verhalten war bei beiden Belastungsrichtungen zu beobachten. Die leichte Verringerung des Übergangswiderstands war charakteristisch für die Verbindung und wird im Kapitel 5.2 ausführlich diskutiert.

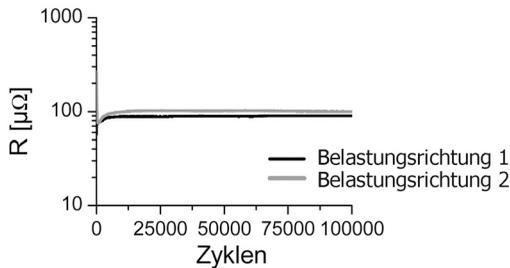


Abbildung 4.2.39: Kontaktwiderstand bei einer Amplitude von 0,25 mm als Funktion der Zyklenzahl und der Belastungsrichtung.

Ebenso wie bei der Analyse der Schneid-Klemm-Verbindungen war die Schliffebene entscheidend für die richtige Interpretation der Querschliffe. Bei beiden Fügepartnern handelte es sich um Stanzteile. Wie bereits erwähnt, wurde der Rechteckpin entgegen der Stanzrichtung des Lochblechs eingepresst. Die beiden Fügepartner sind deshalb nur im Glattschnittbereich des Rundlochs in miteinander in Kontakt. Dies bestätigte der Vergleich der Querschliffe in Stanzbruch und Glattschnitt. Zur Beurteilung der Verbindung wurden deshalb die Querschliffe der Kontaktzone im Glattschnitt herangezogen. Die Begutachtung der Kontaktzonen bestätigte die Vermutung einer unbeschädigten, stabilen Kontaktzone. Die Querschliffe zeigten im Glattschnitt eine unbeschädigte, geschlossene Verbindung zwischen den vier Pinkanten

und dem Lochblech. Neben der Übersicht der angeschliffenen Verbindungen sind in Abbildung 4.2.40 zwei vergrößerte Ausschnitte der Kontaktzonen dargestellt.

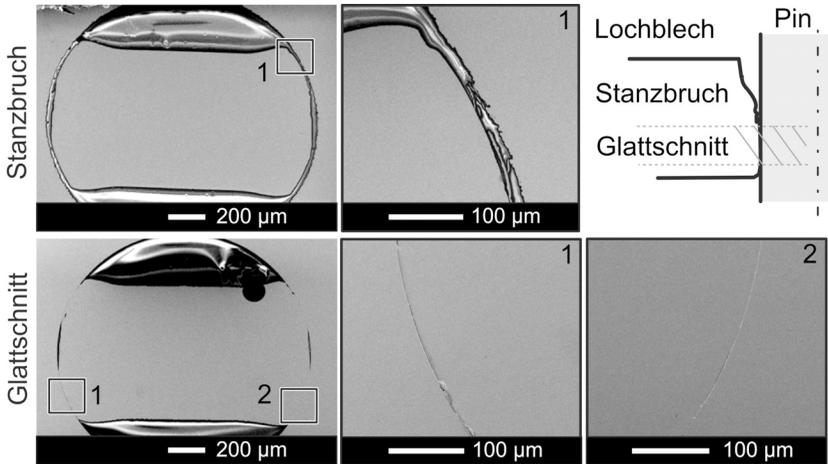


Abbildung 4.2.40: Schadensbilder nach einer Belastung mit $A = 0,25 \text{ mm}$.

Bei einer Belastung mit einer Amplitude von $0,35 \text{ mm}$ kam es zu einer Schädigung der Verbindung, teilweise bis hin zum Ausfall. Die gewählte Amplitude schien für beide Belastungsrichtungen einen Übergangsbereich zu treffen. Im Gegensatz zu den Schneid-Klemm-Verbindungen verlief dieser Übergang weder kontinuierlich noch war er stabil reproduzierbar. Die belasteten Kontakte zeigten alle im Prüfintervall eine signifikante Erhöhung des Kontaktwiderstands, allerdings zu stark unterschiedlichen Zyklenzahlen (vgl. Abb. 4.2.41).

Die Ausfallzeitpunkte schwankten zwischen 10^3 bis hin zu 10^5 Zyklen. Die große Streuung zwischen den geprüften Kontakten war auf leichte Unterschiede in der Fixierung und Belastung der Probe zurückzuführen. Die großen Auswirkungen dieser versuchsbedingten Schwankungen bestätigten das Bild eines

instabilen Übergangsbereichs. In der Belastungsrichtung 1 kam es zu einem deutlich schnelleren Ausfall der Verbindung. Neben Ausfällen durch eine Widerstandserhöhung war hier auch ein „freihebeln“ des Pins zu beobachten. Die Widerstandsverläufe der entsprechend ausgefallenen Kontakte sind in den Schaubildern grau eingefärbt. Der Widerstand überschritt in diesem Fall sprunghaft das Ausfallkriterium. Festzuhalten bleibt, dass in jedem Fall mit einem steigenden und instabilen Widerstand zu rechnen war. Für den Einsatz im Produkt ist diese Belastung deshalb nicht mehr zulässig.

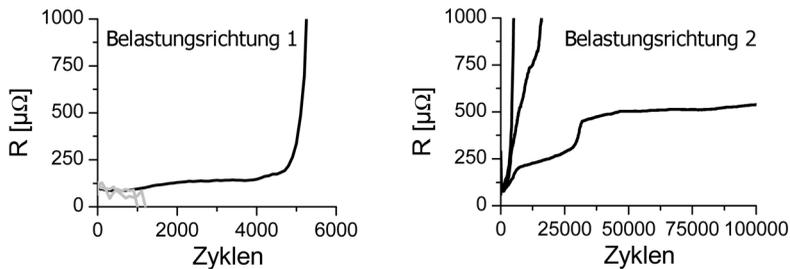


Abbildung 4.2.41: Widerstandsverlauf bei einer Belastung mit $A = 0,35$ mm, freigehebelte Pins sind grau eingefärbt.

Wie in Abbildung 4.2.42 dargestellt, führte eine Amplitude von 0,45 mm bei allen getesteten Kontakten innerhalb weniger tausend Zyklen zu einem Ausfall. Unabhängig von der Belastungsrichtung führte die Belastung zu einer massiven Schädigung der Verbindung. Durch die plastische Deformation wurde der Formschluss aufgehoben. Wie schon bei einer Amplitude von 0,35 mm kam es nun bei allen Verbindungen zu einem Freihebeln des Pins. Einige Pins rutschten im Verlauf der Belastung sogar ganz aus den Löchern heraus, die entsprechenden Widerstandsverläufe wurden zur Unterscheidung grau eingefärbt. Sowohl die Streuung zwischen den Prüflingen, wie auch der Unterschied zwischen den Belastungsrichtungen war deutlich geringer als zuvor.

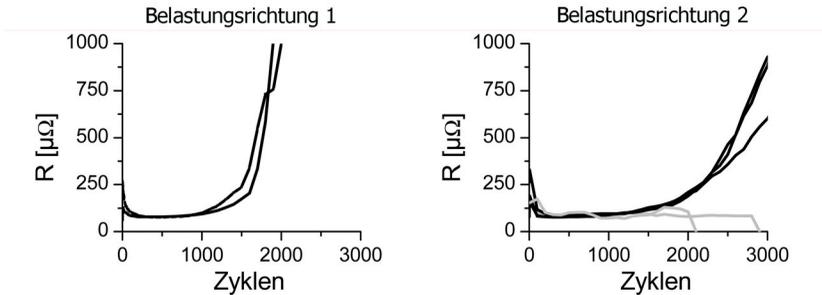


Abbildung 4.2.42: Widerstandsverlauf bei einer Belastungsamplitude von $A = 0,45$ mm.

Da während der Relativbewegung der beiden Kontaktteile die Flächen in der Kontaktzone aufeinander glitten, kam es zu einer massiven plastischen Deformation und zu Reibkorrosion. Sowohl geöffnete Kontaktzonen, wie auch Querschliffe der Verbindungen bestätigten dies (vgl. Abb. 4.2.43).

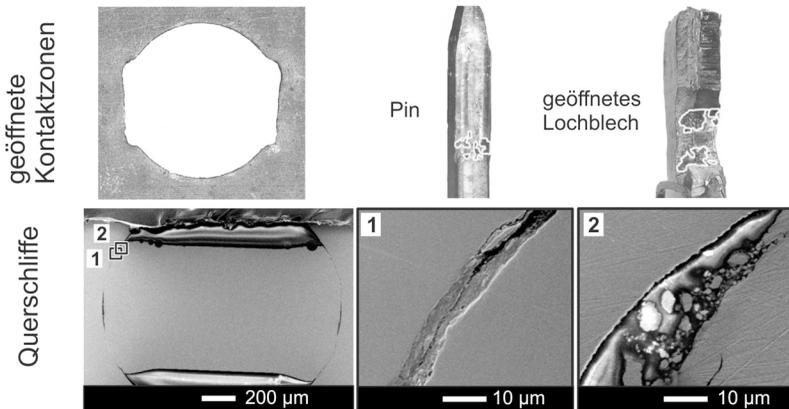


Abbildung 4.2.43: Übersicht der Schadensbilder. Kontaktzone im Querschliff und mechanisch geöffnet.

Die gemessene Widerstandserhöhung wurde also durch das Zusammenspiel von plastischer Verformung der Kontaktpartner

und damit einer Abnahme der Kontaktkraft sowie einer Oxidbildung aufgrund von Reibkorrosion verursacht. Die Verbindung zeigte einen sehr scharfen Übergang von einem stabilen und damit langlebigen Zustand bei Belastungen bis 0,25 mm, hin zu einem schnellen Ausfall bei 0,45 mm. Für die Praxis ist deshalb die Kenntnis der auftretenden maximalen Belastungsamplituden sehr wichtig. Aufgrund des geringen Kraftschlusses der Verbindung führen schon einige wenige Überschreitungen dieser Grenze zum Totalausfall. Kann dieser kritische mechanische Lastfall vermieden werden, ist die Verbindung auch bis hin zu hohen Temperaturen zuverlässig [Rom03].

4.2.2 Verbindungen mit flexibler Einpresszone

Bei der zweiten Einpressverbindung handelt es sich um eine Vertreterin der Leiterplatten-Einpresstechnik. Untersucht wurde der *Actionpin* der Firma Tyco. Die untersuchten *Actionpins* (siehe Abb. 4.2.44) waren aus CuSn_6 gestanzt und mit einer $2\text{ }\mu\text{m}$ -dicken, unternickelten Zinn-Oberfläche versehen.

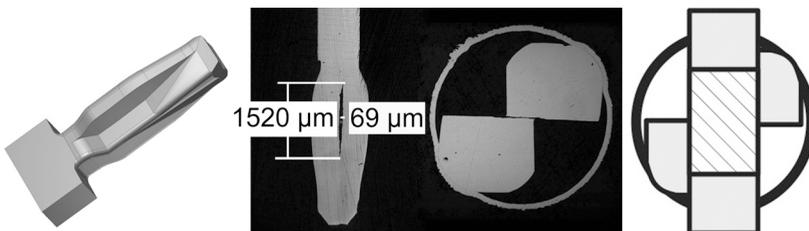


Abbildung 4.2.44: Bilder und Schlitze zur Veranschaulichung der Pingeometrie des Tyco Actionpins.

Da es sich beim *Actionpin* um einen kommerziellen Pin handelt, wurde dessen Geometrie über Schliffuntersuchungen bestimmt. Die Messungen ergaben einen maximalen Pindurchmesser im

Bereich der flexiblen Einpresszone von 1,22 mm (+0,05 mm, -0,04 mm). Der Abstand Unterkante-Schulter zu Schlitzanfang betrug 0,65 mm, die Schlitzlänge 1,5 mm. Zur Verdeutlichung der Pingeometrie sind in Abbildung 4.2.44 Schliffbilder der Pins dargestellt.

Die Pins wurden in 4-lagige Testleiterplatten (Matsushita R1566-FR4-ML) eingepresst. Die Leiterplattendicke betrug ohne Kupfer und Lötstopmmaske 1,6 mm \pm 0,14 mm. Die Leiterbahnen waren in der Außenlage mit 39-78 μ m, in der Innenlage 33-35 μ m spezifiziert. Die Schichtdicke der Zinnoberfläche wurde für die gesamten Leiterplatte mit 0,7-1,1 μ m angegeben. Der Bohrlochdurchmesser betrug 1,15 mm \pm 0,015 mm wodurch sich ein Endlochdurchmesser von 1,08 mm +0,025 -0,055 ergab. Die Bohrlöcher waren durch Kupferhülsen mit einer Nennschichtdicke von 25 μ m verstärkt. In der Hülse ergab sich eine Schichtdicke von 30-55 μ m. Ebenso wie für die Leiterplatte war die Oberfläche mit 0,7-1,1 μ m-Zinn (chemisch abgeschieden) spezifiziert.

In der Praxis werden die Pins nach dem Lötprozess eingepresst. Um den Einfluss des Lötvorgangs mit abzubilden, wurden die Leiterplatten vor dem Einpressen einem zweifachen Reflow-Lötprozess unterzogen. Der hierbei auf der Leiterplattenoberfläche gemessene Temperaturverlauf ist in Abbildung 4.2.45 dargestellt.

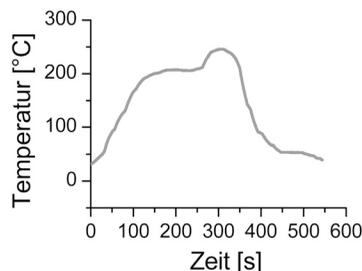


Abbildung 4.2.45: Temperaturverlauf auf der Leiterplattenoberfläche während eines Reflow-Durchlaufs.

Die Pins wurden mit Hilfe eines speziellen Werkzeugs auf der Zug-Druck-Maschine in rechteckige Leiterplatten-Streifen eingepresst. Die Fügegeschwindigkeit betrug $20 \text{ mm}/\text{min}$. Die Krafteinleitung erfolgte mit Hilfe eines Fügewerkzeugs über die Pinschulter (siehe Abb. 4.2.46-Links). Die Pins wurden eingepresst bis das Werkzeug auf der Leiterplatte aufstand. Hierdurch war der Abstand von Pinschulter zu Leiterplattenoberfläche und damit die Fügetiefe definiert.

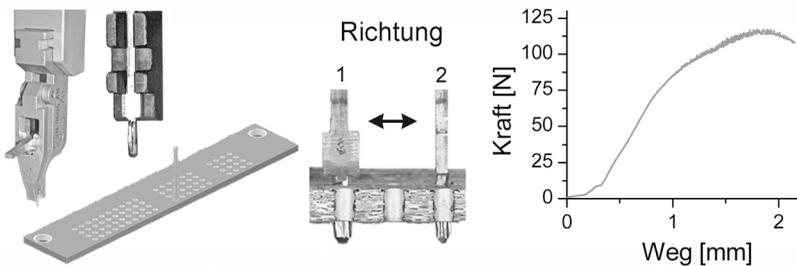


Abbildung 4.2.46: Der Fügevorgang des Tyco Actionpins: Dargestellt sind das Fügewerkzeug (Links), eine eingepresste Verbindung, die zwei Varianten der Pinausrichtung (Mitte) und der charakteristische Kraftverlauf des Einpressvorgangs (Rechts).

Die Pins wurden in zwei verschiedenen Ausrichtungen bezogen auf die lange Außenkante der Leiterplatten-Streifen eingepresst. Im Versuch ergab sich hieraus eine parallele und eine senkrechte Belastung zur Pinschulter (vgl. Abb. 4.2.46-Mitte). Während des Fügevorgangs wurde der Kraftverlauf aufgezeichnet. In Abbildung 4.2.46-Rechts ist ein charakteristischer Kraftverlauf des Einpressvorgangs dargestellt. Die maximale Einpresskraft lag zwischen 100 N und 120 N.

Die Kupferhülsen einer Bohrlochreihe waren über eine daisy-chain-Verbindung miteinander verknüpft. Somit konnte die Kupferhülse sowohl zur Stromeinleitung wie auch zum Spannungsab-

griff über die benachbarten Bohrlöcher kontaktiert werden. Um eine Wärmeeinbringung in die Verbindung zu vermeiden, wurden die auf der Leiterplatte liegenden Messleitungen bereits vor dem Fügevorgang angelötet. Die zweite Messleitung zur Bestromung der Einpressverbindung wurde am Pinende angebracht. Beide Messleitungen direkt am Einpresspin wurden mit Leitsilber angeklebt.

Im Gegensatz zur *Rechteckpin-in-Rundloch*-Verbindung war eine dauerhafte Kontaktierung der Pinspitze beim *Tyco Actionpin* nicht ohne die Gefahr einer Schädigung der Verbindung möglich. Somit war keine 4-Punkt-Messung des Übergangswiderstands während der Versuche möglich. Der zweite Messpunkt zum Spannungsabgriff wurde deshalb direkt über der Pinschulter angebracht. Die gemessenen Widerstände enthalten somit neben dem Kontaktwiderstand den Widerstand des Pins zwischen Hülse und Pinschulter. Um die Anteile des Kontaktwiderstands und des Pinwiderstands abschätzen zu können, wurde eine 4-Punkt-Messung mit Messspitzen durchgeführt. Hierbei wurde ein Übergangswiderstand von $20\ \mu\Omega$ ermittelt. In Anlehnung an die vorangegangenen Versuche wurde ein Gesamtwiderstand von $1\ \text{m}\Omega$ als Ausfallkriterium definiert.

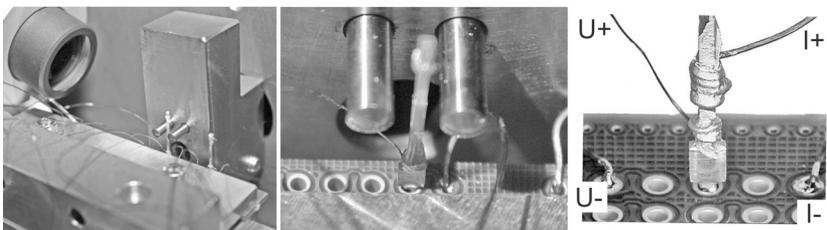


Abbildung 4.2.47: *Tyco Actionpin: Mechanische und elektrische Anbindung.*

Die Untersuchungen erfolgten sowohl bei Raumtemperatur ($25\ ^\circ\text{C}$) wie auch bei $180\ ^\circ\text{C}$. Die Versuche wurden deshalb mit Hilfe

des Prüfstands 3 durchgeführt. Die Prüfwerkzeuge waren nach demselben Prinzip konstruiert, wie bei den vorangegangenen Versuchen. Die Belastung erfolgte mit Hilfe zweier Metallstifte über eine punktuelle Krafteinleitung. Die Amplitude der Auslenkung wurde über die Steuerung des Schrittmotors eingestellt und mit einem berührungslosen Wegsensor kontrolliert. Im Probenhalter waren zwei Metallstifte eingelassen, die in die Bohrlöcher der Testleiterplatten griffen. Die Leiterplatte wurde somit unabhängig von ihrer äußeren Form im Probenhalter ausgerichtet. Nach dem Einspannen der Leiterplatte war diese so im Halter fixiert, dass das Zentrum der Motorachse mit dem Mittelpunkt der Kontaktzone zusammenfiel.

Da die Halterung, ebenso wie das Werkzeug zur Belastung der Verbindung während einer Versuchsreihe nicht verändert wurden, ist für die Fehlerbetrachtung die Pinlage entscheidend. Die Einspannhöhe der Leiterplatte wurde über die Halterung vorgegeben und war somit über die Versuchsreihe hinweg konstant. Allerdings veränderten Schwankungen der Leiterplattendicke ($\pm 0,14$ mm) den Abstand zwischen Werkzeug und Leiterplattenoberfläche. Dies hat Auswirkungen auf den Hebelarm welcher am Pin angreift. Neben den Abweichungen im Hebelarm ΔH , ergibt sich aus der Positioniergenauigkeit des Schrittmotors ein Fehler in der Pinauslenkung. Die Positioniergenauigkeit ΔP beträgt, wie in Kapitel 3.1.3 beschrieben 0,01 mm. Der Einfluss von Abweichungen in der gestanzten Pinkontur, der Bohrlochposition und dem Bohrlochdurchmesser werden als vergleichsweise gering erachtet und deshalb in der Fehlerabschätzung nicht berücksichtigt. Ebenso wird in der Fehlerrechnung die Elastizität der beiden Fügepartner nicht berücksichtigt.

Wie in Abbildung 4.2.48 dargestellt, werden zur Abschätzung des Fehlers zwei Fälle betrachtet. Die maximale Pinbelastung ergibt sich bei einem reduziertem Hebelarm und einer vergrößerten

Amplitude. Umgekehrt führte ein vergrößerter Hebelarm bei reduzierter Auslenkungsamplitude zu minimaler Pinbelastung.

$$\text{Maximaler Winkel: } \alpha_+ = \arctan\left(\frac{A_{\text{Soll}} + \Delta P}{D_{\text{Soll}} - \Delta H}\right)$$

$$\text{Minimaler Winkel: } \alpha_- = \arctan\left(\frac{A_{\text{Soll}} - \Delta P}{D_{\text{Soll}} + \Delta H}\right)$$

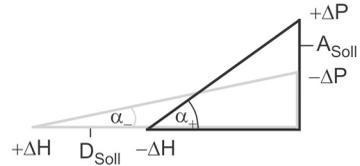


Abbildung 4.2.48: Tyco Actionpin: Fehlerabschätzung.

Für die Auslenkungen $A = 0,1 \text{ mm}$, $0,3 \text{ mm}$ und $1,0 \text{ mm}$ wurden die jeweils resultierenden Werte in einer Tabelle zusammengetragen:

Amplitude	0,1 mm	0,3 mm	1,0 mm
Fehler in + Richtung	+0,011 mm	+0,033 mm	+0,11 mm
Fehler in - Richtung	-0,009 mm	-0,028 mm	-0,09 mm

Tabelle 4.2.2: Fehlerrechnung zur Belastung des Tyco Actionpins.

Entsprechend der beiden Ausrichtungen beim Einpressen, wurden die Pins in zwei Ebenen ausgelenkt. Zum einen wurde der Pin quer (Belastungsrichtung 1) zum anderen parallel (Belastungsrichtung 2) zur Schulter belastet. Die Belastungsrichtungen sind in Abbildung 4.2.46 veranschaulicht. Die Stahlstifte, die den Pin bewegen, berührten den Pin in einem Abstand von 10 mm bezogen auf die Leiterplattenoberfläche. Bilder der mechanischen und elektrischen Anbindung werden in Abbildung 4.2.47 gezeigt.

Die Pins wurden in beiden Belastungsrichtungen mit Amplituden von 0,1 - 1,0 mm bei Raumtemperatur (25 °C) belastet. Die Ausfallzeitpunkte der Verbindungen sind in der Übersichtstabelle 4.2.3 zusammengestellt.

Amplitude	0,1 mm	0,2 mm	0,3 mm	0,5 mm	1,0 mm
Richtung 1	≥ 150000	52000	14000	1225	150
Richtung 2	≥ 150000	131000	40000	3350	175

Tabelle 4.2.3: Ausfallzeitpunkte der belasteten Einpresspins im Überblick.

Kleine Auslenkungen zeigten bis 150000 Zyklen keine oder nur eine sehr geringe Widerstandserhöhung. Auslenkungen bis zu dieser Grenze scheinen die Lebensdauer der Verbindung nicht zu beeinflussen. Am Hals des Pins waren keine Hinweise auf eine Schädigung oder einen Anriss zu erkennen. Die Kontaktzonen der belasteten Verbindungen wurden nach dem Versuch optisch begutachtet. Hierbei zeigten sich ebenfalls keine Spuren einer Relativbewegung in der Kontaktzone. Die Oberfläche der Pinbeine war unversehrt und nur schwer von neuen Pins zu unterscheiden. Auch die angeschliffenen Kontaktzonen bestätigten dieses Bild. Die Querschliffe zeigten eine unbeschädigte Zinnschicht zwischen Leiterplattenhülse und Pin. Typische Bilder der begutachteten Pins sowie Querschliffe der Kontaktzone sind in Abbildung 4.2.49 zusammengestellt.

Überschritten die Belastungen die Grenze von 0,10 mm, so kam es bei beiden Belastungsrichtungen zu Ausfällen der Verbindung. Ausfallursache war unter allen Belastungen ein Bruch am Übergang zwischen Schulter und Pinbein. Die Lebensdauer der Verbindung nahm mit zunehmender Auslenkung ab. Abgesehen von sehr großen Belastungsamplituden ($A \geq 1$ mm) ergaben sich in der Belastungsrichtung 2, also parallel zur Pinschulter, deutlich längere Lebensdauern der Verbindung. Die höhere Biegegeschwindigkeit des Einpresspins in dieser Belastungsrichtung ist auf dessen Geometrie zurückzuführen. Wie in Abbildung 4.2.46-Mitte deutlich zu erkennen ist, bewirkt die Pinschulter eine Versteifung des Pins in Richtung 1. Verstärkt wird dieser Effekt durch den rechteckigen Pinschaft, dessen lange Seite ebenfalls

in der Ebene der Pinschulter liegt. Der Pin ist somit in der Belastungsrichtung 2 deutlich elastischer. Unter weggesteuerten Belastungen, wie zum Beispiel Temperaturwechsel, liegt somit die kritische Belastungsrichtung senkrecht zur Pinschulter.

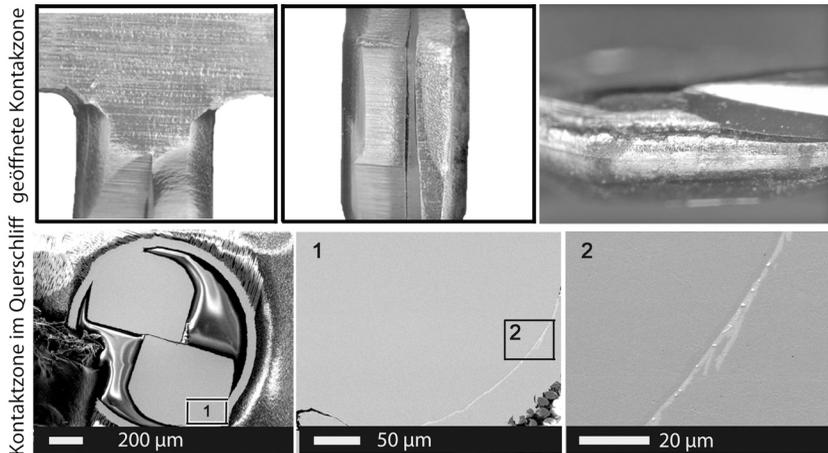


Abbildung 4.2.49: Kontaktzonen nach einer Belastung mit einer Amplitude von $A = 0,10 \text{ mm}$

In Abbildung 4.2.50 sind Pins dargestellt, die mit einer Amplitude von $0,3 \text{ mm}$ belastet wurden. Wie bei den Pins mit kleinen Auslenkungen wurden die geöffneten Kontaktzonen und Querschliffe der Verbindung untersucht. Die nach dem Ausfall angeschliffenen Kontaktzonen zeigten eine weitgehend unversehrte Zinnschicht im Kontaktbereich. In der Vergrößerung waren Hinweise auf eine Relativbewegung zu erkennen. In den Randbereichen war die Zinnschicht stark zerrüttet. Die geöffneten Kontaktzonen bestätigten dieses Bild. Eine unversehrte Oberfläche im Zentrum der Kontaktzone war umgeben von einem ringförmigen Oxidbelag. Um den Anriss der Pinbeine besser zu veranschaulichen, wurde bei den in Abbildung 4.2.50 dargestellten Verbindungen die Belastung nach einer Widerstandserhöhung von $500 \mu\Omega$ abge-

brochen. Bezogen auf den Übergangswiderstand waren die Pins also schwer geschädigt, jedoch nicht ausgefallen. Im Schliff war jedoch ein deutlicher Anriss der Pinbeine zu erkennen.

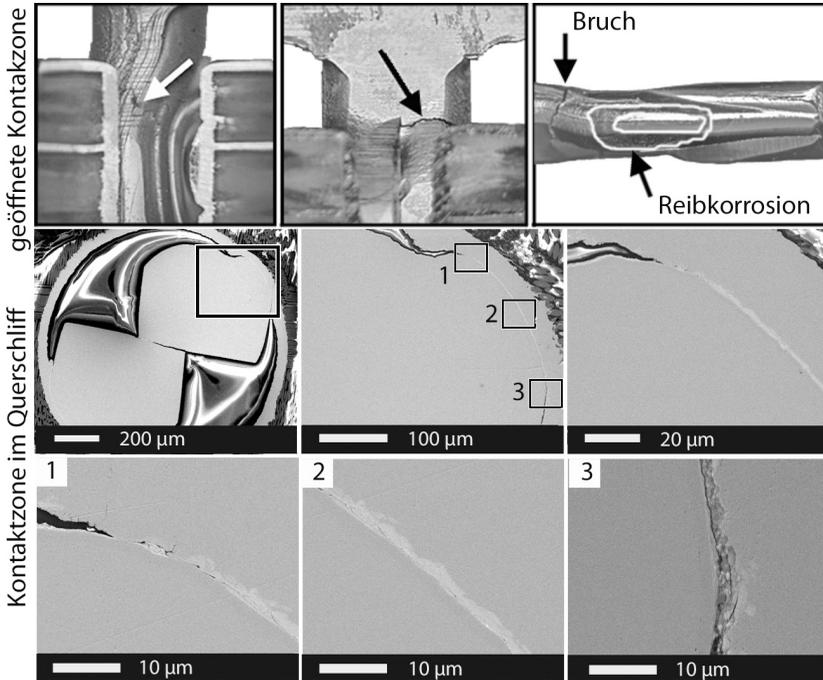


Abbildung 4.2.50: Kontaktzonen nach einer Belastung mit einer Amplitude von $A = 0,30$ mm. Beobachtet wurden Reibkorrosion (weiß umrandet) und Pinbrüche.

Neben der Amplitude der Auslenkung wurde auch der Einfluss einer erhöhten Umgebungstemperatur auf die Lebensdauer der Verbindung untersucht. Zusätzlich zur Belastung bei Raumtemperatur (25 °C) wurde die Einpressverbindung deshalb bei einer Temperatur von 150 °C getestet. Verglichen wurden die zwei Belastungsrichtungen und Amplituden von 0,1 und 0,3 mm. Die Widerstandsverläufe sind in Abbildung 4.2.51 zusammengefasst.

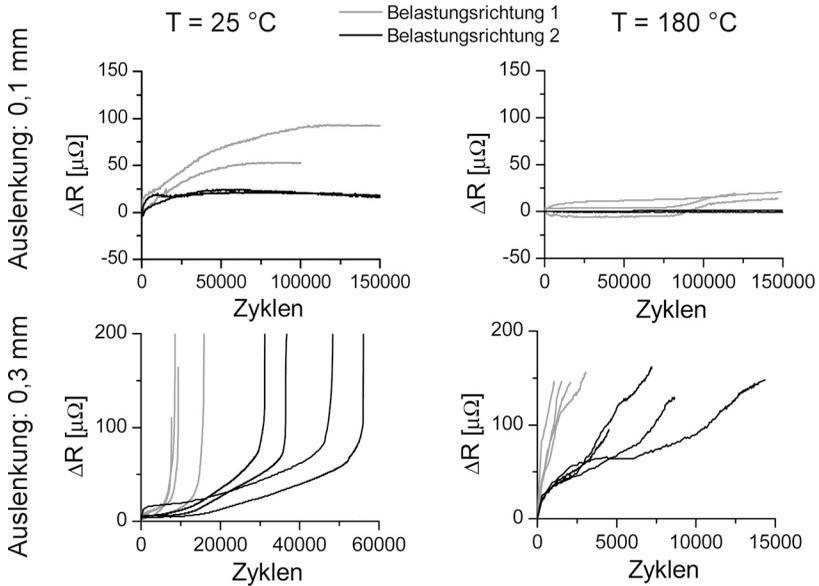


Abbildung 4.2.51: Tyco Actionpin: Übersicht der Widerstandsverläufe in Abhängigkeit der Auslenkung, Temperatur und Belastungsrichtung.

Die Widerstandsverläufe bei einer Amplitude von 0,1 mm bestätigten das stabile Verhalten der Verbindung bei dieser Belastung. Die Temperaturerhöhung führte zu keiner veränderten Lebensdauer. Im untersuchten Intervall zeigten alle Verbindungen ein stabiles Verhalten.

Bei einer Belastung mit $A = 0,3$ mm zeigten die gemessenen Widerstandsverläufe eine große Streuung zwischen den einzelnen Verbindungen. Dies war bei beiden Temperaturen der Fall. Die Streuung zwischen den Prüflingen ist typisch für Ausfälle durch Materialermüdung. Unter dem Einfluss einer zyklischen Wechselbelastung führen bereits sehr kleine Defekte, wie Einschlüsse und mikroskopische Einkerbungen und leichte Unterschiede in der Belastung zu signifikanten Unterschieden in der Lebens-

dauer. Auch bei 150 °C ergaben sich abhängig von der Belastungsrichtung deutliche Unterschiede in der Lebensdauer. Ein verändertes Schadensbild war jedoch bei erhöhter Umgebungstemperatur nicht zu beobachten. Kam es zum Ausfall der Verbindung, so geschah dies weiterhin durch einen Pinbruch.

Unter den erprobten Belastungen war somit die Biegewechselfestigkeit des Tyco *Actionpins* entscheidend für die Lebensdauer der Verbindung. Das Schwingfestigkeitsverhalten von CuSn₆ folgt bei erhöhten Temperaturen dem Verhalten der Festigkeitskennwerte [Rad07, Sch97]. Dies erklärt die reduzierte Lebensdauer der Verbindung bei erhöhten Temperaturen.

Eine signifikante Schädigung der Kontaktzone bei keiner mechanisch belasteten Probe nachgewiesen werden. Allerdings zeigten einige geöffnete Proben im Randbereich der Kontaktzone eine Oxidbildung (siehe 4.2.50). Wie bereits beschrieben, wurde der Übergangswiderstand nicht über eine 4-Punkt-Messung bestimmt. Somit enthielt dieser nicht nur den Kontaktwiderstand zwischen Pin und Hülse, sondern auch den Pinwiderstand. Die gemessene Widerstandserhöhung war somit auf zwei Effekte zurückzuführen. Einerseits führt eine Rissbildung aufgrund des reduzierten Pinquerschnitts zu einem Engewiderstand, andererseits verschlechtert sich der Kontaktwiderstand durch die beobachtete Oxidbildung.

Zur Abschätzung der jeweiligen Anteile am Gesamtwiderstand, wurde die Zunahme des Engewiderstands durch eine Rissbildung rechnerisch ermittelt und der gemessenen Widerstandserhöhung gegenübergestellt. Der Engewiderstand einer rechteckigen Kontaktfläche ergibt sich nach [Sla99] zu:

$$R_E(t) = 0,868 \cdot \frac{\rho}{\sqrt{A(t)}},$$

wobei ρ die elektrische Leitfähigkeit des Kontaktmaterials und

$A(t)$ die Kontaktfläche zum Zeitpunkt t darstellt. Der rechnerischen Zunahme des Engewiderstands $R(t)$ liegt eine lineare Abnahme des Pinquerschnitts, also der zur Verfügung stehenden Kontaktfläche $A(t)$ zugrunde. Die lineare Abnahme der Kontaktfläche wurde auf die experimentell bestimmte Lebensdauer des gemessenen Pins (16000 Zyklen) angepasst. Für die Leitfähigkeit des Pins wurden die elektrischen Eigenschaften des Grundmaterials CuSn_6 mit $\rho = 0,0204 \Omega \cdot \text{m}$ [Wieb] angesetzt. Der Vergleich der errechneten und der gemessenen Widerstandszunahme ist in Abbildung 4.2.52 dargestellt.

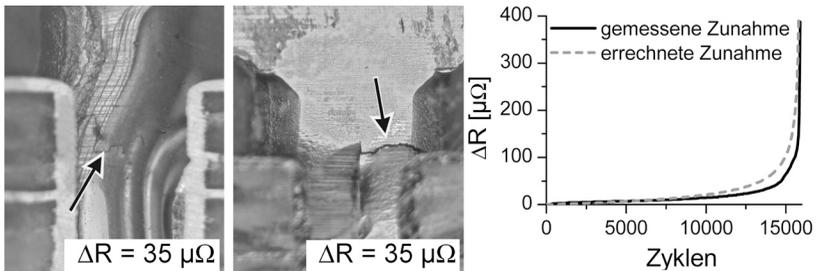


Abbildung 4.2.52: Links: Pinanriss im Schliff. Rechts: Vergleich der gemessenen Widerstandserhöhung mit der rechnerischen Zunahme durch einen Pinanriss.

Der Vergleich unterstützt die Einschätzung der optischen Begutachtung. Die gemessene Widerstandszunahme war in der Hauptsache auf den Pinbruch zurückzuführen. Die Kontaktzone blieb auch unter dem Einfluss größerer mechanischer Belastungen stabil. Die Analyse angeschliffener Pins ergab, daß bereits leichte Erhöhungen in Widerstand mit einer Rissbildung im Pin verbunden waren. So waren bereits bei einer Widerstandserhöhung von $50 \mu\Omega$ Anrisse im Pin erkennbar (siehe Abb. 4.2.52). Schon deutlich vor dem Erreichen des aus der Erprobungs-Praxis übernommenen Ausfallkriteriums von $1 \text{ m}\Omega$ war der Pin somit massiv geschädigt. Während im Labor eine präzise Widerstandsmessung

möglich war, ist eine solch kleine Erhöhung des Übergangswiderstands im Produkt nur schwer messbar. Hierdurch werden die Verbindungen erst nach einer massiven Schädigung oder dem kompletten Ausfall auffällig. Der Zustand der Verbindung muss deshalb unter dem Nennstrom der Anwendung und nicht bei kleinen Messströmen beurteilt werden.

Die makroskopische Bruchcharakteristik entsprach der eines Ermüdungsbruchs. Eine nennenswerte plastische Verformung der Pinbeine war nicht zu erkennen. Die raue Bruchflächen wiesen auf eine hohe Nennspannung unter der aufgebracht Belastung hin. Schwingungstreifen waren aufgrund des wiederholten Zusammenpressens der Rissflächen nicht zu beobachten. Die Pins brachen am stark verjüngten Übergang des Pinschafts zu den Beinen. Die Rissausbreitung erfolgte von der Außenseite der Pinbeine nach innen. Trotz der starken Zerrüttung waren sowohl Spuren des Restbruchs wie auch der Schwingbelastung zu erkennen. In Abbildung 4.2.53 sind zwei charakteristische Beispiele der Pinbruchflächen dargestellt.

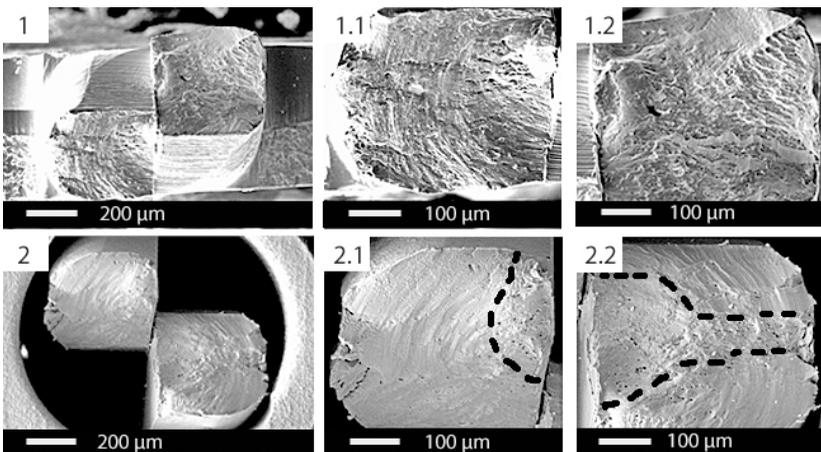


Abbildung 4.2.53: Bruchflächen des Pins.

5 Kraft-Weg-basierte Lebensdauerabschätzung

Im vorangegangenen Kapitel wurde sowohl für Schneid-Klemm-Verbindungen, als auch für Einpressverbindungen ein detailliertes Bild der Ausfallmechanismen unter einer mechanischen Belastung erarbeitet. Mit Hilfe der Widerstandsmessung und einer Begutachtung der Kontaktzonen kann der Zustand der Verbindungen zu verschiedenen Zeitpunkten der Belastung analysiert werden. Über diese einzelnen Momentaufnahmen kann der Schädigungsverlauf der Kontakte nach einer erfolgten Belastung erarbeitet werden. Aussagen zum Langzeitverhalten oder zur Lebensdauer sind jedoch nur begrenzt möglich und erfordern eine Erprobung der Verbindungen mit vielen Lastwechseln.

In Grundlagenuntersuchungen aus dem Bereich der Tribologie [Vin88] wurde gezeigt, dass auf Basis einer Kraft-Weg-Messung das Ausfallbild der Reibkorrosion sehr detailliert beschrieben werden kann. Über diese detaillierte Beschreibung sind in einem frühen Stadium der Belastung Aussagen zum Schadensverlauf und damit zum Langzeitverhalten der Kontaktflächen möglich. Übertragen auf elektrische Kontakte bedeutet dies, dass die Lebensdauer der elektrischen Verbindung über die Kraft-Weg-Messung abgeschätzt werden kann [Fou96]. Wie in der Tribologie üblich, wurde in den eben zitierten Grundlagenuntersuchungen mit idealisierten Kontaktgeometrien (Kugel-auf-Platte) gearbeitet. Der Prozess der Reibkorrosion ist jedoch in starkem Maße abhängig von den Kontaktbedingungen (vgl. Absatz 2.2.2). Diese sind in realen Kontakten sehr schwer zu kontrollieren und zu bestimmen. Ziel des nun folgenden Kapitels ist deshalb aufzuzeigen

inwieweit diese erarbeiteten Modelle auf reale Kontaktgeometrien und im speziellen auf Schneid-Klemm-Verbindungen übertragbar sind. Im Folgenden werden die Ergebnisse der Kraftmessungen während den Erprobungen für die *1,5-mm-SKV-a* vorgestellt und diskutiert.

Die Messung von Kraft-Weg-Kurven eignet sich nicht nur bei der Analyse von Reibkorrosionsvorgängen. Zyklischen Belastungen führen in metallischen Werkstoffen zu Veränderungen in der Dichte und Anordnung von Versetzungen. Dehnungswechsel oberhalb der Streckgrenze führen deshalb zu einer Hysterese im Spannungs-Dehnungsdiagramm [ST05] und somit auch in der Kraft-Weg-Kurve. Vor diesem Hintergrund werden die Kraftmessungen der beiden Einpressverbindungen ebenfalls im Hinblick auf Lebensdauerabschätzungen ausgewertet und diskutiert.

5.1 Schneid-Klemm-Verbindungen - 1,5-mm-SKV-a

Die *1,5-mm-SKV-a* wurde im Intervall von 0,1 mm bis 2,0 mm mechanisch belastet. Die erste Frage war deshalb was sich für Kraft-Weg-Kurven in diesem Intervall ergeben und ob Ähnlichkeiten mit den charakteristischen Kurvenformen aus der Literatur [Vin88] zu erkennen sind. Der erste Schritt bestand deshalb in einer Messung der Kraft-Weg-Kurven für verschiedene Amplituden. Ein direkter Vergleich zwischen den Messungen und der Literatur war aufgrund des verwendeten Werkzeugs nicht möglich. Vor dem Vergleich der Kurven, musste der Werkzeugversatz rechnerisch eliminiert werden. Nach der entsprechenden Korrektur lassen sich in den Messungen drei unterschiedliche Kurvenformen erkennen. Wie in Abbildung 5.1.1 dargestellt, zeigen die gemessenen Kurven der *1,5-mm-SKV-a* eine starke Ähnlichkeit

zu Ergebnissen aus der Literatur [Pt05].

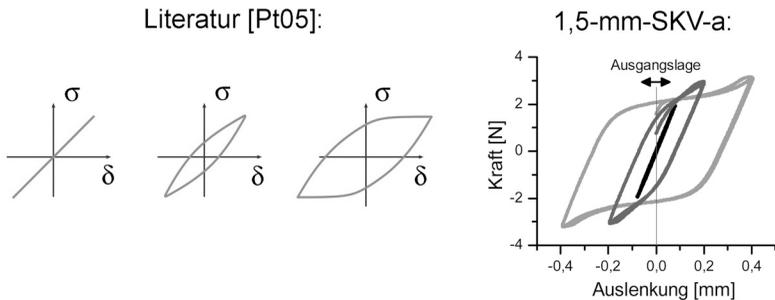


Abbildung 5.1.1: Gegenüberstellung der Kraft-Weg-Kurven aus der Literatur und den experimentell gemessenen Kurven der 1,5-mm-SKV-a.

Die Kurvenformen des *Elastic*- und des *Partial-Slip*-Regimes finden sich direkt wieder. Die Kraft-Weg-Kurven großer Belastungsamplituden zeigen hingegen einen Kraftanstieg in den Extrempositionen. Die Abweichung zu den Kraft-Weg-Kurven aus der Literatur im *Gross-Slip*-Regime sind auf die Geometrie der Schneid-Klemm-Verbindung zurückzuführen.

Während die Kraft-Weg-Kurven der Grundlagenuntersuchungen mit idealisierten Kontaktgeometrien bestimmt wurden, (*Kugel-auf-Platte* oder *Zylinder-auf-Zylinder*) beeinflusst bei der SKV neben dem Kraft- auch der Formschluss das Verhalten der Verbindung. Das Anschneiden des Lackdrahts während des Fügevorgangs führt neben dem Kraftschluss zu einem Formschluss zwischen den beiden Fügepartnern. Hierdurch kommt es bei entsprechenden mechanischen Belastungen zu einer plastischen Deformation des Lackdrahts während des ersten Lastwechsels. Nach der ersten Belastung kommt es in den Extrempositionen zu einer Kombination aus Verkeilen und Abstützen des Drahtes (siehe Abb. 5.1.2-Links).

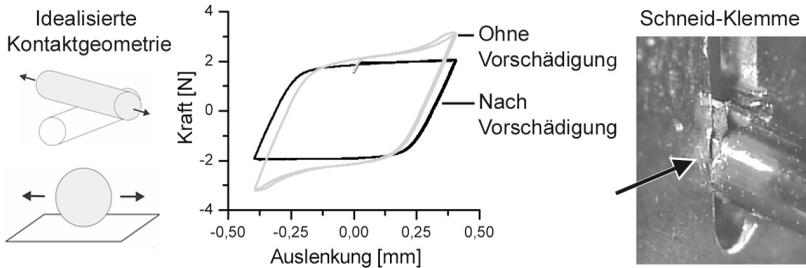


Abbildung 5.1.2: Vergleich der Kurvenformen im Gross-Slip-Regime. In den Extrempositionen verkeilt sich der Draht der 1,5-mm-SKV-a in der Schneidklemme. Dies führt zu einer Spitze in der Kraft-Weg-Kurve.

Um die beobachteten Kraftspitzen eindeutig auf ein Verkeilen in den Extrempositionen zurückführen zu können, wurde die Verbindung gezielt überdrückt. Hierzu wurde die 1,5-mm-SKV-a mit einer größeren Auslenkung (hier: 2 mm) als der eigentlichen Amplitude (hier: 0,4 mm) belastet. In Abbildung 5.1.2 sind die ermittelten Kurven gegenübergestellt. Der Vergleich der Kraft-Weg-Kurven bestätigte die Erwartungen, die Kurven vorgeschädigter Verbindungen wiesen in den Extrempositionen keine Kraftspitzen mehr auf. Auch das Gross-Slip-Regime scheint somit auf die 1,5-mm-SKV übertragbar zu sein.

Drei verschiedene Kurvenformen konnten also im gewählten Intervall identifiziert werden. Eine eindeutige Zuordnung zwischen Auslenkung und Belastungsregime rein auf Basis der Kraft-Weg-Kurve war allerdings nur am Rand des Versuchsintervalls, also für Amplituden bis etwa 0,10 mm und größer 1 mm möglich. Die Übergänge zwischen den drei Regimen verliefen fließend.

In Abbildung 5.1.3-Links ist die Entwicklung der Kraft-Weg-Kurven mit zunehmender Amplitude zusammengefasst. Die dargestellten Kraft-Weg-Kurven wurden alle zu Beginn der jeweiligen Erprobung aufgezeichnet. Da die Kraft-Weg-Kurven sich sym-

metrisch zur Ausgangsposition verhalten, wurde das Schaubild vereinfacht und nur der positive Abschnitt aufgetragen.

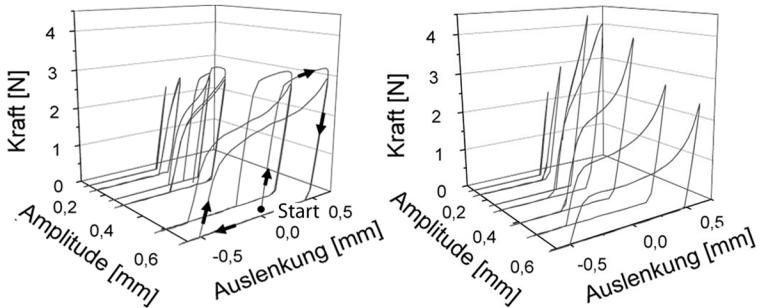


Abbildung 5.1.3: 1,5-mm-SKV-a: Vergleich der Kraft-Weg Kurven zu Beginn (Links) und nach 10000 Lastwechseln (Rechts). Aufgrund der Symmetrie der Kraft-Weg-Kurven zur Ausgangsposition ist nur der Verlauf in positiver Krafrichtung dargestellt.

Eine erste Änderung der Kurvenform trat zwischen $A = 0,1$ mm und $0,25$ mm auf. Die Hysterese der Kraft-Weg-Kurve wurde hier immer ausgeprägter sichtbar. Ein Hinweis auf eine einsetzende Energiedissipation in der Verbindung. Der zweite Übergang - zu einem *Gross-Slip*-ähnlichen Regime - begann spätestens bei $A = 0,3$ mm. Neben der beschriebenen Hysterese, zeigten sich nun zwei Bereiche mit deutlich unterschiedlicher Steigung. Ein Hinweis darauf, dass die beiden Kontaktflächen nach einer ersten elastischen Verformung gegeneinander abglitten. Die Messung der Kraft-Weg-Kurve innerhalb der ersten Lastwechsel ermöglichte eine Einteilung in die Belastungsregime. Allerdings handelt es sich hierbei um Momentaufnahmen. Die Aussagekraft dieser ersten Einteilung hinsichtlich des Langzeitverhaltens sollte ein Vergleich der Messungen zu Beginn und nach 10000 Zyklen beantworten. Die Kraft-Weg-Kurven sind in Abbildung 5.1.3 gegenübergestellt.

Die Kurvenformen nach 10000 Zyklen ließen zwei Veränderungen erkennen. Zum einen waren die Kurvenformen ausgeprägter sichtbar, zum anderen kam es durch die mechanische Belastung zu deutlichen Veränderungen in der Maximalkraft. Während sich die Maximalkraft im mittleren Amplitudenbereich fast verdoppelte, kam es bei großen Amplituden im Verlauf der Belastung zu einer Reduktion der Kraft. Um die Entwicklung der Maximalkraft gezielter darzustellen, wurden die Messungen über das komplette Prüfintervall ausgewertet. Dargestellt wurde die Kraftänderung bezogen auf den ersten Lastwechsel. Die Entwicklung der Maximalkraft war abhängig von der gewählten Belastungsamplitude. Die Verlaufskurven wurden deshalb zur besseren Darstellung in zwei Schaubilder aufgeteilt. (siehe Abb. 5.1.4).

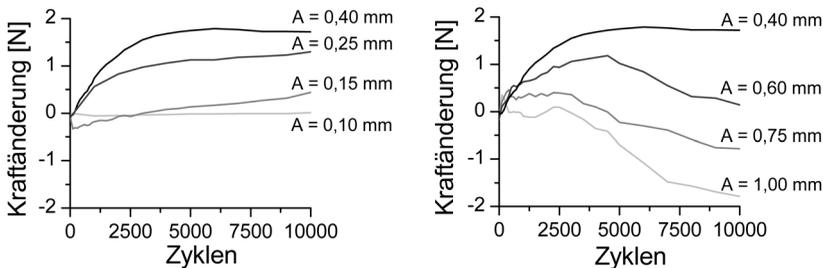


Abbildung 5.1.4: Die Veränderung der Maximalkraft bis 10000 Zyklen in Abhängigkeit der Belastungsamplitude.

Die Maximalkraft ermöglichte ebenfalls eine Unterteilung in drei verschiedene Belastungsverläufe. Die Belastung mit einer Amplitude von 0,1 mm führte sowohl in der Kurvenform, wie in der Maximalkraft zu keiner Veränderung innerhalb der 10000 Lastwechsel. Größere Belastungen hatten einen Anstieg der Maximalkraft zur Folge. Bei einer Amplitude von 0,4 mm war der größte Kraftanstieg zu beobachten, gleichzeitig stabilisierte sich der Maximalwert ab 5000 Zyklen. Eine weitere Erhöhung der Auslenkung veränderte den Kraftverlauf erneut. Im Übergangs-

bereich zwischen 0,4 mm und 0,6 mm kam es nach einem kurzen Anstieg zu einem Abfall der Maximalkraft. Mit dem Abfall der Kraft begann die Kontaktzone zu verschleifen. Eine weitere Erhöhung der Belastung beschleunigte diesen Verschleiß weiter. Bei den beiden stark belasteten Verbindungen ($A = 0,75$ mm und 1,00 mm) nahm die Maximalkraft ab dem Beginn der Belastung kontinuierlich ab.

Bezieht man die Widerstandsmessung aus dem vorangegangenen Kapitel (siehe Abb. 4.1.6) mit ein, so wurden zusammen mit der Kurvenform und der Maximalkraft drei verschiedene Kriterien zur Beurteilung der Schneid-Klemm-Verbindung ausgewertet. Eine enge Eingrenzung der Übergänge zwischen den drei verschiedenen Belastungsregimen war auf Basis eines einzigen Kriteriums nicht möglich. In Abbildung 5.1.5 wurden die drei Kriterien gemeinsam betrachtet. Über die Kombination der drei Ergebnisse war dann eine feinere Abgrenzung der drei Belastungsregime möglich.

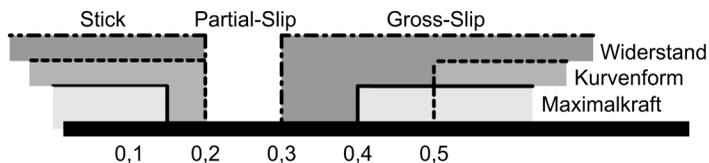


Abbildung 5.1.5: Eingrenzung der Übergänge zwischen den drei Belastungsregimen.

Im vorangegangenen Kapitel 4 wurde die 1,5-mm-SKV-a mit Amplituden von 0,1 mm, 0,25 mm und 2,00 mm belastet. Entsprechend der eben beschriebenen Einteilung waren die Amplituden je einem der drei Belastungsregime zuzuordnen. Die Einteilung in verschiedene Fretting-Regime hat zum Ziel Aussagen über das elektrische wie mechanische Verhalten der Schneid-Klemm-Verbindungen bei fortschreitender mechanischer Belastung tref-

fen zu können. Die Auswirkungen der mechanischen Belastung und die aktivierten Ausfallmechanismen wurden bereits ausführlich für die Lastfälle dargestellt. In diesem Kapitel wurde das bereits erarbeitete Verständnis um die Auswertung der Widerstandsverläufe, der Maximalkraft und der Kraft-Weg-Kurve erweitert.

Die Ergebnisse dieser Auswertung sind in Abbildung 5.1.6) zusammengetragen. Um trotz einer kleinen Anzahl an getesteten Schneid-Klemm-Verbindungen ein Gefühl für die Streuung der Widerstandsverläufe zu bekommen, wurden diese für jede Belastungsamplitude in einem gemeinsamen Schaubild dargestellt. Trotz Fertigungs- und Prozessschwankungen zwischen den einzelnen Verbindungen war die mechanische Belastung entscheidend für den Ausfall der Verbindung.

Bei einer Amplitude von 0,1 mm waren keine signifikanten Veränderungen bis zum Ende der Belastung messbar. Der Übergangswiderstand sank zu Beginn der Belastung etwas ab, blieb dann jedoch über die komplette Versuchsdauer stabil. Die Kraft-Weg-Kurve konnte abgesehen von einer leichten Aufspreizung gut als Gerade angesehen werden. Die Verbindung wurde somit im rein elastischen Bereich belastet. In Verlauf und Form der Kraft-Weg-Kurve zeigten sich innerhalb der erprobten 200000 Zyklen keine Veränderungen.

Die Belastung mit einer Amplitude von 0,25 mm führte nach 250000 bis 300000 Zyklen zu einer signifikanten Erhöhung des Übergangswiderstands und damit zum Ausfall der Verbindung. Der Verlauf der Belastung ließ sich in zwei Abschnitte einteilen. Bis etwa 10000 Wechselbelastungen stieg die Kraft, die zur Auslenkung des Drahtes benötigt wurde, auf das eineinhalb- bis zweifache des Anfangswerts an. Der Übergangswiderstand fiel in diesem Bereich leicht ab. Die Kraft-Weg-Kurve zeigte eine deutliche Hysterese, jedoch keine Bereiche konstanter Kraft.

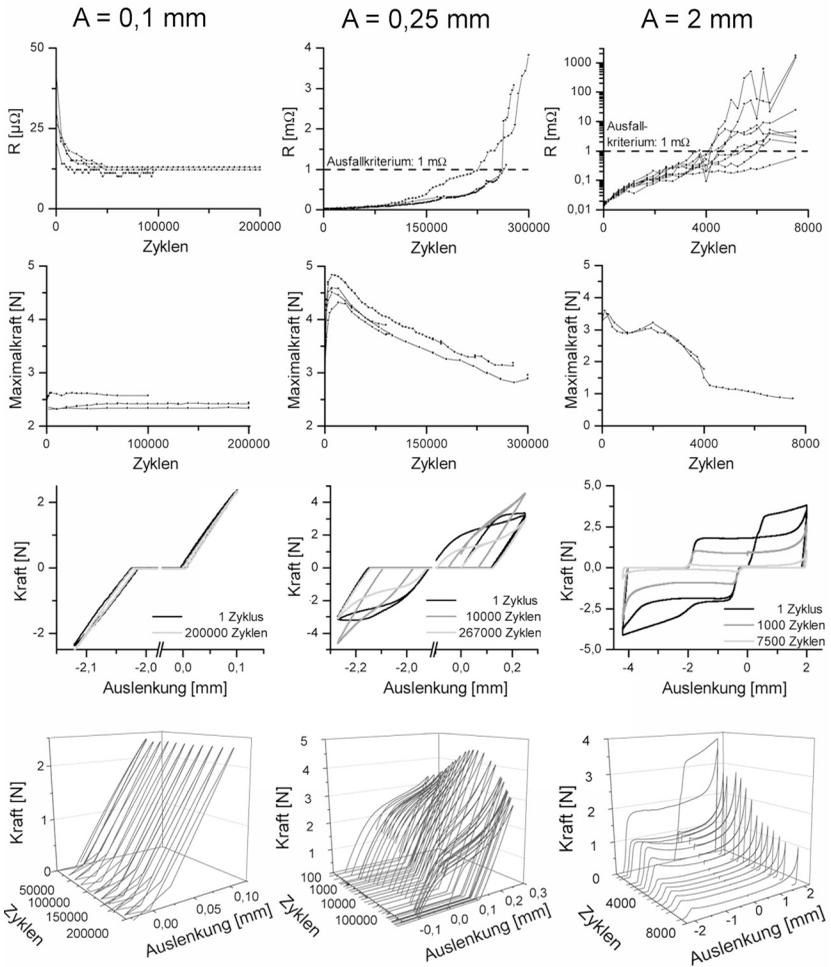


Abbildung 5.1.6: 1,5-mm-SKV-a: Die Auswertung der Lebensdauererprobung im Überblick. Dargestellt sind der Übergangswiderstand, die Maximalkraft und die 2D- und 3D-Darstellungen der Kraft-Weg-Kurve während der Versuche.

Bleibt man im Bild der Fretting Regime so bedeutet dies, dass im Zentrum der Kontaktzone Bereiche vorhanden waren, die nicht komplett gegeneinander abglitten. Nach dem Überschreiten des Maximums fiel die Kraft gleichmäßig und mit steigender Zyklenanzahl ab. Mit der Abnahme der Kraft begann der Übergangswiderstand bis über das Ausfallkriterium ($R \geq 1m\Omega$) hinaus anzusteigen. Die Form Kraft-Weg-Kurve veränderte sich ebenfalls und näherte sich der Form bei $A = 2 \text{ mm}$ an. Die Kontaktflächen glitten nun vollständig gegeneinander ab. Gerade die Belastung im *Partial-Slip*-Regime verdeutlicht die Stärken einer kraft-überwachten Belastung. Bei der reinen Betrachtung des Übergangswiderstands wurden die Verbindungen erst nach 100000 Zyklen auffällig. Ein Ausfall war hier noch nicht abzu- sehen. Zieht man die Auswertung der Kraftmessungen hinzu so war spätestens nach 30000 Zyklen mit dem deutlichen Einsetzen der Kraftabnahme klar, dass sich die Verbindungen in einem instabilen Zustand befanden.

Bei großen Auslenkungen - hier mit einer Amplitude von 2 mm - wurde die Klemme von Beginn an abgearbeitet. Die Kraft nahm kontinuierlich ab und schon nach wenigen Lastwechseln war ein signifikanter Anstieg des Übergangswiderstands zu beobachten. Nach der ersten Wechselbelastung veränderte sich die Grundform der Kraft-Weg-Kurve nicht mehr. Diese untergliederte sich in zwei Bereiche. Der kurze Übergang von Haft- zu Gleitreibung zeigte sich zu Beginn eines Lastwechsels über einen steilen Anstieg in der Kraft-Weg-Kurve. Nach diesem Übergang glitten die Kontaktflächen komplett gegeneinander ab, die gemessene Kraft blieb in diesem Bereich konstant. Aufgrund der massiven Schädigung der Kontaktzonen kam es zur Bildung von Abrieb in der Kontaktzone wodurch die Klemmkraft und damit die Kraft zur Bewegung des Drahtes abnahm. Zusätzlich führte die Oxidation der Kontaktflächen zu der bereits diskutierten Veränderung des Reibwerts und damit zu einer Kraftabnahme.

5.2 Einpresstechnik - „Rechteckpin-in-Rundloch“

Im Gegensatz zur 1,5-mm-SKV war für die Verbindung *Rechteckpin-in-Rundloch* das vorherrschende Ausfallbild eine starke plastische Deformation der Kontaktzone. Der Formschluss der beiden Fügepartner wurde hierdurch aufgehoben. Wie die Auswertung der mechanischen Belastung bereits ergab, kann für beide Belastungsrichtungen klar zwischen zwei Regimen unterschieden werden. Die Belastungsrichtung (zur Erinnerung: belastet wurde quer und längs zur Pinschulter) hat einen großen Einfluss auf die Lebensdauer der Verbindung. Die entsprechenden Kraft-Weg-Kurven werden deshalb für die Auslenkungen $A = 0,35 \text{ mm}$ und $0,45 \text{ mm}$ verglichen. In Abbildung 5.2.7 sind die entsprechenden Kurven dargestellt.

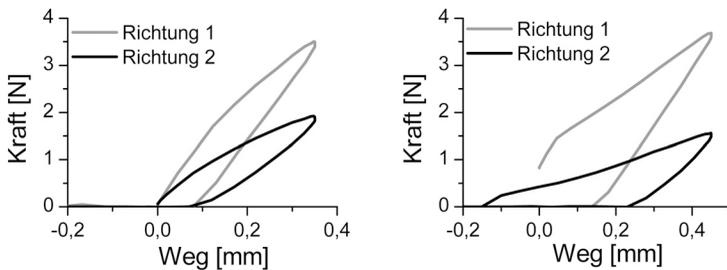


Abbildung 5.2.7: RPR: Kraft-Weg-Kurven der zwei Belastungsrichtungen für Amplituden $A = 0,35 \text{ mm}$ und $A = 0,45 \text{ mm}$

Wie aufgrund der Geometrie zu erwarten war, führten dieselben Auslenkungen in Belastungsrichtung 1 zu deutlich höheren Kräften. Die Verbindung war in dieser Richtung deutlich steifer. Unter der weggesteuerten Belastung ergaben sich hieraus stärkere plastische Deformationen in der Kontaktzone, wodurch die Lebensdauer der Verbindung abnahm. Für kraft-gesteuerte

Belastungen (Schwingungen, Stöße) war hingegen die Richtung 2 als kritischer anzusehen, da die zur Auslenkung benötigten Kräfte hier deutlich kleiner waren.

Da das Verhalten der Verbindung abgesehen von den Unterschieden, die sich aus der Geometrie der Fügepartner in der Maximalkraft und der Lebensdauer ergaben, unabhängig von der Belastungsrichtung war, wurde für die detailliertere Auswertung nur die Richtung 2 ausgewertet. Hierzu wurden die Kraft-Weg-Kurven, deren Entwicklung und der Widerstandsverlauf ausgewertet. Im Gegensatz zur Schneid-Klemm-Verbindung zeigte sich bei allen drei Auslenkungen dieselbe Kurvenform (siehe Abb. 5.2.8). Auch bei der in der Erprobung stabilen Belastung mit einer Amplitude von 0,25 mm war bei den ersten Lastwechseln eine deutliche Hysterese zu beobachten. Eine Unterscheidung der Belastungsregime war zu diesem frühen Zeitpunkt noch nicht möglich.

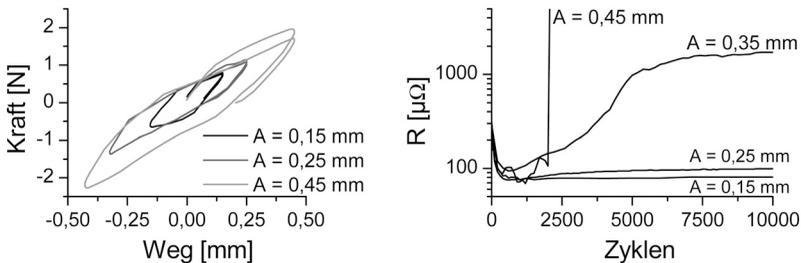


Abbildung 5.2.8: Übersicht von Kraft-Weg-Verlauf und Widerstandserhöhung in Abhängigkeit der Belastungsamplitude.

Eine geschlossene Kraft-Weg-Kurve war auch bei der Verbindung *Rechteckpin-in-Rundloch* ein Zeichen für einen zuverlässigen Kontakt. Wie die detaillierte Auswertung der Kraftmessungen ergab, war eine Beurteilung dieser Verbindung jedoch erst nach einigen Lastwechseln möglich. Wie aus der Abbildung 5.2.9 ab-

zulesen, stabilisierte sich die Verbindung nach einigen tausend Lastwechseln sowohl im Übergangswiderstand wie auch in der Maximalkraft. Auch die geschlossene, lineare Kraft-Weg-Kurve war ebenfalls ein eindeutiger Hinweis auf eine rein elastische Verformung der Kontaktteile.

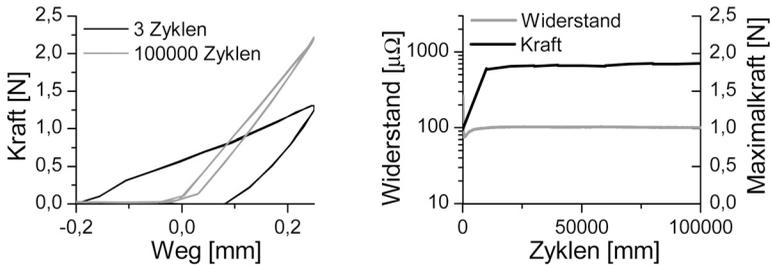


Abbildung 5.2.9: Entwicklung der Kurvenform (Links), der Maximalkraft und des Übergangswiderstands (Rechts) unter einer mechanischen Belastung mit $A = 0,25$ mm.

Schloss sich die anfänglich stets geöffnete Hysterese nicht, so kam es unweigerlich zum Ausfall der Verbindung. Ein dem *Partial-Slip* vergleichbares Regime mit einem über lange Zeit stabilen Übergangswiderstand gab es bei der *RPRL*-Verbindung nicht. Wurde die zulässige Belastungsgrenzen überschritten, so kam es in einem relativ kurzen Zeitraum zu Ausfall der Verbindung. Bedingt durch die plastische Deformation in der Kontaktzone kam es zum Verlust des mechanischen Kontakts. Dies äußerte sich nicht nur an der qualitativen Veränderung der Kraft-Weg-Kurve, sondern war auch an den niedrigen Maximalkräften. Die zusätzliche Zacke und das Minimum in der Kraft-Weg-Kurve treten auf, wenn der Pin fast kraftfrei im Loch rotierte. Über die Maximalkraft konnte ein Ausfallkriterium der Verbindung definiert werden. Unterschritt diese einen Wert von 1,5 mm, so war die Verbindung ausgefallen. Exemplarisch sind in Abb. 5.2.10 die Auswertung der Kraft- und Widerstandsmessungen für die

Auslenkungen mit 0,35 mm und 0,45 mm dargestellt.

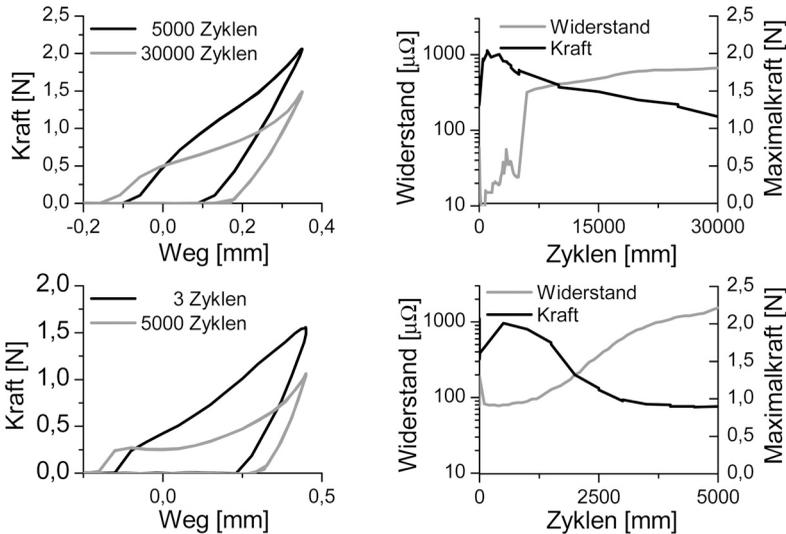


Abbildung 5.2.10: Entwicklung der Kurvenform (Links), der Maximalkraft und des Übergangswiderstands (Rechts) unter einer mechanischen Belastung mit $A = 0,35$ mm und $0,45$ mm.

Widerstandsabfall zu Beginn der Belastung Sowohl die Schneid-Klemm-Verbindungen wie auch die Einpressverbindungen zeigten bei kleinen bis mittleren Amplituden zu Beginn der mechanischen Belastung einen deutlichen Abfall des Übergangswiderstands in Verbindung mit einem Anstieg der zur Auslenkung benötigten Kraft. In Abbildung 5.2.11 ist hierfür ein Beispiel der Einpress- wie auch der Schneid-Klemm-Verbindung dargestellt. Ausgehend von der bereits beschriebenen Kontakttheorie (siehe Kap. 2.2.1) wird der Übergangswiderstand grundsätzlich von zwei Einflussfaktoren bestimmt. Über die Kombination aus Oberflächenhärte und Kontaktkraft ergibt sich die tatsächliche Kontaktfläche. Andererseits beeinflussen die Leitfähigkeit der ein-

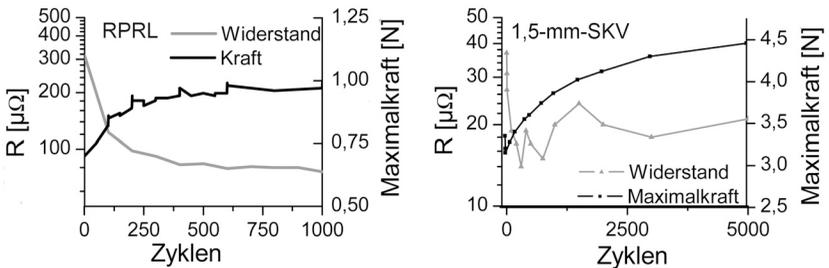


Abbildung 5.2.11: Darstellung der Widerstandsabnahme zu Beginn der mechanischen Belastung am Beispiel der RPRL-Verbindung ($A = 0,15 \text{ mm}$) und der 1,5-mm-SKV-a ($A = 0,25 \text{ mm}$).

gesetzten Werkstoffe sowie Verschmutzungen der Kontaktfläche den Übergangswiderstand. Werden Relaxationseffekte im Grundmaterial der Verbindung vernachlässigt, so ist die Kontaktkraft einer gefügten Verbindung während der ersten Zyklen als konstant anzusehen. Unter diesen Bedingungen führen zwei Effekte zu der beobachteten Widerstandserhöhung. Mit Ausnahme des angeschnittenen Lackdrahts war die Oberfläche der eingesetzten Fügepartner trotz des Reinigungsschritts mit einer dünnen Oxidschicht überzogen. Sowohl bei blanken Kupferlegierungen wie auch bei verzinneten Oberflächen ist dies unvermeidlich. Beim Fügevorgang bildeten sich in dieser Oxidschicht Risse oder sie wurde komplett durchbrochen. Unter dem Einfluss der äußeren Belastung floss dann das im Gegensatz zur Oxidschicht weichere Grundmaterial durch die brüchige Schicht. Die Kontaktfläche wurde hierdurch vergrößert.

Der zweite Effekt betraf die Leitfähigkeit der Kontaktflächen selbst. Aus der Kontaktkraft und der Oberflächenhärte resultiert die Größe der tatsächlichen Kontaktfläche. Ein direkter Rückschluss auf den Übergangswiderstand setzt eine schmutz- und oxidfreie Oberfläche voraus. Die hier vorhandenen Oxidfilme wur-

den zwar während des Fügevorgangs weitgehend durchbrochen, aber nicht vollständig entfernt. Die Relativbewegung der beiden Oberflächen führte zu einem Abrieb der verbliebenen Oxid- und Schmutzschichten von den Kontaktspitzen [Sla99, Abb92]. Die absolute Anzahl der *a-spots* blieb unverändert wogegen die Zahl der Metall-Metall-Kontaktpunkte zunahm. Dies erklärt nicht nur den gesunkenen Übergangswiderstand, sondern auch den beobachteten Kraftanstieg. Neben der verbesserten Leitfähigkeit ändert sich mit der gestiegenen Anzahl an metallischen Kontaktpunkten auch der Reibwert. Dieser liegt für die Paarung Kupfer/Kupfer bei $\mu = 1,4$ und fällt für die Kombination Kupferoxid/Kupferoxid ab auf $\mu = 0,7$ [Bow64]. Aufgrund der größeren Härte des Oxids war also die Oxidation, bzw. das Entfernen von bestehenden Oxidschichten mit signifikanten Kraftänderungen verbunden.

5.3 Leiterplatten-Einpresstechnik

Die mechanische Belastung der Leiterplatten-Einpresspins führte bei den untersuchten Belastungen zu einem Bruch der Verbindung. Eine Relativbewegung in der Kontaktzone konnte hierbei nicht beobachtet werden (vgl. Kap. 4.2.2). Im ersten Schritt der Auswertung wird die Kraft-Weg-Kurve der Belastung mit den entsprechenden Widerstandsverläufen verglichen. Exemplarisch ist in Abbildung 5.3.12 die Auswertung für die Belastungsrichtung 2 dargestellt. Ähnlich wie bei der RPRL-Verbindung erlaubte ein erster Vergleich der Kraft-Weg-Kurven eine Unterscheidung zwischen zwei Belastungsregimen.

Einerseits ist ein Lastbereich mit einem linearen Kraft-Weg-Verlauf zu erkennen. Aufgrund des elastischen Verhaltens der Verbindung ist hier von einem stabilen elektrischen Kontakt

auszugehen. Mit dem Auftreten einer Hysterese in der Kraft-Weg-Kurve kam es zum Ausfall der Verbindungen durch Pinbruch. Die Material- und Geometrieigenschaften des Pins waren hier entscheidend für die Lebensdauer der Verbindung. Wie aus Wöhlerversuchen zur Schwingfestigkeit bekannt, nahm auch hier die Lebensdauer der Verbindung mit steigenden Auslenkungen ab. Der Übergangswiderstand der Verbindung blieb bis kurz vor dem Ausfall auf einem unkritischen Niveau und stieg dann sprunghaft an. Aus diesem Grund erlaubt die Widerstandsmessung nur die Detektion eines Ausfalls. Ein Rückschluss auf die Stabilität bzw. den Schädigungszustand der Verbindung kann hingegen nicht getroffen werden. Für die Beurteilung der Verbindung ist deshalb die Auswertung der Kraftmessungen ein wichtiges Kriterium.

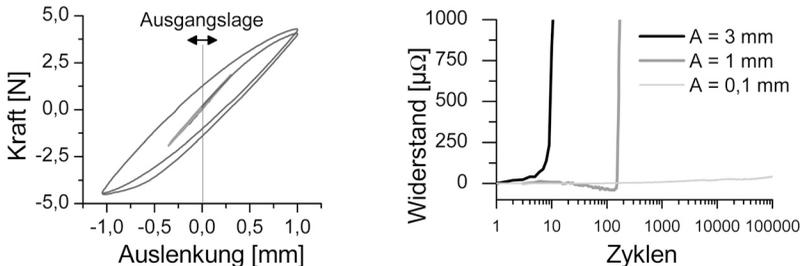


Abbildung 5.3.12: Kraft-Weg-Kurve (Links) und Widerstandsverlauf (Rechts) in der Belastungsrichtung 1.

Wie zu erwarten, ergeben sich aus dem rechteckigen Pinschaft für die beiden Belastungsrichtungen unterschiedliche Maximalkräfte und Lebensdauern der Verbindung. Der Pin ist in der Belastungsrichtung 1 deutlich steifer, weshalb die Kräfte in dieser Richtung größer und die Lebensdauer geringer ausfielen. Im Fall des *Tyco Actionpins* war jedoch nicht eine verstärkte Krafteinleitung in die Kontaktzone für den beschleunigten Ausfall verantwortlich. Wie bereits erwähnt war diese bei allen Belastungen stabil,

so dass die Eigenschaften des Pins selbst dessen Lebensdauer bestimmten. Die detaillierte Auswertung der Kraftmessungen bestätigt dieses Bild. Die beiden Belastungsrichtungen unterscheiden sich zwar in den Absolutwerten der Maximalkraft sowie in der Lebensdauer der Verbindung. Die charakteristischen Kurvenformen und Schadensverläufe sind jedoch unabhängig von der Belastungsrichtung zu erkennen.

In Abbildung 5.3.13 sind die Auswertungen für drei verschiedene Belastungen zusammengetragen. Eine aussagekräftige Beurteilung der Verbindung ist auch hier nur nach einigen tausend Lastwechseln möglich. Zwar verändert sich die Form der Kraft-Weg-Kurve innerhalb dieser Lastwechsel nicht signifikant (im Gegensatz zur RPRL-Verbindung), jedoch ist zur Beurteilung der Langzeitstabilität die Betrachtung der Maximalkraft wichtig. Dies zeigt insbesondere der 3D-Graph mit dessen Hilfe die Entwicklung der Kraft-Weg-Kurven dargestellt ist. Während die Kurvenformen der ersten Lastwechsel bei Auslenkungen mit 0,1 mm und 0,5 mm eine elastische Belastung vermuten lassen, zeigt sich in der Entwicklung der Maximalkraft ein deutlicher Unterschied zwischen den beiden Verbindungen. Während sich die Maximalkraft bei einer Amplitude von 0,1 mm nicht verändert, war bei 0,5 mm von Beginn an eine Kraftabnahme zu beobachten.

Über die Auswertung der Kraftmessungen kann somit der Schadensverlauf der Einpressverbindung deutlich verfeinert dargestellt und analysiert werden. Eine kraft-überwachte Belastung der Verbindung ermöglicht deshalb innerhalb einer stark reduzierten Versuchsdauer belastbare Aussagen zum Schädigungsverlauf und der zu erwartenden Lebensdauer unter einer vorgegebenen Belastung.

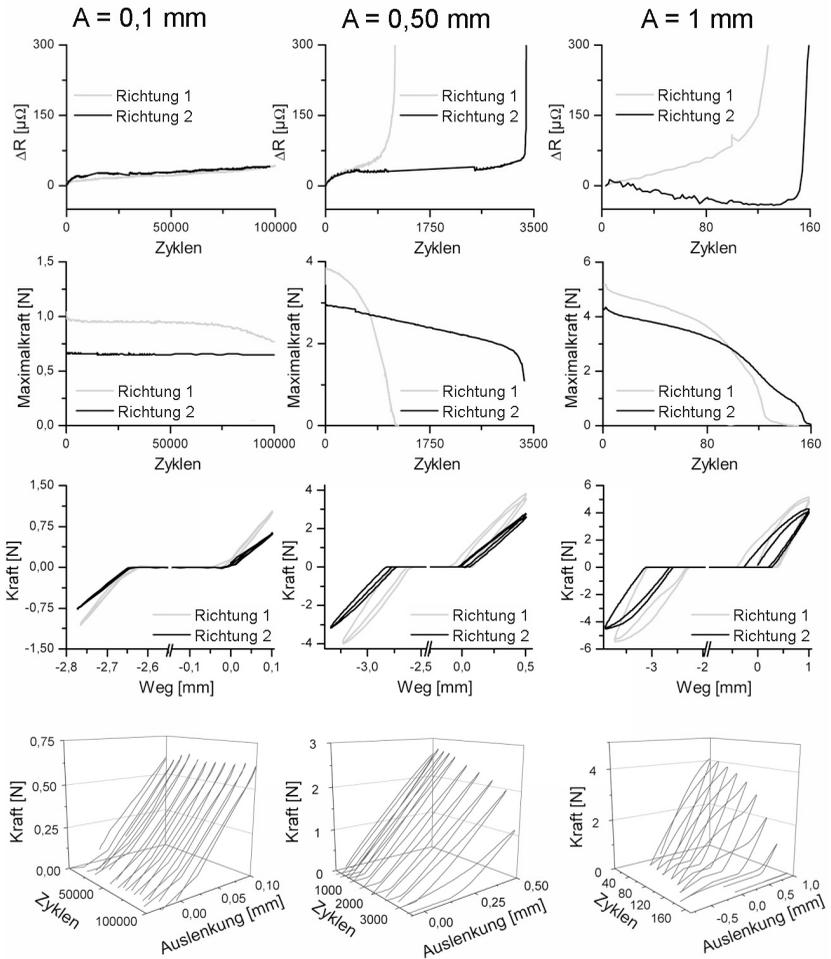


Abbildung 5.3.13: Übersicht der Auswertung von Kraft- und Widerstandsmessung des Tyco Actionpins.

5.4 Zusammenfassung

Bezieht man die Kraftmessung in die Beurteilung einer Verbindung mit ein, so lässt sich deren Zustand weitaus detaillierter beschreiben als über eine Widerstandsmessung in Verbindung mit einer Begutachtung der Kontaktzonen. Dies ist für alle drei untersuchten Verbindungstypen der Fall.

Für die *1,5-mm-SKV-a* konnte gezeigt werden, dass die Grundideen der von Vingsbo und Söderberg [Vin88] erarbeiteten Modelle zur Reibkorrosion für die Bewertung von Schneid-Klemm-Verbindungen eine wertvolle Diskussionsgrundlage liefern. Im Gegensatz zu den Tribometer-Tests mit Kugel-Platte-Konfiguration ermöglicht die Erprobung einer realen Geometrie keine exakte Bestimmung der vorherrschenden Kontaktbedingungen. So enthalten die gemessenen Amplituden neben der Relativbewegung in der Kontaktzone auch die elastische Verformung der beiden Fügepartner, sowie ein Verkeilen der Fügepartner in den Extrempositionen. Außerdem führen Schwankungen im Stanzprozess zu Unterschieden in der Schlitzgeometrie sowie in der Rauheit der Kontaktzone auf der Klemmenseite. Aufgrund dieser Vielzahl an Einflussfaktoren ist eine Übertragung der von Vingsbo und Söderberg eingeführten Belastungsregime streng nach deren Definition nicht möglich.

Wenn auch nicht im strengen Sinne der Definition, so ergibt sich aus einer Kraft-Weg-Messung die Möglichkeit auftretende mechanische Belastungen detailliert zu analysieren und diese in charakteristische Belastungsregime einzuteilen. Für die Praxis wichtig ist, dass hierdurch das Langzeitverhalten unter einer mechanischen Belastung bzw. deren kritische Amplitude in sehr kurzer Zeit ermittelt werden kann. Im untersuchten Amplitudenspektrum ist es möglich für die *1,5-mm-SKV-a* drei Belastungsregime zu unterscheiden. Neben der Form der Kraft-Weg-Kurve, ist

der Schädigungsverlauf charakteristisch für das jeweilige Belastungsregime. Folgerichtig ergibt sich ein klarer Zusammenhang zwischen der Lebensdauer der elektrischen Verbindung und dem gewählten Regime, also der Form der Kraft-Weg-Kurve.

Auch für die beiden Einpressverbindungen korreliert die Form der Kraft-Weg-Kurve mit der Lebensdauer der Verbindung. In beiden Fällen lassen sich zwei Belastungsregime unterscheiden. Trotz der verschiedenen Schadensmechanismen (Reibkorrosion, plastische Deformation) ist das Auftreten einer Hysterese ein klares Zeichen für einen Ausfall der Verbindung. Für die Praxis ergibt sich somit über die Öffnung der Kraft-Weg-Kurve ein unabhängiges Kriterium zur Beurteilung kraft- und formschlüssiger Verbindungen.

Für eine detaillierte Betrachtung und Lebensdauerabschätzung ist eine reine Betrachtung der Kurvenöffnung jedoch nicht ausreichend. Hierzu muss die Kraftmessung über mehrere Lastwechsel hinweg ausgewertet und neben der Kurvenform die Entwicklung der Maximalkraft mit einbezogen werden. Die Kombination von Kraft- und Widerstandsmessung erlaubt dann in einem frühen Stadium der Belastung aussagekräftige Abschätzungen zum Langzeitverhalten einer Verbindung. Dies verkürzt die Erprobungszeiträume einer neuen Verbindung insbesondere im frühen Stadium einer Kontakt-Entwicklung.

6 Gegenüberstellung von direkter mechanischer Wechselbelastung und klassischer Erprobung

Temperaturwechselversuche (TW-Versuche), also die Kombination von mechanischen und thermischen Belastungen, sind wichtiger Bestandteil einer Produkterprobung. Aufgrund der niedrigen Frequenzen und weggesteuerten Versuchsdurchführung sind die im Rahmen der Arbeit vorgestellten Versuche aus rein mechanischer Sicht mit den Belastungen eines Temperaturwechselversuchs vergleichbar. Zusätzlich zur mechanischen Belastung der Verbindung werden mit steigender Temperatur jedoch Spannungsrelaxation, Diffusion und Oxidation vermehrt aktiviert. Inwieweit diese thermisch aktivierten Prozesse Auswirkungen auf den Ausfallmechanismus und den Schadensverlauf haben, wird in diesem Kapitel am Beispiel der *1,5-mm-SKV* diskutiert.

Den Startpunkt der Diskussion bilden die Ergebnisse einer statischen Temperaturlagerung bei 220 °C. Die statische Auslagerung der *1,5-mm-SKV* erfolgte mit dem Ziel die rein thermisch aktivierten Ausfallmechanismen der Schneid-Klemm-Verbindung zu erarbeiten und den bereits ausführlich diskutierten mechanischen Belastungen gegenüberzustellen. Im Anschluss werden dann die Temperaturwechselversuche vorgestellt deren Schadensbilder im dritten Abschnitt des Kapitels mit denen der direkten mechanischen Wechselbelastung verglichen werden.

6.1 Hochtemperaturlagerung

Ausgehend von Literaturwerten [Kup] ist bei Kupferwerkstoffen und Einsatztemperaturen über 100 °C mit einer deutlichen Abnahme der Restspannung zu rechnen. Gerade für kraftschlüssige Verbindungen ist jedoch die Restspannung und damit die Kontaktkraft entscheidend für die elektrischen Eigenschaften. Ziel der Hochtemperaturlagerung war deshalb die Auswirkungen der Kontaktkraftabnahme auf die elektrischen Eigenschaften zu erarbeiten.

Für die Mehrheit der elektrischen Bauteile im Automobil sind Einsatztemperaturen von nahe Raumtemperatur bis maximal 200 °C von großer Bedeutung. Für die eingesetzten Kupferwerkstoffe liegt dieser Bereich deutlich unter $0,5 \cdot T_{\text{Solidus}}$, so dass zur Darstellung der Experimente die bereits eingeführte Larsen-Miller-Methode (siehe Kap. 2.2.2) eingesetzt werden konnte. Bei den untersuchten Schneid-Klemm-Verbindungen aus $\text{CuSn}_{0,15}$ ($T_{\text{Solidus}} = 1081 \text{ °C}$ [Kup]) war damit die Temperatur der Experimente auf 268 °C begrenzt.

Aufgrund dieser Überlegungen wurden die Schneid-Klemm-Verbindungen bei 220 °C trockener Wärme ausgelagert. Die Restspannung von $\text{CuSn}_{0,15}$ fällt bei einer Einsatztemperatur von 175 °C innerhalb von 10000 Stunden auf unter 45 % [Wiea]. Dies entspricht einer Auslagerung 64 h bei 220 °C. Unter der gewählten Temperaturbelastung war somit eine deutliche Reduktion der Restspannung zu erwarten.

Beide Varianten der 1,5-mm-SKV wurden bei 220 °C trockener Wärme erprobt. Von der *1,5-mm-SKV-a* wurden insgesamt 5, von der *1,5-mm-SKV-b* 30 Verbindungen ausgelagert. Die gefügten Schneid-Klemm-Verbindungen wurden hierzu im Anschluss an den Fügevorgang auf Gittern festgeschraubt (siehe Abb. 6.1.1). Hierdurch wurden mechanische Belastungen verhindert und die

Handhabung der Verbindungen erleichtert.

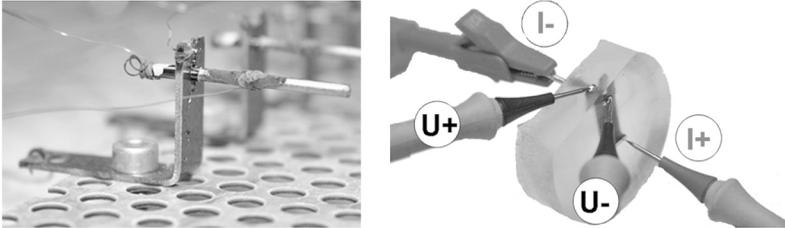


Abbildung 6.1.1: Links: Bild der Verbindung während der Temperaturauslagerung, Rechts: Zerstörungsfreie Widerstandsmessung.

Zur Beurteilung der Verbindung wurde der Übergangswiderstand gemessen. Aufgrund der stark oxidierten Oberfläche war eine Widerstandsmessung direkt an den Kontakten nicht ohne eine mechanische Belastung möglich. Eine Online-Widerstandsmessung kam ebenfalls nicht in Frage, da das zum Anbringen der Messleitungen notwendige Leitsilber unter den hohen Umgebungstemperaturen oxidierte. Während des Versuchs wurden deshalb in verschiedenen Intervallen Kontakte zur Widerstandsmessung entnommen. Entsprechend der zur Verfügung stehenden Proben wurden bei Variante-a jeweils eine, bei Variante-b jeweils fünf Verbindungen pro Intervall ausgeschieden.

Um eine Zerstörung der Kontaktfläche durch die Messung zu verhindern, wurden die entnommenen Kontakte nach dem Abkühlen in Epoxidharz (Struers, EpoFix) eingegossen. Nach dem Aushärten wurden die Kontakte zur Widerstandsmessung angeschliffen. Über die mechanische Fixierung war eine Beeinträchtigung der Kontaktzone über die Messspitzen ausgeschlossen. Die Widerstandsmessung erfolgte über die bereits beschriebene 4-Punkt-Messung. Wie in Abbildung 6.1.1 dargestellt wurde ein Burster Resistomat 530 und vier Messspitzen verwendet.

Trotz der hohen Auslagerungstemperaturen und der hieraus resultierenden Abnahme der Kontaktkraft war erst sehr spät mit einer messbaren Widerstandserhöhung zu rechnen. Einerseits waren die Ausgangswerte der Kontaktkräfte mit über 100 N bei der 1,5-mm-SKV sehr hoch [Lan08]. Andererseits bleibt der Übergangswiderstand bei einer statischen Belastung auch bei stark reduzierten Kontaktkräften noch lange Zeit stabil [Moo48], [Wil84]. Während beim ersten Belasten die isolierenden Oxidschichten durchbrochen, sowie die Kontaktspitzen plastisch deformiert werden, federt beim Entlasten der elastische Teil der Oberfläche nach. In dieser Phase verkleinert sich die Kontaktfläche über einen breiten Kraftbereich hinweg nur unwesentlich. Wie in Abbildung 6.1.2 skizziert, ergeben sich deshalb für die Be- und Entlastung unterschiedliche Kennlinien im Widerstands-Kraft-Diagramm [Bea00].

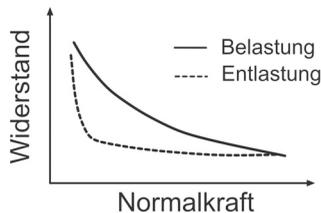


Abbildung 6.1.2: Skizzierter Zusammenhang von Kontaktkraft und Übergangswiderstand beim Be- und Entlasten der Kontaktflächen.

Die an den 1,5-mm-SKV gemessenen Widerstände bestätigten dieses Bild. Beide Varianten zeigten über 9 Monate hinweg keine signifikante Widerstandserhöhung. Erst nach 12 Monaten war bei der 1,5-mm-SKV-a eine leichte Erhöhung des Übergangswiderstands zu beobachten. Die Messung nach 16 Monaten bestätigte diesen Trend, die Verbindung war mit einem Übergangswiderstand von $4\text{ m}\Omega$ deutlich ausgefallen. Wie die Übersicht der Widerstandswerte (siehe Tabelle 6.1.1) zeigt, waren bei der

zweiten Variante über 13 Monate hinweg keine Widerstandsänderungen zu beobachten.

Dauer [Monate]	Start	3	6	9	12	16
1,50-mm-SKV-a	13	6	40	5	145	4000
1,50-mm-SKV-b	15	15	15	15	15	-

Tabelle 6.1.1: HT-Lagerung, die Widerstandswerte der 1,5-mm-SKV im Überblick.

Mit Hilfe der Widerstandsmessung sind zwar Aussagen zur Lebensdauer der Schneid-Klemm-Verbindungen möglich. Inwiefern die beobachteten Widerstandserhöhungen auf eine Abnahme der Kontaktkraft durch Spannungsrelaxation zurück geführt werden kann, kann hierüber nicht begründet werden. An den Kontakten selbst kann die Spannungsrelaxation bzw. die Kontaktkraft nicht direkt gemessen werden.

Durch eine Wärmebehandlung werden insbesondere die mechanischen Eigenschaften und die Mikrostruktur beeinflusst, die physikalischen Eigenschaften dagegen weniger. Bei einer Wärmebehandlung wird vermehrt die Umordnung von Versetzungen aktiviert. Hierdurch werden Spannungen abgebaut, Festigkeit und Härte des Werkstoffs nehmen ab [Got01]. Ein erster Versuch die Spannungsrelaxation indirekt nachzuweisen, waren deshalb Härtemessungen an Klemme und Draht.

Die Härtemessung erfolgte nach dem Messverfahren von Vickers. Gemessen wurde im Kleinkrafthärtebereich (DIN EN ISO 6507-1) mit einer Messkraft von 2,942 N (entspricht HV 0,3). Sowohl auf den Klemmenbeinchen wie auch dem Kupferdraht wurden jeweils fünf Messungen vorgenommen. Die Ergebnisse der Messreihe sowie die Messbereiche wurden für beide Varianten in einem Schaubild zusammengestellt (siehe Abb. 6.1.3).

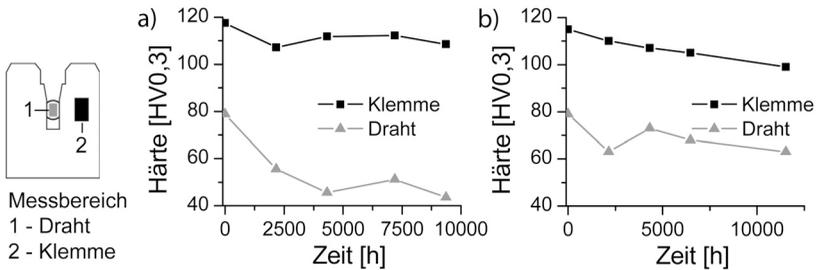


Abbildung 6.1.3: Auswertung der Härtemessungen an Klemme und Draht: links 1,5-mm-SKV-a, rechts 1,5-mm-SKV-b der 1,5-mm-SKV. Gemessen wurde jeweils in den links skizzierten Bereichen der Verbindung.

Erwartungsgemäß ergaben sich aus den zwei Werkstoffen deutliche Unterschiede in der Härte zwischen Klemme und Draht. Auf dem reinen Kupferdraht der unbelasteten Verbindung wurde eine Härte von etwa 80 HV 0,3 gemessen. Die Schneidklemme aus $\text{CuSn}_{0,15}$ hatte eine Härte im Bereich von 120 HV 0,3. Im Verlauf der Temperaturentlastung war beim Kupferdraht eine deutliche Abnahme der Härte messbar. Diese fiel je nach Variante auf 25 bis 50% des Ausgangswertes ab. Aus den Härtemessungen ergaben sich somit für den Kupferdraht deutliche Anzeichen einer thermisch aktivierten Erholung bzw. Rekristallisation. Die Ursache der unterschiedlich starken Härteänderungen waren jedoch nicht direkt ersichtlich. Auf der Schneidklemme hingegen wurde nur eine sehr geringe Abnahme der Härte gemessen. Zur besseren Interpretation der Härtemessungen wurde in einem weiteren Schritt das Gefüge der beiden Verbindungen untersucht.

Zur Gefügeuntersuchung wurden Querschliffe der Proben angefertigt. Diese wurden direkt vor der Untersuchung in zwei Schritten poliert. Im ersten Schritt wurde mit einer $3\ \mu\text{m}$ -Diamantlösung MD Dac zwei Minuten mit Schmiermittel poliert. Im zweiten Polierschritt wurde mit einer $1\ \mu\text{m}$ -Eposal MD Chem-Lösung ohne Schmiermittel gearbeitet, wobei die letzten 10 Sekunden mit

Wasser gespült wurde. Nach beiden Polierschritten wurde die Probe mit Wasser und Ethanol gereinigt und mit einem Fön getrocknet. Im Anschluss wurden die Verbindungen in einer Kupfer(II)-ammoniumchlorid-Lösung [Pet06] angeätzt.

Die in Abbildung 6.1.4 dargestellten Gefügebilder wurden jeweils an unbelasteten Verbindungen aufgenommen. Im Ausgangszustand, also bei einer frisch gefügten, unbelasteten Verbindung zeigen sich kleine, gleichmäßige Körner im Klemmdraht. Bereits in den Übersichtsbildern ist die unterschiedliche Deformation der beiden Drähte - je nach Klemmenvariante - gut zu erkennen. Die Detailaufnahmen bestätigen dieses Bild. Bei der *1,5-mm-SKV-a* führt der Fügevorgang nur zu Deformationen im Randbereich des Drahts. Dieser wird leicht angeschnitten und verklemmt. Der deutlich engere Klemmschlitz der *1,5-mm-SKV-b* hat eine massive Deformation großer Drahtbereiche zur Folge.

Die Ursachen eines Festigkeitsverlusts sind Erholung und Rekristallisation. Da Kupfer kaum erholt, zeigt sich hier eine strenge Proportionalität zwischen Härteänderung und Rekristallisation. Rekristallisation ist angetrieben durch den Abbau innerer Spannungen weshalb diese vorwiegend in umgeformten Gefügebereichen stattfindet [Got01]. Eine Erklärung für den ausgeprägteren Abfall bei der *1,5-mm-SKV-b* ist deren stärkere Drahtdeformation während des Fügevorgangs sein. Dieselbe Überlegung begründet die geringen Härteänderungen, die über die Versuchsdauer an den Schneidklemmen gemessen wurden. Die Körner im Messbereich der Schneidklemme sind horizontal ausgerichtet und nur schwach verformt. Die leicht gestreckte Form ist auf das Walzen bei der Herstellung der Kupferbänder zurückzuführen. Wie in Abbildung 6.1.4 deutlich sichtbar, weist der Randbereich des Klemmschlitzes aufgrund des Umformens während des Stanzprozesses ein feinkörniges Gefüge auf. Auf der Klemmenseite sind somit in diesem Randbereich die größten

Gefügeänderungen zu erwarten. Die Härtemessungen erfolgten jedoch außerhalb dieser feinen Randzone. Veränderungen der Festigkeit in diesem Bereich können also über die Härtemessungen nicht abgebildet werden.

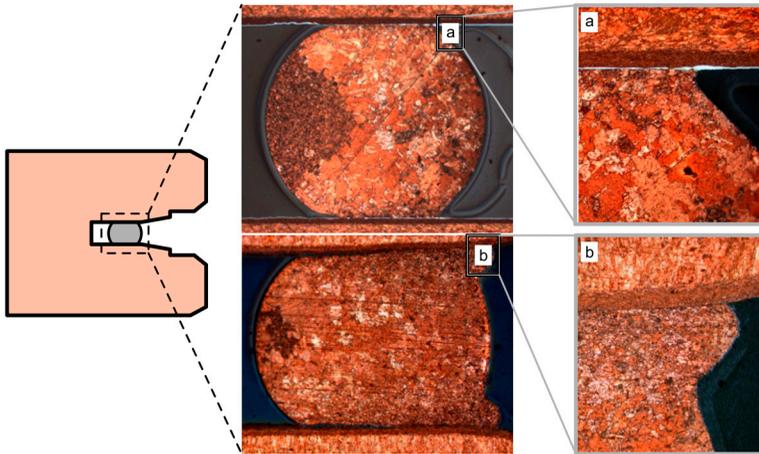


Abbildung 6.1.4: Gefüge einer frisch gefügten Verbindung: links Übersicht und Detailaufnahme der 1,5-mm-SKV-a, rechts 1,5-mm-SKV-b.

Um diese Aussagen zu untermauern, wurde das Gefüge der 1,5-mm-SKV-a über die komplette Versuchsdauer hinweg im Lichtmikroskop untersucht. Aufgrund der bisherigen Überlegungen wurden insbesondere der Kupferdraht, sowie Randzone und Kern der Schneidklemme einer detaillierten Betrachtung unterzogen. Die Gefügestruktur des Lackdrahts und der Schneidklemme sowie REM-Aufnahmen der quer angeschliffenen Kontaktzonen sind in Abbildung 6.1.5 zusammengetragen. Im Ausgangszustand, also bei einer frisch gefügten, unbelasteten Verbindung zeigen sich kleine, gleichmäßige Körner im Klemmendraht. Das Gefüge der Schneidklemme war am Rand aufgrund des Stanzprozesses stark verformt und durch den dunkleren Farbton deutlich erkennbar. Nach einer dreimonatigen Auslagerung bei 220 °C sind

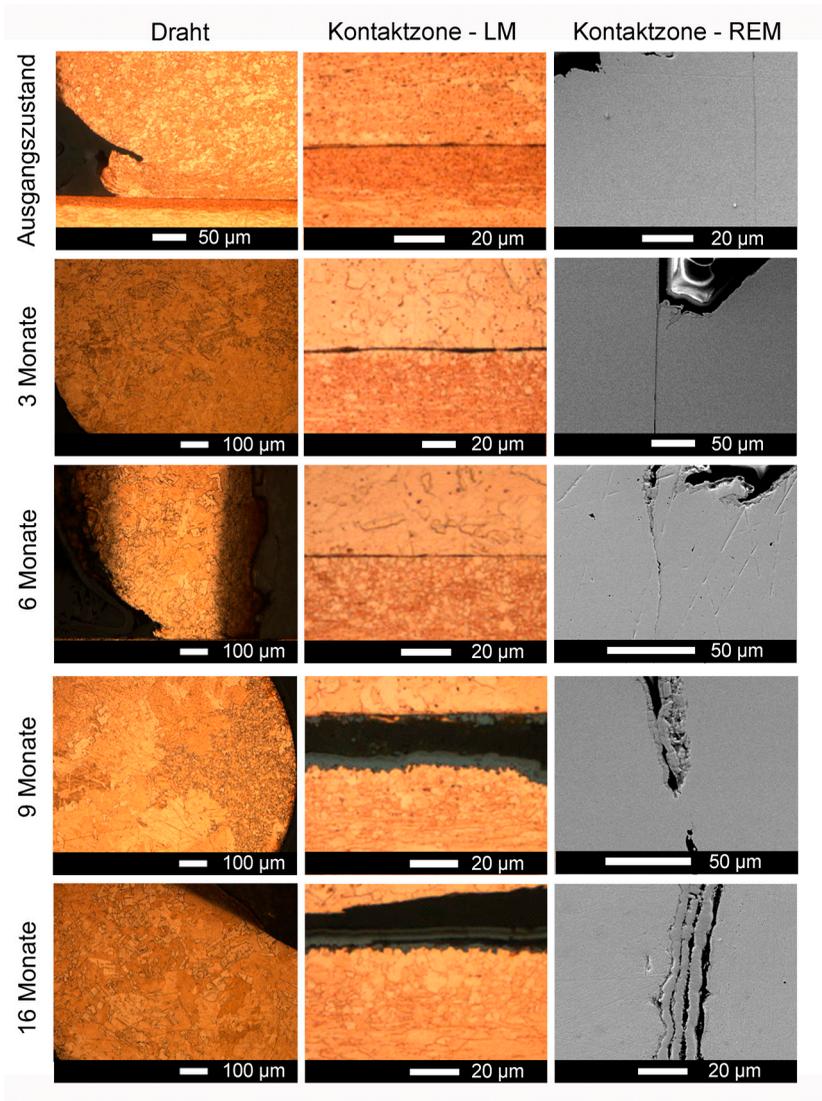


Abbildung 6.1.5: Gefügeuntersuchung der 1,5-mm-SKV-a sowie der Querschliffe der Kontaktzone nach 3, 6, 9 und 16 Monaten Auslagerung bei 220 °C.

im Randbereich der Verbindung vereinzelt rekristallisierte Körner zu erkennen. Weitere drei Monate später, nach sechs Monaten Auslagerung, ist im verformten Randbereich der Schneidklemme deutlich der Beginn einer Rekristallisation zu beobachten.

Die treibende Kraft der Rekristallisation ist die in den Versetzungen gespeicherte Verformungsenergie sowie die Verringerung der Korngrenzfläche. Im Vergleich zur Verformungsenergie ist die Korngrenzenergie um Größenordnungen kleiner [Got01]. Dies erklärt die langen Zeiträume die zur Beobachtung von Kornvergrößerungen benötigt werden. Auch nach neun monatiger Auslagerung ist der Randbereich noch nicht vollständig rekristallisiert. Neben den veränderten Korngrenzen kann auch über die deutlich helleren Farbtöne die Rekristallisation beobachtet werden. Bei dem Spalt in der Kontaktzone handelt es sich um einen lokalen Defekt der Probe. Wie der Querschliff der zeigt, war die Kontaktzone hier in noch immer intakt. Erst nach weiteren sieben Monaten ist das Gefüge im gesamten Randbereich sehr fein ausgebildet (rekristallisiert).

Das Gefüge des Kupferdrahts zeigt bereits nach drei Monaten Auslagerung unterschiedlich große Körner. Über die weitere Auslagerung hinweg sind keine Änderungen mehr zu beobachten. Im Kern der Schneidklemme veränderte sich das Gefüge über den kompletten Zeitraum der Auslagerung nicht nachweisbar. Die Körner behalten ihre leicht gestreckte Form und die horizontale Ausrichtung bei.

Auch wenn eine direkte Messung der Spannungsrelaxation an den Kontakten nicht möglich war, so bestätigen insbesondere die Gefügeuntersuchungen die erwarteten Strukturänderungen im Gefüge. Aufgrund der deutlich sichtbaren Rekristallisation kann mit Sicherheit von einer deutlichen Reduktion der Kontaktkraft ausgegangen werden.

Neben der Spannungsrelaxation führen die hohen Temperaturen zu einer deutlichen Oxidation der Kontaktoberflächen. Während die Oberfläche schon nach wenigen Stunden mit einer deutlich sichtbaren Oxidschicht bedeckt war, verhinderten die hohen Kontaktkräfte über einen langen Zeitraum hinweg eine Oxidation der Kontaktzonen. Die Querschliffe der Kontaktzonen (vgl. Abb. 6.1.5) bestätigen dies. Erst nach 16 Monaten unter diesen extremen Temperaturbedingungen zeigt die Kontaktzone deutlich ausgebildete Oxidschichten. Der Ausfall der Verbindung war zu diesem Zeitpunkt auch im Widerstand ($R = 4 \text{ m}\Omega$) deutlich erkennbar. Der Vergleich mit Arbeiten zum Langzeitverhalten von Kupferkontakten im Kraftbereich von 0,5-4 N [Tak06] zeigt, dass die Kontaktkräfte zum Zeitpunkt des Ausfalls bereits auf wenige Newton abgefallen waren. Die Lebensdauer der Verbindung war somit auch aus mechanischer Sicht weit überschritten.

6.2 Temperaturwechsel-Versuche

Wie aus den Untersuchungen zur direkten mechanischen Belastung bekannt, können Relativbewegungen bereits bei Raumtemperatur zu einer Oxidbildung in der Kontaktzone und damit zum Ausfall der Verbindung führen. In Temperaturwechselversuchen (TW-Versuchen) wird die mechanische Belastung mit einer Temperaturbelastung kombiniert. Da bei einer rein statischen Auslagerung nur sehr lange Auslagerungen zu Ausfällen führen, ist die Frage in welchem Ausmaß die thermische Komponente dieser Belastung den Ausfall beschleunigt oder gar verändert.

Im TW-Versuch wird ein Temperaturprofil vorgegeben. Die mechanische Belastung ergibt sich somit aus der unterschiedlichen thermischen Ausdehnung der einzelnen Produktkomponenten. Für die Versuche wird ein typisches Temperaturprofil aus der

Automobilerprobung verwendet. Die Temperaturwechsel wurden zwischen -40 und $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ gefahren, die Verweildauer an der oberen und unteren Grenztemperatur betrug jeweils eine halbe Stunde.

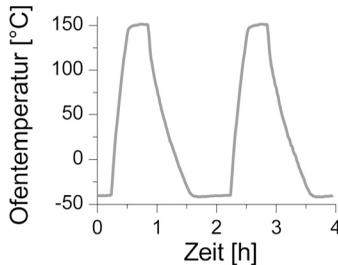


Abbildung 6.2.6: Temperaturprofil der Temperaturwechselversuche.

Um die Temperaturwechselversuche mit den Ergebnissen der direkten mechanischen Wechselbelastung und der Temperaturauslagerung vergleichen zu können, wurden die Schneid-Klemm-Verbindungen wieder produktunabhängig untersucht. Folgerichtig musste die thermo-mechanische Belastung der Verbindungen über einen entsprechenden Versuchsaufbau gezielt aufgebracht werden. Wie bereits in Kapitel 3.1.5 vorgestellt, wurden die Schneid-Klemm-Verbindungen in einem Halter analog zu mechanischen Belastung fixiert und die mechanische Belastung über Kunststoffklötze aufgebracht. Für die hier diskutierte Versuchsreihe waren die Klötze aufgrund des angestrebten Temperaturprofils aus Ertalon PA 4.6 gefertigt. Die Grenzen der Temperaturbeständigkeit in Luft sind mit $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ angegeben [Rei07].

Vom Hersteller wurde der mittlere Ausdehnungskoeffizient für zwei Temperaturbereiche angegeben. Zwischen $23\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ mit $80 \cdot 10^{-6} \text{ m/mK}$. Für den Bereich von $23\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ mit $90 \cdot 10^{-6} \text{ m/mK}$ [Rei07]. Um die thermomechanische Ausdehnung

im gesamten Versuchsintervall angeben zu können, wurde der Ausdehnungskoeffizient in einer zusätzlichen Messung direkt am gelieferten Plattenmaterial bestimmt. Gemessen wurde die thermische Ausdehnung entlang der drei Raumrichtungen an einem Würfel der Seitenlänge 5 mm. Für die mechanische Belastung der Schneid-Klemm-Verbindungen war die Ausdehnung in z-Richtung entscheidend. Die Messungen ergaben in dieser Richtung einen T_G von 72 °C und Ausdehnungskoeffizienten von $CTE_1 = 56 \cdot 10^{-6} \text{ m/mK}$ für den Bereich von -42 °C bis 50 °C und $CTE_2 = 103 \cdot 10^{-6} \text{ m/mK}$ im Intervall von 99 °C bis 154 °C [For07].

Auf Basis dieser Messung lässt sich die Ausdehnung A eines Ertalonklötzchens im geforderten Temperaturbereich von -40 °C bis 150 °C errechnen:

$$A = L_{Klotz} \cdot (CTE_1 \cdot \Delta T_1 + CTE_2 \cdot \Delta T_2)$$

wobei L_{Klotz} die Länge des Ertalonklötzchens und $CTE_{1,2}$ die Ausdehnungskoeffizienten mit dem entsprechendem Temperaturhub $\Delta T_{1,2}$ unter bzw. oberhalb des T_G darstellt. Für das Temperaturprofil -40/150 °C ergab sich hieraus ΔT_1 zu 112 K und ΔT_2 zu 78 K.

Analog zu den bisherigen Versuchen wurden drei verschiedene Klotzlängen verwendet. So konnten die Kontakte mit unterschiedlichen mechanischen Auslenkungen belastet werden. Im Gegensatz zur direkten mechanischen Wechselbelastung wurden die Kupferdrähte jedoch nicht symmetrisch zur Ausgangsposition ausgelenkt. Bezogen auf den Startpunkt bei Raumtemperatur (25 °C ergaben sich Temperaturhübe von -65 und +125 K. Diesem Verhältnis entsprachen in etwa auch die beiden Endauslenkungen.

Klotzlänge [mm]	Ausdehnung [mm]	Endlage 1 [mm]	Endlage 2 [mm]
14	0,20	-0,051	0,149
35	0,50	-0,128	0,372
70	1,00	-0,256	0,744

Tabelle 6.2.2: Die Klotzlängen mit den errechneten Auslenkungen im Überblick.

Die rechnerisch ermittelten Ausdehnungen wurden jeweils an einem Ertalonklotz während der Versuche überwacht. Hierfür kam der bereits vorgestellte Wirbelstromsensor (siehe Abb. 3.1.13) zum Einsatz. Über Impedanzänderungen im Sensor konnte somit berührungslos die mechanische Belastung überwacht werden. Genauso wie die U-A-Charakteristik des Wirbelstromsensors waren allerdings auch die Eigenschaften des Messobjekts (elektrischer Widerstand, ...) temperaturabhängig. Da sowohl Sensor wie auch Messobjekt die U-A-Kennlinie verändern, ergibt sich für jeden Versuchsaufbau eine eigene Temperaturcharakteristik. Zur Korrektur der temperaturbedingten Änderungen war deshalb ein Zwischenschritt in der Auswertung der Sensorspannung erforderlich. Vor den eigentlichen Versuchsreihen wurde eine Referenzkurve des Versuchsaufbaus aufgenommen. Hierzu wurde mit einem Keramik-Endmaß ein definierter Abstand zwischen Sensor und Messobjekt eingestellt und anschließend die Spannungsdrift des Sensors im Temperaturprofil (hier: $-40/150\text{ }^{\circ}\text{C}$) aufgezeichnet. Die Spannungsdrift für drei verschiedene Abstände (0,5, 1 und 1,5 mm) ist in Abbildung 6.2.7-Links dargestellt.

Wie die drei Messkurven zeigen, war die Spannungsdrift im vorgegebenen Temperaturprofil nicht allein vom Absolutwert der Temperatur abhängig, sondern zusätzlich von der Richtung der Temperaturänderung (Heizen/Kühlen) und vom Abstand zum Messobjekt. Durch die Normierung der Spannung auf den jeweiligen Startwert bei Raumtemperatur ($U_0 = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$) ergab sich in

guter Näherung für alle drei Abstände eine gemeinsame Kennlinie (vgl. Abb. 6.2.7).

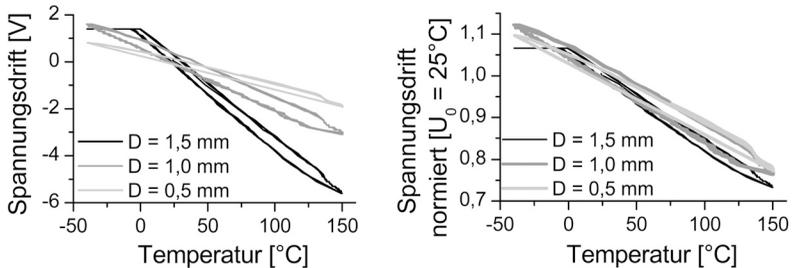


Abbildung 6.2.7: Links: Temperaturbedingte Spannungsdrift des Wirbelstromsensors, Rechts: Spannungsdrift normiert auf Raumtemperatur (25 °C).

Die unterschiedlichen Korrekturkurven für Heiz- und Kühlvorgang blieben auch in der normierten Darstellung erhalten. Die Ursache hierfür liegt in den unterschiedlichen Temperaturgradienten, die von der Temperaturkammer gefahren wurden. Während der Temperaturgradient des Heizvorgangs bei etwa 10 K/min lag, betrug er beim Abkühlen mit -4 K/min ungefähr die Hälfte. Entsprechend wurde der Heizvorgang, sowie das Kühlen über eine separate Korrekturkurve angepasst. Die Anpassung erfolgte jeweils über ein Polynom 4.-ten Grades. Die Ergebnisse der Anpassung sowie die hieraus resultierenden Korrektur-Polynome sind in Abbildung 6.2.8 zusammengestellt.

Über die vier beschriebenen Zwischenschritte konnte nun die Sensorspannung während der kompletten Temperaturwechselversuche in einen Abstand umgerechnet werden. War die aktuelle Position im Versuchsablauf ermittelt, so konnte entsprechend die Temperaturkorrektur durchgeführt werden. Anschließend wurde die normierte Spannung entsprechend zur aktuellen Versuchstemperatur errechnet. Im letzten Schritt wurde dann der Abstand zwischen Sensor und Messobjekt auf Basis der U-A-

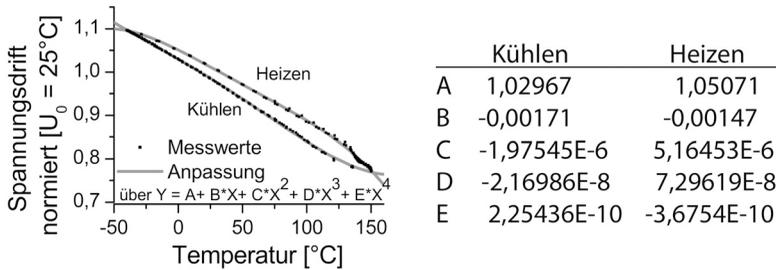


Abbildung 6.2.8: Temperaturkompensation: Die Korrekturkurven von Heiz- und Kühlvorgang.

Kennlinie ermittelt. Die vier Schritte sind in Abbildung 6.2.9 noch einmal schematisch dargestellt.



Abbildung 6.2.9: In vier Schritten von der Sensorspannung zum Abstand des Messobjekts.

Für jede der drei Klotzlängen stand eine Halterung für 36 Schneidklemmen zur Verfügung. Während der TW-Versuche wurde die Ausdehnung jeweils an einem Klotz mitgemessen, um die errechneten Ausdehnungen zu kontrollieren. Die Messungen ergaben für die mittlere Klotzlänge eine Abweichung von den errechneten Werten. Zur besseren Lesbarkeit wurde der Vergleich von Rechnung und Messung in einer Tabelle zusammengetragen.

Die Messung bestätigte jedoch, dass sich aus den drei Klotzlängen tatsächlich drei verschiedene Belastungsamplituden in den TW-Versuchen ergaben. Aus den Erfahrungen der direkten mechanischen Belastung war deshalb mit deutlich unterschiedlichen Lebensdauern der Kontakte zu rechnen. Um wie

Klotzlänge [mm]	Rechnung [mm] (min/max/gesamt)	Messung [mm] (min/max/gesamt)
14	-0,051/0,149/0,20	-0,07/0,14/0,21
35	-0,128/0,373/0,50	-0,08/0,20/0,28
70	-0,255/0,745/1,00	-0,45/0,80/1,25

Tabelle 6.2.3: Vergleich der errechneten und gemessenen Ausdehnungen.

bei den vorangegangenen Versuchen den Zustand der Verbindung in mehreren Etappen darstellen zu können, wurden jeweils Pakete von sechs Kontakten nach unterschiedlichen Zyklenzahlen entnommen. Da die Lebensdauer der Verbindungen in den Versuchen selbst ermittelt wurde, erfolgte die Festlegung der Intervallschritte zur Probenentnahme während der Versuche selbst. Hierzu wurde für jede Auslenkung jeweils an zwei Verbindungen der Übergangswiderstand über den kompletten Versuch hinweg online überwacht. Die Versuchsdauer wurde auf 1000 Zyklen festgelegt. Als Abbruchkriterium wurde wie in den vorangegangenen Versuchen ein Übergangswiderstand von $1000\ \mu\Omega$ definiert. Entsprechend dieser Vorgaben ergaben sich die Intervallschritte in Abhängigkeit der Zyklenzahl und des Übergangswiderstands.

Die Ertalonklötzchen mit einer Länge von 14 mm hatten die kleinste mechanische Belastung zur Folge. Entsprechend war die Lebensdauer der Verbindungen unter dieser Belastung am größten. In Abbildung 6.2.10-Links ist der Widerstandsverlauf der Online-Messung, sowie die Mittelwerte der vier Messintervalle dargestellt. Wie bei den vorangegangenen Versuchen ohne bzw. mit geringer mechanischer Belastung war über das gesamte Versuchsintervall von 1000 Temperaturwechseln hinweg keine Widerstandserhöhung feststellbar. Der Übergangswiderstand der Verbindung blieb auf dem Niveau des Startwerts von $10\text{-}30\ \mu\Omega$ stabil. Die Analyse der Kontaktzonen im Anschluss an die Versu-

che ergab keine Spuren einer mechanischen Belastung bzw. einer Schädigung. Sowohl die geöffneten wie auch die angeschliffenen Kontaktzonen zeigten weder Reib- noch Oxidspuren. In Abbildung 6.2.10-Rechts sind deshalb nur die Kontaktzonen nach 250 Temperaturwechseln und am Versuchsende (1000 Zyklen) dargestellt.

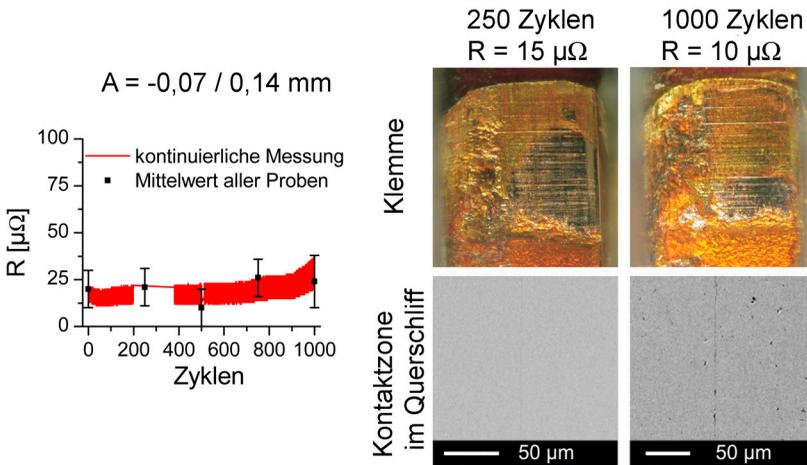


Abbildung 6.2.10: Widerstandsverlauf und Kontaktzonen bei einer thermo-mechanischen Auslenkung von $-0,07/0,14$ mm.

Die Auslenkungen der mittleren und langen Klötzchen führten innerhalb von einigen hundert Temperaturwechseln zu deutlichen Widerstandserhöhungen und damit zu einem Ausfall der Schneid-Klemm-Verbindungen durch Reibkorrosion. In Abbildung 6.2.11 sind die Widerstandsverläufe der Online-Messungen wie auch die Mittelwerte der Widerstände jeweils in einem Schaubild zusammengetragen. Wie bereits erwähnt, wich bei der mittleren Klotzlänge die am Referenzklotz gemessene Auslenkung ($-0,08/0,20$) deutlich von der Errechneten ($-0,128/0,373$) ab. Bei den am Referenzklotz belasteten Proben wurde die Online-

Widerstandsmessung durchgeführt. Der hier gemessene Widerstandsanstieg unterschied sich deutlich vom Mittelwert der restlichen Proben und fiel vergleichsweise gering aus. Es war deshalb davon auszugehen, dass die restlichen Proben im Versuch mechanisch stärker belastet waren und deren tatsächliche Belastung den rechnerisch ermittelten Werten entsprochen hatte.

Die Amplitude der mechanischen Auslenkung war entscheidend für die Lebensdauer der Kontakte. Die Widerstandsverläufe der mittleren und großen Klotzlängen unterscheiden sich vor allem zu Beginn der Belastung. Während zu Beginn bei der mittleren Auslenkung nur ein moderater Widerstandsanstieg zu verzeichnen war, kam es bei der großen Auslenkung nahezu von Beginn an zu einem steilen Widerstandsanstieg. Die großen Auslenkungen führten außerdem nach etwa 200 Zyklen zu einem instabilen Übergangswiderstand. Die Streuung war ab diesem Zeitpunkt deutlich stärker als die temperaturbedingten Widerstandsänderungen innerhalb eines Temperaturzyklus.

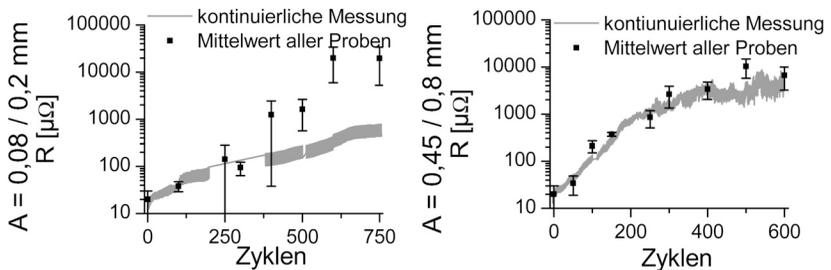


Abbildung 6.2.11: Widerstandsverlauf bei einer thermo-mechanischen Auslenkung von $-0,08/0,20$ mm und $-0,45/0,80$ mm.

Die Analyse der Kontaktzone (siehe Abb. 6.2.12) ergänzt das Bild der Widerstandsmessungen. Die mittlere Auslenkung hatte zu Beginn der Belastung eine Oxidation im Randbereich der Kontaktzone zu Folge. Der Schadensverlauf war vergleichbar mit

dem *Partial-Slip*-Regime der direkten mechanischen Belastung. Mit der zunehmenden Zahl an Temperaturzyklen wuchs der Oxidring hin zum Zentrum der Kontaktzone, bis diese schließlich fast vollständig mit einer Oxidschicht bedeckt war. Mit dem Verlust des letzten metallischen Kontaktpunkts stieg der Übergangswiderstand deutlich an und wurde instabil.

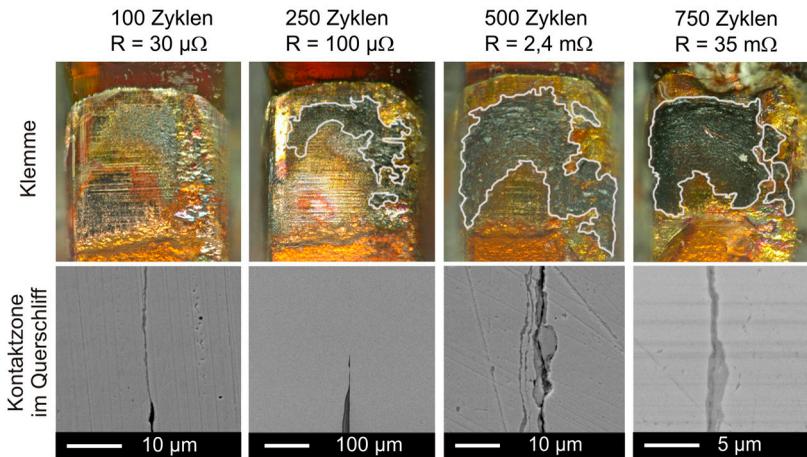


Abbildung 6.2.12: Kontaktzonen der mit einer mittleren Auslenkung belasteten Proben. Die oxidierten Bereiche der Kontaktzone sind grau umrandet.

Auch die Querschliffe der Kontaktzone bestätigten dieses Bild. Innerhalb der ersten 250 Zyklen war neben deutlichen Spuren von Reibkorrosion im Randbereich eine intakte oxidfreie Kontaktzone zu sehen. Erst im deutlich fortgeschrittenen Stadium (nach 500 Temperaturwechseln) war die Kontaktzone durchgehend mit der für Reibkorrosion typischen granularen Zwischenschicht bedeckt.

Der Schadensverlauf der großen Auslenkung entsprach dem typischen Bild des *Gross-Slip*-Regimes. Schon nach 50 Temperaturwechseln zeigten die geöffneten Kontaktzonen (siehe Abb. 6.2.13)

tiefe Rillen, also eine massive Schädigung der Kontaktzone. Die ringförmig angeordneten Riefen waren über die gesamte Versuchsdauer hinweg sichtbar und deuteten auf eine drehende Relativbewegung mit dem Zentrum in der Kontaktzone hin. Parallel zur mechanischen Schädigung der Kontaktzone war eine starke Oxidbildung in der Kontaktzone zu beobachten. Im Gegensatz zur mittleren Auslenkung wanderte die Oxidschicht nicht ringförmig vom Rand ins Zentrum der Kontaktzone. Die Oxidation der Kontaktzone erstreckte sich über die komplette Kontaktzone. Dies war ein weiterer Hinweis auf eine Belastung im *Gross-Slip*-Regime. Gleiten die Kontaktzonen komplett gegeneinander ab, so kommt es auch im Zentrum zu Materialabrieb und Reibkorrosion. Sowohl die geöffneten wie die quer angeschliffenen Kontaktzonen bestätigten dieses Bild.

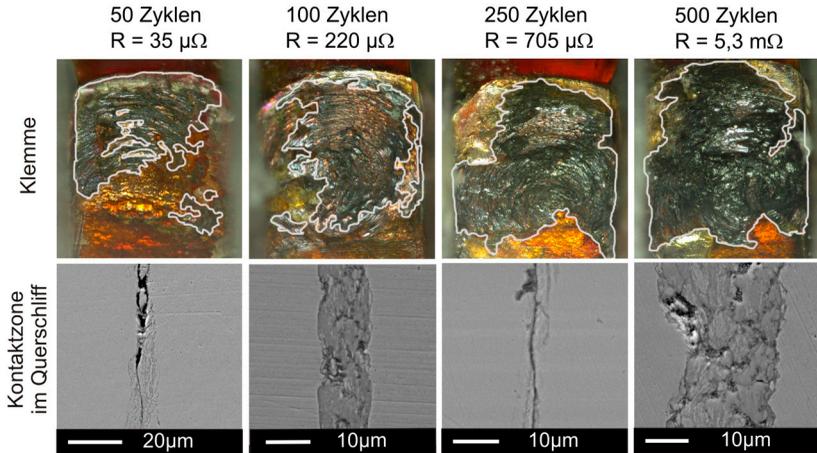


Abbildung 6.2.13: Analyse der Kontaktzonen im TW-Versuch mit einer mechanischen Auslenkung von ($A = 0,45/0,80$ mm). Die oxidierten Bereiche der Kontaktzone sind grau umrandet.

6.3 Direkte mechanische Belastung

Nachdem die mechanische Komponente der Belastung das Ausfallbild bei den Temperaturwechselfersuchen entscheidend prägte, stellte sich die Frage inwieweit die beiden Belastungsarten miteinander vergleichbar sind. Ein erster, grober Vergleich der bisher gewonnenen Schadensbilder ergab ein zweigeteiltes Bild. Während die Schadensbilder bei großen Auslenkungen einander entsprachen, zeigten sich im mittleren Amplitudenbereich deutliche Unterschiede. Die thermo-mechanische Belastung hatte einen Ausfall durch Reibkorrosion zu Folge, während die Schneid-Klemm-Verbindungen unter der direkten mechanischen Belastung durch Drahtbrüche ausfielen.

Die Aussagekraft dieses ersten Vergleichs ist jedoch begrenzt, da sich in den Versuchen weder die mechanische noch die thermische Komponenten der Belastung genau entsprachen. Einerseits unterschieden sich die mechanischen Belastungen gerade im mittleren Amplitudenbereich deutlich voneinander, andererseits wurden die DMW-Versuche bisher nur bei Raumtemperatur (25 °C) durchgeführt.

Aus diesem Grund waren zwei weitere Versuchsreihen mit einer direkten mechanischen Belastung notwendig. Die Schneid-Klemm-Verbindungen wurden hierbei in gleicher Weise wie bei den TW-Versuchen - also asymmetrisch und mit den gemessenen TW-Auslenkungen - belastet. Beide Versuchsreihen wurden mit Hilfe des Prüfstands 3 gefahren. Neben den genauen Auslenkungen konnte hierdurch auch die spielfreie Anbindung des Lackdrahts von den TW-Versuchen übernommen werden (vgl. Abb. 3.1.3). Die Versuche wurden mit zwei unterschiedlichen Umgebungstemperaturen gefahren. Die Versuchsreihe 1 wurde bei 25 °C die Zweite bei 150 °C durchgeführt.

Im ersten Schritt der Auswertung werden die Ausfallzeitpunkte, die Widerstandsverläufe sowie die Schadensbilder miteinander verglichen. In Abbildung 6.3.14 sind hierzu die Widerstandsverläufe der drei Versuche für die mittleren und die großen Auslenkungen in je einem Schaubild zusammengefasst.

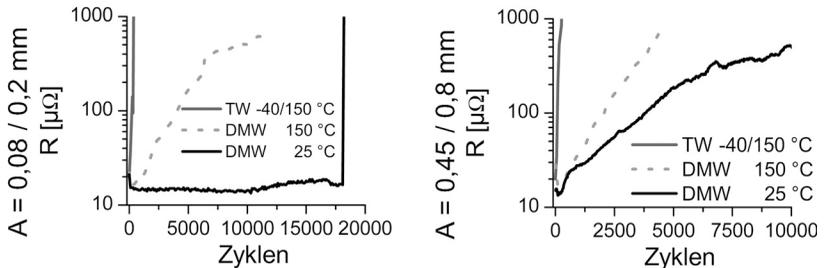


Abbildung 6.3.14: Die Widerstandsverläufe von DMW- und TW-Versuchen im Vergleich.

Bei kleinen Auslenkungen ($-0,07/0,14 \text{ mm}$) blieb die Schneid-Klemm-Verbindung in beiden Temperaturbereichen über 100000 Lastwechsel hinweg stabil. Es waren weder ein erhöhter Übergangswiderstand messbar noch Veränderungen in der Kontaktzone feststellbar. Eine Unterscheidung von direkter mechanischer und thermo-mechanischer Belastung war in diesem Belastungsregime nicht möglich.

Im Gegensatz hierzu führten sowohl die Belastung im Bereich mittlerer Auslenkungen ($-0,08/0,20 \text{ mm}$) wie auch die großen Auslenkungen ($-0,45/0,80 \text{ mm}$) zu Ausfällen der Verbindung. Hierbei ergab sich im Bereich der mittleren Belastungen ein heterogenes Bild. Wie schon zuvor bei der symmetrischen Belastung fielen die Verbindungen bei $25 \text{ } ^\circ\text{C}$ durch Ermüdungsbrüche des Kupferlackdrahts kurz vor dem Klemmschlitz aus. Parallel hierzu kam es zu Reibkorrosion in der Kontaktzone. Diese war jedoch nicht entscheidend für den Ausfall der Verbindung. Wie der Widerstandsverlauf in Abbildung 6.3.14 bestätigt, kam es

über die gesamte Versuchsdauer hinweg zu keinem signifikanten Widerstandsanstieg. Die Analyse der geöffneten Kontaktzonen (siehe Abb. 6.3.15) bestätigte dies. Es zeigte sich das typische Bild des *Partial-Slip-Regimes*. Das intakte Zentrum der Kontaktzone war zum Rand hin von einer Oxidschicht umgeben.

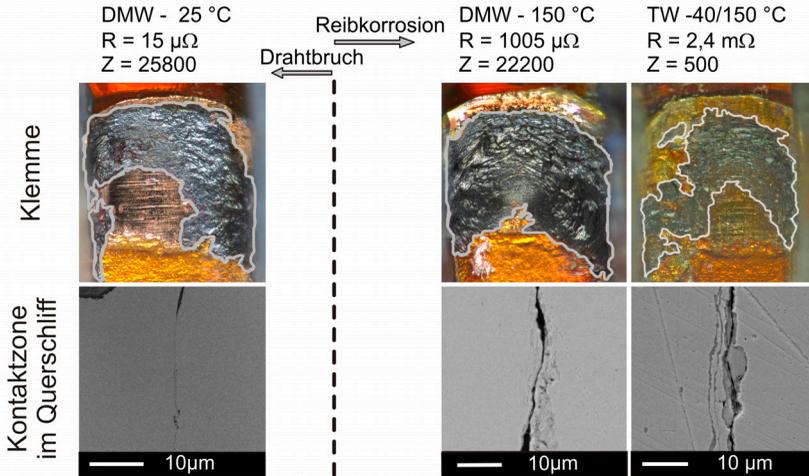


Abbildung 6.3.15: Vergleich der Kontaktzonen nach einer mechanischen Belastung von $-0,08/0,20$ mm.

Die erhöhten Umgebungstemperaturen von führten zu Veränderungen im Schadensbild. Die Verbindungen fielen bei 150 °C durch einen erhöhten Übergangswiderstand - also durch Reibkorrosion - aus. Die Veränderungen im Schadensbild waren auf die deutlich beschleunigte Reibkorrosion bei 150 °C zurückzuführen. Die Gegenüberstellung der Kontaktzonen nach einer vergleichbaren Anzahl an Lastwechseln (etwa 25000 Zyklen) bestätigte dies. Eine solche temperaturabhängige Veränderung des Schadensbilds wurde bereits bei den Versuchen der $0,28$ -mm-SKV beobachtet.

Die Kombination aus thermischer und mechanischer Belastung führte auch in den TW-Versuchen zu einem Ausfall durch Reibkorrosion. Allerdings unterschied sich die Anzahl der zum Ausfall benötigten mechanischen Lastwechsel deutlich. Während die mittlere Lebensdauer in den TW-Versuchen bei etwa 300 Zyklen lag, fielen die direkt belasteten Verbindungen im Mittel nach 10000 Lastwechseln aus.

Die großen mechanischen Auslenkungen hatten in allen drei Versuchen einen Ausfall durch Reibkorrosion zu Folge. Die unterschiedlichen thermischen Randbedingungen veränderten hier die Lebensdauer der Kontakte, jedoch nicht das Schadensbild. In der logarithmischen Darstellung des Widerstandsverlaufs ergibt sich für jede der drei Randbedingungen eine konstante Steigung bis zum Ausfall der Verbindung.

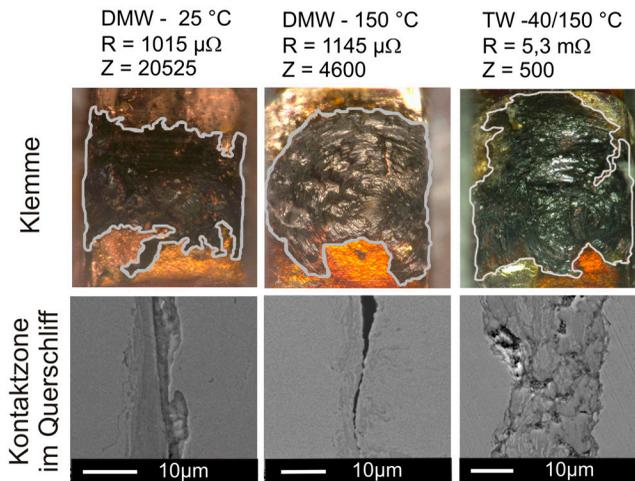


Abbildung 6.3.16: Vergleich der Kontaktzonen nach einer mechanischen Belastung von -0,45/0,80 mm.

6.4 Zusammenfassung

Im Rahmen des Kapitels werden die Auswirkungen von thermischen Belastungen auf die Lebensdauer der 1,5-mm-SKV-b diskutiert. Hierzu wurde die Verbindung sowohl einer rein statischen Belastung, sowie Kombinationen aus thermischen und mechanischen Belastungen ausgesetzt. Unter einer rein thermischen Belastung sind die Auswirkungen temperaturaktivierter Prozesse auf die Lebensdauer der Verbindung gering. Nur die Kombination aus extremen Temperaturen und langen Einwirkdauern hat einen Ausfall der Verbindung zu Folge. Im Gegensatz hierzu führen mechanische Belastungen der Verbindung bereits bei Raumtemperatur zu Ausfällen. Auch die Ergebnisse der Temperaturwechselversuche bestätigen dieses Bild. Unter Belastungen im elastischen *Stick*-Regime waren die Verbindungen auch im Temperaturwechselversuch über lange Versuchszeiträume hinweg stabil. Mit zunehmender mechanischer Belastung kam es dann zu Ausfällen, die Lebensdauer der Verbindungen nahm mit steigenden Amplituden ab.

Erst die Entkoppelung der beiden Belastungen macht den Einfluss der thermischen Last-Komponente deutlich. Wie der Vergleich von DMW- und TW-Versuchen zeigt, beeinflussen sowohl die Temperatur, wie auch deren Einwirkdauer entscheidend die Lebensdauer der Verbindung. Die großen Unterschiede in den Lebensdauern sind einerseits durch eine stärkere Aktivierung der Oxidation in Kombination mit deutlich längeren Einwirkdauern zu erklären. Bezieht man nur die Haltezeit bei 150 °C in den Vergleich mit ein, so ergibt sich eine halbe Stunde pro Zyklus. Im Gegensatz hierzu betrug die komplette Versuchsdauer der DMW-Versuche für den mittleren Auslenkungsbereich 5-6 Stunden. Zusätzlich war bei den TW-Versuchen mit typischen Versuchsdauern von 200-1000 Stunden von einer deutlich reduzierten

Kontaktkraft zu auszugehen. Für $\text{CuSn}_{0,15}$ ergibt sich bei einer Temperatur von 150°C nach einer Auslagerung von 500 Stunden eine Restspannung von unter 60 % [Wiea].

Auch wenn eine direkte Korrelation der DMW-Versuche mit den TW-Versuchen im Hinblick auf die Zyklenzahl bis zum Ausfall nicht möglich ist, so gelingt doch ein sehr guter Vergleich der Schadensbilder. Die direkte mechanische Belastung ermöglicht somit eine gute Prognose der zu erwartenden Ausfallbilder sowie eine erste Einteilung in Belastungsregime. Die Methodik ist deshalb sehr gut zur Lebensdauerabschätzung in einem frühen Entwicklungsstadium geeignet sowie bei einer ersten Beurteilung von Designänderungen.

7 Resümee und Ausblick

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit Schadensbildern, Ausfallmechanismen und Zuverlässigkeitsbewertungen von Schneid-Klemm-Verbindungen (SKV) sowie Einpress-Verbindungen (EPV) unter thermischen und mechanischen Belastungen.

Im ersten Teil der Arbeit wurden hierzu neuartige Prüfkonzepte entwickelt, die einerseits eine Trennung der mechanischen und thermischen Belastungen ermöglichen und andererseits für die produktunabhängige Erprobung realer Kontaktgeometrien geeignet sind. Die Grundidee die mechanische Belastung direkt und nicht über eine thermomechanische Belastung einzubringen wurde für vier verschiedene Schneid-Klemm-Verbindungen und zwei Verbindungen aus der Einpresstechnik in Labor-Prüfeinrichtungen umgesetzt. Anhand dieser Prüfstände wurden in einem ersten Schritt die Schadensbilder und Ausfallmechanismen der Verbindungen unter niederfrequenten, weggesteuerten mechanischen Belastungen detailliert erarbeitet. Für die Praxis wurde hierdurch eine breite Basis zur Beurteilung von Feldausfällen und zur Auslegung der Verbindungen geschaffen. Außerdem wurde aus den Versuchsergebnissen ein Kriterium abgeleitet, dass eine Abschätzung des aktivierten Ausfallmechanismus bereits in FE-Modellen ermöglicht.

Aufbauend auf der systematischen Beschreibung der Ausfallmechanismen und ausgehend von Grundkonzepten zur Reibkorrosion wurde für die 1,5-mm-SKV eine Methode zur Lebensdauervorhersage entwickelt. Die Form der Kraft-Weg-Kurve und deren Entwicklung unter einer mechanischen Last ermöglichen Belastungsregime einzuführen. Diese Einteilung eine Abschät-

zung der Lebensdauer bereits nach wenigen Lastwechseln, also in einem frühen Stadium der Belastung. In einem zweiten Schritt wurde die Methodik der Kraft-Weg-basierten Lebensdauerprognose erfolgreich auf Einpressverbindungen übertragen. Am Beispiel der 1,5-mm-SKV wurde im vierten Teil der Arbeit das Grundlagenverständnis der Schadensbilder sowohl auf statische Temperaturlagerungen wie auch auf die Kombination von thermischen und mechanischen Belastungen erweitert. Rein statische Temperaturbelastungen beeinträchtigen die Lebensdauer der Verbindung unter extremen Belastungen ($T = 220\text{ °C}$ und $t \geq 1$ Jahr). Grundvoraussetzung für einen Ausfall bei Umgebungstemperaturen bis 150 °C ist hingegen die Kombination mit einer mechanischen Belastung der Kontaktzone. Die Gegenüberstellung von Temperaturwechselversuchen und direkter mechanischer Belastung bildet die Basis neuer Erprobungskonzepte, die durch den Einsatz einer direkten mechanischen Wechselbelastung Entwicklungszeiträume deutlich verkürzen. Über die im Rahmen der Arbeit eingeführte Trennung von thermischer und mechanischer Belastung konnten drei Faktoren identifiziert werden, die die Lebensdauer der Verbindungen beeinflussen: thermisch-aktivierte Ausfallmechanismen (Oxidation und Spannungsrelaxation), mechanische Belastungen und die Umlagerungsgeschwindigkeit.

Aus dieser differenzierten Beschreibung ergibt sich die Möglichkeit in weiteren Versuchen Alterungsgesetze für kraft- und formschlüssige Verbindungen abzuleiten. Auch aus neuen Anwendungsfeldern ergeben sich eine Vielzahl an offenen Arbeitsthemen. Mit der zunehmenden Anzahl an Fahrzeugen mit Hybrid- oder Elektroantrieb steigen auch die Anforderungen an die Stromtragfähigkeit von kraft- und formschlüssigen Kontakten. Um diesen gestiegenen Erwartungen sicher begegnen zu können, sind Untersuchungen an bestromten Kontakten und an neuen Werkstoffpaarungen erforderlich.

Symbole

a	Radius eines a-spots	<i>mm</i>
A	Fläche	<i>mm²</i>
A _K	tatsächliche Kontaktfläche	<i>mm²</i>
b	Fitkonstante aus den Lebensdauerfits	
d	Durchmesser	mm
D	Abstand zwischen dem Punkt der Kraft-einleitung und der Kontaktzonen-Mitte	<i>mm</i>
E	Elastizitätsmodul	<i>N/mm²</i>
ε	Dehnung	
ε _P	plastische Dehnung	
f	Frequenz	<i>Hz</i>
F	Kraft	N
F ₁₀	resultierende Kraft im Abstand von 10 mm	<i>N</i>
F _N	Normalkraft	<i>N</i>
F _K	Kontaktkraft	<i>N</i>
H	Härte	
HV	Härtezahl nach Vickers	
I _M	Messstrom	<i>A</i>
K	Klemmverhältnis	
M	Masse	<i>kg</i>
P	Larson-Miller Parameter	
π	Kreiszahl	
Q	Aktivierungsenergie	<i>J/mol</i>
R	Elektrischer Widerstand	<i>Ω</i>
R _E	Engewiderstand	<i>Ω</i>
R _F	Widerstand von Fremdschichten	<i>Ω</i>

ρ	Spezifischer elektrischer Widerstand	$\Omega \cdot m$
S	Schneidverhältnis	
σ	mechanische Spannung	N/mm^2
σ_0	mechanische Spannung im frisch gefügten Zustand	N/mm^2
t	Zeit	s
ϑ	Temperatur	$^{\circ}C$
T	absolute Temperatur	K
T_G	Glastemperatur	$^{\circ}C$
ϑ_0	Referenztemperatur	$^{\circ}C$
ϑ_S	Temperatur des beschleunigten Experiments	$^{\circ}C$
T_m	Schmelztemperatur	K
Δt	Zeitdifferenz	s
U	Spannung	V
U_{Th}	Thermoelektrische Spannung	V
U_{Rm}	Spannungsabfall am Widerstand R_m	V
Z	Anzahl Lastwechsel	

Abkürzungen

At.%	Atomprozent
KKT	Kalte Kontaktiertechnik
IDC	Insulation Displacement Connection
SKT	Schneid-Klemm-Technik
SKV	Schneid-Klemm-Verbindung
EDX	Energy Dispersive X-ray analysis; Energiedi- spersive Röntgenanalyse
EPT	Einpresstechnik
LP-EPT	Leiterplatten-Einpresstechnik
FIB	Focused Ion Beam Microscopy; Ionenstrahl Mikroskopie
FR4	Materialspezifikation, Flame Retardand 4
Gew.%	Gewichtsprozent
TW	Temperaturwechsel
a-spot	Mikrokontaktpunkt
EBSD	Electron-Back-Scattered diffraction; EBSD- Verfahren
REM	Rasterelektronenmikroskop
AES	Auger-Elektronen Spektroskopie
XRD	X-Ray Diffraction; Röntgenbeugungsanalyse
PFC	Press-fit-connection, Einpressverbindung
EPV	Einpressverbindung

0,14-mm-SKV	Schneid-Klemm-Verbindung zur Kontaktierung eines Lackdrahts mit einem Kupferkern von 0,14 mm
1,5-mm-SKV	Schneid-Klemm-Verbindung zur Kontaktierung eines Lackdrahts mit einem Kupferkern von 1,5 mm
0,28-mm-SKV	Schneid-Klemm-Verbindung zur Kontaktierung eines Lackdrahts mit einem Kupferkern von 0,28 mm
FE	Finite Elemente
TW-Versuch	Temperaturwechsel-Versuch
CTE	Thermischer Ausdehnungskoeffizient
DMW	Direkte mechanische Wechselbelastung

Publikationsliste

Günter, F., Knedlik, Ch., Breternitz, V.: Lifetime prediction of cold joined connectors, 24th International Conference on Electrical Contacts, St.Malo, 2008.

Günter, F.: Failure mechanisms of insulation displacement connections under direct mechanical load, 2. Symposium Connectors, Lemgo, 2009.

Literaturverzeichnis

- [Abb92] W.H. Abbott, *The effects of design variables and surface films on the contact resistance of copper copper contact interfaces*, Proc. Holm Conf. Electrical Contacts, 1992, pp. 219–235.
- [Ant85] M. Antler, *Survey of Contact Fretting in Electrical Connectors*, IEEE Trans.Components, Hybrids, and Manufacturing Technol. **8**, 87-104 (1985).
- [Auk03] N. Aukland and Ch. Harrington, *Frictional work as a sliding wear evaluation parameter*, Proceedings of the Holm Conference on Electrical Contacts, 2003.
- [Bea00] K.L. Beach and V.C. Pascucci, *Contact stress relaxation and resistance change relationships in accelerated heat age testing*, Proceedings of the International Holm Conference on electrical contacts, 2000, pp. –.
- [Boc74] E. M. Bock and Whiltely J. H., *Fretting corrosion in electric contacts*, Proceedings of the Holm Conference on Eleeltrical Contacts, 1974.
- [Boe94] A. Boegel, *Spannungsrelaxation in Kupferlegierungen fuer Steckverbinder und Feder Elemente*, Metallwissenschaft und Technik **48/11**, 872 (1994).
- [Boe98] A. Boegel, *Spannungsrelaxation bei Kupfer und Kupferlegierungen, Verkürzung von Experimenten*, Metallwissenschaft und Technik **52**, 204-209 (1998).
- [Bog72] J.E. Boggio, *On the formation of very thin oxide films on metals: contact potential measurements during the*

- oxidation of different crystallographic faces of copper*, J.Chem.Phys. **57**, 4738–4742 (1972).
- [Bow64] Tabor Bowden, *Friction and Lubrication of Solids*, vol. Part 2, Methuen & Co, 1964.
- [Bra97] K. Brandt, *Funktion und Grenzen des klassischen U-Elements der Schneid-Klemm-Technik*, VDE Seminar Kontaktverhalten und Schalten **14**, 77-85 (1997).
- [Cor03] N. Corman, M. Myers, and C. Copper, *Friction behavior of Press-fit applications: Test apparatus and methodology*, Proc. Holm Conf. Electrical Contacts, 2003, pp. 38–44.
- [DIN85] *Elektrisch mechanische Bauelemente für elektrische Einrichtungen - Mess- und Prüfverfahren , Teil 2: Prüfen des Durchgangs und des Durchgangswiderstandes (IEC 60512-2:1985)*, Tech. report, Deutsche Kommission Elektrotechnik Elektronik Informationstechnik im DIN und VDE, 1985.
- [DIN04] *Lötfreie Verbindungen - Teil 5: Einpressverbindungen - Allgemeine Anforderungen, Prüfverfahren und Anwendungshinweise (IEC 60352-5:2001 + A1:2003)*, Tech. report, Deutsche Kommission Elektrotechnik Elektronik Informationstechnik im DIN und VDE, 06 2004.
- [Fen07] C. Fenske, *Aufbau eines Teststandes mit Piezoaktor für Zuverlässigkeitsuntersuchungen an elektrischen Kontakten*, Master's thesis, Universität Magdeburg, 2007.
- [For07] Forkel, *TMW an Ertalon-Plattenmaterial*, 09 2007.
- [Fou96] S. Fouvry, Ph. Kapsa, and L. Vincent, *Quantification of fretting damage*, Wear **200**, 186-205 (1996).

- [Fou01] S. Fouvry, Ph. Kapsa, and L. Vincent, *An elastic-plastic shakedown analysis of fretting wear*, *Wear* **274**, 41-54 (2001).
- [Fou03] S. et al. Fouvry, *An energy description of wear mechanisms and its applications to oscillating sliding contacts*, *Wear* **255**, 287-298 (2003).
- [Fox64] A. Fox, *A simple test for evaluating stress relaxation in bending*, *Materials Research and Standards* **4** (1964).
- [Fox71] A. Fox, *The effect of extreme cold rolling on the stress-relaxation characteristics of CDA Coper Alloy 510 Strip*, *Journal of Materials*, *JMLSA* **6**, 422 - 435 (1971).
- [Gün08] F. Günter, *Protokoll Arbeitskreis Schneid-Klemm-Verbindung*, Tech. report, Robert Bosch GmbH, 2008.
- [Got01] G. Gottstein, *Physikalische Grundlagen der Materialkunde*, 2 ed., Springer, 2001.
- [Gra79] G.B. Graves, *Stress relaxation of springs*, *Wire Industry*, 421 - 427 (1979).
- [Gro91] S. Gross, *Spannungsrelaxation von Kupferlegierungen*, *Metallwissenschaft und Technik* **45/11**, 1108 (1991).
- [Han00] S. Hannel, J.C. Abry, S. Fouvry, and Ph. Kapsa, *Experimental relationship between the electrical performance and the fretting regime*, *Proceedings of the ICEC*, 2000.
- [Han01] S. Hannel, S. Fouvry, Ph. Kapsa, and L. Vincent, *The fretting sliding transition as a criterion for electrical contact performance*, *Wear* **249**, 761-770 (2001).
- [Hel06] W. Hellwig, *Spanlose Fertigung: Stanzen: Grundlagen für die Produktion einfacher und komplexer Präzisions-Stanzteile*, 8 ed., Vieweg und Teubner B.G. Verlag, 2006.

- [Her82] H. Hertz, *Über die Berührung fester elastischer Körper.*, Tech. report, Verhandlungen des Vereins zur Beförderung des Gewebefleißes, 1882.
- [Hol45] J.H. Holloman and L.C. Jaffe, *Time-Temperature Relations in Tempering of Steel*, Trans. Amer. Inst. min. metallurg.Eng., Iron Steel Div. **162**, 223 (1945).
- [Hol67] R. Holm, *Electric Contacts, Theory and Application*, 4 ed., Springer, 1967.
- [Hol95] M. Hollas, *Moderne Methoden in der Spektroskopie*, Vieweg Verlag, 1995.
- [Hon49] G. Honjo, *Electron Diffraction studies on oxide films formed on metals and alloys - Oxidation of pure copper*, Journal of the Physical Society of Japan **4**, 330-333 (1949).
- [Ils73] B. Ilschner, *Hochtemperaturplastizität*, Springer, 1973.
- [Joe04] S. Joergens, *Insulation Displacement Technology as Technically Equivalent and more Cost-Effective Alternative Compared to Crimping Technology*, Proceedings of the ICEC, 2004, pp. 421-428.
- [Joe05] S. Joergens and H. Taschke, *Nutzung der Finiten-Elemente-Methode zur Steigerung der Design-Effizienz am Beispiel von Schneidklemm-Verbindern*, 18. Albert-Keil-Kontaktseminar, 2005.
- [Kah07] S. Kahl, *Cold joining techniques in automotive connectors*, Symposium Connectors, 2007.
- [Kei04] Keithley, *Low-level measurements Handbook: Precision DC current, Voltage, and Resistance Measurements*, 6 ed., Keithley, 2004.

- [Köh06] Köhler, *ARA-Analysebericht*, Tech. report, Robert Bosch GmbH, 10 2006, XR-Analyse 1,5-mm-SKV.
- [Kir07] Kircher, *Entwicklungsbericht - Verfahrensentwicklung SKV Lackdraht für Drahtdurchmesser von 0,8 mm bis 1,5 mm*, Tech. report, Robert Bosch GmbH, 2007.
- [Kup] Kupferinstitut, *Werkstoffdatenblätter, CuSn_{0,15}*, Internet.
- [Lan08] Lanier, *Simulation kalte Kontaktiertechnik: Erweiterung und Validierung des SKV-Modells*, Tech. report, Robert Bosch GmbH, 2008, Interner Entwicklungsbericht.
- [Lar52] F.R. Larson and J. Miller, *A time-temperature relationship for rupture and creep stresses*, Proc. Holm Conf. Electrical Contacts, 1952, p. 765.
- [LM07] H. Leidner M., Schmidt and Schlaak H., *Simulation elektrischer und mechanischer Kennwerte von Steckverbinder Kontaktpunkten*, VDE-Fachbericht 63, 19. Albert Keil Kontaktseminar, VDE-Verlag GmbH, Berlin, Offenbach, 2007, pp. 211–220.
- [Mal94] R. Malucci, *The effects of wipe on contact resistance of aged surfaces*, Proceedings of 49th Holm Conference on Electrical Contacts, 1994, pp. 131–.
- [Mal96] R. Malucci, *Impact of fretting parameters on contact degradation*, Proceedings of the Holm Conference on electrical contacts, 1996, pp. 395–.
- [Mit79] N.K. Mitra, *An evaluation of the insulation displacement electrical contact*, Proceedings of the Holm Conference on electrical contacts, 1979.

- [Moo48] A. J. W. Moore, *Deformation of metals in static and sliding contacts*, Proceedings of the Royal Society of London / A **195**, 231-244 (1948).
- [Nan] Nanofocus, *Produktdatenblatt μ -surf explorer*.
- [Par76] P. Parikh and E. Shapiro, *Stress relaxation in Bending*, Recent developments in mechanical testing, ASTM, 106 - 107 (1976).
- [Pet06] G. Petzow, *Metallographisches, keramographisches und plastographisches Ätzen*, Borotraeger, 2006.
- [Pt05] BriteEuram Project team, *Fretting testing of electrical contacts at small displacement amplitudes - Experience from a BriteEuram project*, Tech. report, 2005.
- [Pul72] J. Pullen and J. B. P. Williamson, *On the plastic contact of rough surfaces*, Proceedings of the Royal Society of London A **327**, 159-173 (1972).
- [Rad07] D. Radaj and M. Vormwald, *Ermüdungsfestigkeit*, 3 ed., Springer, Berlin Heidelberg, 2007.
- [Rei07] Reiff, *Datenblätter Ertalon PA 4.6*, 2007.
- [Roe] J. Roelofs and A. Sved, *Schneidklemm-Verbindungen*.
- [Rom03] Rometsch, *KKT: Einpressverbindung Rechteckpin - Rundloch*, 08 2003.
- [Sam73] GV. Samsonov, *The Oxide Handbook*, Plenum Press, New York, 1973.
- [Sca77] Jr. Scaminaci, J., *Solderless press-fit interconnections: A mechanical study of solid and compliant contacts*, IEEE Trans.Manufacturing Technol. **MFT-6**, 23-30 (1977).

- [Sch97] G. Schott, *Werkstoffermüdung - Ermüdungsfestigkeit*, 4 ed., Dt. Verlag für Grundstoffindustrie Stuttgart, 1997.
- [Sch00] A. Schwartz, M. Kumar, and B. Adams, *Electron Backscatter Diffraction in Material Science*, Springer, 2000.
- [Sla99] P. G. Slade (ed.), *Electrical contacts*, CRC Press Taylor and Francis Group, 1999.
- [Sol62] Solos, *An approach to predicting wear and friction in contact design.*, Proc. Holm Conf. Electrical Contacts, 1962.
- [ST05] Karlheinz G. Schmitt-Thomas, *Integrierte Schadensanalyse*, 2 ed., Springer, Berlin Heidelberg, 2005.
- [Ste80] A. Steinmetz and H. Groeneboer, *Test methods for Insulation Displacement Contacts*, ICECP, 1980.
- [Swi98] J. Swingler and J.W. McBride, *The Synergistic Relationship of Stresses in the Automotive Connector*, Proceedings of the ICEC, 1998.
- [Swi00] J. Swingler, J.W. McBride, and C. Maul, *Degradation of road tested automotive connectors*, IEEE Trans.Components and Packaging Technol. **23** (2000).
- [Tak67] E. Takano and K. Mano, *Theoretical lifetime of static contacts*, IEEE Trans.Parts, Materials, and Packaging **3**, 184 (1967).
- [Tak06] E. Takano, *Change in contact resistance for closed contacts of Ag, Al, Au, Cu, Fe, Ni and Sn in ageing tests without mechanical separation*, Proceedings of the ICEC 2006, 2006, pp. 367–371.
- [Ul86] H. Ulbricht, *Die Beurteilung der Zuverlässigkeit von Schneidklemmverbindungen*, *Feinwerktechnik und Messtechnik* **94**, 151 - 157 (1986).

- [Uni09] Unimet, *Verkaufsbroschüre*, Tech. report, Kontek, 2009.
- [USC94] *USCAR/EWCAP Standard for Automotive Electrical connection systems*, 1994.
- [Vin88] O. Vingsbo and S. Söderberg, *On fretting maps*, *Wear* **126**, 131–147 (1988).
- [Vin92] L. Vincent, *Mechanics and materials in fretting*, *Wear* **153**, 135–148 (1992).
- [vL06] M. v. Laue, *Zur Theorie der Kikuchilinien*, *Annalen der Physik* **417**, 569 - 576 (2006).
- [Wei00] N. Weichert and M. Wülker, *Messtechnik und Messdatenerfassung*, Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 2000.
- [Wiea] Wieland, *Wieland-K81*, $\text{CuSn}_{0,15}$.
- [Wieb] Wieland, *Wieland-K81*, CuSn_6 .
- [Wil84] B. Wiltshire, *Stress relaxation measurements of aluminum conductors in insulation displacement connectors (IDC'S) and related effects on contact resistance*, *IEEE Trans.Components, Hybrids, and Manufacturing Technol.* **CHMT-7**, 11 (1984).
- [Zho06] ZR. et al. Zhou, *Progress in fretting maps*, *Tribology International* **235** (2006).