ECONSTOR
Make Your Publications Visible.

A Service of
ZBW
Leibniz-Informationszentrum Wirtschaft
Leibniz Information Centre for Economics

Jost, Norbert (Ed.); Kött, Simon (Ed.)

Proceedings

Tagungsband zum Pforzheimer Werkstofftag 2016: 29. September 2016, CongressCentrum Pforzheim

Beiträge der Hochschule Pforzheim, No. 162

Provided in Cooperation with:
Hochschule Pforzheim

Suggested Citation: Jost, Norbert (Ed.); Kött, Simon (Ed.) (2016) : Tagungsband zum Pforzheimer Werkstofftag 2016: 29. September 2016, CongressCentrum Pforzheim, Beiträge der Hochschule Pforzheim, No. 162, Hochschule Pforzheim, Pforzheim, https://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:bsz:951-opus-1235

This Version is available at:
https://hdl.handle.net/10419/150531

Standard-Nutzungsbedingungen:

Die Dokumente auf EconStor dürfen zu eigenen wissenschaftlichen Zwecken und zum Privatgebrauch gespeichert und kopiert werden.

Sie dürfen die Dokumente nicht für öffentliche oder kommerzielle Zwecke vervielfältigen, öffentlich ausstellen, öffentlich zugänglich machen, vertreiben oder anderweitig nutzen.

Sofern die Verfasser die Dokumente unter Open-Content-Lizenzen (insbesondere CC-Lizenzen) zur Verfügung gestellt haben sollten, gelten abweichend von diesen Nutzungsbedingungen die in der dort genannten Lizenz gewährten Nutzungsrechte.

Terms of use:

Documents in EconStor may be saved and copied for your personal and scholarly purposes.

You are not to copy documents for public or commercial purposes, to exhibit the documents publicly, to make them publicly available on the internet, or to distribute or otherwise use the documents in public.

If the documents have been made available under an Open Content Licence (especially Creative Commons Licences), you may exercise further usage rights as specified in the indicated licence.

https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/deed.de

WWW.ECONSTOR.EU

Mitglied der Leibniz-Gemeinschaft

PFORZHEIMER
WERKSTOFFTAG

Pforzheimer Werkstofftag 2016

TAGUNGSBAND

29. September 2016
CongressCentrum Pforzheim

www.pforzheimer-werkstofftag.de
www.hochform-pforzheim.de

Unterstützt durch:

SIEGFRIED BECK · CONTTEK your best contact · HMP HEINRICH MÜLLER PFORZHEIM · WITZENMANN managing flexibility

HOCHSCHULE PFORZHEIM · IWWT Institut für Werkstoffe und Werkstofftechnologien · bw-i Baden-Württemberg International · HOCHFORM PRÄZISIONSTECHNIK AUS PFORZHEIM

Impressum

Herausgeber: Prof. Dr. Ansgar Häfner, Prof. Dr. Norbert Jost, Prof. Dr. Karl-Heinz Rau, Prof. Dr. Roland Scherr, Prof. Dr. Christa Wehner, Prof. Dr. Hanno Beck (geschäftsführend; hanno.beck@hs-pforzheim.de)
Ausgabe: Oktober 2016
ISSN-Nr.: 0946-3755

TAGUNGSBAND ZUM PFORZHEIMER WERKSTOFFTAG 2016

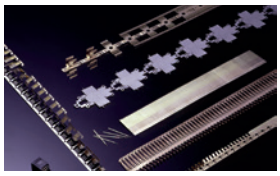
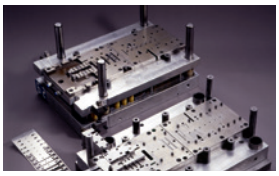
Norbert Jost, Simon Kött (Hrsg.)

Band 162

---

der Publikationsserie „Focus Werkstoffe“

Der Werkstofftag wird unterstützt durch:

SIEGFRIED BECK

Entwicklungspartner in der Stanz- und Umformtechnik.

Das Unternehmen Siegfried Beck hat sich in über 40 Jahren als Full Service-Anbieter im Bau von Hochleistungswerkzeugen und in der Stanzteilfertigung etabliert. Das Angebot umfasst den gesamten Entwicklungsprozess von der Werkzeugkonstruktion bis zur Serienproduktion industriell ausgereifter Präzisionsstanzteile. Schnitt-, Stanz- und Folgeverbundwerkzeuge bauen wir in Einschubtechnik oder Kompaktbauweise. In der Folge produzieren wir komplexe Stanzteile aus Metall- und Kunststoffbändern mit einer Blechdicke von 0,05 bis zu 2 mm. Unsere Kunden schätzen neben der Flexibilität auch die kompetente Beratung und die Fähigkeit, neue Lösungen zu finden.

CONTTEK
your best contact

50 Jahre Präzision und Innovation.

Die CONTTEK Gruppe steht für Stanz-/Biegeteile, Kunststoff- und Hybridteile sowie Baugruppen auf höchstem Qualitätsniveau.

Die CONTTEK-Experten legen großen Wert darauf, ihre Entwicklungspartner schon in frühen Projektphasen zu unterstützen und Optimierungspotenziale aufzuzeigen.

Kunden aus Automobil- und Elektroindustrie schätzen die Kombination aus Kompetenz, Erfahrung und modernsten Fertigungstechnologien. Mit rund 550 hochqualifizierten Mitarbeitern in Deutschland und Tschechien stellt sich die CONTTEK Gruppe flexibel auf individuelle Kundenbedürfnisse ein – von der Prozessentwicklung über den eigenen Werkzeugbau und die Prototypenherstellung bis zur Serienfertigung.

HMP
HEINRICH MÜLLER PFORZHEIM

HMP – Ihr Partner für anspruchsvolle umformtechnische Lösungen

Die HMP Umformtechnik GmbH ist Teil der seit 1906 in Pforzheim ansässigen HMP Gruppe. Unter dem Dach von HMP sind zwei Firmen als operative Einheiten zusammengefasst: Die Heinrich Müller Maschinenfabrik GmbH entwickelt und produziert Rundknetmaschinen, Axialumformmaschinen sowie Walzmaschinen. Daneben wird die Entwicklung innovativer Fertigungsprozesse als Dienstleitung angeboten. Umformwerkzeuge sowie die Fertigung von Prototypen runden die Produktpalette ab.

Die HMP Umformtechnik GmbH steht für die Komponentenfertigung in Serie auf Anlagen, die zu diesem Zweck ausgelegt wurden. Mit dieser Konstellation hat der Kunde die freie Wahl zwischen „Make“ (Eigenfertigung) oder „Buy“ (Belieferung mit Komponenten). Dabei werden nicht nur die umformtechnischen Kerntechnologien eingesetzt: Auf Wunsch werden alle Schritte übernommen, die zu einem einbaufertigen Teil führen.

WITZENMANN
managing flexibility

Die Witzenmann-Gruppe

„Managing flexibility“ ist Anspruch und Vision der Witzenmann-Gruppe. 1885 begründete der Pforzheimer Schmuckwarenfabrikant Heinrich Witzenmann mit der Erfindung des Metallschlauchs die Metallschlauch- und Kompensatorenindustrie. Heute, nach über 130 Jahren, ist die Witzenmann-Gruppe Weltmarktführer. Witzenmann gilt als Nummer 1 in der Branche, ist Entwicklungspartner und Hersteller von flexiblen metallischen Elementen wie Metallschläuchen, Kompensatoren, Metallbälgen und Fahrzeugteilen. 4000 Mitarbeiter an 24 Standorten weltweit erwirtschafteten 2015 einen Umsatz von ca. 580 Millionen Euro.

INHALTSVERZEICHNIS

Aktuelle Forschungsthemen auf dem Gebiet des Scherschneidens
am Insitut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart

**Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA,
Insitut für Umformtechnik, Universität Stuttgart** **7**

Per Simulation vom Blechband zum Wickelschlauch mit Eigenschaften

Peter Rittershofer, Witzenmann GmbH **23**

Mikrolegierte Nichteisenmetalllegierungen – Stand der Technik,
Anwendungen und Potentiale

Tom Kurdewan, Duale Hochschule Baden-Württemberg Stuttgart **33**

Moderne Walztechnik „Made in Pforzheim"

Dr.-Ing. Frank Müller, Heinrich Müller Maschinenfabrik GmbH **45**

Stanzteile galvanogerecht konstruieren

Thomas Frey, IMO Oberflächentechnik GmbH **59**

Kupferwerkstoffe für Stanzbiegeteile

Dr.-Ing. Robert Zauter, Wieland-Werke AG **75**

Untersuchungen für Anisotropie in der superplastischen
Blechumformung am Beispiel der Aluminiumlegierung 5083

Ludwig Egert, G. RAU GmbH & Co. KG **93**

Generative Fertigung im traditionell geprägten Mittelstand –
Der Schmiede-SLM®-Hybrid

Gregor Graf, Rosswag GmbH **101**

Reproduzierbarkeit der Härtetiefenbestimmung CHD – NHD

Arnold Horsch, Arnold Horsch e.K. **109**

Einfluss der Gefügehomogenität von Ag/$Sn0_2$-Kontaktwerkstoffen
auf die AC3-Lebensdauer

Havva Cinaroglu, Doduco GmbH **121**

Optimierung von Spritzgießwerkzeugen unter Nutzung
der Simulation und der industriellen 3D-Computertomographie

Christoph Gall, F. & G. Hachtel GmbH **135**

Vorwort der Herausgeber

Der Pforzheimer Werkstofftag konnte seit 2012 eine durchweg sehr positive Resonanz verzeichnen. Anlass genug für uns, den Pforzheimer Werkstofftag auch in diesem Jahr fortzuführen – und vor allem inhaltlich fortzuschreiben.

Die eintägige Veranstaltung wird vom Institut für Werkstoffe und Werkstofftechnologien (IWWT) der Hochschule Pforzheim sowie vom städtischen Eigenbetrieb Wirtschaft und Stadtmarketing Pforzheim (WSP) im Rahmen der Cluster-Initiative HOCHFORM organisiert.

Mit dem Pforzheimer Werkstofftag setzen die Initiative HOCHFORM und das IWWT eine Fachveranstaltung um, die inhaltlich aktuelle Themen aus Industrie, Forschung und Entwicklung aufgreift. In diesem Jahr stehen die Stanz- und Umformtechnik im Fokus der Fachvorträge.

Auch zukünftig soll mit dem Pforzheimer Werkstofftag eine kontinuierliche Schnittstelle zwischen Forschung und Entwicklung, industrieller Anwendung und Lehre geschaffen werden. Wir hoffen, dem interessierten Leser des hier vorliegenden Tagungsbandes auch dieses Jahr wieder ein reizvolles Programm zusammengestellt zu haben, und wünschen bei der Lektüre viele und vielleicht hier und da auch ganz neue Einblicke in das innovative Gebiet der Werkstoffe.

Pforzheim, im Oktober 2016

Prof. Dr.-Ing. Norbert Jost
Simon Kött

Aktuelle Forschungsthemen auf dem Gebiet des Scherschneidens am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart

---

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA

Dipl.-Ing. Sergei Senn

Dipl.-Ing. Christoph Wörz

Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart

Abstract

Das Institut für Umformtechnik (IFU) an der Universität Stuttgart arbeitet seit Ende der 1950er Jahre an sehr unterschiedlichen theoretischen und anwendungsnahen Themenstellungen in der Blech- und Massivumformung. In den letzten Jahren wurden zudem Kompetenzen auf den Gebieten der Werkstoffcharakterisierung, Simulationstechnik und in der Regelungstechnik aufgebaut. Das Institut beschäftigt derzeit ca. 25 Wissenschaftler und unterhält zahlreiche Kooperationen mit der Automobilindustrie, Zulieferern, Engineeringdienstleistern und Produktionsbetrieben.

Das Scherschneiden ist das in der Blechumformtechnik am häufigsten eingesetzte Trennverfahren und bildet seit vielen Jahren ein aktuelles Forschungsgebiet am IFU Stuttgart. Einer der aktuellen Schwerpunkte bildet hierbei das gratfreie Schneiden von Bändern und Platinen, bei welchem geeignete Werkzeugparameter für das zweistufige Konterschneiden einerseits experimentell und andererseits mittels einer angepassten Prozesssimulation untersucht und ermittelt werden. Außerdem wird im Rahmen eines neuen Projektes das Lochen mit nicht rechtwinkliger Bauteillage unter produktionsnahen Aspekten untersucht und Prozessgrenzen bestimmt.

In diesem Beitrag wird ebenfalls über die Thematik der Bestimmung von zu erwartenden Standzeiten von Schnitt- und Stanzwerkzeugen berichtet. Auch diese Thematik bildet seit Jahren ebenfalls eine Aufgabe der Arbeitsgruppe Scherschneiden am Institut. Der Beitrag schließt mit einem kurzen Ausblick auf zukünftige Themenstellungen auf dem Gebiet des Scherschneidens und zu erwartende Entwicklungen im Hinblick auf Prozessüberwachung und Industrie 4.0.

Zweistufiges Konterschneiden

Schergeschnittene Bauteile weisen verfahrensbedingt einen Schnittgrat auf, welcher häufig in einem zusätzlichen Arbeitsschritt aufwändig entfernt werden muss, um eine Verletzung bei der Handhabung, eine Beschädigung anderer Bauteile oder sonstige prozesstechnische Nachteile zu vermeiden. Mit dem Konterschneiden steht ein Verfahren zum gratfreien Schneiden zur Verfügung, das in der industriellen Praxis aufgrund des fehlenden Verständnisses für diesen komplexen Prozess jedoch heute nur selten zum Einsatz kommt. Am Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart wird deshalb auf diesem Gebiet intensiv experimentell in Verbindung mit geeigneten Prozesssimulationsprogrammen gearbeitet.

Das Konterschneiden wird als ein mehrstufiges Scherschneiden mit mindestens einer Umkehr der Schneidrichtung definiert, wodurch die Schnittgratbildung vermieden wird [Lan90]. Das Konterschneiden ist unterteilt in das drei- und das zweistufige Konterschneiden und wurde 1976 von Liebig am IFU entwickelt und seitdem kontinuierlich verbessert [Lie79], [Erl10], [Haa93], [Haa94]. In der ersten Stufe des dreistufigen Konterschneidens wird das Blech durch den Stempel, der bis zu einer Tiefe t in das Blech eindringt, angeschnitten ohne Anrisse zu erzeugen, siehe Abbildung 1 a). In der zweiten Stufe wird in entgegengesetzter Richtung (gegen-)geschnitten, weshalb sich ein Kanteneinzug an der gegenüberliegenden Schnittkante bildet.

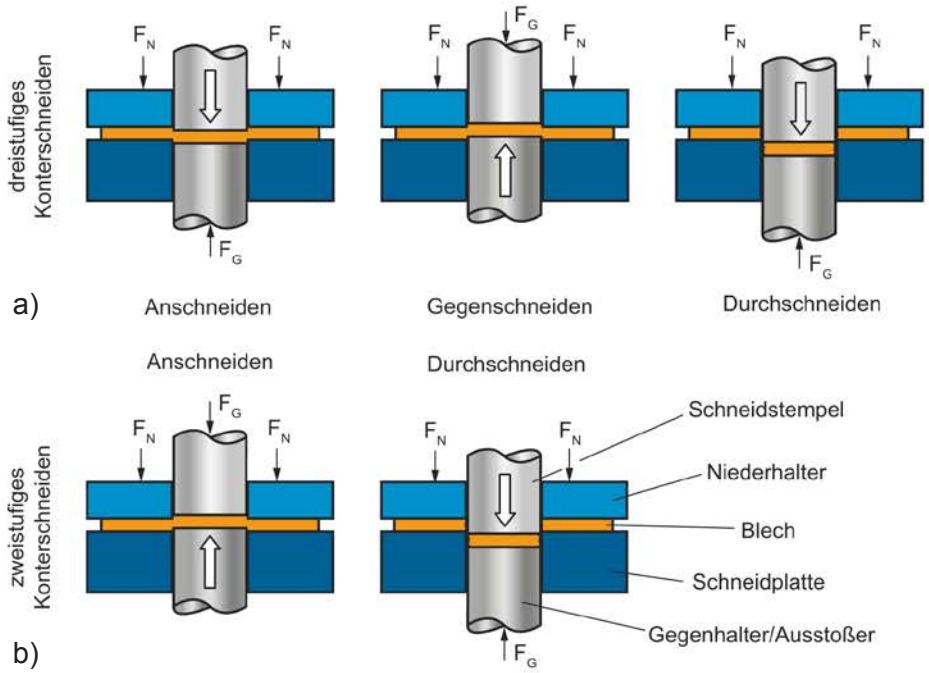


Abbildung 1: Funktionsprinzip des a) dreistufigen und b) zweistufigen Konterschneidens [Hof12]

Die vollständige Werkstofftrennung erfolgt in der dritten Stufe durch ein Schneiden in derselben Richtung wie in Stufe I. [Lie79] und [Kap10] zeigen, dass durch die Wahl von geeigneten Schneidparametern mittels des dreistufigen Konterschneidens ein gratfreies Schneiden möglich ist. [Kap10] und [Wör13] untersuchen neben dem dreistufigen Konterschneiden auch das zweistufige Konterschneiden und zeigen, dass das robuste Konterschneiden auch mit nur zwei Werkzeugstufen möglich ist. Beim zweistufigen Konterschneiden erfolgt in der ersten Stufe ein Anprägen, indem der Stempel von der Bandunterseite in das Blech bis zu einer Tiefe t eindringt, wodurch sich auf der Bandunterseite eine Kantenverrundung ausbildet, siehe Abbildung 1 b). In der zweiten Stufe wird in entgegengesetzter Richtung (gegen-)geschnitten. Die vollständige Werkstofftrennung erfolgt in der zweiten Stufe durch Schneiden in entgegengesetzter Richtung.

Im Rahmen eines Arbeitskreises werden neben simulativen Untersuchungen auch aufwändige experimentelle Parameterstudien zur Bestimmung von verbesserten und prozessstabilen Schneidparametern beim zweistufigen Konterschneiden durchgeführt. Das Ziel des Projekts ist die Bestimmung von bestmöglichen Werkzeug- und Prozessparametern, so dass sich ein grat- und flitterfreies Bauteil mit einer hohen Schnittflächenqualität einstellt.

Die Ergebnisse des Arbeitskreises zeigen, dass mit bestimmten Schneidparametern ein grat- und zugleich flitterfreies Schneiden möglich ist, siehe Abbildung 2. Die Prozessfenster, in welchen dies möglich ist, sind jedoch relativ klein. Aktuell wird am IFU an einem neuen Verfahren gearbeitet, um die Prozessfenster deutlich zu erweitern und somit das zweistufige Konterschneiden prozessstabil in der industriellen Praxis zu etablieren.

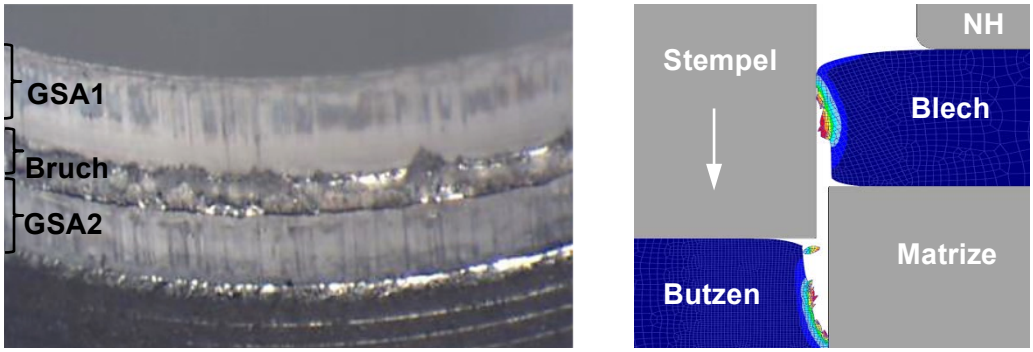
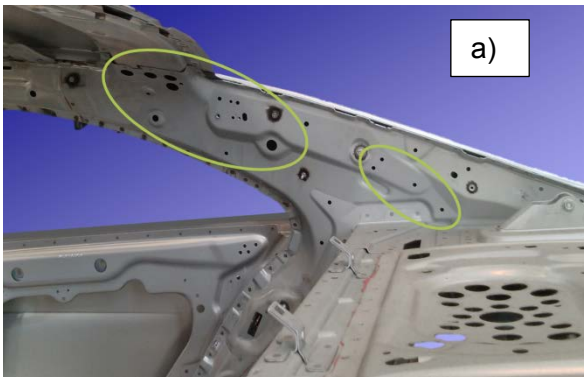


Abbildung 2: Kontergeschnittene Schnittfläche a) aus dem Experiment und b) aus der Simulation

Lochen mit nicht-rechtwinkliger Bauteillage

Einen weiteren Forschungsschwerpunkt am IFU stellt das Lochen von Blechbauteilen mit nicht rechtwinkliger Bauteilorientierung relativ zur Stempelbewegung dar. Bereits umgeformte Bauteile müssen, vorwiegend in der Automobilindustrie, in der nächsten Operation in Schräglage beschnitten bzw. gelocht werden. Aufgrund der damit einhergehenden Horizontalkraft, die auf den Schneidstempel wirkt, und durch das einseitige Aufsetzen des Schneidstempels auf das schrägliegende Bauteil hervorgerufen wird, entstehen eine Auslenkung und Biegebelastung des Stempels während des Schneidvorgangs. Aus diesem Grund müssen ab einem bestimmten Grenzwinkel üblicherweise Schieber eingesetzt werden. Das Ziel des aktuellen Forschungsvorhabens ist die Erarbeitung eines Metamodells, mit welchem es möglich ist, die Grenzwinkel für das Schneiden bei nicht orthogonaler Bauteillage unter Berücksichtigung definierter Schneidparameter zu bestimmen und somit den Einsatz von aufwändigen Schiebern in Oberteilen von Großwerkzeugen insbesondere beim Einsatz von höherfesten Blechwerkstoffen zu reduzieren. Die adressierte Aufgabenstellung resultiert aus aktuellen Anforderungen in der Praxis der Reduzierung von Herstellkosten für Karosserieschneidwerkzeuge und ist in Abbildung 3 vereinfacht dargestellt. a)



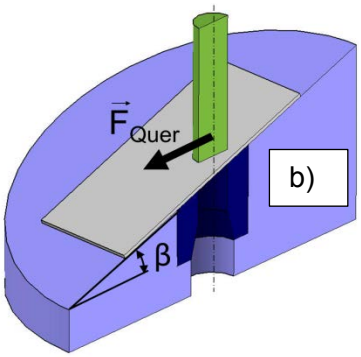


Abbildung 3: a) Beispiel für Lochoperationen mit Blechlagewinkel an einer Karosserie b) Darstellung der geometrischen Verhältnisse beim Schneiden mit Blechlagewinkel

Der Winkel β zwischen der Blechoberfläche und der Horizontalen ist größer als 0°. Dies wird als Schneiden mit schräg auftreffenden Schneidstempeln [Oeh71], als Schneiden mit geneigter Fläche [Bec78] bzw. geneigtem Blech [Hof99] oder auch als Schneiden mit „Blechlagewinkel“ [Erd04] bezeichnet. Als synonyme Bezeichnungen für Blechlagewinkel finden zudem die Begriffe Schrägungswinkel, Matrizenwinkel [Neu97], Blechneigungswinkel [Hof99] und Flanschwinkel [Hog10] Verwendung.

Durch den vermehrten Einsatz von hoch- und höchstfesten Blechwerkstoffen ergeben sich auch auf diesem Gebiet neue Herausforderungen für die Werkzeugauslegung für Bauteile mit Schneidoperationen in geneigten Flächen. So führen die erhöhten Querkräfte bei größeren Blechlagewinkeln vor allem beim Lochen zum frühzeitigen Versagen der Schneidstempel. Neben Ausbrüchen an den Schneidkanten besteht außerdem die Gefahr eines Gewalt- oder Dauerbruches des Stempels, was im schlimmsten Fall zu einer Zerstörung des gesamten Werkzeugs führen kann.

Aus den oben dargelegten Gründen wird häufig versucht, das Schneiden in stark geneigter Lage zu umgehen. Zum Einsatz kommen hier Keiltriebe – häufig auch als Schieber bezeichnet – mit welchen die Stößelbewegungsrichtung in eine Bewegung annähernd senkrecht zur Blechoberfläche umgewandelt werden kann. Jedoch sind Keiltriebe kosten- und wartungsintensiv [Hog10] und schränken zudem den Bauraum im Werkzeug ein [Bed13]. Bei sehr großen Blechlagewinkeln ist die Verwendung von Keiltrieben jedoch unumgänglich.

Eine weitere Möglichkeit zur Vermeidung des schrägen Schneidens stellt das Kippen des Bauteils nach dem Tiefziehen in eine ebene Schneidlage dar. Jedoch ist hierfür eine weitere Operation im Werkzeug erforderlich. Dies ist ebenfalls aufwändig und aufgrund der eingeschränkten Anzahl von Operationsfolgen meist nicht möglich. Zudem weisen viele Bauteile Löcher in unterschiedlichen Neigungswinkeln auf, was ein mehrfaches Kippen der Bauteile erfordern würde.

Neben dem Kippen oder Schwenken der Bauteile und der Verwendung von Keiltrieben werden zur Vermeidung von geneigten Lochoperationen Ausformungen in das Blech eingebracht. Durch die Ausformung trifft der Stempel lokal auf eine annähernd orthogonal orientierte Bauteiloberfläche. Aus optischen oder funktionstechnischen Gründen ist eine solche Veränderung der Bauteilgeometrie, die nur durch die vorhergehende Tief- oder Streckziehoperation eingebracht werden kann, jedoch häufig nicht möglich. Für das Umgehen dieser Nachteile wurde von der Audi AG eine Vorgehensweise patentiert [Fid97], bei der ausschließlich minimale Ausformungen in den Auftreffbereichen des Stempels derart eingebracht werden, so dass der Schneidstempel annähernd orthogonal auftrifft. Weiter wird in dem Patent darauf hingewiesen, dass auch bei dieser Variante selbst bei Verwendung von Rundstempeln nicht vernachlässigbare Querkräfte auftreten.

Verglichen mit diesen Alternativen stellt das Lochen mit Blechlagewinkel somit die einfachste und kostengünstigste Variante dar. Dabei gibt es für den Werkzeugkon-

strukteur bislang keine Richtlinien, bis zu welchem Blechlagewinkel ein prozesssicheres Lochen mit heute üblichen Normteilen möglich ist. In der industriellen Praxis sind ausschließlich Erfahrungswerte bekannt. Durch die Vielzahl der Einflussfaktoren und die unterschiedlichen Versagensarten der Schneidwerkzeuge, die hierbei auftreten können, ist die Angabe eines allgemeingültigen Richtwerts für den maximalen Blechlagewinkel nicht möglich.

Erste Ergebnisse aus dem von der AIF geförderten Projekt liegen bereits vor. Abbildung 4 zeigt eine simulative Untersuchung des Schneidstempels beim Lochen eines Blechs unter einem Winkel β = 25°. Der Schneidstempel wurde in der Simulation als elastisch angenommen.

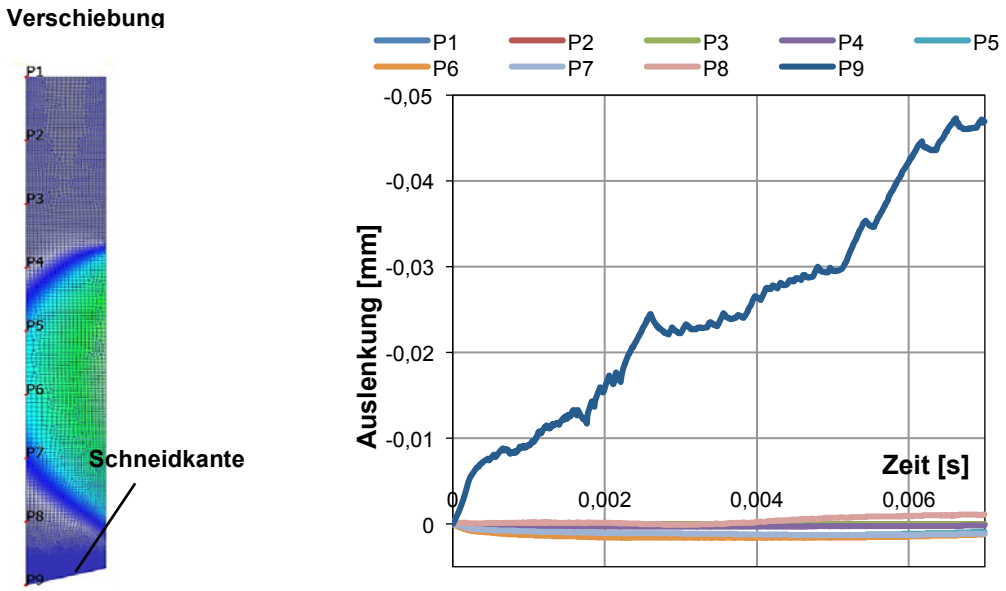


Abbildung 4: Radiale Verschiebung des Schneidstempels aus der Simulation

Abbildung 4 zeigt die Auslenkung des Schneidstempels in horizontaler Richtung über die Zeit (eines Hubes). Die maximale Auslenkung des Schneidstempels von insgesamt 0,05 mm befindet sich direkt an der Spitze der Schneidkante. Bei einem spezifischen Schneidspalt von 5 % bezogen auf eine Blechdicke von 1 mm würde die Schneidkante bereits ab dem Grenzwinkel β = 25° auf die Matrizenkante aufsetzen, was zu einem Ausfall des Werkzeuges führen würde. Weitere Untersuchungen werden zeigen, welche Stempelwerkstoffe zu welchen Verschiebungen bei unterschiedlicher Stempelkopfgeometrien führen werden. Alle experimentellen Arbeiten im Rahmen dieses Projektes werden maßgeblich von begleitenden Simulationsrechnungen unterstützt.

Neuer Ansatz zur Bestimmung der Lebensdauer von Schnitt- und Stanzwerkzeugen

Am IFU Stuttgart wird derzeit weiterhin ein neuer Ansatz zur Bestimmung der Lebensdauer von Stanz- und Schneidwerkzeugen erforscht und weiterentwickelt. Trotz gleichbleibender Prozessbedingungen variiert die Werkzeuglebensdauer in Stanz- und Schneidoperationen in der Praxis erheblich. Um Ursachen und Einflussfaktoren für diese Abweichungen zu ermitteln, wird in dem vorliegenden Beitrag ein neuer Ansatz zur Beschreibung der Ausfallwahrscheinlichkeit von Schneidwerkzeugen mithilfe von Weibull-Verteilungen vorgestellt. Dieser basiert auf der stochastischen „Sudden-Death-Method“, um den zur Bearbeitung solcher Fragestellungen üblicherweise erforderlichen Versuchsumfang für Verschleiß- und Ausfalluntersuchungen deutlich reduzieren zu können. Dieser neue Ansatz zur genaueren Prognose der Lebensdauer von Stanz- und Schneidwerkzeugen soll demnach eine Methodik für die vorbeugende Instandhaltung von Schneidwerkzeugen in der industriellen Praxis liefern.

Auf einem Hochleistungs-Stanzautomaten der Fa. BRUDERER wurden daher Schneidversuche mit einem Dualphasenstahl DP1000 durchgeführt. Bei den Untersuchungen wurden fünf Werkzeuggruppen mit jeweils fünf identischen Schneidstempeln pro Gruppe untersucht. Die Versuchsreihe wurde bis zum Ausfall des ersten Stempels in einer Werkzeuggruppe durchgeführt. Aufgrund der Tatsache, dass der Werkzeugverschleiß zur Erhöhung der Grathöhe und somit zu einer reduzierten Teilequalität führt, wurde hier als Versagenskriterium das Überschreiten einer maximalen Grathöhe definiert. Basierend auf diesen aus dem Experiment erzielten Ergebnissen ist es derzeit möglich, mithilfe von Funktionen die Ausfallwahrscheinlichkeit, die Zuverlässigkeit, die Ausfalldichte und die Ausfallrate der Schneidwerkzeuge (hier Schneidstempel) näherungsweise zu bestimmen.

Um das Ausfallverhalten von Schneidwerkzeugen zu untersuchen, ist es wichtig eine genaue Definition des Versagens festzulegen. Deutliche Werkzeugausfälle, wie z. B. Werkzeugbruch, kommen in der industriellen Praxis relativ selten vor. Eine häufigere Ursache für das Ausfallen der Werkzeuge ist eine unzureichende Teilequalität mit zunehmendem Verschleiß der Stanzwerkzeuge. Die Qualität der gestanzten Teile wird in der Regel durch die Maßgenauigkeit und die Schnittfläche definiert. Ein hoher Glattschnittanteil und eine geringe Grathöhe werden hierbei zunehmend gefordert. Vor allem der Schnittgrat ist hierbei unerwünscht, da zum

einen eine Verletzungsgefahr beim Teilehandling und zum anderen eine Reduzierung von Korrosionsschutzbeschichtungen besteht. In der Regel wird daher in der Produktion die maximale Grathöhe als Verschleißgrenze verwendet. Die DIN9830 beschreibt Richtwerte für die zu erwartende Grathöhe in Abhängigkeit von Blechdicke und Zugfestigkeit und ermöglicht dem Anwender eine grobe Klassifizierung der Qualität in „Fein“, „Mittel“ und „Grob“.

Der Schnittgrat steigt mit zunehmendem Werkzeugverschleiß und wird deshalb oft als Größe eingesetzt, um den Werkzeugverschleiß zu quantifizieren [DIN 9830], [Lan90]. In dieser Studie wird daher beim Überschreiten der oberen Grenze der zulässigen Grathöhe nach DIN9830 der Ausfall des Schneidwerkzeugs definiert. In diesem Beitrag wird die Werkzeuglebensdauer lediglich für die Spezifikation „fein“ untersucht, die für das Bandmaterial DP1000 einer maximalen Grathöhe von 40 µm entspricht. Die Werkzeuglebensdauer für die Matrize und den Stempel werden in dieser Studie separat untersucht.

Um die Lebensdauer von Schneid- und Stanzwerkzeugen ganzheitlich zu untersuchen, müssen zahlreiche aufwändige Versuche bis zur Verschleißgrenze durchgeführt werden. Die am häufigsten verwendete Normal- oder sogenannte Gauß-Verteilung mit der bekannten Glockenkurve ist für die Analyse der Werkzeuglebensdauer nicht geeignet. Aufgrund der symmetrischen Form kann ein asymmetrisches Ausfallverhalten die Ergebnisse verzerren. Im Gegensatz dazu kann die Weibull-Verteilung verschiedene Arten von Ausfallverhalten beschreiben. Daher wird in dieser Untersuchung die Weibull-Verteilung verwendet, um die Ausfallwahrscheinlichkeit, die Zuverlässigkeit, die Ausfalldichte und die Fehlerrate basierend auf den experimentell ermittelten Daten gemäß [Ber08], [Ron15] und [Mcc12] zu bestimmen.

Ausfallwahrscheinlichkeit F(t)

Die Ausfallwahrscheinlichkeit beschreibt die Summe der Ausfälle als Funktion:

$$F(t) = 1 - e^{-\left(\frac{t}{T}\right)^b} \tag{1}$$

b = Formfaktor (Steigung der Weibull-Gerade)
T = Charakteristische Lebensdauer
(Lage der Weibull-Gerade)
t = Laufzeit des Prüflings

Der Skalierungsparameter T wird als charakteristische Lebensdauer bezeichnet und wird im Allgemeinen als Punkt definiert, an welchem insgesamt 63,2% der Einheiten versagt haben. Der Formfaktor b bestimmt die Form der Weibullfunktion und entspricht der Steigung der Weibull-Geraden.

Damit die Weibullparameter bestimmt werden können, muss die Ausfallwahrscheinlichkeit für jedes getestete Werkzeug in aufsteigender Reihenfolge der Lebensdauer nach dieser Näherungsformel berechnet werden:

$$F(t_i) = \frac{i - 0.3}{n + 0.4} \tag{2}$$

i = Ordnungszahl der sortierten Schadteile
n = Anzahl aller getesteten Proben

Weibull-Verteilung und -Parameter können grafisch in einem Weibull-Netz oder mittels mathematischer Näherungsgleichungen, z. B. mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate, bestimmt werden.

Zuverlässigkeit R (t)

Die Zuverlässigkeit, auch Überlebenswahrscheinlichkeit genannt, ist die Ergänzung zur Ausfallwahrscheinlichkeit F (t) und beschreibt die Summe der Teile, die fehlerfrei bleibt:

$$R(t) = 1 - F(t) = e^{-\left(\frac{t}{T}\right)^b} \tag{3}$$

Dichtefunktion f (t)

Die Dichtefunktion ist die Ableitung der Ausfallwahrscheinlichkeit F (t):

$$f(t) = \frac{dF(t)}{dt} = \frac{b}{T}\left(\frac{t}{T}\right)^{b-1} \cdot e^{-\left(\frac{t}{T}\right)^b} \tag{4}$$

Ausfallrate λ (t)

Die Ausfallrate gibt an, wie viele Objekte in einer Zeiteinheit durchschnittlich ausfallen. Für ein Bauteil, welches aktuell noch unversehrt ist, zeigt die Ausfallrate das Risiko im nächsten Hub zu versagen:

$$\lambda(t) = \frac{f(t)}{R(t)} = \frac{b}{T} \cdot \left(\frac{t}{T}\right)^{b-1} \tag{5}$$

Alle diese Funktionen enthalten die gleichen Weibull Parameter b und T. Die verschiedenen Funktionstypen ermöglichen eine genauere Charakterisierung des Versagensverhaltens von Werkzeugen, was jedoch einen höheren Versuchsumfang erfordert.

In der Regel kann das Ausfallverhalten genauer bestimmt werden, je mehr Versuchsproben getestet werden. Eine Reduzierung des Versuchsumfangs kann mittels der Sudden-Death-Methode erreicht werden, indem mehrere identische Stempel und Matrizen in einer Gruppe bis zum ersten Ausfall untersucht werden. Wenn ein Werkzeug ausfällt, wird die nächste Gruppe mit der gleichen Menge an Einheiten getestet. Sobald der Test für alle Gruppen beendet ist, werden die Gruppen in Bezug auf die erreichte Lebensdauer benotet und die Ausfallwahrscheinlichkeit mittels der Weibull-Verteilung bestimmt. Die Ausfallwahrscheinlichkeit des Werkzeugs, welches in der Gruppe zuerst ausfällt, ist durch die Tatsache ergänzt, dass die verbleibenden Werkzeuge zu diesem Zeitpunkt noch ohne Fehler sind. Gemäß [Ron15], wird die Gleichung (2) angepasst:

$$F(t_i) = \frac{k - 0.3}{n + 0.4} \tag{6}$$

wenn

$$k = k_{(i-1)} + \frac{n + 1 - k_{(i-1)}}{n_F + 1} \tag{7}$$

n_F= Anzahl nicht defekter Werkzeuge zum Zeitpunkt i
n = Anzahl aller getesteten Proben
k = Rangzahl der sortierten defekten Werkzeuge

Die Genauigkeit der Sudden-Death-Methode wird in dieser Studie auf Basis von fünf Testgruppen mit jeweils fünf Werkzeugen bestimmt und mit der Lebensdauer der allgemeinen Weibull-Verteilung verglichen.

Ergebnisse der Untersuchung

Die Ergebnisse der untersuchten Lebensdauertests sind in Tabelle 1 zusammengefasst. Aufgezeigt wird die Anzahl der Hübe bis zum Versagen für alle 25 untersuchten Stempel und Matrizen, die in fünf Gruppen unterteilt sind. Als Ausfallgrund wurde die Schnittgrathöhe definiert. Beim Überschreiten der Grathöhe von 40µm wurden die Versuche abgebrochen.

Tabelle 1: Anzahl der Hübe zum Zeitpunkt des Versagens

Gruppe	1	2	3	4	5
Matrize 1	48,000	80,000	82,500	60,000	80,000
Matrize 2	46,000	**55,000**	10,000	**20,000**	**60,000**
Matrize 3	**30,000**	62,500	**40,000**	40,000	95,000
Matrize 4	52,000	62,500	90,000	35,000	90,000
Matrize 5	60,000	75,000	105,000	40,000	120,000
Stempel 1	42,000	**1**	20,000	30,000	15,000
Stempel 2	30,000	**1**	35,000	**10,000**	25,000
Stempel 3	60,000	22,500	**5,000**	40,000	20,000
Stempel 4	84,000	10,000	40,000	30,000	**12,500**
Stempel 5	**1**	20,000	20,000	35,000	30,000

Die Lebensdauer der getesteten Matrizen variiert deutlich zwischen 20.000 und 120.000 Schnitten. Die Lebensdauer der Schneidstempel unterschreitet die Lebensdauer der Matrizen wesentlich und liegt zwischen 1 und 84.000 Hüben. Erstaunlicherweise trat hier insgesamt drei Mal ein Versagen beim ersten Hub auf. Mikroskopische Untersuchungen der Schneidkante vor dem Stanzen und nach dem Stanzen zeigten jedoch, dass für das frühe Versagen im ersten Hub nicht der Werkzeugverschleiß, sondern fertigungsbedingte Einflussgrößen ursächlich waren. Durch die Beschränkung auf nur verschleißbedingte Fehler wurden für die weitere Auswertung sogenannte „Null-Laufzeit“-Fehler nicht berücksichtigt.

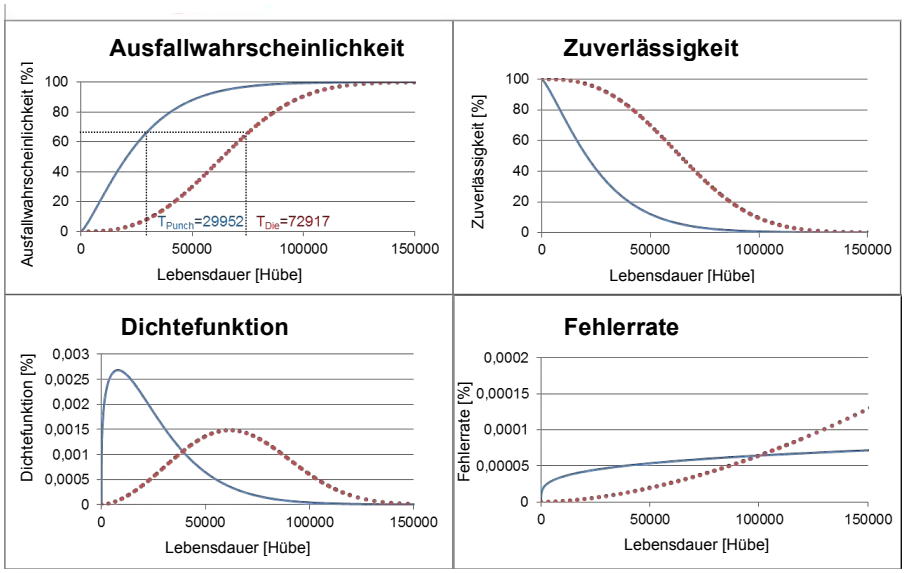


Abbildung 5: Ausfallwahrscheinlichkeit, Zuverlässigkeit, Ausfalldichte und Ausfallrate für die getesteten Stempel und Matrizen

Durch die oben beschriebene Verwendung des Verfahrens zur Bestimmung der Weibull-Verteilung errechnet sich eine charakteristische Lebensdauer T und ein Formgebungsparameter b für die Matrize ($T_{Matrize}$ = 72917; $b_{Matrize}$ = 2,70) und für den Stempel ($T_{Stempel}$ = 29952; $b_{Stempel}$ = 1,29). Mit Hilfe dieser Parameter wurden die Funktionen der Ausfallwahrscheinlichkeit, Zuverlässigkeit, Ausfalldichte und Ausfallrate erzeugt (siehe Abbildung 5).

Veranschaulicht in einem linearaufgetragenem Diagramm ist die Ausfallwahrscheinlichkeit in einer S-förmigen Kurve abgebildet. Durch die Änderung der Ordinaten (doppeltlogarithmisch) und der Abszisse (logarithmisch) wandelt sich diese Kurve annähernd in eine Gerade um. Die Steigung dieser Geraden ist durch den Parameter b gegeben. Mit Hilfe der statistischen Software XSel wurde eine obere Vertrauensgrenze von 95% und eine untere auf 5% zusätzlich zur Ausfallwahrscheinlichkeit der getesteten Stempel und Matrizen hinzugefügt, wie in Abbildung 6 zu sehen ist. Die dünnen Linien zeigen den Vertrauensbereich (5%, 95%) an. Jedes Kreis- oder Dreieckssymbol zeigt einen Fehler.

Aufgrund des hohen Versuchsaufwands, welcher nötig ist um diese Funktionen zu bestimmen, wurde die Sudden-Death-Methode nur für die zuerst ausgefallene Matrize in der Gruppe durchgeführt.

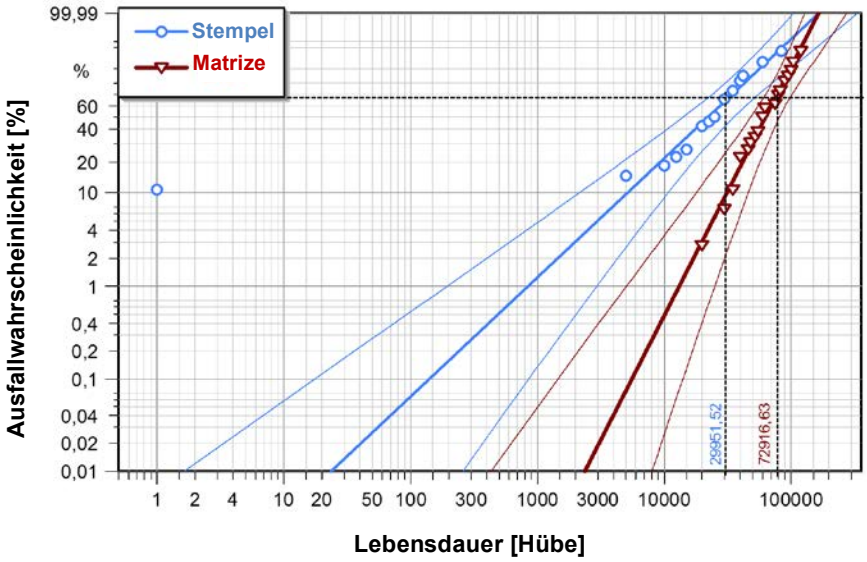


Abbildung 6: Ausfallwahrscheinlichkeit für die Stempel (blau) und die Matrizen (rot) inklusive dem Vertrauensbereich (dünne Linien)

Nach Gleichung (6) und (7) errechnet sich die charakteristische Lebensdauer zu $T_{Matrize,Sudden\text{-}Death}$ = 93420 und $b_{Matrize,Sudden\text{-}Death}$ = 2,31. Dieses Ergebnis ist in Abbildung 7 veranschaulicht und der Ausfallwahrscheinlichkeit des Gesamttests gegenübergestellt.

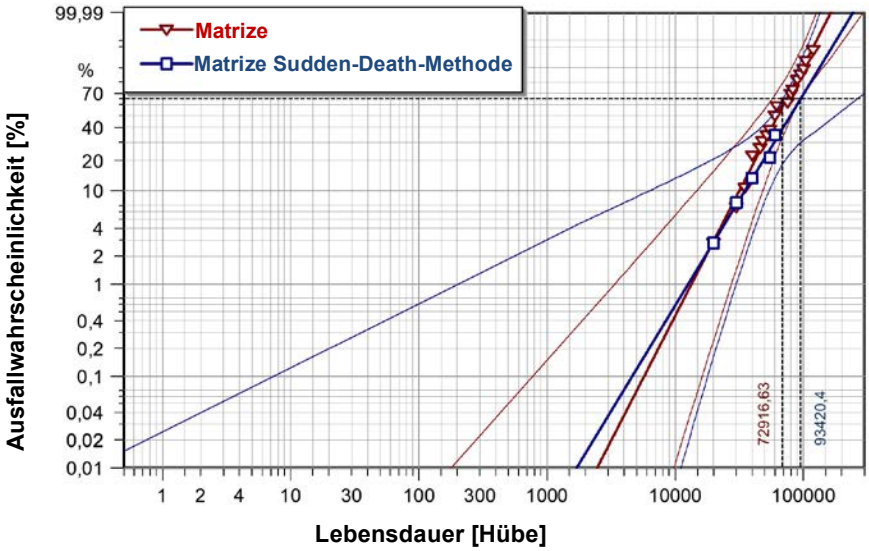


Abbildung 7: Vergleich der Ausfallwahrscheinlichkeit für die Matrize mit (blau) und ohne (rot) der Sudden-Death-Methode

Die Linie der Ausfallwahrscheinlichkeit mit der Sudden-Death-Methode liegt nicht genau auf der Linie der Ausfallwahrscheinlichkeit der Gesamtuntersuchungen. Die charakteristische Lebensdauer ist um 28% erhöht und liegt nicht innerhalb des 90%

Vertrauensbereichs der Gesamtuntersuchung, welche nach der untenstehenden Gleichung (8) errechnet zwischen 63560 und 82264 Hüben liegen sollte [Ron15]:

$$T_{Vertrauensbereich} = T\left(1 \pm 1.645\ \frac{1.052}{b\sqrt{n}}\right) \tag{8}$$

So berechnet die Sudden-Death-Methode in dieser Untersuchung mit fünf Gruppen und jeweils fünf Proben die Lebensdauer der Matrize nicht genau genug. Darüber hinaus konnte die Lebensdauer der Stempel aufgrund der frühen Ausfälle nicht mit dieser Strategie bestimmt werden. Abgesehen davon wurde der Testaufwand von 425.000 Hüben für die ganzheitliche Untersuchung auf 205.000 Hübe halbiert. Zum Beispiel wurde in der 3-Gruppe mittels der Sudden-Death-Methode bereits nach 40.000 Hüben statt bisher nach 105.000 Hüben ein Ausfall erkannt. Daher spart diese Strategie durchaus Kosten in Bezug auf Lebensdaueruntersuchungen. Mit mehr Gruppen und weniger Proben je Gruppe gibt es Möglichkeiten, die Genauigkeit der Sudden-Death-Methode in zukünftigen Arbeiten zu erhöhen.

Literatur

[Bec78] Becker, H. (1978): Werkzeuggestaltung beim Auftreffen von Schneidstempel auf geneigte Flächen; Bänder, Bleche, Rohre 7, S. 297-300.

[Bed13] Bednarz, M. (2013): Optimization of the cutting edge geometry for single staged trimming with high cutting angles, IDDRG (Hg.) 2013 – Proceedings of the IDDRG 2013, S.207-212.

[Ber08] Bertsche, B. (2008): Reliability in Automotive and Mechanical Engineering. (Springer, Berlin Heidelberg, 2008)

[DIN9830] N.N: DIN9830-Burr heights on stamped parts, German Institute for Standardisation, 2011

[Erd04] Erdmann, C. (2004): Mechanismen der Flitterentstehung beim Scherschneiden von Pressteilen aus Aluminiumblech, Dissertation, Technische Universität München.

[Erl10] Erlenmeier, W.: Patentschrift: Stanzwerkzeug und Verfahren zum mehrstufigen Stanzen, EP 2198988 A1, 2010

[Fid97] Fidorra, A. (1996): Verfahren zum Einbringen eines Schrägschnittes in ein flächiges Bauteil. Patentschrift. Angemeldet durch Audi AG. Veröffentlichungsnr.: DE 19603702 A1.

[Haa93] Haack, J.: Patentschrift: Process for producing burr-free workpieces by blanking, in particular in a counterblanking tool, US 5247862 A, 1993

[Haa94] Haack, J.: Patentschrift: Method for manufacture of workpieces by punching, in particular in a precision counter punching tool, EP 0418779 B1, 1994

[Hof99] Hoffmann, H.; Hirsch, M. (2009): Einfluss von Verlagerungen in Schneidwerkzeugen auf die erreichbaren Standzeiten der Werkzeugaktivelemente. EFB, Hannover 2009, ISBN 978-3-86776-328-8.

[Hof12] Hoffmann, H., Neugebauer, R., Spur, G.: Handbuch Umformen. Carl Hanser Verlag, München 2012, ISBN: 978-3-446-42778-5

[Hog10] Hogg, M.; Rexhaj, R.; Bednarz, M. (2010): Scherschneiden von Blechen im Grenzwinkelbereich. In: Zeitschrift für Wirtschaftlichen Fabrikbetrieb 105 (11), S. 1001–1004.

[Kap10] Kappes, J., Liewald, M.: Schnittgratfreies Scherschneiden mittels Konterschneiden, utfscience, Universität Stuttgart, 2010

[Lan90] Lange, K.: Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Band 3: Blechbearbeitung, 2. völlig neu bearbeitete und erweiterte Auflage Springer Verlag, 1990

[Lie79] Liebing, H., Lange, K.: Erzeugung gratfreier Schnittflächen durch Aufteilen des Schneidvorgangs (Konterschneiden), Dissertation, Universität Stuttgart, 1978

[Mcc12] McCool, J.: Using the Weibull Distribution (John Wiley & Sons, 2012)

[Neu97] Neugebauer, R.; Demmler, W. (1997): Optimierung von Schneidbedingungen bei der Verarbeitung von Blechen aus unterschiedlichen Aluminiumlegierungen, Abschlussbericht AiF-Vorhaben-Nr. 10096 B.

[Oeh71] Oehler, G.(1971): Schräg auftreffende Schneidstempel, wt-Zeitung in der Fertigung 61, Heft 6, S. 342-343.

[Ron15] Ronninger, C.: Reliability Analyses with Weibull, http://www.crgraph.com/Weibull.pdf. Accessed Feb. 26th, 2015

[Wör13] Wörz, C., Gall, M.: Grat- und flitterfreie Aluminiumbleche aus dem Stanzautomaten, MaschinenMarkt, 2013

Per Simulation vom Blechband zum Wickelschlauch mit Eigenschaften

Peter Rittershofer

Witzenmann GmbH

INHALTSVERZEICHNIS

Motivation **24**

Linerherstellung **25**

a. Rollformen 26

b. Einfädeln/Anstellen der Wickelrollen 28

c. Wickeln 29

Ergebnisvalidierung **29**

Fazit **31**

1. Motivation

Die Witzenmann-Gruppe ist einer der weltweit führenden Hersteller von flexiblen metallischen Rohrleitungselementen wie Metallschläuchen, Kompensatoren, Metallbälgen und Fahrzeugteilen.

Eine wichtige Produktgruppe sind die Wickelschläuche, die im Endlosverfahren durch Profilieren und wendelförmiges Wickeln eines Metallbandes auf einen Dorn hergestellt werden.

Sie werden überwiegend als abgasführender Liner in Entkoppelelementen für PKW- und LKW-Abgasanlagen eingesetzt, um den äußeren Metallbalg vor hohen Abgastemperaturen zu schützen und die Strömungsführung zu verbessern. Die wesentlichen funktionalen Eigenschaften von Linern, Beweglichkeit und Reibung, lassen sich anhand der axialen Kraft-Weg-Kennlinie bestimmen.

Die Simulation des Herstellprozesses von Linern soll zur Erweiterung des grundsätzlichen Verständnisses dieses Prozesses beitragen und Einflüsse von Werkzeuggeometrie, Materialeigenschaften und Maschineneinstellungen auf die Eigenschaften des Liners aufzeigen. Die Umsetzung der Erkenntnisse soll dann zu einem robusteren Herstellprozess führen.

2. Linerherstellung

Der Herstellprozess von Wickelschläuchen besteht im Wesentlichen aus den Teilprozessen Rollformen und Wickeln. Durch Rollformen wird ein anfangs ebener Blechstreifen im Profilwerk zu einem offenen Hakenprofil verformt, das dann im Wickelkopf schraubenförmig auf einen Wickeldorn gerollt und dabei geschlossen wird.

Neben Profilwerk und Wickelkopf umfasst eine typische Linerwickelmaschine (Bild 1) noch eine Abwickelhaspel mit Bandspeicher und Prägestation zur kontinuierlichen Zuführung des zwecks Rückverfolgbarkeit beschrifteten Blechbands zum Profilwerk und eine einstellbare Bandführung zwischen Profilwerk und Wickelkopf.

Der Wickelkopf besteht seinerseits aus dem angetriebenen Wickeldorn und mehrere in ihrer Position einstellbare Wickelrollen, die das Profil auf den Wickeldorn drücken und es dabei führen und schließen.

Zur Reduzierung der Rechenzeit und Verringerung der Modellgröße wird der Herstellprozess in der Simulation in die drei Abschnitte (a) Rollformen, (b) Einfädeln/ Anstellen der Wickelrollen und (c) Wickeln unterteilt (Bild 1). Diese Aufteilung bietet den zusätzlichen Vorteil, Prozessparameter wie Diskretisierung, Bandlänge und Wickelparameter nach jedem Abschnitt ändern und optimieren zu können.

Alle Simulationen werden mit der Software Simufact.Forming der simufact engineering gmbh durchgeführt.

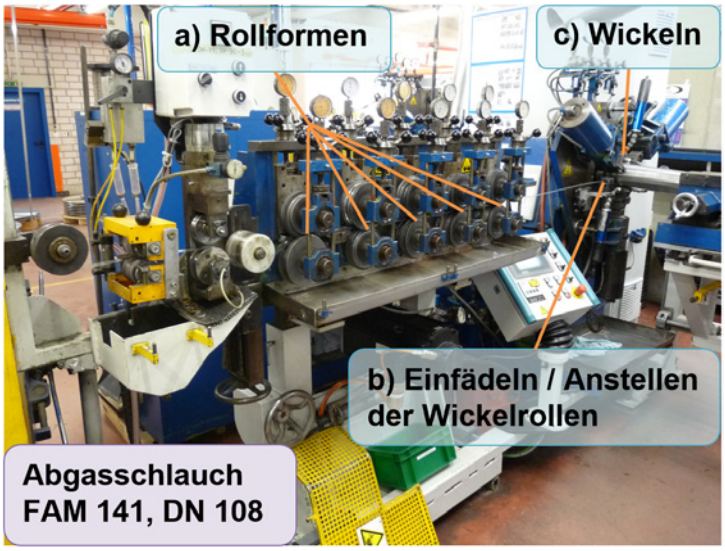


Bild 1: Unterteilung des Wickelprozesses in 3 Abschnitte.

a. Rollformen

Die Rollen des 5-stufigen Profilierwerks werden in der Simulationssoftware als Starrkörper mit ihrer Funktionsgeometrie und ihrem realen Gerüstabstand modelliert. Die oberen Rollen sind angetrieben und werden durch Federkraft auf das Band gepresst. Die unteren Rollen werden als Schlepprollen ausgeführt und erhalten Torsionsfedern zur Stabilisierung des Rollformprozesses (Bild 2).

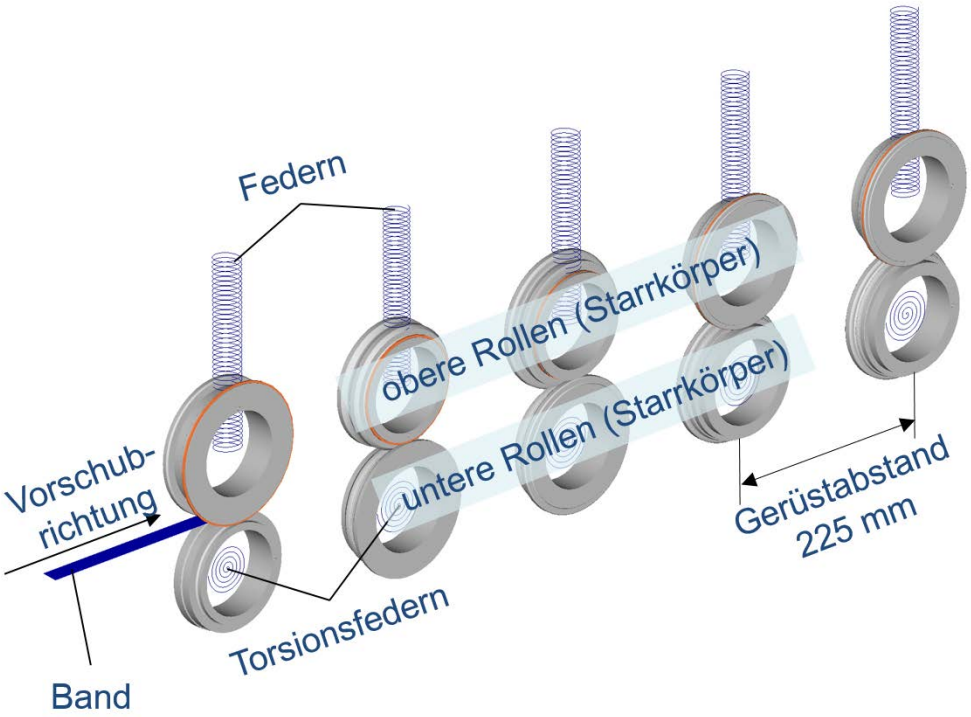


Bild 2: Simulationsmodell des Profilierwerks

Für den Profiliervorgang wird ein 1 m langes Band modelliert, das aus ca. 110.000 Hexaeder – Elementen besteht. Über die Blechdicke von 0,3 mm werden 3 Elemente verwendet, in Längs- und Querrichtung wird das Netz lokal verfeinert, um im Bereich des Ergebnisausschnitts eine geeignete Diskretisierung zu erhalten.

Als Material kommt 1.4828 zum Einsatz, dessen Spannungs-Dehnungskurve auf der Basis von Zugversuchen erstellt wird (Bild 3). Das Verformungsverhalten wird mit einem isotropen elastisch-plastischen Materialgesetz mit Fließbedingung nach v.Mises und kombinierter Verfestigung modelliert.

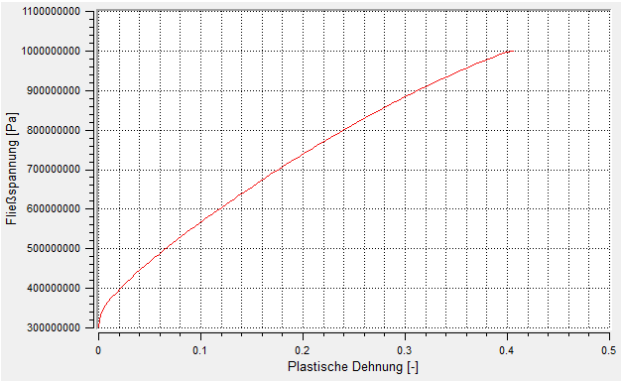


Bild 3: Spannungs-Dehnungskurve des verwendeten Werkstoffes

Die sehr gute Übereinstimmung des profilierten Bands aus realer Fertigung und Simulation nach der letzten Umformstufe zeigt Bild 4.

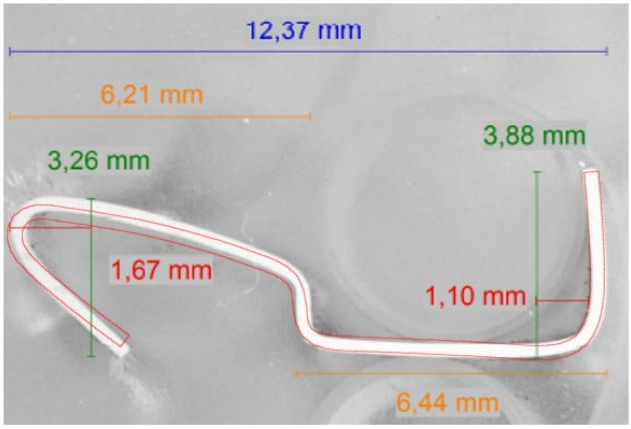


Bild 4: Vergleich der Bandprofile aus Schliff und Simulation

Allerdings beträgt die Rechenzeit, bis der Bandanfang die letzte Umformstufe verlässt, ca. 3 Tage. Um den oben erwähnten 1 m langen Bandabschnitt komplett zu profilieren, würden demzufolge ca. 10 Tage Rechenzeit benötigt. Um diese Zeit einzusparen, wird gemeinsam mit dem Softwarehersteller ein Verfahren entwickelt, bei dem man sich die konstanten Eigenschaften des profilierten Bandes in Längsrichtung zunutze macht. Dabei wird ein 2D Schnitt des Bandes in der letzten Umformstufe mit allen Schnittgrößen (3D Spannungs- und Dehnungstensor, Materialeigenschaften und Verformungen) entnommen und auf das neue Netz eines kurzen Bandabschnitts gemappt. Durch Kopieren dieses Bandabschnitts lassen sich dann mit wenig Aufwand profilierte Bänder mit der richtigen Profilgeometrie und allen Eigenschaften in beliebiger Länge erzeugen.

b. Einfädeln/Anstellen der Wickelrollen

Beim Einrichten der Wickelmaschine muss der Werker das profilierte Band in die Wickeleinheit einfädeln. Für diesen manuellen Vorgang benötigt er verschiedene Werkzeuge, z. B. Zange und Schraubenzieher. Softwareseitig wird das Problem gelöst, indem man einen Führungskanal zwischen Profilierwerk und Wickeleinheit modelliert, in welchem das Band mit Hilfe eines Zugkörpers (Zieher) durch die Bandführung hindurch zum und tangential um den Wickelkopf geführt wird (Bild 5). Die Rechenzeit für den Einfädelvorgang beträgt ca. ½ Tag.

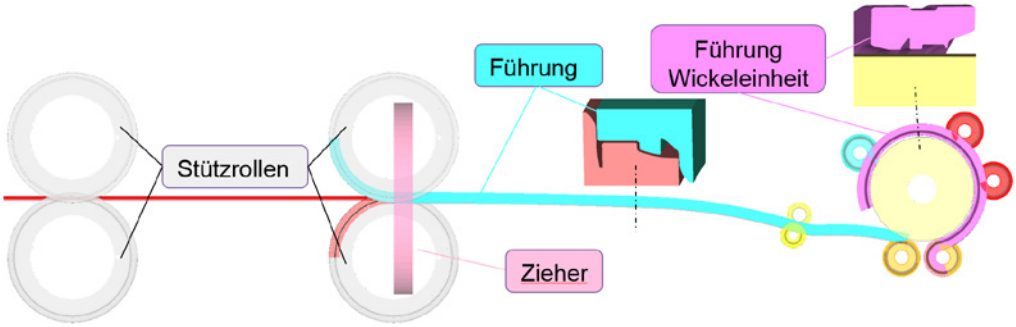


Bild 5: Führungen zum Einfädeln des Bandes in den Wickelkopf

Um das Band Einfädeln zu können, müssen alle Wickelrollen in derselben Ebene liegen und ihre Achsen parallel sein (Bild 6). Nach dem Einfädeln werden die Rollen entsprechend dem Datenblatt des zu fertigenden Schlauches angestellt (Bild 7), die Rechenzeit für das Anstellen der Wickelrollen beträgt wiederum ca. ½ Tag.

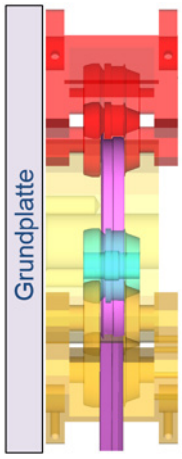


Bild 6: Position der Wickelrollen beim Einfädeln

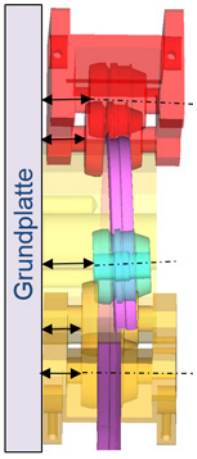


Bild 7: Wickelrollen angestellt

c. Wickeln

Nach der in a. beschriebenen Methode wird ein 4 m langes profiliertes Band aus 132.000 Hexaeder-Elementen erstellt, welches für ca. 10 Wicklungen des Metallschlauches (Bild 8) ausreichend ist. Für den Wickelvorgang wird die Diskretisierung in Dickenrichtung auf ein Element reduziert, um Rechenzeit zu sparen. Die Rechenzeit für 10 Windungen beträgt trotzdem noch 12 Tage auf 14 CPU-Kernen. Es besteht die Möglichkeit, bei Bedarf weitere profilierte Bänder anzuhängen, um weitere Windungen zu berechnen.

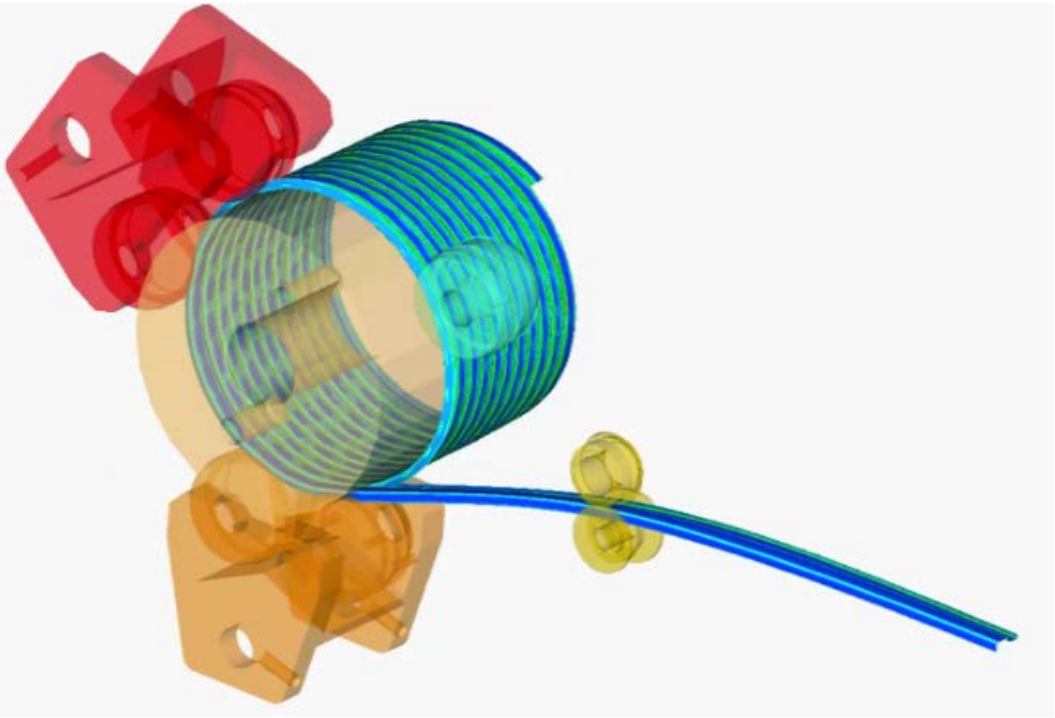


Bild 8: Wickelschlauch mit 10 Windungen

3. Ergebnisvalidierung

In Bild 9 ist die simulierte Geometrie (rot) der Schliffgeometrie (weiß) gegenübergestellt. Die Übereinstimmung ist generell sehr gut. Geringe Abweichungen lassen sich feststellen in Bezug auf den Bandeinlauf (Δu1, Δu2), der in der Simulation mittig zur Rolle erfolgt im Gegensatz zum realen Rollformprozess, in dem sich das Band aufgrund der Toleranzen der Rollen und der Bandbreite in Querrichtung bewegen kann. Die Winkel der Stege (Δφ) und der Bandkanten (Δα) des gewickelten Profils weisen in Simulation und Realität ebenfalls geringe Unterschiede auf, die sich auf eine etwas abweichende Rückfederung bedingt durch das verwendete Materialmodell zurückführen lassen.

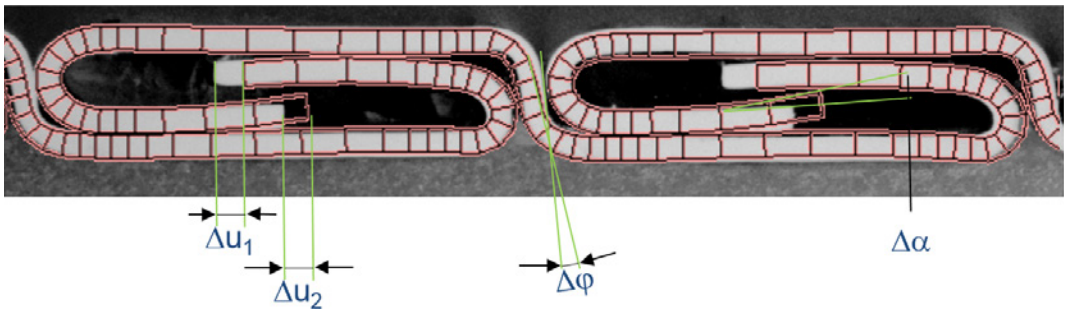


Bild 9: Schnitt durch Wickelschlauch in Simulation und Realität

Neben dem Geometrievergleich werden die Ergebnisse der Simulation anhand der Kraft-Weg-Kennline bzw. Verlustarbeit validiert. Geometrisch ähnliche Liner können mit unterschiedlicher Verlustarbeit gefertigt werden. Die zugehörigen Parameter u. a. zur Einstellung der Wickelrollen sind in den fertigungsbegleitenden Datenblättern dokumentiert. Es werden zwei Liner, die sich in der Verlustarbeit signifikant unterscheiden, sowohl in der Simulation als auch real gewickelt. Anschließend wird ein ungestörter Bereich von ca. 6 Windungen der beiden simulierten Liner ausgeschnitten und eine axiale Bewegung in Stauch- und Zugrichtung gerechnet (Bild 10). Der weichere Liner V2 weist eine Verlustarbeit von 27 N auf, der härtere Liner V4 hat 72 N. Die realen Liner haben eine Verlustarbeit von 59 N bzw. 257 N.

Das Verhältnis harter/weicher Liner beträgt in der Simulation 2.7, in der Realität 4.4. Damit wird bestätigt, dass Änderungen der Wickelparameter in Simulation und Realität tendenziell die gleichen Auswirkungen auf die Kraft-Weg-Kennlinien der Liner haben.

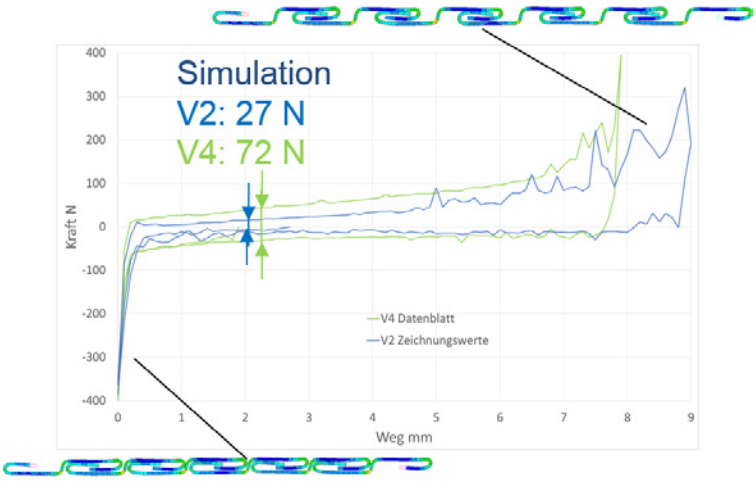


Bild 10: Kraft-Weg-Kennlinie/Verlustarbeit der simulierten Liner

4. Fazit

- Der Linerwickelprozess mit Rollformen, Einfädeln/Anstellen und Wickeln kann vollständig in Simufact abgebildet werden.
- Die besondere Anforderung liegt in der Einsparung von Rechenzeit.
- Rechenzeitverkürzung wird erreicht durch das Ergebnismapping beim Rollformen und die Möglichkeit der Anstückelung weiterer Bänder beim Wickeln.
- Das Ergebnis der Simulation hinsichtlich Geometrie und Eigenschaften liefert eine gute Basis für die Weiterentwicklung unserer Wickelschläuche und -maschinen.

Mikrolegierte Nichteisenmetalle

Stand der Technik, Anwendungen und Potentiale

Tom Kurdewan

Prof. Dr.-Ing. Andreas Zilly

Duale Hochschule Baden-Württemberg, Stuttgart

Durch den Einsatz von neuesten Mikrolegierungstechniken, meist in Kombination mit verschiedenen Umformverfahren und Wärmebehandlungen, lässt sich die Mikrostruktur eines Werkstoffs und damit seine Eigenschaften gezielt einstellen. Nur geringe Anteile an Legierungselementen können bereits zu einer Verbesserung der mechanischen Eigenschaften führen, ohne jedoch beispielsweise die Leitfähigkeit zu beeinträchtigen. Im Gegensatz zu den Eisenwerkstoffen, bei denen mikrolegierte Stähle mit Zusätzen von wenigen Zehntel oder sogar nur Hundertstel Prozent schon seit längerem zum Einsatz kommen, spielen solche Entwicklungen bei NE-Metallen bisher nur eine untergeordnete Rolle.

In diesem Beitrag soll zunächst auf den Stand der Technik eingegangen und eine Abgrenzung zu anderen Legierungsgehalten vorgenommen werden. Danach wird anhand einiger ausgewählter Beispiele aufgezeigt, wo bereits mikrolegierte Nichteisenmetalle zum Einsatz kommen und welches Eigenschaftsportfolio diese aufweisen. Darüber hinaus erfolgt eine Darstellung der Potentiale dieser Legierungsgruppe und wie man diese in zukünftigen Anwendungen noch besser nutzen könnte.

1. Stand der Technik bei Mikrolegierungen

Die Verwendung von Mikrolegierungen ist bei Nichteisenmetallen im Gegensatz zu den Stählen nur sehr wenig verbreitet. Betrachtet man die Zeitachse bei den Stahlanwendungen, stellt man fest, dass auch dort die Mikrolegierungstechnik eher noch zu den jüngeren Maßnahmen zur Eigenschaftsoptimierung gehört. Zu Beginn der siebziger Jahre war es durch die aufkommende Computertechnik in Kombination mit einer verbesserten Anlagentechnologie möglich, mikrolegierte Stähle herzustellen, deren Legierungsanteile auf ein paar Millionstel Teilchen (ppm) genau gesteuert werden konnten. Die Hauptanwendungen dafür sind bis heute hoch- und höchstfeste Stähle, die im Vergleich zu den normalen allgemeinen Baustählen sehr geringe Kohlenstoffgehalte aufweisen und denen kleinste Mengen an Aluminium, Niob, Vanadium und/oder Titan zulegiert werden. [1] Die Grenzwerte für die jeweiligen Gehalte dieser Mikrolegierungselemente liegen nach der DIN EN 10020 unterhalb derer für legierte Stähle. Somit betragen sie zwischen 0,01 – 0,1 Ma.-% (z. B. für Ti 0,05 Ma.-% und für Nb 0,06 Ma.-%).

Streng genommen sind mikrolegierte Stähle aufgrund ihrer Vielzahl weiterer Legierungselemente jedoch keine Mikrolegierungen sondern sie enthalten Mikrolegierungselemente in den angegebenen Konzentrationen.

Bei den Nichteisenmetallen, beispielsweise den Kupferlegierungen, ist der Begriff „Mikrolegierungen“ im Gegensatz zu den niedriglegierten Kupferwerkstoffen nicht klar definiert. In der DIN CEN/TS 13388 „Niedriglegierte Kupfer und Kupferlegierungen – Übersicht über Zusammensetzungen und Produkte“ wird eine Obergrenze von 5 Ma.-% angegeben. Im Rahmen dieses Beitrags sollen zu einer klaren Abgrenzung nur Legierungselemente betrachtet werden, welche in Summe bis maximal 0,1 % bewusst beigefügt wurden.

2. Kupferbasislegierungen

Im Jahr 2000 beschreibt das Patent „High-conductivity copper microalloys obtained by conventional continuous or semi-continuous casting” des spanischen Kupferverarbeiters Lafarga verschiedene hochleitfähige Kupferbasislegierungen mit mindestens einem der Elemente Pb, Sn, Zn, Ag, Ni, Fe und Sb und einer Summe von unter 1000 ppm dieser Zusatzstoffe sowie einem zusätzlichen Silbergehalt von max. 1000 ppm und einer Sauerstoffkonzentration zwischen 20 – 500 ppm. Damit sind laut den Angaben des Anmelders Leitfähigkeiten von über 58 MS/m zu erreichen, die damit annähernd bei hochreinem Kupfer liegen. Die Werte für die Zugfestigkeit betragen dabei über 400 MPa. Weitere Vorteile dieser Werkstoffe sind eine Duktilitätssteigerung und eine Erhöhung der Erweichungstemperatur bei kaltverformten Produkten. Die Erfindungen von Lafarga, welche auch in weiteren Patenten beschrieben werden, beziehen sich auf den Einsatz von Recyclingmaterial bei der Kupferherstellung und damit der gezielten Nutzung bereits vorhandener Fremdelemente zur Eigenschaftsoptimierung. Als potentielle Anwendungen werden hierbei elektrische und elektronische Komponenten genannt. [2],[3]

In dem Patent des Kupferherstellers Outokumpu „Micro-alloyed oxygen-free copper and its use“ aus dem Jahr 2004 wird eine Mikrolegierung beschrieben, deren Grundwerkstoff sauerstofffreies Cu mit einem Anteil von 10 – 30 ppm Sn und/oder 5 – 20 ppm Mn versehen wurde. Mit diesen geringen Anteilen lässt sich eine elektrische Leitfähigkeit von fast 59 MS/m erreichen. Der Hauptvorteil dieses Werkstoffs

neben den guten physikalischen Eigenschaften ist die hervorragende Schweißbarkeit, wie sie bei Rohrleitungen und Kabeln erforderlich ist. Im Gegensatz zu reinem Kupfer weist die Schmelze beim Schweißprozess Vorteile hinsichtlich Viskosität und Oberflächenspannung auf. Zudem führen die Legierungselemente zu einer Erhöhung der Festigkeit und zu einer Verbesserung der Bearbeitbarkeit. [4]

Ein handelsüblicher mikrolegierter Kupferwerkstoff ist Kupfer-Silber. Dieser enthält 0,03 – 0,12 Ma-% Ag und weist ein einphasiges Gefüge auf. In diesem Konzentrationsbereich verursacht Silber durch Behinderung der Rekristallisationsvorgänge eine Erhöhung der Entfestigungstemperatur, was bewirkt, dass eine durch Kaltverformung erreichte Verfestigung auch bei relativ hohen Temperaturen nicht verloren geht. Die Entfestigungstemperatur von CuAg0,1 liegt dadurch oberhalb 300 °C, wohingegen sich Reinkupfer bereits im Bereich zwischen 150 °C und 200 °C entfestigt. Die elektrische Leitfähigkeit des reinen Kupfers verringert sich durch geringe Zugaben von bis zu 0,25 Ma.-% Silber nur unwesentlich. [5] Wie in dem Zustandsschaubild in Abbildung 1 erkennbar ist, weisen Kupfer-Silber-Legierungen bei geringen Mengen an Silber einen homogenen Mischkristall vor.

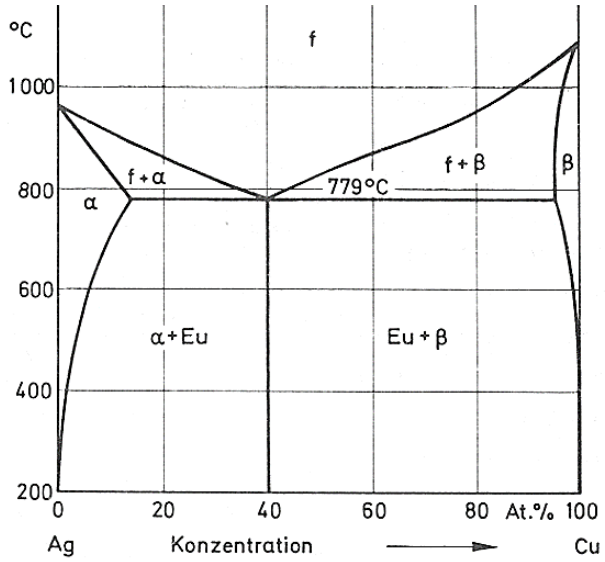


Abbildung 1: Zustandsschaubild CuAg [6]

Die Löslichkeit des Silbers liegt bei Raumtemperatur bei unter 0,1 %. Dadurch ist die Voraussetzung der Ausscheidungsfähigkeit erfüllt. Aus dem übersättigten Mischkristall scheidet sich metallisches Silber aus der Kupfermatrix als einphasige Entmischung aus. Dabei kommt es zu keiner Bildung eines neuen Kristallgitters. In dem Längsschliff durch einen Fahrdraht aus CuAg0,1 (Abbildung 2) sind diese Entmischungen als zeilige Aneinanderreihungen deutlich zu erkennen.

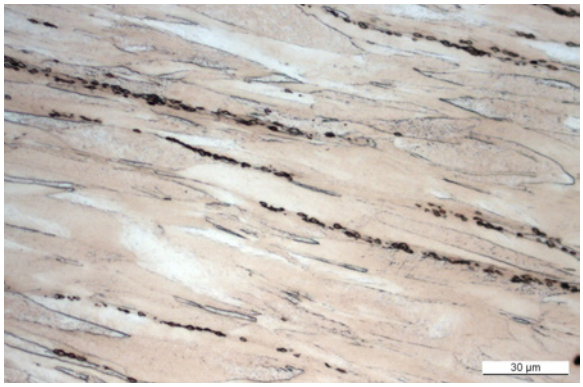


Abbildung 2: Fahrdrahtgefüge, CuAg0,1, 500-fach, Längsschliff, geätzt

Ein weiterer großer Vorteil dieser Werkstoffe ist die relativ hohe Zeitstandfestigkeit, welche für Anwendungen von großer Bedeutung ist, in denen Belastungen bei erhöhten Temperaturen auftreten. Dies ist beispielsweise bei der Verwendung in Widerstandsschweißelektroden erforderlich.

Weitere Anwendungsfälle von CuAg sind Signalkabel im Automobilbau und Bauteile in der Elektronik sowie Fahrdrähte in Oberleitungen von Hochgeschwindigkeitsbahnstrecken, bei denen eine erhöhte Festigkeit erforderlich ist. Die Verschleißrate bei Fahrdrähten aus CuAg0,1 ist dabei um den Faktor 3 niedriger als bei dem Einsatz von Cu-ETP. Durch diese Vielzahl der genannten Vorzüge stellt die Kupfer-Silberlegierung ein ideales Substitut für Elektrolyt-Kupfer dar. Die hohen Kosten für den Legierungsanteil werden dabei durch die erhöhte Standzeit der Fahrleitung kompensiert. [7]

Und doch ist dieser Aspekt der hohen Rohstoffkosten des Silberzusatzes nicht zu vernachlässigen. Steigende Edelmetallpreise und eine in den nächsten Jahren absehbare Rohstoffverknappung verteuern das Legierungselement Silber. Zudem wirkt sich der sehr volatile Silberpreis auf eine langfristige Kalkulation hinsichtlich eines Life-Cycle-Costing nachteilig aus. Der zunächst gering wirkende Silberanteil in Leitmaterial relativiert sich sehr schnell, wenn man bedenkt, dass in der Oberleitung einer Bahnstrecke pro Kilometer alleine der Fahrdraht einen Silberanteil von 2,2 kg aufweist.

Weitere handelsübliche Cu-Legierungen mit geringen Fremdelementanteilen sind CuMg0,1 und CuFe0,1. Bei Kupfer-Magnesium liegt bis ca. 0,8 Ma-% Mg ein homogener Mischkristall vor. Diese Legierung wird seit den siebziger Jahren bevorzugt als Substitut für CuCd in allen Bereichen der Elektro- und Elektronikindustrie eingesetzt, wo eine gute Festigkeit bei gleichzeitig hoher elektrischer Leitfähigkeit gefordert wird. [8]

Zudem zeichnen sich diese Werkstoffe durch eine gute Warm- und Kaltumformbarkeit aus. CuMg-Legierungen sind jedoch in ihrem Schmelz- und Gießprozess verhältnismäßig anspruchsvoll, zum einen wegen des großen Erstarrungsintervalls und zum anderen, weil sich leicht Magnesiumoxidhäute bilden, welche den anschließenden Umformprozess hinsichtlich der Halbzeugqualität beeinträchtigen können.

Kupfer-Eisen ist prinzipiell aushärtbar aber aufgrund der sehr geringen Festigkeitssteigerung wird dieser Effekt technisch nahezu nicht genutzt. Durch den Eisenzusatz erhöht sich die Korrosionsbeständigkeit im Vergleich zu reinem Kupfer. Zudem ist dieser Werkstoff beständig gegen Spannungsrisskorrosion. Wegen ihrer verbesserten mechanischen Eigenschaften sind CuFe-Legierungen in der Elektronik und Elektrotechnik, beispielsweise in der LED-Technik und Halbleiterindustrie sowie als Steckkontakte, weit verbreitet. [5] Oftmals wird CuFe0,1 zur Desoxidation noch Phosphor hinzulegiert. Aufgrund der starken Beeinträchtigung der Leitfähigkeit, geschieht dies in sehr geringen Mengen.

3. Aluminiumbasislegierungen

Für die Einstellung von Eigenschaften bei ausscheidungsfähigen Aluminiumlegierungen werden Mikrolegierungselemente eingesetzt. Die Zugabemengen von bis zu 0,1 at.-% fördern oder unterdrücken den Ausscheidungsprozess und können zum Teil auch zur Bildung neuer Ausscheidungen führen. [9]

So werden zum Beispiel Cadmium, Indium und Zinn dem binäre Legierungssystem Al-Cu zulegiert. Dadurch wird das Einsetzen der Ausscheidungsbildung bei geringen Temperaturen unterdrückt, jedoch bei erhöhten Temperaturen beschleunigt und verstärkt. Der Grund für die Unterdrückung des Aushärtens bei niedrigen Temperaturen, ist, dass die Cadmium-, Indium- und Zinnatome bevorzugt mit den vom Abschrecken erhaltenen Leerstellen interagieren und somit Diffusionsprozesse des Kupfers zur Formung von sogenannten GP-Zonen (Guinier-Preston) nicht unterstützen bzw. behindern. [10], [11] Die Mikrolegierungselemente haben eine höhere Bindungsenergie zu den Leerstellen, als die gelösten Atome. Bei höheren Ausscheidungstemperaturen führen die geringen Beimengungen zu feineren und gleichmäßiger verteilten Ausscheidungen (θ‘).[12] Ohne die Mikrolegierungselemente bildet sich diese Phase heterogen an grob verteilten Versetzungslinien, die im mikrolegierten Zustand viel feiner verteilt vorliegen. [13] Kommerziell genutzt wurde eine AlCu-Legierung mit Sn und Cd (AA2021), in Form von Walzblechen, welche

im ausscheidungsgehärteten Zustand eine 10 – 15 % höhere Festigkeit aufwies als die Legierung auf der diese basierte ohne Mikrolegierungselemente (AA2219). [14]

Auch das Zulegieren von geringsten Mengen Silber (hier 0,1 – 0,3 at.-% Ag) ermöglicht eine Steigerung des Effekts des Ausscheidungshärtens bei zum Beispiel AlZn4Mg3 oder einer komplexeren, kommerziell relevanten Legierung wie AlZn5,6Mg2,5Cu1,6Cr0,26 (EN AW-7075). Daraus kann man ableiten, dass weder weitere lösliche Elemente wie Cr, noch Verunreinigungen wie Fe mit der Funktion von Ag wechselwirken. Ähnlich wie bei Cd, In und Sn entstehen durch die Beimengung von Silber beim Härten feiner verteilte Ausscheidungen. Auch wird der Abstand zwischen ausscheidungsfreien Bereichen an Korngrenzen geringer, welcher zum Beispiel bei hochreinen AlZnMg-Legierungen relativ groß ist. [15] Des Weiteren führt die Zugabe von geringsten Mengen Ag zu einem stärkeren Effekt der Übersättigung an Mg in AlMg-Legierungen. Dies ermöglicht ein Ausscheidungshärten bereits bei einem Mg-Anteil von 0,5 at.-%. Ohne den Mikrolegierungsanteil benötigt man im Vergleich dazu ungefähr 6 at.-% Mg für einen Effekt der Aushärtung. Zusätzlich führt der Silberanteil auch hier zu feineren und besser verteilten Ausscheidungen. Für die effektive Festigkeitssteigerung ist dabei die $Mg_{32}(AlAg)_{49}$-Phase verantwortlich. [16], [17]

Die Legierungselemente Germanium und Silicium werden AlCuMg-Legierungen in geringsten Anteilen beigemengt, um eine feine, stabile θ‘-Phase auszuscheiden. Dabei kommt es durch die Verbindung MgGe und dessen Interaktion mit Leerstellen zur Keimbildung für die Ausscheidungen, während MgSi, dem ein ähnlicher aber schwächerer Effekt zugesprochen wird, die θ‘-Phase stabilisiert. Basierend auf der Erkenntnis über diese Einflüsse wurde experimentell eine kriechfeste Legierung namens Almagem (AlCu5,3Mg0,3Ge0,2Si0,1) entwickelt. [18], [19]

In AlLi-Legierungen, welche häufig durch eine δ‘-Phase (Al_3Li) ausscheidungsgehärtet werden, bilden sich durch Mikroanteile von Zr stabile Al_3Zr-Partikel, welche zu einer heterogenen Keimbildung und somit einem beschleunigtem Ausscheidungsprozess führen. [20] Durch geringste Beimengungen von Ge können sich Spannungen bei der Ausscheidung der δ‘-Phase, welche von Scherungen dieser Phase durch sich bewegende Versetzungen ausgehen, gleichmäßiger im Gefüge verteilen. Grund dafür ist, dass Ge in kleinen Partikeln und unabhängig von der δ‘-Phase ausscheidet und somit die Versetzungsbewegungen blockieren kann. [21] Ähnliche Wirkung haben kleinste Anteile an Sc, welche während der Erstarrung und thermomechanischen Behandlung in AlLi-Legierungen feine stabile Al_3Sc-Partikel bilden. Neben der besseren Spannungsverteilung, haben diese auch den Effekt von Al_3Zr und ermöglichen einen beschleunigten Ausscheidungsprozess durch heterogen verteilte Keimstellen. [22]

Zusammenfassend können Mikrolegierungselemente in Aluminiumlegierungen Ausscheidungsprozesse unterdrücken oder beschleunigen, zusätzliche Ausscheidungsphasen zu den bereits vorhandenen bilden, den Ausscheidungsprozess selbst verändern und die Übersättigung des Mischkristalls erhöhen. Dadurch sind unter anderem eine effektive Festigkeitssteigerung und eine Steigerung der Kriechfestigkeit möglich.

4. Magnesiumbasislegierungen

Auch bei dem Leichtbauwerkstoff Magnesium kann der Einsatz von Mikrolegierungselementen zur Verbesserung der Eigenschaften eingesetzt werden. Ein Einsatzfall sind dabei Druckgusslegierungen. Die häufig verwendeten und zudem kostengünstigen Legierungen sind die sogenannten AZ-Legierungen welche zusätzlich zu Magnesium noch Aluminium und Zink enthalten. Sie weisen eine gute Eigenschaftskombination von Festigkeit, Gießbarkeit und Korrosionsbeständigkeit auf. Die Hauptnachteile liegen in der schlechten Kriechfestigkeit und geringen Hochtemperaturbeständigkeit. Der Grund für eine verminderte Kriechfestigkeit liegt in der Bildung von $Mg_{17}Al_{12}$-Verbindungen. Ein Zusatz von weiteren Elementen führt zu einer Unterdrückung dieser intermetallischen Verbindungen, da diese eine Verbindung mit Aluminium eingehen. Dazu müssen sie eine höhere Affinität zu Aluminium aufweisen als zu dem Matrixwerkstoff Magnesium. In einem Patent der Dead Sea Magnesium Ltd zusammen mit der Volkswagen AG sind diese Legierungen beschrieben.

Zur Modifizierung der ausgeschiedenen intermetallischen Phasen wird zum einen Strontium in einem Konzentrationsbereich von 0,01 – 0,2 Ma.-% zugefügt. Dieses Element verringert zusätzlich die Mikroporosität im Gussgefüge. Ebenfalls tragen Seltenerdmetalle in geringen Mengen zur Eigenschaftsoptimierung des Werkstoffes und zur zusätzlichen Verbesserung seiner Korrosionsbeständigkeit bei. [23]

Ein weiteres Anwendungsgebiet von mikrolegierten Magnesiumlegierungen sind körperabbaubare (biodegradable) Implantate. Die eher geringe Korrosionsbeständigkeit von Magnesiumwerkstoffen, welche den Einsatz in Leichtbauanwendungen wie beispielsweise im Automobilbau vor gewisse Herausforderungen stellt, dient im Fall von Implantaten als Vorteil. Diese lassen sich hinsichtlich ihrer Zusammensetzung so einstellen, dass sie sich nach einer gewissen Zeit nach Vollendung des

Heilungsprozesses im Körper vollständig auflösen und somit keinen Fremdkörper mehr darstellen. Das überschüssige Magnesium wird dabei ausgeschieden.

Als Mikrolegierungselemente in Magnesiumimplantaten kommen dabei unter anderem Seltene Erden zum Einsatz. In jüngerer Zeit ist man jedoch bestrebt, diese Elemente zu substituieren. Zum einen weil sich diese zum Teil toxischen Stoffe bei der Auflösung an der Implantationsstelle konzentrieren können und zum anderen wegen deren Preisvolatilität. Als Substitut hat sich dafür Calcium als sehr geeignet erwiesen. Der Konzentrationsbereich erstreckt sich dabei je nach Anwendungsfall zwischen 0,1 – 1 Ma-% Ca. [24]

Diese mikro- bzw. niedriglegierten Magnesium-Calcium-Legierungen weisen einen homogenen Korrosionsverlauf sowie aufgrund ihrer Biokompatibiiltät eine gute Verträglichkeit im Organismus auf. Ein Kriterium bei dem Korrosionsprozess ist dabei die Bildung von Magnesiumhydroxid und Wasserstoff. Die dabei entstehende Gasmenge steht in direktem Zusammenhang mit der Korrosionsgeschwindigkeit und somit auch der Degradation. Da sich zu hohe Gasansammlungen im Körper negativ auswirken, sollte der Zersetzungsprozess langsam und gleichmäßig ablaufen. [25]

5. Zusammenfassung und Ausblick

Durch den Einsatz von Mikrolegierungen lassen sich gezielt mechanische und physikalische Werkstoffeigenschaften durch geringe Veränderungen des Gefüges beeinflussen. So dient beispielsweise die Zugabe von Fremdelementen in Kupfer einer Erhöhung der Festigkeit und Kriechbeständigkeit bei gleichzeitigem Erhalt einer guten Leitfähigkeit. Bei einigen etablierten Leitmaterialien wie CuAg und CuFe nutzt man diese Möglichkeit schon seit längerem. Die Mikrolegierungstechnik findet im Gegensatz zu den Stählen bei den Nichteisenmetallen jedoch nur in einem geringen Umfang statt, obwohl auch bei diesen ein nutzbares Potential durchaus vorhanden ist. Der Grund ist zum einen die Handhabung sowie die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse im industriellen Maßstab. Moderne Verfahren der Metallurgie ermöglichen es immer mehr, auch geringe Mengen Zusatzstoffe in den Grundwerkstoff gezielt einzubringen, homogen zu verteilen und nachzuweisen. Daher ist zu erwarten, dass sich in den nächsten Jahren im Zuge der Entwicklung von immer leistungsfähigeren Werkstoffen auch die Anzahl der mikrolegierten Nichteisenmetalle erhöhen wird.

Literaturverzeichnis

[1] Zilly, A.: Kupferbasislegierungen mit innovativen Eigenschaften. Wahl, R. (Hrsg.): Technik-Forum 2007: Fortschrittsberichte und Umfeldbetrachtungen zur Entwicklung verschleißreduzierter Umformwerkzeuge. Beiträge der Hochschule Pforzheim Nr. 126. Pforzheim 2008, S. 25 – 49.

[2] Arderiu, Jose Oriol Guixa, et al. „High-conductivity copper microalloys obtained by conventional continuous or semi-continuous casting." U.S. Patent No. 6,103,188. 15 Aug. 2000.

[3] Arderiu, José Oriol Guixà, et al. „Manufacture of copper microalloys." U.S. Patent No. 6,797,082. 28 Sep. 2004.

[4] Salonen, T., and Antti K.: „Micro-alloyed oxygen-free copper alloy and its use." U.S. Patent Application No. 10/471,191. 2002

[5] Deutsches Kupfer-Institut (Hrsg.): Niedriglegierte Kupferwerkstoffe, DKI Informationsdruck i.008, 2012.

[6] Föll, H.: „Electronic Materials – Script", unter: http://www.tf.uni-kiel.de/matwis/amat/elmat_en/kap_2/illustr/phase_dia_ag_cu.gif (abgerufen am 22.07.2016)

[7] Pupke, F.: Selection of material for contact wire. Innotrans 2006. Vortragsunterlagen, nkt cables GmbH, 2006.

[8] Köhler, M.: Kupfer-Magnesium-Legierungen. Technische Information, Diehl Metall – Sundwiger Messingwerk, 2004.

[9] Polmear, I.J. In Aluminum Alloys: *Their Physical and Mechanical Properties: Proceedings of the 6th International Conference on Aluminum Alloys, ICAA-6: Toyohashi, Japan, July 5 – 10*, 1998, Vol. 1, p. 75

[10] Hardy, H. K. „The Effect of Small Quantities of Cd, In, Sn, Sb, Tl, Pb, or Bi on the Ageing Characteristics of Cast and Heat-Treated Aluminium-4-Percent Copper-0.15-Percent Titanium Alloy." *Journal of the Institute of Metals 78.2* (1950): 169

[11] Silcock, J. M. „The effect of quenching on the formation of gp zones and θ′ in al cu-alloys." *Philosophical Magazine* 4.46 (1959): 1187 – 1194.

[12] Polmear, I. J., and H. K. Hardy. „Some Metallographic Observations on Aged Aluminium-Copper Alloys." *Journal of the Institute of Metals* 81.8 (1953): 427 – 431.

[13] Nuyten, J. B. M. „Quenched structures and precipitation in Al-Cu alloys with and without traceadditions of Cd.“ Acta Metallurgica 15.11 (1967): 1765 –1770.

[14] Polmear, I. J. „Control of precipitation processes and properties in aged aluminium alloys by microalloying.“ Materials Forum. Vol. 23. 1999.

[15] Polmear, I. J. „The Ageing Caracteristics of Complex Al-Zn-Mg Alloys-Distinctive Effects of Copper and Silver on the Ageing Mechanism.“ Journal of the Institute of Metals 89.2 (1960): 51 – 59.

[16] Polmear, I. J., and K. R. Sargant. „Enhanced Age-hardening in Aluminium–Magnesium Alloys.“ (1963): 669 – 670.

[17] Auld, J. H. „X-ray investigation of ageing in an aluminium-5% magnesium alloy with small silver additions.“ Acta Metallurgica 16.1 (1968): 97 – 101.

[18] Brook, G.B.and Hatt, B.A. “The Mechanisms of Phase Transfer in Crystal Solids.”, Institute of Metals, London, 1969, p. 82.

[19] Brook, G.B. “Aircraft Engineering”, 1 (1975): 32

[20] Gayle, Frank W., and John B. Vander Sande. „“Composite” precipitates in an Al-Li-Zr alloy.“ Scripta metallurgica 18.5 (1984): 473 – 478.

[21] Cassada, W. A., G. J. Shiflet, and E. A. Starke. „The effect of germanium on the precipitation and deformation behavior of Al-2Li alloys.“ Acta Metallurgica 34.3 (1986): 367 – 378.

[22] Jiang, X. J., et al. „Effects of minor additions on precipitation and properties of Al-Li-Cu-Mg-Zr alloy.“ Scripta metallurgica et materialia 29.2 (1993): 211 – 216.

[23] Bronfin, B.; Aghion, E.-O.; Schumann, S.; Bohling, P.; Kainer, K.-U.: „Magnesiumlegierungen für Hochtemperatur-Anwendungen.“ DE Aktenzeichen 19937184.9, 21 Feb. 2013

[24] Decker, Raymond, Stephen Lebeau, and Steven Young. „High-strength and bio-absorbable magnesium alloys.“ U.S. Patent Application No. 14/777,159.

[25] Janning, Carla. Auswirkungen eines Magnesiumkorrosionsproduktes (Mg (OH) 2) aus degradierbaren Magnesiumimplantaten auf den umliegenden, spongiösen Knochen im Kaninchenmodell. Diss. 2008.

Moderne Walztechnik „Made in Pforzheim“

Dr.-Ing. Frank Müller
Dipl.-Ing. (FH) Jörg Scheller

Heinrich Müller Maschinenfabrik GmbH

Die HMP Gruppe befasst sich mit endkonturnaher Formgebung in Verbindung mit verschiedenen Umformprozessen. Neben der Rundknet- und Axialumformtechnik konnte die Walztechnik in den letzten Jahren zu einem weiteren Standbein ausgebaut werden. Im folgenden Beitrag wird das HMP Produktprogramm in Verbindung mit einigen technischen Neuentwicklungen vorgestellt.

HMP konzentriert sich auf die Erarbeitung von Lösungen für Nischenanwendungen im kleinen Abmessungsbereich in Verbindung mit hoher Präzision. Hierbei ist ein hohes Maß an Prozessintegration in Verbindung mit vielseitigen Möglichkeiten zur Prozessregelung gefragt. Im Folgenden werden Bandwalzanlagen mit einem Gerüst für verschiedene Anwendungen besprochen. Neben diesen Anlagentypen bietet HMP Draht- und Profilwalzanlagen mit mehreren Gerüsten, mit und ohne Verstellbarkeit des Walzspalts, sowie Knüppelwalzanlagen an.

1. Bandwalzanlagen

1.1 Grundlagen

Bandwalzanlagen werden im Reversier- oder Durchlaufbetrieb zur Reduzierung der Dicken folgender Halbzeuge eingesetzt:

- Barren (gerade)
- Blech (gerade)
- Band (gewickelt)

Die Umformung kann dabei im kalten (ohne Erwärmung) oder im warmen Zustand (mit Erwärmung) erfolgen.

1.2 HMP Produktprogramm

Bandwalzanlagen können in Duo-, Quarto-Ausführung, als Kombiwalzgerüst Duo/Quarto oder als Mehrrollersystem (Cluster) ausgeführt werden. Die Walzspaltverstellung kann dabei motorisch oder hydraulisch erfolgen.

Duo-Konfiguration (2 Arbeitswalzen):

- Walzenrollendurchmesser Duo: 250 – 550 mm
- Ballenbreite: max. 600 mm

- Walzkraft: max. 6000 kN
- Walzgeschwindigkeit: max. 120 m/min

Quarto-Konfiguration (2 Arbeitswalzen, 2 Stützwalzen):

- Stützwalzendurchmesser: 265 – 400 mm
- Arbeitswalzendurchmesser: 100 – 150 mm
- Ballenbreite: max. 450 mm
- Walzkraft: max. 1500 kN
- Walzgeschwindigkeit: max. 120 m/min

Mehrroller-Konfiguration (2 Arbeitswalzen, 18 Stützwalzen):

- Stützwalzendurchmesser: 19 – 55 mm
- Arbeitswalzendurchmesser: 10 – 20 mm
- Ballenbreite: max. 200 mm
- Walzkraft: max. 50 kN
- Walzgeschwindigkeit: max. 100 m/min

1.3 Typische Abmessungen und Toleranzen bei der Kaltumformung:

Duo-Konfiguration					
Werkstoff	Bandbreite [mm]	Banddicke Vormaterial [mm]	Banddicke Fertig-material [mm]	Toleranz Fertig-material [mm]	Prozess-temperatur
Cu	< 300	< 55	> 0,8	± 0,01	kalt
Cu-Legierung	< 300	< 55	> 0,8	± 0,01	kalt
C-Stähle	< 300	< 40	> 0,8	± 0,01	kalt
Legierte Stähle	< 300	< 40	> 0,8	± 0,01	kalt
Edelmetalle	< 300	< 55	> 0,8	± 0,01	kalt

Quarto-Konfiguration					
Werkstoff	Bandbreite [mm]	Banddicke Vormaterial [mm]	Banddicke Fertigmaterial [mm]	Toleranz Fertigmaterial [mm]	Prozess-temperatur
Cu	< 300	< 4	> 0,1	± 0,002	kalt
Cu-Legierung	< 300	< 4	> 0,1	± 0,002	kalt
C-Stähle	< 300	< 4	> 0,2	± 0,005	kalt
Legierte Stähle	< 300	< 4	> 0,2	± 0,005	kalt
Edelmetalle	< 300	< 4	> 0,1	± 0,002	kalt

Mehrroller-Konfiguration								
Werk-stoff	Einlaufabmessungen			Auslaufabmessungen			Produk-tionsge-schw. [m/min]	Prozes-stempe-ratur
	Dicke [mm]	Toleranz [µm]	Breite [mm]	Dicke [mm]	Toleranz [µm]	Breite [mm]		
Au	0,1	±10	150	0,005	±0,5	150	100	kalt
Ag	0,1	±10	150	0,005	±0,5	150	100	kalt
Cu	0,1	±10	150	0,01	±0,5	150	100	kalt
Al	0,1	±10	150	0,01	±0,5	150	100	kalt

1.4 Regeloptionen für den Walzspalt

Für die Erzielung enger Toleranzen ist es notwendig, den Abstand zwischen den Walzen (Walzspalt) während der Bearbeitung verändern zu können. Für die Steuerung und Regelung dieser Walzspaltverstellung stehen verschiedene Möglichkeiten zur Verfügung:

- **Nachlaufregelung**: Gemessen wird die Walzgutdicke im Auslauf nach der Umformung. Der gemessene Wert wird mit einem hinterlegten Sollwert verglichen und durch Verstellung des Walzspalts angepasst.
- **Vorlaufsteuerung**: Gemessen wird die einlaufende Walzgutdicke. Der gemessene Wert wird mit einem hinterlegten Sollwert verglichen. Der Walzspalt wird an einen ebenfalls hinterlegten Wert angepasst.

- **Volumenregelung (Massenflussregelung):** Die Voreinstellung des Walzspalts erfolgt zunächst anhand eines Stichplans. Das Walzgut läuft mit einer bestimmten einlaufseitigen Walzgutgeschwindigkeit v_{i-1} und einlaufseitigen Walzgutdicke h_{i-1} ein, und verlässt das Walzgerüst mit einer auslaufseitigen Walzgutgeschwindigkeit v_i und auslaufseitigen Walzgutdicke h_i. Dabei gilt das Massenflussgesetz:

$$h_i = \frac{v_{i-1}}{v_i} h_{i-1}$$

Durch Messung der ein- und auslaufseitigen Walzgutgeschwindigkeiten sowie der einlaufseitigen Walzgutdicke kann die aktuelle auslaufseitige Walzgutdicke bestimmt werden. Die berechnete auslaufseitige Walzgutdicke wird dann mit einem Sollwert verglichen und durch Verstellung des Walzspalts angepasst.

- **Walzkraftregelung**: Es besteht die Möglichkeit, die beim Walzen auftretende Kraft zu messen, mit einem hinterlegten Sollwert zu vergleichen und durch Verstellung des Walzspalts anzupassen.

1.5 Regeloptionen für die Bandspannung:

- **Tänzerregelung**: Bei Verwendung eines oder mehrerer Tänzer wird die Lage des Tänzers gemessen. Dieser Messwert wird mit einer Sollposition verglichen und über die Drehzahl der Spuler oder des Walzgerüsts geregelt.
- **Momentenregelung**: An beiden Spulern wird das anliegende Drehmoment gemessen. Diese Messwerte werden mit Sollwerten verglichen und über die Drehzahl geregelt.

2. HMP Neuentwicklung: Warm-Plattier-Walzanlage mit konduktiver Erwärmung

2.1 Grundlagen

Beim Plattieren wird auf einen in der Regel unedlen Grundwerkstoff (z. B. Kohlenstoffstahl) mechanisch eine untrennbare Auflage eines edleren Werkstoffs (z. B. NE-Metall) aufgebracht. Dabei entsteht ein Verbundwerkstoff. Die Verbindung entsteht dabei durch Druck und/oder Temperatur. Das Plattierwalzen kann kalt oder warm erfolgen.

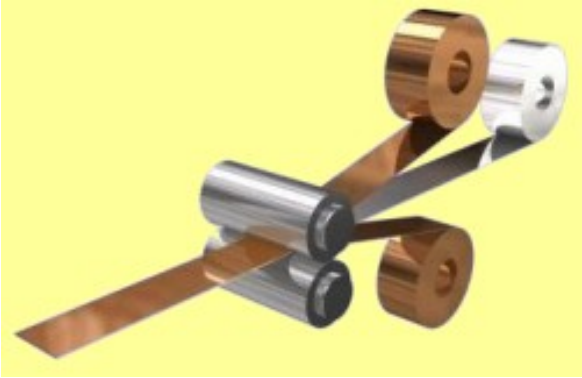


Bild 1: Prinzipdarstellung Walzplattieren (Quelle: Institut für Metallumformung, TU Freiberg)

2.2 Aufbau

Mit der neu entwickelten Anlage wird ein Verbundwerkstoff aus zwei Bändern erzeugt. Beide Bänder werden momentengeregelt abgespult und über Umlenkrollen dem Walzspalt zugeführt. Die Erwärmung beider Bänder erfolgt konduktiv mit Gleichspannung unter Schutzgas. Dazu werden die einlaufenden Bänder elektrisch isoliert und über 2 Rollen kontaktiert. Über Kohlebürsten und Schleifringe wird das notwendige Potential übertragen. Die Walzenrollen sind geerdet, so dass das plattierte Band nach außen elektrisch neutral ist. Nach dem Plattieren kann die Verbindungsqualität durch eine Ultraschallprüfung überwacht werden.

Nach dem Walzen wird das Band auf ca. 60°C abgekühlt. Dazu durchläuft es eine Kühlstrecke wo durch eine Vielzahl von Wasserstrahldüsen Kühlwasser mit hohem Druck auf das plattierte Band gestrahlt wird. Die dadurch erzeugte hohe Kühlleistung ermöglicht eine kurze Baulänge von nur 1,5m. Auf die Bandkühlung folgt eine Vorrichtung zur Bandtrocknung mittels Druckluft. Danach erfolgt die Messung

der Dicke des Verbunds. Optional können auslaufseitig noch Beschriftungs- oder Markierungsgeräte und zum Oberflächenschutz, Beölungs- oder Passivierungseinrichtungen eingesetzt werden.

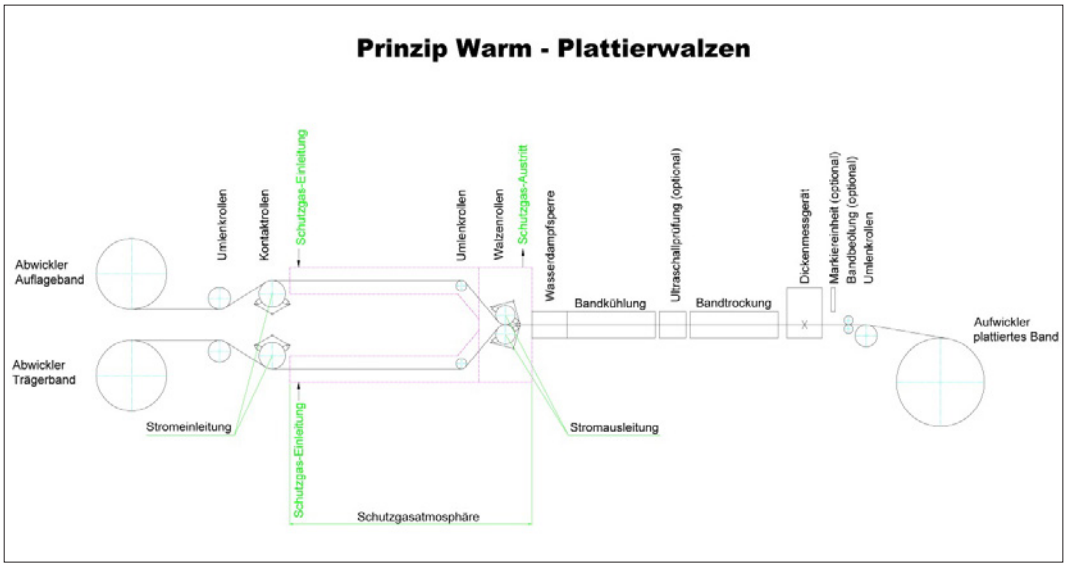


Bild 2: Aufbau einer HMP Warmplattieranlage mit konduktiver Erwärmung

Anlagengeschwindigkeit:	0 – 30 m/min
Bandvorerwärmung gesamt:	ca. 850 kVA
Auf Trägerband entfallen:	683 kVA
Auf Auflageband entfallen:	162 kVA
Frequenz:	50 Hz
DC-Spannung Trägerband:	55V
DC-Spannung Auflageband:	25V
CD-Strom Trägerband:	9000 A
CD-Strom Auflageband:	4500 A
Stromregelgenauigkeit:	±1% bezogen auf die max. Leistung
Temperaturregelgenauigkeit:	±10°K (mit Temperaturregelkreis)
Temperatur Vorerwärmung Auflageband:	450°C
Temperatur Vorerwärmung Trägerband:	800°C
Länge der Vorwärmstrecke:	3000 mm

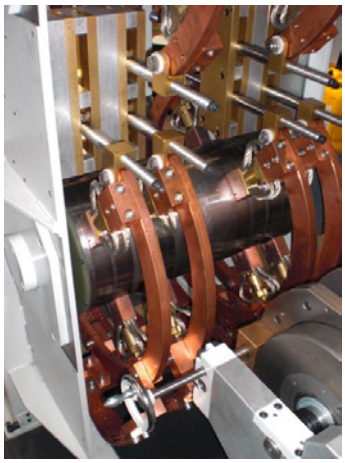


Bild 3: Kontaktierung Kontaktrollen

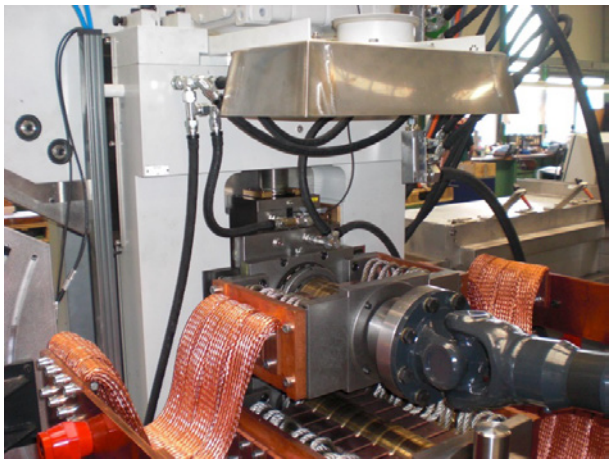


Bild 4: Kontaktierung Walzenrollen

2.3 Temperaturregelung

Als Eingangsdaten stehen für jede Seite separat zur Verfügung:

- Bandgeschwindigkeiten Trägerband und Auflageband,
- Bandtemperaturen Trägerband und Auflageband,
- Glühstrom Trägerband und Auflageband,
- Glühspannung Trägerband und Auflageband,
- Werkstoffdaten Trägerband und Auflageband,
- Bandquerschnitt Trägerband und Auflageband.

Daraus werden verschiedene Regelkreise für die Temperatur abgeleitet:

Spannungsregelung U = f(v,mat):
Jeder Geschwindigkeit wird mit Hilfe hinterlegter Kurven eine entsprechende Glühspannung zugeordnet. Der Prozess läuft bis zum Erreichen der vorgegebenen Produktionsgeschwindigkeit ungeregelt ab. Ist die Produktionsgeschwindigkeit erreicht, wird sie als konstanter Sollwert übernommen. Die diesem konstanten Sollwert zugeordnete Glühspannung wird ab Erreichen der Produktionsgeschwindigkeit mit der gemessenen Glühspannung verglichen und bildet die Regelabweichung. Die Glühspannung wird bei konstanter Geschwindigkeit geregelt.

Stromregelung I = f(A,v,material):
Jeder Geschwindigkeit wird mit Hilfe hinterlegter Kurven ein entsprechender Glühstrom zugeordnet. Der Prozess läuft bis zum Erreichen der vorgegebenen Produktionsgeschwindigkeit ungeregelt ab. Ist die Produktionsgeschwindigkeit erreicht,

wird sie als konstanter Sollwert übernommen. Der diesem konstanten Sollwert zugeordnete Glühstrom wird ab Erreichen der Produktionsgeschwindigkeit mit dem gemessenen Glühstrom verglichen und bildet die Regelabweichung. Der Glühstrom wird bei konstanter Geschwindigkeit über eine Änderung der Spannung geregelt.

Temperaturregelung:
Jeder Geschwindigkeit wird mit Hilfe hinterlegter Kurven eine entsprechende Temperatur zugeordnet. Der Prozess läuft bis zum Erreichen der vorgegebenen Produktionsgeschwindigkeit ungeregelt ab. Ist die Produktionsgeschwindigkeit erreicht, wird sie als konstanter Sollwert übernommen. Die diesem konstanten Sollwert zugeordnete Temperatur wird ab Erreichen der Produktionsgeschwindigkeit mit der gemessenen Temperatur verglichen und bildet die Regelabweichung. Die Temperatur wird bei konstanter Geschwindigkeit über eine Änderung der Spannung geregelt.

Über Korrekturwerte ist die Möglichkeit gegeben, alle Steuerkurven an reale, werkstoff- und stichabhängige Bedingungen anzupassen. Mit Hilfe eines Offsetwertes ist es möglich, den Übergangswiderstand an den Kohlebürsten und Schleifringen zu korrigieren. Mit diesen unterschiedlichen Optionen zur Prozessregelung wird der Kunde in die Lage versetzt, sich seine eigenen „Rezepturen“ zu erarbeiten.

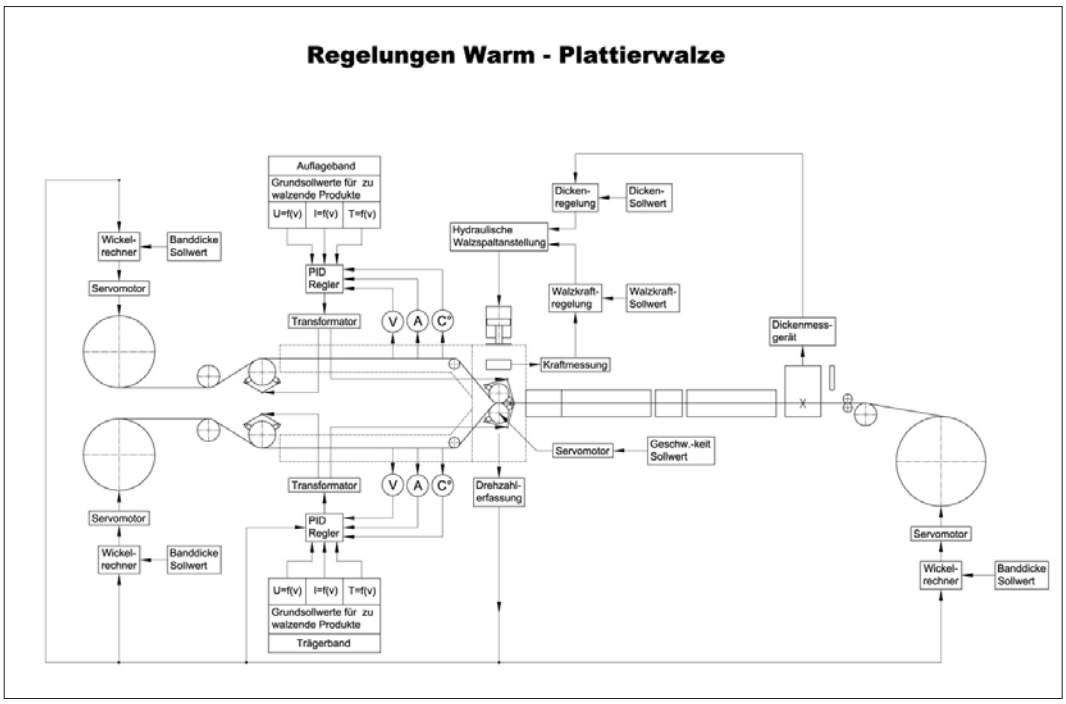


Bild 5: Steuer- und Regelmöglichkeiten beim Warmplattieren

Für die Regelung der Banddicke und der -spannung stehen die in Kapitel 1 beschriebenen Möglichkeiten zur Verfügung.

3. HMP Neuentwicklung: Kompakte Folienwalzanlage in Cluster-Bauweise

3.1 Grundlagen

Eine Folienwalzanlage wird zum Walzen von dünnsten Folien eingesetzt. Diese Folien finden ihren Einsatz in der Elektroindustrie (Kupfer- und Aluminium-Folie, z. B. als EMV Abschirmfolien), sowie in der Schmuckindustrie (Gold- und Silber-Folien).

Die maximale Walzkraft bei der neu entwickelten Anlage beträgt 50 kN, die maximale Bandbreite beträgt 150 mm. Um den hohen Toleranzanforderungen gerecht zu werden muss die Arbeitswalzenbiegung gering gehalten werden. Dies kann prinzipiell durch größere Walzendurchmesser oder durch Stützwalzen erreicht werden. Größere Walzendurchmesser erfordern aber auf Grund der höheren Auflagefläche auch höhere Walzkräfte. Der Durchmesser der Arbeitswalze ist daher möglichst klein auszulegen, um eine hohe Flächenpressung auf dem Walzgut zu erzielen. Gleichzeitig ist zu beachten, dass die Einzugsbedingungen der verschiedenen Stichabnahmen erfüllt werden. Aus diesem Grund wurde das Walzgerüst für 2 verschiedene Arbeitswalzendurchmesser ausgelegt. Die aus der Walzkraft resultierende Durchbiegung der Arbeitswalze wird durch den Einsatz von Stützwalzen (9 Stück pro Arbeitswalze) minimiert. Daraus ergeben sich in Summe 20 Walzen.

3.2 Aufbau

Bei der Neuentwicklung handelt es sich um eine reversierende Präzisionswalzanlage, bei dem die Walzenrollen in einem unteren und einem oberen Einbaustück gelagert sind. Die Walzenanstellung erfolgt hydraulisch. Um eine möglichst konstante Dicke über die Folienbreite zu gewährleisten, sind in dem 20-Rollen-Walzgerüst zusätzliche Einrichtungen vorhanden, mit denen man Einfluss auf die Durchbiegung der Arbeitswalzen nehmen kann:

- Die Stützwalzen können gebogen werden. Dazu wird auf die äußeren Stützwalzen motorisch gezielt gedrückt. Die Motoren betätigen eine Schubstange mit Keilübersetzung. Mit dieser Einrichtung ist eine Zustellung bis ca. 0,1 µm möglich.
- Die Stützwalzen der ersten Reihe können axial verschoben werden. Dadurch kann direkt auf die Durchbiegung der Arbeitswalzen Einfluss genommen werden.

Beide Einrichtungen beeinflussen die Biegelinie der Arbeitswalze und wirken damit auf die Dicke des Walzguts in Querrichtung ein. Zwei Tänzer, links und rechts, gewährleisten eine genaue und stabile Walzgutspannung zwischen Gerüst und den Spulern. In Abhängigkeit der Foliendicke kann das Walzgerüst mit Arbeitswalzen Durchmesser 20 mm bzw. mit Arbeitswalzen Durchmesser 10 mm bestückt werden.

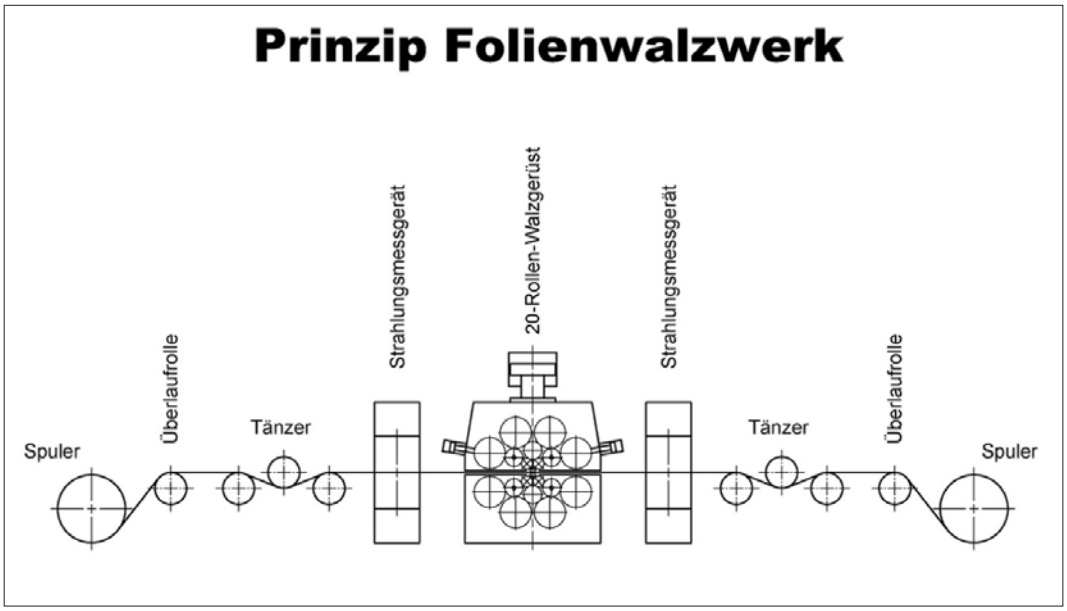


Bild 6: Aufbau einer HMP-Folienwalzanlage

Walze	Durchmesser [mm]	Breite [mm]
Arbeitswalze I	10	200
Arbeitswalze II	20	200
Stützwalze 1	19	200
Stützwalze 2	32	200
Stützwalze 3	55	200

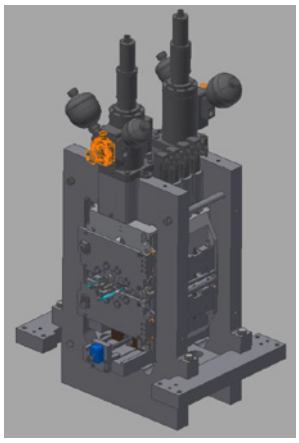


Bild 7: Folienwalzanlage, Gerüst

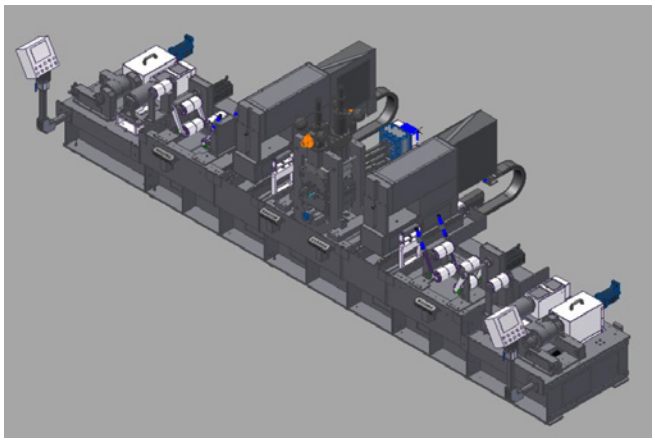


Bild 8: Folienwalzanlage, gesamte Anlage

3.3 Betriebsarten

Manuell:
Der Bediener wählt für jeden Stich die Reduktion/Stichabnahme manuell vor und startet den Walzprozess. Die voreingestellte Zieldicke des Walzguts in Längs- und Querrichtung wird durch das Strahlungsmessgerät gemessen. Die Prozessregelung erfolgt durch Veränderung des Walzspalts sowie der Biegelinie der Stützwalzen. Nach jedem Stich muss der Bediener die Parameter für den nächsten Stich festlegen.

Halbautomatisch:
Im System ist ein kompletter Stichplan von der Eingangs- bis zur Enddicke hinterlegt. Für jeden Stich sind der Walzspalt, die Momente an den Spulern und die Produktionsgeschwindigkeit definiert. Nach jedem Stich kann der Bediener die vorgeschlagenen Parameter übernehmen oder manuell anpassen. Die voreingestellte Zieldicke des Walzguts in Längs- und Querrichtung wird durch das Strahlungsmessgerät gemessen. Die Prozessregelung erfolgt durch Veränderung des Walzspalts sowie der Biegelinie der Stützwalzen.

Automatisch:
Die Walzanlage fährt den Stichplan komplett automatisch ab. Nach dem Programmstart, wird der Walzspalt automatisch eingestellt. Der erste Stich wird für die eingestellte Länge gewalzt. Die voreingestellte Zieldicke des Walzguts in Längs- und Querrichtung wird durch das Strahlungsmessgerät gemessen. Die Prozessregelung erfolgt durch Veränderung des Walzspalts sowie der Biegelinie der Stützwalzen. Nachdem die Ziellänge erreicht ist, stoppt die Anlage, stellt sich gemäß Stichplan auf den neuen Stich ein und startet automatisch. Dieser Vorgang wiederholt sich bis der Stichplan abgearbeitet wurde.

3.4 Regelkonzept

Neben den Regelmöglichkeiten für die Walzspaltverstellung und die Folienspannung, die im Standard zur Verfügung stehen (siehe Kapitel 1) ergibt sich die Notwendigkeit, zusätzliche Regelkreise für die Regelung der Durchbiegung der Stützwalzen zu etablieren.

Querprofilregelung:
Die Istwerte der Walzgutdicke werden von Folienmitte zum Folienrand durch ein zyklisches Querverfahren des Strahlungsmessgerätes erfasst und mit einem Sollwert verglichen. Bei Abweichungen werden die Motoren für die auf die äußeren Stützwalzen einwirkenden Schubstangen aktiviert. Dabei wird eine hinterlegte Biegelinie Sollkontur genutzt. Mit der geänderten Durchbiegung der äußeren Stützwalzen wird die Walzgutdicke in Querrichtung geregelt.

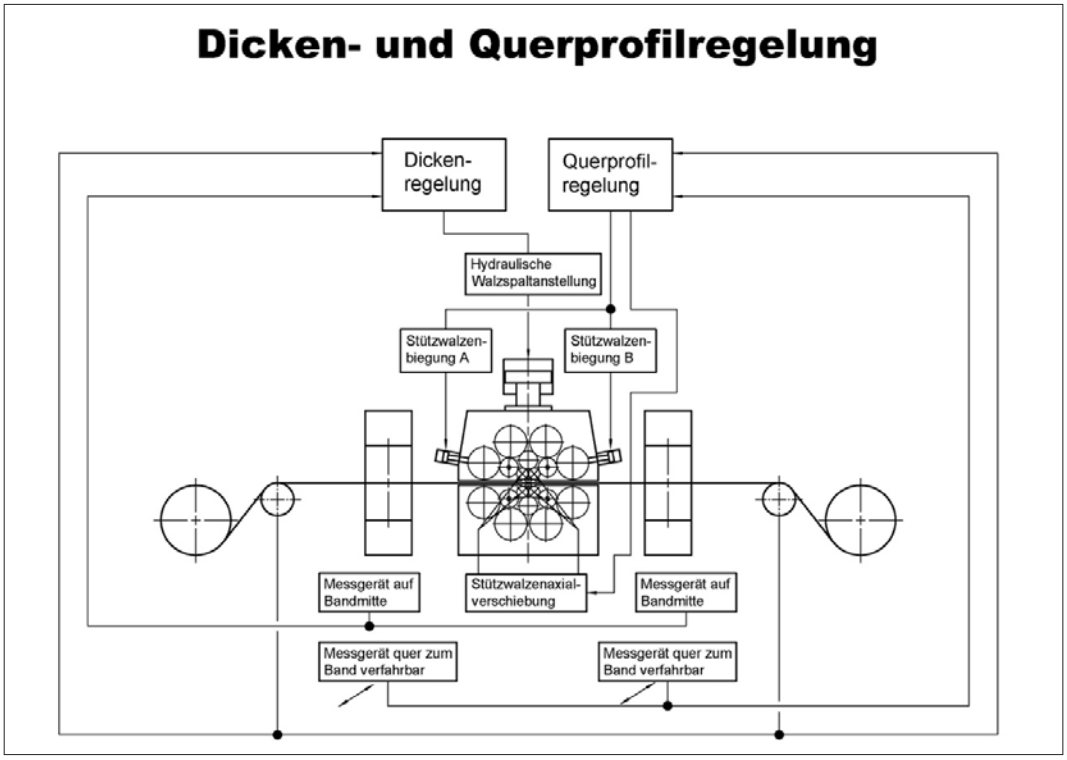


Bild 10: Regelkonzept Folienwalzanlage

Außerdem kann das Querprofil des Walzguts durch axiale Verschiebung der Stützwalzen in der zweiten Reihe, der sogenannten Zwischenwalzenverschiebung, beeinflusst werden. Durch Verschiebung der Stützwalzen zur Gerüstmitte hin werden die Arbeitswalzen außen nicht mehr gestützt, wodurch sich deren Durchbiegung ändert. Die Zwischenwalzenverschiebung läuft nicht geregelt ab sondern erfolgt manuell und wird im jeweiligen Stichplan hinterlegt.

Mit den genannten Einrichtungen kann die Bandspannung sowie die Banddicke in Längs- und Querrichtung geregelt, sowie grob- und feinjustiert werden. Dem Kunden stehen damit verschiedene Möglichkeiten zur Verfügung, in Abhängigkeit unterschiedlichster Werkstoffeigenschaften optimale Prozessrezepturen für die Herstellung von Folien in engsten Toleranzen zu erarbeiten.

Stanzteile galvanogerecht konstruieren

Thomas Frey

IMO Oberflächentechnik GmbH

Kurzfassung

Zur Herstellung eines qualitativ hochwertigen Kontakts tragen, neben der galvanischen Beschichtung, sehr viele Punkte zum Erfolg bei. Unter anderem ist die Qualität der Konstruktion ein entscheidender Faktor, welcher oft vernachlässigt wird und die Kosten der galvanischen Beschichtung erhöht bzw. die Beschichtung oft unmöglich macht.

Der Vortrag beschäftigt sich ausführlich mit den verschiedenen Anforderungen an die Materialkonstruktion zur Erlangung galvanisierfähiger Materialien im Band- als auch Einzelteilbereich.

Bei der Materialkonstruktion werden die allgemeinen Eigenschaften von Bändern für die Beschichtung, wie z. B. Rollkrümmung, Säbelkrümmung, Torsion, Breite, Dicke etc. angesprochen. Im Speziellen werden konstruktive Besonderheiten des Rohmaterials in Verbindung mit Selektivwerkzeugen beim Galvanisieren von Bändern und deren Toleranzen diskutiert.

Neben der Bandgalvanik werden auch die Eigenheiten der Schüttgutgalvanik in Bezug auf die Rohmaterialeigenschaften kurz angesprochen.

1. Qualitätskreis für beschichtete Kontakte

In Bild 1 ist ein Qualitätskreis für einen galvanischen Prozess gezeigt. Jeder Schritt im Gesamtprozess der Herstellung eines qualitativ hochwertigen Produktes in der Galvanotechnik unterliegt Kontrollen und Prozeduren. Jeder Teilprozess bedarf für sich der Optimierung. Dies beginnt bereits bei der Konstruktion. Schon hier sind die Erfahrungen des Galvaniseurs hinsichtlich der Formgebung einzubeziehen. Je später die Einbeziehung des Galvaniseurs in den Produktentstehungsprozess erfolgt, desto vielfältiger können die zu lösenden Probleme der folgenden Teilprozesse werden. Dies wirkt wieder weiter in Richtung Produktkosten auf Grund verringerter Ausbeute (Qualitätsmängel) und späterer Produktausfälle (wegen später erforderlicher Kompromisse in der Kette Konstruktion-Werkstoff-Auswahl galvanischer Prozess).

Erst die Qualität aus der Summe der Teilprozesse ergibt die Konstanz des Gesamtprozesses und damit der Produkte. Qualität heißt: Ein den Anforderungen des Kunden entsprechendes Produkt, das sich durch eine hohe Produktgüte und zuverlässige Funktionalität über die Produktlebensdauer auszeichnet und kostengünstig hergestellt werden kann, zu liefern [1].

Im Folgenden werden die Anforderungen der Konstruktion in der Bandgalvanik und in der Einzelteilgalvanik diskutiert, die einen entscheidenden Faktor zur Kostenreduzierung der galvanischen Beschichtung darstellt bzw. die Beschichtung erst möglich macht.

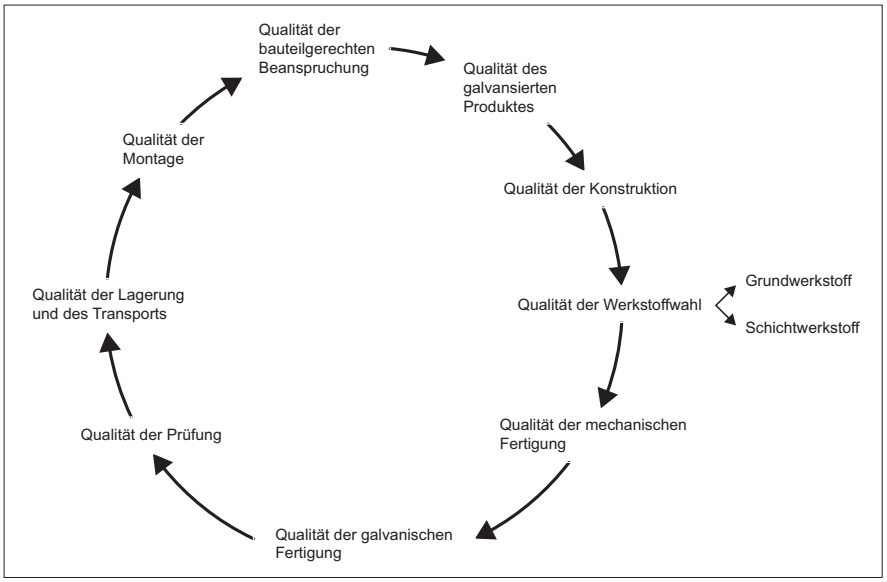


Bild 1: Qualitätskreis für galvanische Produkte [1]

2. Anforderungen an die Materialkonstruktion für die Bandgalvanik

2.1 Geometrische Anforderungen

Bei der Beschichtung von gestanzten Bändern als auch Vollbändern sind allgemein einige spezielle, geometrische Voraussetzungen zu beachten, damit eine Bearbeitung mit den bekannten Selektivtechniken: Tauchen, Brush, Streifen und Spot überhaupt ermöglicht wird. Die maximale Bandbreite beträgt hierbei 150 mm bei einer Banddicke von max. 1,5 mm in bestimmten Fällen bis 2 mm. Die Geome-

trische Dicke (3D) eines Stanzbandes, wie im Bild 2 dargestellt, darf max. 6 mm betragen, in gewissen Konstruktionen sind bis zu max. 10 mm möglich. Weiterhin sollte das Bandmaterial frei von Roll- und Säbelkrümmung sein. Torsion als auch Drehung des Bandes müssen ebenfalls vermieden werden, da sie generell Probleme bei der Bandführung bereiten.

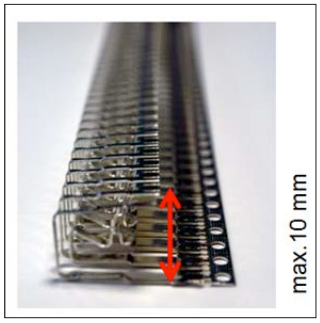


Bild 2: Geometrische Höhe eines Stanzbandes (max. 10 mm)

Neben einer geeigneten Teilegeometrie sind ein minimaler Stanzgrat und eine stabile Anbindung der Teile am Band unbedingt notwendig. Einkerbungen des Bandes (Sollbruchstellen) sowie verbogene oder fehlende Teile sind zu vermeiden, da sie die Führung des Bandes durch die Anlage ebenfalls erschweren können. Innenmesspunkte von Buchsenkontakten sollten bei 0,2 – 0,4 mm vom Rand liegen, da die Abscheidung in einer Buchse gehemmt ist (Hundeknocheneffekt) und durch den Messpunkt (0,2 mm – 0,4 mm vom Rand) eine unnötig dicke Außenschicht vermieden wird.

Um die Spülbarkeit und den Elektrolytaustausch zu ermöglichen sind Spülbohrungen bei Sacklöchern erforderlich, z. B. gerollte Kontakte. Unzugängliche Hohlräume und Faltungen mit Spalt sind zu vermeiden, da sie zu Elektrolytverschleppung und Galvanikrückständen in diesen Hohlräumen führen. Hieraus entstehen Probleme wie Verunreinigung der Galvanikbäder, als auch das Ausblühen der Salze im Bauteil nach einiger Zeit [1]. Was den Ausfall des Bauteils durch Korrosionsprodukte fördert. Sollten die Kontakte im Bad schräg angelegt sein so ist es wichtig, dass die Kontakte nicht gegen die Laufrichtung stehen, da sie sich so leichter in der Anlage verhaken können und verbogen werden. Im schlimmsten Falle verhaken sich die Teile so in der Anlage, dass das Band reißt. Dies führt zu einem Anlagenstillstand mit entsprechendem Schrottanteil. In Bild 3 ist die richtige und falsche Laufrichtung dargestellt.

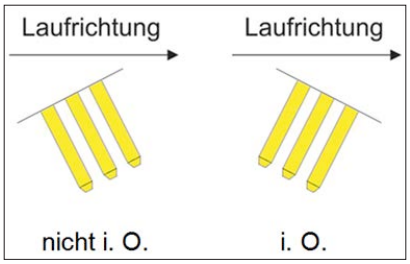


Bild 3: Laufrichtung bei schrägem Kontaktdesign

Bandunterbrechungen sind genauso problematisch und sollten, falls möglich, vermieden werden. Sollten trotzdem Bandunterbrechungen entstehen, dürfen maximal drei Teilstücke auf einer Spule sein, die eine jeweilige Mindestlänge von 20 m haben. Grundsätzlich müssen Teilstücke gekennzeichnet und lose auf die Spule aufgespult sein. Das Verbinden von Teilstücken ist generell verboten, da diese Verbindungen übersehen werden können und sich eventuell in der Anlage lösen. Dies kann zu einem Anlagenstillstand führen. Bei einer Anlagenlänge von 40 – 90 m bedeutet dies eine entsprechende Menge an Schrott.

2.2 Verfahrensbedingte Vorgaben

2.2.1 Besonderheiten der Selektivtechniken am Band

Bei der selektiven Beschichtung von Bandmaterial sind bei der Lage der Beschichtungen ein paar allgemeine Regeln zu beachten. Hierzu zählt unter anderem die Lage von Selektivbeschichtungen, die bei allen bekannten Verfahren parallel zur Bandlänge angeordnet sein sollten. Die einzige Ausnahme bildet hier die Spotbeschichtung, bei der es keine Einschränkungen bei der Lage der Beschichtung gibt, soweit das Material flach gestanzt ist. Bild 4 zeigt die richtig und die falsch angeordneten Beschichtungszonen.

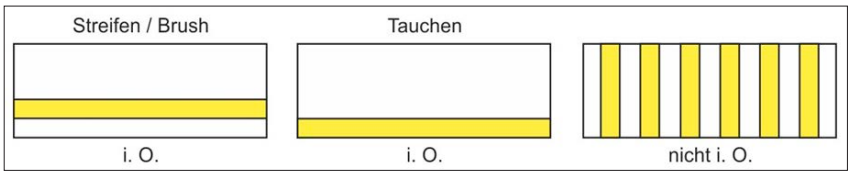


Bild 4: Lage von Selektivbeschichtungen (Ausnahme: Spotbeschichtung)

Für Nickel-, Kupfer- und Zinnbeschichtungen gilt grundsätzlich, dass beschichtungsfreie Zonen in der Mitte des Bandes den Prozess immer verteuern. Daher sollte man solche Zonen vermeiden und wie im Bild 5 bei z. B. einer Nickelbeschichtung die vollflächige Beschichtung vorziehen oder selektiv nur eine Bandkante tauchen. Bild 5 zeigt die teure Variante als auch die kostengünstigeren Varianten.

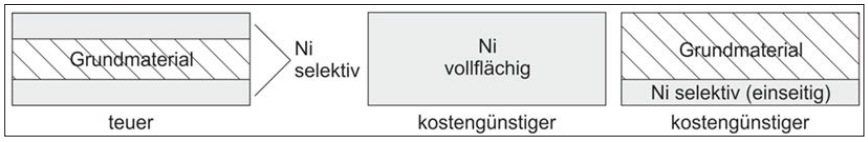


Bild 5: Mittige beschichtungsfreie Zonen

Von einer mittigen Streifenbeschichtung von unedlen Beschichtungsmetallen wie Nickel, Kupfer oder Zinn ist ebenfalls abzusehen, da dies technisch nur schwierig darstellbar ist. Als Beispiel in Bild 6 eine Zinnbeschichtung kombiniert mit Gold.

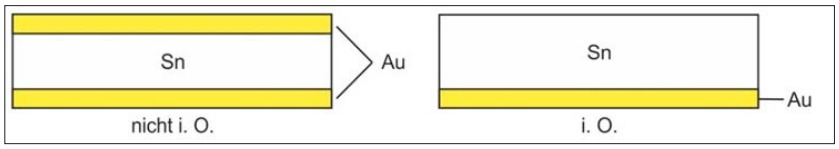


Bild 6: Mittige Streifenabscheidung (doppelt fallende Teile/Bsp. Sn/Au)

2.2.2 Tauchtechnik

Das Verfahren wird generell in allen Vorbehandlungen, Aktivierungen und für alle Beschichtungsmetalle eingesetzt [1]. Durch Tauchen können Vollbänder und auch gestanzte Bänder rundum oder auch selektiv beschichtet werden. Siehe hierzu auch Bild 7 [2]. Hierbei werden Vorder- und Rückseite sowie Band- bzw. Stanzkanten veredelt. Diese Form der Selektivgalvanisierung ist von den Bearbeitungskosten die günstigste Form, da keine zusätzlichen Werkzeugkosten entstehen. Durch die Auslaufzone ist mit einer Ungenauigkeit zu rechnen, die bedingt durch die Unruhe des Flüssigkeitsspiegels, ca. 2 mm beträgt. Diese Auslaufzone kann bei Gold erheblich zu Buche schlagen. Bei unedlen Metallen ist jedoch die Genauigkeit ausreichend [1]. Eine mögliche Erhöhung der Auslaufzone auf 4 mm kann die Bearbeitung durch eine höhere Geschwindigkeit weiter vergünstigen.

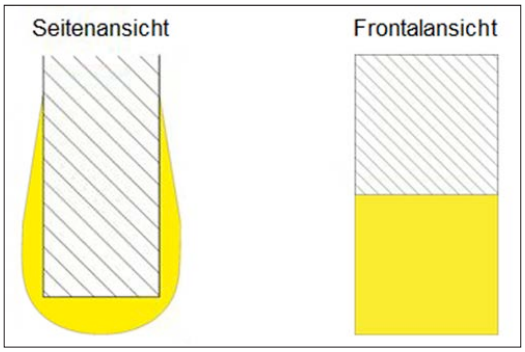


Bild 7: Ergebnis einer Tauchbeschichtung [2]

Unedle Beschichtungsmetalle wie Kupfer, Nickel, Zinn und Zinn/Blei werden hauptsächlich im Tauchverfahren verarbeitet, andere Selektivtechniken für diese Metalle sind eher die Ausnahme. Bei den Materialabmessungen ist eine Breite bis zu 150 mm möglich, die Dicke kann bis 1,5 mm in Ausnahmefällen bis 2 mm betragen.

Hat ein Stanzgitter empfindliche Kontaktspitzen die nicht beschädigt werden dürfen, gibt es zwei Möglichkeiten diese Beschädigungen zu vermeiden:

a. Ein Seitensteg bzw. Trägerstreifen oder

b. einen Opferpin in das Stanzgitter mit zu integrieren.

Bild 8 zeigt beide Möglichkeiten. Wichtig bei einer Goldabscheidung ist hierbei, dass der Trägerstreifen 3 mm Abstand zu den Pinspitzen hat. Dadurch ist es möglich den mit Gold beschichteten Trägerstreifen chemisch zu entgolden und dieses Verfahren kostengünstiger darzustellen. Der Opferpin als zweite Möglichkeit sollte minimal länger als die Kontaktspitzen sein. Auf Grund der Führungen des Bandes in der Anlage sollten die Opferpins maximal 15 – 20 mm Abstand aufweisen.

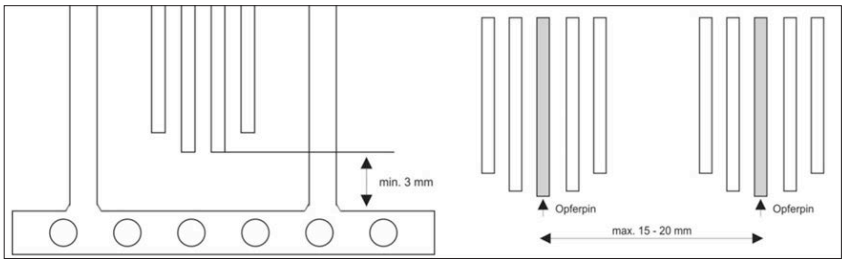


Bild 8: Seitensteg/Trägerstreifen & Opferpin

Ein weiteres wichtiges Element bei der Konstruktion, ist die Edelmetalleinsparung durch Flächenreduktion, speziell bei der Tauchtechnik. Hier lassen sich durch Reduktion der Flächen wie in Bild 9 dargestellt bei Haltestegen, Seitenstreifen und auch Sucherlöchern erhebliche Mengen an Edelmetall einsparen. Alternativ können bei selektiver Edelmetallbeschichtung durch Tauchverfahren, die Sucherlöcher einseitig auf die Unedelbeschichtungsseite gelegt werden.

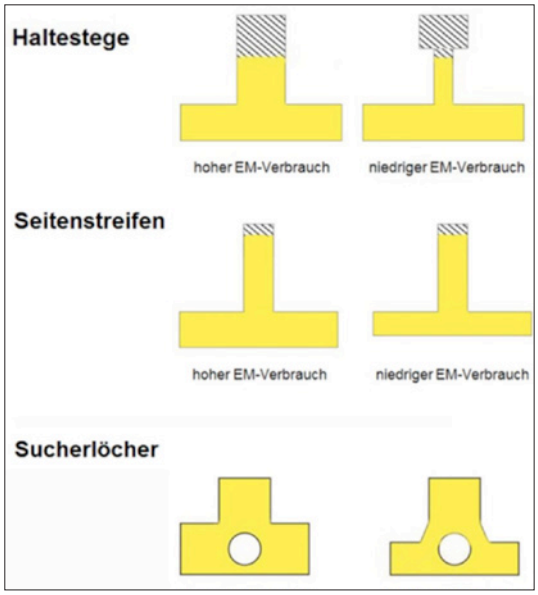


Bild 9: Haltestege, Seitenstreifen, Sucherlöcher Konstruktion mit hohem und niedrigem EM-Verbrauch

Bei der Edelmetallbeschichtung sollte weiterhin ein schräges Kontaktdesign vermieden werden, da es wiederum einen erhöhten Edelmetallverbrauch hervorruft. Siehe hierzu Bild 10.

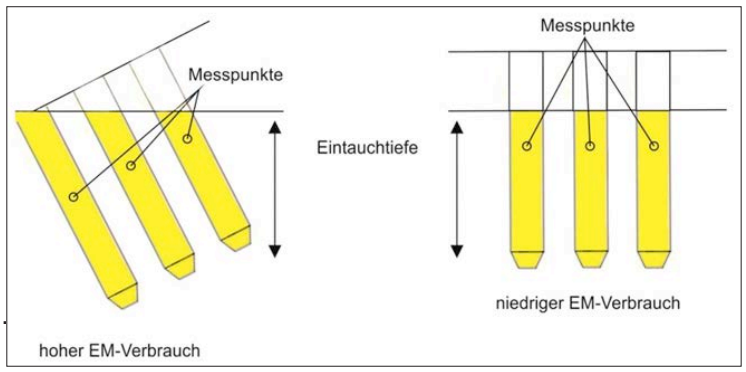


Bild 10: Schräges Kontaktdesign

2.2.3 Brushtechnik

Die Brushtechnik ist vielseitig einsetzbar. Es können sowohl flache als auch profilierte Kontakte sehr genau beschichtet werden. Die Brushtechnik wird in der Regel nur für die Abscheidung der Edelmetalle Gold, Palladium und Palladium-Nickel benutzt. Das Verfahren ist bei profilierten Teilen wesentlich genauer als die Streifentechnik, da die Veredelungszone sehr genau einstellbar ist [1]. Zusätzlich kann das Material so stark profiliert sein, dass die Streifentechnik nicht mehr eingesetzt werden kann und die Brushtechnik eine erstklassige Alternative darstellt. Bild 11 zeigt das Beschichtungsergebnis einer Kontaktkuppe in der Seiten- und Frontalansicht [2]. Die in der Technik eingesetzten Brushverfahren haben eine Auslaufzone (Beschichtungstoleranz) von ca. 1 mm je Seite und das Material sollte eine maximale Dicke von 0,6 mm und eine maximale Breite von 70 mm aufweisen.

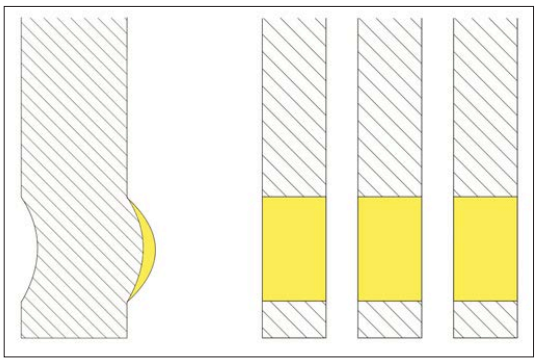


Bild 11: Ergebnis der Beschichtung mit Brushtechnik [2]

Für eine möglichst kostengünstige Beschichtung sollten die zu beschichtenden Kontakte mindestens 0,8 mm aus der Bandebene herausstehen (siehe Bild 12). Damit ist gewährleistet, dass das Edelmetall nur auf dem Kontakt abgeschieden wird und nicht auf Haltestegen oder Seitenstreifen des Bandes.

Bild 12: Kontaktabstand

Um eine gleichförmige Beschichtung der Kontakte sicher zu stellen, sollten diese gleichmäßig aus der Bandebene herausgestellt sein, eine maximale Toleranz von 0,1 mm ist unbedingt einzuhalten. Bild 13 zeigt einen fehlerhaften Bandabschnitt, bei dem die Toleranz zum Teil so groß ist, dass bei einzelnen Kontakten eine reduzierte Beschichtung erfolgt oder gar keine Schicht abgeschieden wird. Diese Gleichmäßigkeit der ausgestellten Kontakte nennt sich auch Klaviereffekt.

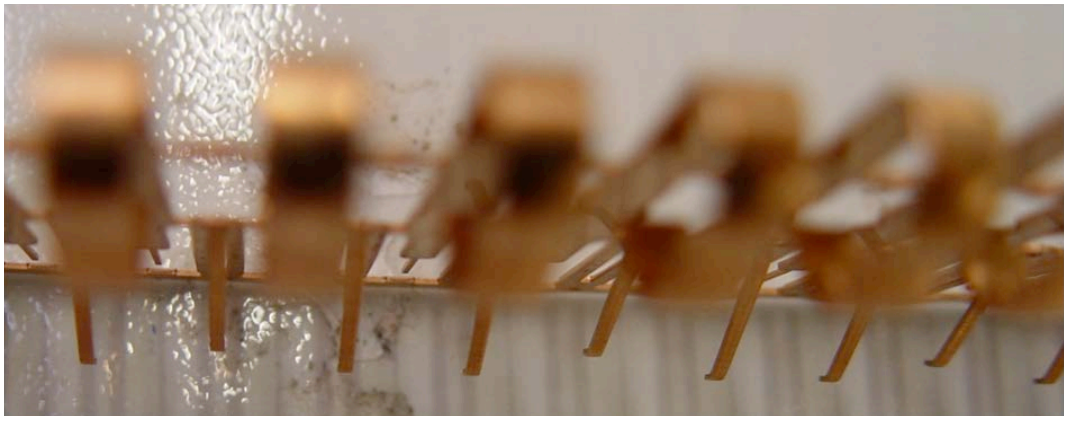


Bild 13: Klaviereffekt

2.2.4 Streifentechnik

Die in den Galvaniken eingesetzten Streifenverfahren werden zur Beschichtung von Streifen auf Vollbändern oder Stanzgittern (offene Kontaktbuchsen, Federn, Messer und Systemträger) mit geringer Profilierung eingesetzt. Die verschiedenen Techniken blenden hierbei die Kantenbeschichtung aus und bringen ein oder mehrere Streifen einseitig bzw. beidseitig auf ein Band auf. Der nicht zu veredelnde Bereich wird mit Abdeckriemen oder -folien maskiert.

Die Verfahren werden aufgrund der höheren Prozesskosten überwiegend für die Streifenbeschichtung mit Edelmetallen wie Gold und Silber eingesetzt und rechnen sich durch die Edelmetalleinsparung, speziell wenn die Beschichtung nur einseitig benötigt wird [3].

Die Ergebnisse der Streifenbeschichtung sind in Bild 14 zu sehen. Klar erkennbar ist die Einsparung von Edelmetall durch die nicht beschichteten Kanten. Wird zusätzlich die Kontaktfläche nur einseitig benötigt, ist eine weitere Reduzierung des Edelmetalleinsatzes möglich [2].

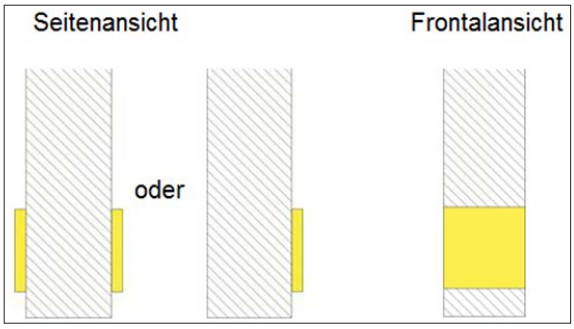


Bild 14: Ergebnis der Streifenbeschichtung [2]

Die Beschichtungstoleranz liegt bei den in der Galvanik gängigen Verfahren bei max. 1 mm Auslaufzone je Streifenseite. Die Bandabmessungen sollten 0,6 mm Dicke und 100 mm Breite möglichst nicht überschreiten.

2.2.5 Klebetechnik

Um auf Bändern Streifen mit nicht beschichteten Zonen zu erhalten, eignet sich am besten die Klebetechnik. Hierbei werden Endlosklebebänder mit definierter Breite vor der Beschichtung auf die Vorder- und/oder Rückseite des Bandes aufgebracht. Es können Vollbänder als auch vorgestanzte Bänder beschichtet werden. Im Bereich des Klebebandes sollten die Bänder möglichst vollflächig ungestanzt bleiben. Die Galvanisierung erfolgt dann im Tauchverfahren. Am Ende des Prozesses werden die aufgebrachten Klebebänder wieder endlos entfernt. Bild 15 zeigt das Ergebnis einer solchen Klebetechnik.

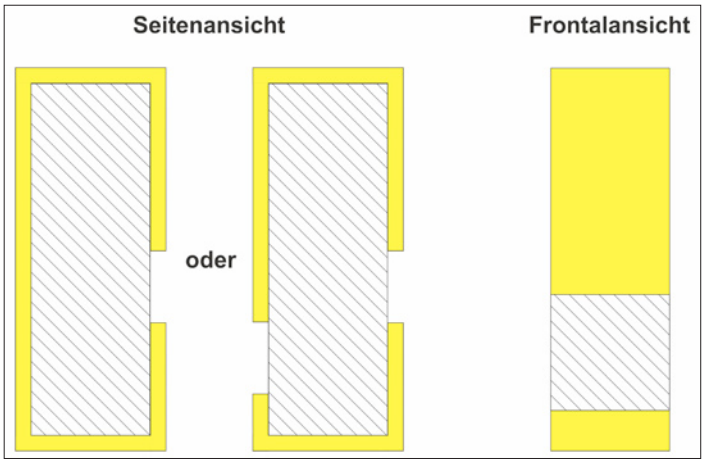


Bild 15: Ergebnis der Beschichtung mit Klebetechnik

Häufig wird dieses Verfahren für walzplattierte AlSi-Einlagen verwendet, um diese vor dem chemischen Angriff der Bäder zu schützen [3]. Zum Einsatz kommen alle

im Kontaktbereich bekannten Beschichtungsmetalle. Die maximale Abmessung der Bänder beträgt in der Breite 150 mm und in der Dicke 1 mm. In bestimmten Fällen bis 2 mm. Das Klebeband wird mit folgenden Standardmaßen aufgebracht: 10 mm, 12 mm, 15 mm und 23 mm. Die benötigte Klebebandbreite wird durch die Breite des beschichtungsfreien Streifens plus 1 mm je Streifenseite errechnet. Werden Bänder mit AlSi-Einlage abgeklebt, sollte der Abstand der AlSi-Piste zur nächsten Beschichtungsfläche mindestens 2 mm betragen. Zusätzlich darf bei AlSi keine Passivierung für eine Silberbeschichtung eingesetzt werden, da die Bondbarkeit der AlSi-Piste dadurch beeinträchtigt werden kann. Zum Stanzen müssen leicht verflüchtigende Öle verwendet werden.

2.2.6 Spottechnik-Familie

Bereits seit vielen Jahren ist die Spottechnik (punktgenaue Beschichtung der Funktionsflächen) erfolgreich in der Bandgalvanik im Einsatz [2]. Dabei gilt sie als das präziseste Selektivbeschichtungsverfahren. Man kann grundsätzlich drei Methoden der Spotbeschichtung unterscheiden:

a. Spotbeschichtung mit Maskenwerkzeugen [1]
b. Spotbeschichtung mit Lacken oder Bedeckungen [1]
c. Spotbeschichtung mit einem der klassischen Verfahren und anschließender Abdeckung der Kontaktzonen und Strippen (Ablösen) des übrigen Bereiches [1]

Voraussetzung für alle Methoden ist ein gestanztes oder vorgestanztes Band, das zur genauen Positionierung der Beschichtungsflächen als Mindestanforderung Positionierungslöcher haben muss [2]. Für die in der Galvanikbranche etablierten Verfahren Mikro- und Makrospottechnik werden jeweils produktspezifische Werkzeuge benötigt. Dabei werden die nicht zu beschichtenden Flächen mit speziellen Maskierungsmaterialien abgedeckt und die freien Flächen punktgenau auf der Vorder- oder Rückseite galvanisch beschichtet.

Ein weiteres Verfahren aus der Technik ist das patentierte „MPP-Verfahren“ (Micro Precision Plating), mit dem es sogar möglich ist, ohne hohen Aufwand Edelmetalle an jeder beliebigen Position und in jeglicher Form auf dem Trägermaterial aufzubringen [4]. Im Gegensatz zu den Verfahren mit produktspezifischen Werkzeugen arbeitet die MPP-Technik mit einem Lack, der zuerst komplett auf das Band aufgebracht wird. Danach erfolgt das Freilegen der zu beschichtenden Zonen durch Laserstrukturierung. Die Beschichtung wird dann im Tauchverfahren durchgeführt. Die Maskierung wird nach der Beschichtung chemisch entfernt [3]. Diese in der Technik eingesetzten Verfahren werden in der „Spottechnik-Familie“

zusammengefasst und eignen sich zur Selektivbeschichtung von vorgestanzten Kontaktbändern mit Silber oder Gold [4]. Die Spottechnik-Familie ermöglicht es Beschichtungen mit bis zu 150 mm Breite, 0,8 mm Dicke und einer Spotdimension ab 1 x 1 mm durchzuführen [3].

In Bild 16 wird das Ergebnis einer solchen Spotbeschichtung abgebildet. Hierbei zeigen sich die Vorteile gegenüber den bisherigen dargestellten Beschichtungen, da nun auch flachgestanzte Bänder nur noch an den notwendigen Kontaktflächen kosteneffizient, selektiv beschichtet werden können [2].

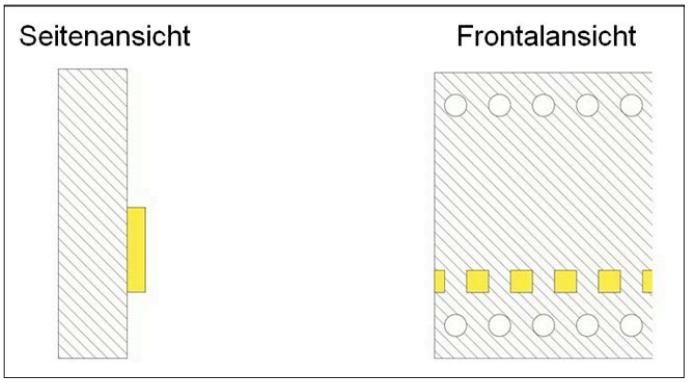


Bild 16: Ergebnis der Spotbeschichtung [2]

Im Folgenden werden die Beschichtungstoleranzen, Spotgrößen und Banddimensionen der verschiedenen Verfahren aufgeführt:

Makrospottechnik
Makrospot GS:
+ 2 mm Auslauf in jede Richtung
Voraussetzung: Führungslöcher/Öffnungsflächen
Kleinster Spot: 8 x 8 mm
Banddimensionen: 0,8 x 100 mm

Makrospot R:
+ 0,5 mm Auslauf in jede Richtung
Voraussetzung: Führungslöcher
Kleinster Spot: 3 x 3 mm
Banddimensionen: 0,6 x 80 mm

Mikrospottechnik
+ 0,3 mm Auslauf in jede Richtung
Voraussetzung: Führungslöcher
Kleinster Spot: 2 x 2 mm
Banddimensionen: 0,3 x 80 mm

MPP-Technik
+ 0,3 mm Auslauf in jede Richtung
Voraussetzung: Führungslöcher
Kleinster Spot: 1 x 1 mm
Banddimensionen: 0,6 x 150 mm

3. Anforderungen an die Materialkonstruktion für die Einzelteilgalvanik

3.1 Verfahren der Einzelteilgalvanik

In der Einzelteilgalvanik werden die Teile als Schüttware oder auf dem Gestell rundum beschichtet. Hierbei kommen drei Verfahren zum Einsatz:

a. **Trommelbearbeitung**: Die einfachste und häufigste Form der Galvanisierung von Schüttgutteilen ist die Galvaniktrommel [1].

b. **Gestellbearbeitung**: Teile, die aufgrund ihrer Größe nicht mehr in der Trommel bearbeitet werden können, werden auf Gestellen aufgehängt und beschichtet. Die Kontaktierung erfolgt über die Aufhängungen in Form von Haken oder Klemmen [1].

c. **Vibrobot-Verfahren:** Für sehr empfindliche Teile und Teile mit Innenbohrungen wird bevorzugt die Vibrobottechnik eingesetzt. Die Warenbewegung erfolgt durch Vibration [1].

3.2 Geometrische Anforderungen

Bei allen Verfahren ist auf eine geeignete Teilegeometrie zu achten. Bei ungünstiger Geometrie können sich Teile verhaken, verklumpen oder ineinanderstecken und trotz geringem Eigengewicht durch die Hebelwirkung verbiegen [1]. Zusätzlich

ist auf die Stabilität und bei Trommelgalvanik auf die Robustheit für den gewählten Prozess zu achten. Bei Einzelteilen, die auf dem Gestell beschichtet werden, müssen Kontaktierungspunkte und/oder Befestigungsmöglichkeiten angegeben sein, da der Strom durch direkte Kontaktierung auf die Teile übertragen wird. Die Kontaktierungsstelle sollte nicht im Bereich der wesentlichen Fläche liegen, da an diesen Stellen die Schicht zwangsläufig nicht geschlossen ist [1]. Als weiteres Kriterium für Einzelteile gelten die gute Spülbarkeit und der Elektrolytaustausch am Teil. Bei fehlenden Spülbohrungen in Sacklöchern, Faltungen mit Spalt sowie unzugänglichen Hohlräumen kommt es zu Elektrolytverschleppungen und Galvanikrückständen in diesen Hohlräumen. Zusätzlich werden Beschichtungen in den Innenbereichen erschwert bzw. sind unmöglich. Probleme sind die Verunreinigung der Galvanikbäder und das Ausblühen der Salze am Bauteil nach einiger Zeit [1].

Literatur

[1] Knoblauch G.: Steckverbinder II, Theorie der Kontakte, neue Technologien, Produkte und Management-Konzepte, 4., neu bearbeitete und erweiterte Auflage, Expert Verlag 2016

[2] Tagungsband der GMM-Fachtagung, Elektrische und optische Verbindungstechnik 2013, 4. Symposium Connectors, Lemgo, 1. Veröffentlichung 2013

[3] Tagungsband des 8. Anwenderkongress Steckverbinder Würzburg 2014, 1. Veröffentlichung 2014

[4] IMO Oberflächentechnik GmbH: Galvanische Oberflächen für höchste Ansprüche, WOMag Band 1, 11/2012, WoTech GbR

Kupferwerkstoffe für Stanzbiegeteile

Dr.-Ing. Robert Zauter

Wieland-Werke AG

Kurzfassung

Kupferwerkstoffe für Einpresskontakte unterliegen vielfältigen Anforderungen von Seiten des Käufers des Bandmaterials. Zum einen bestehen Anforderungen an die Weiterverarbeitungseigenschaften des Bandes durch Umformung, z. B. Biegen und Prägen, zum anderen wird das komplikationslose Einstecken des Stiftes in das Leiterplatten-Via erwartet. Auch hierbei steht das Ertragen von Umformung im Vordergrund. Weitere wesentliche Anforderungen betreffen die Funktionseigenschaften des Werkstoffs, wie geringe Stromerwärmung, hohe Festigkeit und Federeigenschaften sowie die möglichst geringe Abnahme dieser Eigenschaften über lange Betriebsperioden bei erhöhten Betriebstemperaturen und bei Vibration. Der Beitrag stellt die verschiedenen Werkstoffgruppen, reine Kupfer, naturharte und ausscheidungshärtende Kupferlegierungen vor und beschreibt, welche der Legierungen bestimmte Anforderungen besonders gut erfüllen und was im Besonderen bei der Werkstoffwahl für Einpresskontakte zu beachten ist.

1. Einführung

Einpresskontakte für das Einstecken von elektronischen Einheiten/Baugruppen in vorbereitete Leiterplatten-Vias (Bohrungen) finden seit mehreren Jahren zunehmend Verbreitung aufgrund der einfacheren Montage im Vergleich zu Lötverbindungen. Es gibt massive sowie elastische Einpresskontakte. Letztere besitzen flexible Einpresszonen, welche in mannigfaltigen Versionen auf dem Markt zur Verfügung stehen. Die meisten Einpresskontakte mit flexiblen Einpresszonen werden hergestellt aus Band, einige aber auch aus gezogenem Draht. Allen gemeinsam ist, dass sie einmal gesteckt werden und auf Anhieb „richtig sitzen“ müssen. Einerseits muss der mechanische Kontakt optimal sein und ein eigenständiges Sich-Lösen im Einsatz darf nicht stattfinden. Zum anderen muss der elektrische Kontakt perfekt sein und die Übertragung der Ströme soll möglichst verlustfrei und ohne wesentliche Stromerwärmung erfolgen.

Die folgenden Ausführungen beziehen sich auf Einpresskontakte mit flexiblen Einpresszonen, da sie mit hohem Vorsprung die weiteste Verbreitung erfahren haben. Ihr großer Vorteil ist, dass sie vergleichsweise niedrige Einpresskräfte

benötigen und so das Einpressen vielpoliger Stecker/Baugruppen zulassen. Das Charakteristikum von flexiblen Einpresszonen ist, dass die elastisch-plastische Verformung im überwiegenden Maß nicht von der Leiterplatte, sondern vom Kontaktstift selbst übernommen wird. Bild 1 zeigt schematisch einen solchen Einpressstift mit flexibler Einpresszone in gestecktem Zustand.

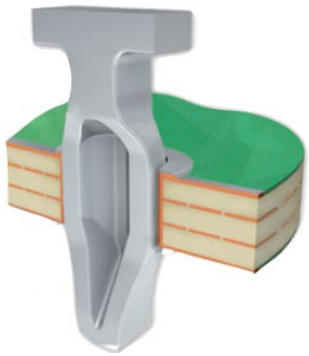


Bild 1: Schematische Darstellung eines Einpresspins mit flexibler Einpresszone, hergestellt über Stanzen und Prägen.

2. Anforderungen an den Grundwerkstoff

In der Verbindungstechnik für Elektrik und Elektronik sind Kupferlegierungen als stromführende Grundwerkstoffe für Steckverbinder fraglos die erste Wahl. So auch im Falle von Einpresskontakten. Dabei bestehen erhebliche Anforderungen an das Grundmaterial in den verschiedenen Phasen Herstellung, Steckvorgang (Einpressvorgang) und Betrieb des elektronischen Bauteils.

2.1 Anforderung „Weiterverarbeitbarkeit“

Die Anforderung „Weiterverarbeitbarkeit“ besteht während der Herstellung des Stiftes. Die Weiterverarbeitung vom Band zum Einpressstift enthält in der Regel die Einzelschritte Stanzen, Prägen, Biegen und Beschichten.

- Stanzen: Die Stanzbarkeit von Kupferlegierungen ist gut und wird an dieser Stelle nicht weiter diskutiert.
- Beschichten: Die Beschichtbarkeit von Kupferlegierungen ist gut und wird an dieser Stelle nicht weiter diskutiert.
- Biegen: Der Werkstoff benötigt Kapazität für Umformung

- Prägen: Der Werkstoff benötigt Kapazität für Umformung und muss gleichzeitig ausreichend Umformvermögen im Werkstoff belassen, die für das spätere Stecken (Einpressen) erforderlich ist.

Zwischenbilanz: Der Werkstoff benötigt Umformvermögen.

Der Festigkeitszustand der Kupferlegierung muss so ausgewählt werden, dass der Werkstoff ausreichend Umformvermögen für den Prägevorgang hat. Das Umformvermögen darf anschließend noch nicht vollständig aufgebraucht worden sein. Wie dies verwirklicht wird, wird im Kapitel 3 „Sicherstellen der Einhaltung der Anforderungen“ aufgezeigt.

2.2 Anforderung „Gute Steckbarkeit und gute Steckhaftung“

Derartige Anforderungen werden an das Bauteil – also an den Einpressstift – und nicht direkt an den Grundwerkstoff adressiert. Es ist auch nicht der Grundwerkstoff alleine, auf den sich verlassen wird bei der Lösung dieser Anforderung. Konstruktion, Beschichtung und Randbedingungen beim Vorgang müssen in gleichem Maße beitragen. Für den Grundwerkstoff gilt es nun, die Anforderungen dahingehend zu übersetzen, dass die Auswahlkriterien erkennbar werden:

- **Gute Steckbarkeit:** Die Konstruktion, die Oberflächenbeschaffenheiten und der Werkstoff müssen erlauben, dass die flexible Einpresszone sich ohne zu hohe Kräfte einstecken lässt. Dabei erfährt der Werkstoff in der flexiblen Einpresszone eine elastisch-plastische Verformung, die er ohne Rissbildung überstehen muss. Diese Umformung findet am selben Volumen statt, welches bereits zuvor Umformung durch Prägen erfahren hat. Es muss also ein entsprechendes Umformvermögen im Werkstoff vorhanden sein.
- **Gute Steckhaftung:** Nach der Steckung soll der Einpressstift fest haften und darf sich nicht durch betriebsbedingte Umstände (z. B. schlagartige Erschütterung, Vibrationen) aus dem Via herausbewegen. Wesentlich aus Sicht des Grundwerkstoffes sind hier die Federkräfte des Grundwerkstoffes, mit der sich das Bauteil in das Via hinein verspannt. Hohe Federkräfte werden abgebildet über die Festigkeitseigenschaften des Werkstoffs, insbesondere über die Streckgrenze $R_{p0.2}$. Für die Erfüllung der vorliegenden Anforderung ist also eine hohe Streckgrenze des Grundwerkstoffes förderlich.

Zwischenbilanz: Der Werkstoff benötigt Umformvermögen und eine hohe Streckgrenze.

Der Festigkeitszustand der Kupferlegierung muss so ausgewählt werden, dass zum einen nach erfolgter Prägung noch weiteres Umformvermögen vorhanden ist. Zum anderen, und das ist eine gegenläufige Eigenschaft, sollte die Kupferlegierung eine hohe Festigkeit, genauer gesagt eine hohe Streckgrenze, aufweisen. Das Kapitel 3 „Sicherstellen der Einhaltung der Anforderungen“, beschreibt, wie beide Anforderungen vereint werden können.

2.3 Funktionelle Anforderungen

Die funktionellen Anforderungen an den Grundwerkstoff eines Einpressverbinders unterscheiden sich wenig von denen anderer Steckverbinder. Der Werkstoff muss

- **Strom leiten und sich dabei möglichst wenig erwärmen (keine/geringe Stromerwärmung):** Hierbei ist entscheidend, ob niedrige Signalströme oder hohe Steuerströme geleitet werden sollen. Sind es Signalströme, so tritt die Anforderung einer hohen Leitfähigkeit in den Hintergrund. Zunehmend haben auch Einpressverbinder die Aufgabe, hohe Ströme zu übertragen. In solchen Fällen lautet die Anforderung an den Grundwerkstoff: „hohe elektrische Leitfähigkeit“.
- **Aufbringen der Kontaktkraft und gewährleisten eines niedrigen Kontaktwiderstandes:** Diese Anforderung wird umso besser erfüllt, je höher die Federkräfte des Grundwerkstoffes sind, also je höher die Streckgrenze des Grundwerkstoffes ist.
- **Langzeitkonstanz der elektrischen und mechanischen Eigenschaften, auch bei Vorliegen erhöhter Anwendungstemperatur (z. B. durch Motornähe oder Stromerwärmung):** Die hierbei entscheidende Eigenschaft des Grundwerkstoffes heißt „Beständigkeit gegen thermische Spannungsrelaxation“. Für diese Anforderung geeignet sind ausscheidungsgehärtete Kupferlegierungen, da diese als einzige Werkstoffgruppe nennenswerte Relaxationsbeständigkeiten aufweisen.
- **Beständigkeit gegen Korrosion:** Wird von der Beschichtung des Steckverbinders übernommen und ist in der Anwendung Einpesskontakt keine Eigenschaft des Grundwerkstoffes.
- **Beständigkeit gegen Vibration und Werkstoffermüdung:** Werkstofftechnische Maßnahmen gegen Werkstoffermüdung sind hohe Streckgrenze, Ausscheidungshärtung und Feinkörnigkeit. Diese können allerdings nur unterstützend wirken, denn ermüdungsfördernde Randbedingungen müssen in erster Linie konstruktiv vermieden werden.

Zwischenbilanz: Die wichtigsten Funktionseigenschaften des Grundwerkstoffes lauten hohe elektrische Leitfähigkeit, hohe Streckgrenze und gute thermische Relaxationsbeständigkeit.

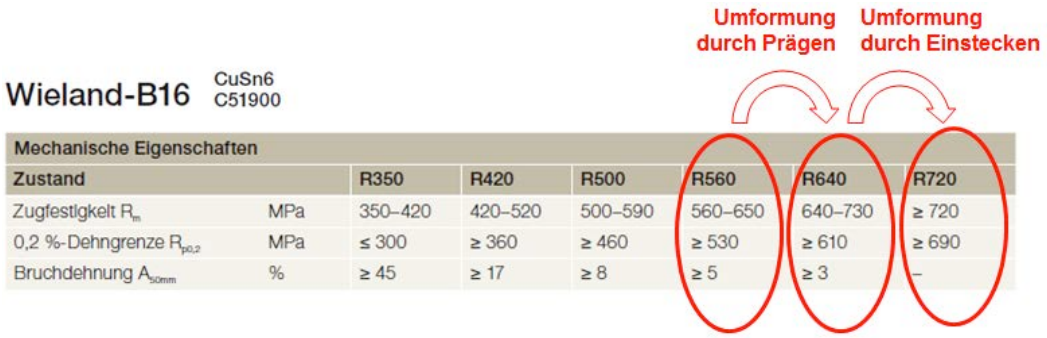
3. Sicherstellen der Einhaltung der Anforderungen

3.1 Ausreichendes Umformvermögen für Prägung und Steckung

Ist das Umformvermögen eines Werkstoffes erschöpft, so entstehen bei weiterer Umformung Risse. Werden im weiteren Herstellprozess eines Bauteils erhebliche Umformungen vorgenommen, so darf also kein federhart ausgewalztes Band verwendet werden, da dieses kein Umformvermögen mehr besitzt. Die Auswahlregel für Material, welches zu Einpresskontakten weiterverarbeitet wird, lautet dementsprechend:

Auswahlregel 1: Verwenden Sie dreiviertel-harte Zustände

Jeder Umformvorgang führt zu einer Verfestigung des Grundwerkstoffes. In den Datenblättern lässt sich die Auswahl und die Verfestigung bei der Weiterverarbeitung wie in Bild 2 visualisiert, ablesen.



Wieland-B16 CuSn6 C51900

Mechanische Eigenschaften							
Zustand		R350	R420	R500	R560	R640	R720
Zugfestigkeit R_m	MPa	350–420	420–520	500–590	560–650	640–730	≥ 720
0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$	MPa	≤ 300	≥ 360	≥ 460	≥ 530	≥ 610	≥ 690
Bruchdehnung A_{50mm}	%	≥ 45	≥ 17	≥ 8	≥ 5	≥ 3	–

Bild 2: Auswahl eines Festigkeitszustandes und Aufhärtung durch weitere Umformung am Beispiel einer 6 % Zinnbronze (Wieland-B16)

Ein zweiter Weg, Umformvermögen in einem Kupferwerkstoff bereit zu stellen, ist die Verwendung von feinkörnigem Material. Dieses ist für alle Bronzen mit Zinngehalt 4 bis 8 % verfügbar und ist unter dem Markennamen „Wieland-B16 SUPRALLOY®“ (B16 = CuSn6) bekannt.

Auswahlregel 2: Verwenden Sie feinkörnige Werkstoffe

Diese Auswahlregel ist insbesondere für dünne Banddicken unter 0,5 mm interessant, da die feinkörnigen Werkstoffe in diesem Dickenbereich hergestellt werden. Das Umformvermögen eines harten feinkörnigen Werkstoffes ist mit dem einer dreiviertelharten Standard-Bronze vergleichbar. Es können also die gleichen Umformungen mit einem um über 100 MPa festeren Werkstoff erreicht werden, siehe Bild 2.

Wieland-B16 CuSn6 C51900

Mechanische Eigenschaften							
Zustand		**R350**	**R420**	**R500**	**R560**	**R640**	**R720**
Zugfestigkeit R_m	MPa	350–420	420–520	500–590	560–650	640–730	≥ 720
0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$	MPa	≤ 300	≥ 360	≥ 460	≥ 530	≥ 610	≥ 690
Bruchdehnung A_{50mm}	%	≥ 45	≥ 17	≥ 8	≥ 5	≥ 3	–

Wieland-B16 SUPRALLOY® CuSn6 C51900

Mechanische Eigenschaften			
Zustand		**R550**	**R670**
Zugfestigkeit R_m	MPa	550–650	670–780
0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$	MPa	≥ 500	≥ 660
Bruchdehnung A_{50mm}	%	≥ 16	≥ 7
Härte HV (nur zur Information)		(170–230)	(200–260)

Gleich großes Umformvermögen bei erhöhter Festigkeit durch Feinkorngefüge

Bild 3: Vergleich des Umformvermögens von Standardbronze (Wieland-B16) und Feinkornbronze (Wieland-B16 SUPRALLOY®) am Beispiel einer 6 % Zinnbronze.

3.2 Hohe Streckgrenze für gute Steckhaftung und hohe Kontaktkraft

Die Umformung des Materials durch Prägen und Stecken findet genau in dem Volumen des Materials statt, nämlich der flexiblen Einpresszone, welches später auch die hohen Federkräfte aufbringen muss. Die Umformungshärtung erhöht also genau an der richtigen Stelle die Fähigkeit, hohe Federkräfte aufzubringen.

Die verfügbaren Kupferlegierungen bieten ein großes Spektrum an Festigkeiten bzw. Streckgrenzen und sind somit in der Lage ausreichend hohe Federkräfte in einer flexiblen Einpresszone bereitzustellen. Einige Eigenschaften, wie die eines

ausreichenden Umformvermögens und einer hohen elektrischen Leitfähigkeit, sind gegenläufig zur Eigenschaft „hohe Streckgrenze“. Aus diesem Grunde wird die Festigkeit bzw. Streckgrenze immer im Zusammenhang mit den anderen Eigenschaften diskutiert. Im Kapitel 4.2 „Eigenschaftsprofile der verschiedenen Werkstoffe“ wird genau diese Diskussion geführt.

3.3 Hohe Leitfähigkeit zur Übertragung hoher Ströme

Im Falle der Übertragung hoher Versorgungs- oder Steuerströme wird der Schwerpunkt sicherlich auf der Eigenschaft Leitfähigkeit liegen. Ein sehr wichtiger Aspekt ist die Vermeidung von Stromerwärmung, die umso besser gelingt, je höher die elektrische Leitfähigkeit ist. Bild 4 zeigt die verschiedenen Kupferwerkstoffgruppen und die von diesen Gruppen erreichbaren elektrischen Leitfähigkeiten.

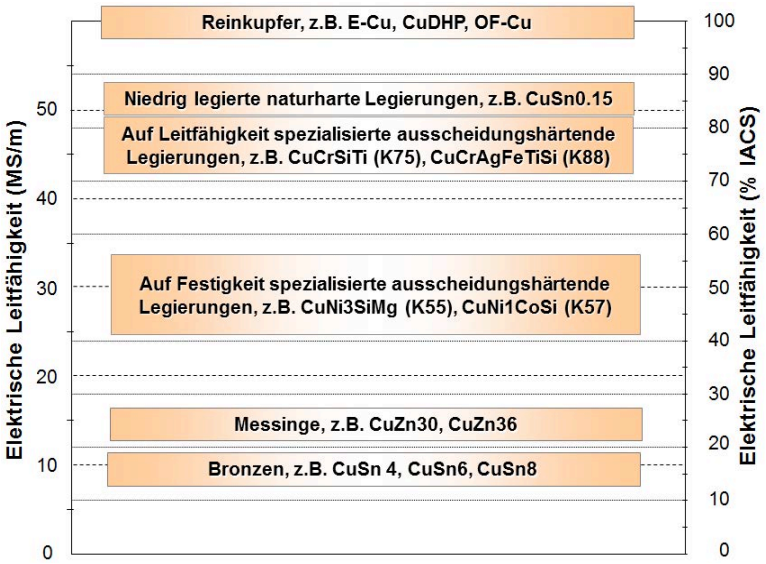


Bild 4: In der Elektronik verwendete Kupferwerkstoffgruppen in Abhängigkeit von der elektrischen Leitfähigkeit.

3.4 Gute thermische Relaxationsbeständigkeit

Das Nachlassen der mechanischen Federkräfte unter Einwirkung erhöhter Betriebstemperatur im Laufe der Zeit wird als thermische Spannungsrelaxation bezeichnet. Ursache ist thermisch aktiviertes Gleiten von Versetzungen, welches ab Temperaturen von ca. 60°C auftreten kann. Weder Mischkristallhärtung noch hohe Umformhärte helfen gegen dieses Phänomen. Einzig wirksame Maßnahme ist die Verwendung ausscheidungsgehärteter Legierungen, z. B. CuNiSi-Legierungen.

Relaxationsbeständigkeit wird angegeben in „Restspannung (= verbleibende Federspannung) nach Beanspruchung“ in Abhängigkeit des Larson-Miller-Parameters (LMP), welcher eine Funktion aus Temperatur und Zeit ist:

$$LMP = T\,(C + \log t)$$

Wobei T = Temperatur in K, C = Konstante, t = Zeit.

Ein Konstrukteur, der einen Werkstoff nach einer gewissen Festigkeit auslegt, interessiert sich für die ausnutzbare Federkraft nach einer gewissen Beanspruchungsdauer bei einer konkreten Betriebstemperatur. Bild 5 zeigt ein Bild aus dem „Relaxations-Kalkulator“ aus dem Werkstoffauswahl-Programm „Alloy Wizard“, zu finden unter www.wieland-alloywizard.de. Gezeigt ist ein Vergleich der Restspannungen, bezogen auf die Spannung zu Beginn der Beanspruchung, von fünf Kupferwerkstoffen in einer vergleichbaren Festigkeitsklasse von R530 bis R620. Es zeigt sich, dass bei der gewählten Parameterkombination 130°C und 3000 h (siehe Schieberegler), also bei einem LMP = 9.46 (markiert durch die rote senkrechte Linie) die höchsten Restspannungen nur durch ausscheidungshärtende Legierungen erreicht werden (hier: K55, K88, K75). Diese Legierungsklasse weist in der Tat die höchsten Relaxationsbeständigkeiten auf.

Klassische Datenblätter bieten derartige einstellbare und an Parameter anpassbare Vergleiche zum Relaxationsverhalten zwischen verschiedenen Werkstoffen nicht. Mit dem „Alloy Wizard“ kann der Konstrukteur nun die verbleibenden und somit die ausnutzbaren Restspannungen nach Beanspruchung bei Betriebstemperatur (im Beispiel: 130 °C) über einen Zeitraum (im Beispiel: 3000 h) sehr einfach ermitteln.

Anmerkung: Berücksichtigt ist hierbei nur der thermische Anteil. Die insgesamt auftretende Spannungsrelaxation besteht aus zwei Anteilen, der werkstoffspezifischen thermischen Relaxation und der spannungsabhängigen athermischen Pseudorelaxation. Bei hohen Spannungen hat der athermische Anteil durchaus die Größenordnung des thermischen Anteils. Für eine detaillierte Beschreibung des athermischen Effektes sei auf die Literatur verwiesen [1].

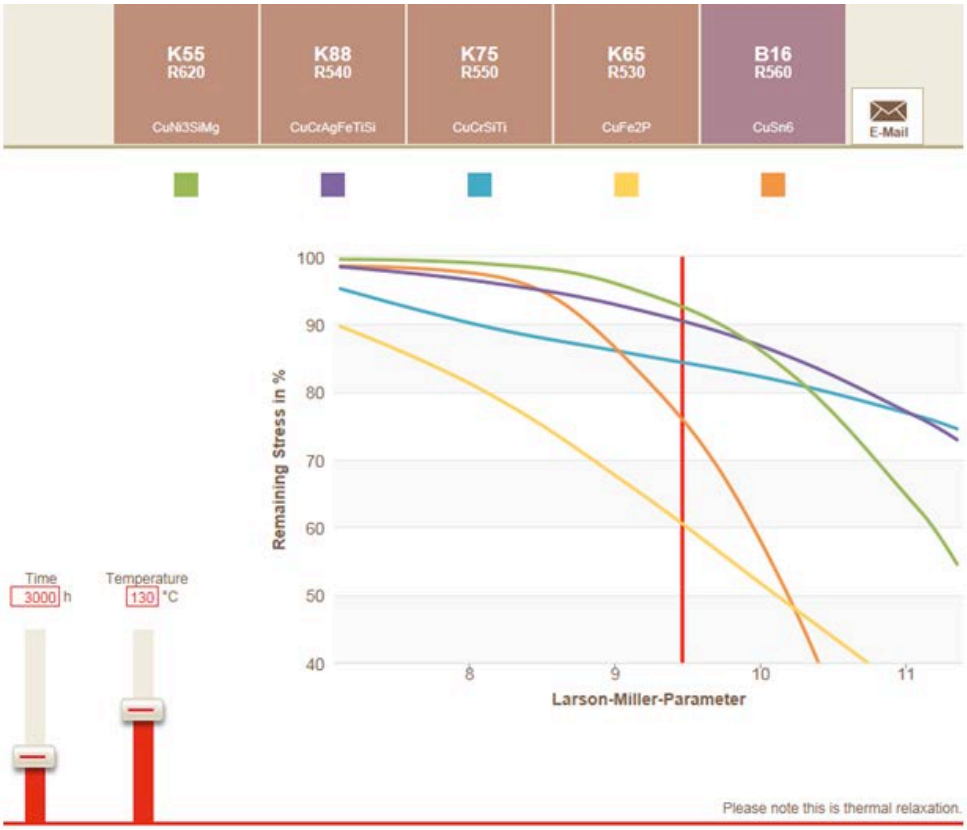


Bild 5: Vergleich von fünf Kupferwerkstoffen im „Relaxations-Kalkulator“ im Werkstoffauswahl-Programm „Alloy Wizard“, im Internet verfügbar unter www.wieland-alloywizard.de und www.wieland-alloywizard.com .

4. Kupferwerkstoffe für Einpresskontakte

4.1 Werkstoffgruppen

4.1.1 Reinkupfer

Reinkupfer zeichnet sich durch ein kubisch flächenzentriertes Kristallgitter aus, welches innerhalb eines Kornes sehr regelmäßig und nahezu ungestört durch Fremdatome (Legierungsatome) ist. Ein solcher Kristall ist weich und gut verformbar, aber kaum verfestigbar. Außerdem ist seine elektrische Leitfähigkeit hoch, da die Elektronenwellen sich ungestört durch das Gitter bewegen können. Bild 6 zeigt schematisch ein vereinfachtes kubisches ungestörtes Gitter. Bekannte Reinkupfersorten sind:

- Cu-ETP (Wieland K32, UNS C 11000), Standard-Reinkupfer
- Cu-PHC (Wieland-K14, UNS C 10300), sauerstofffrei, schweißbar
- OF-Cu (Wieland-K11, UNS C 10200), sauerstofffrei, schweißbar
- OFE-Cu (Wieland-K09, UNS C 10100), sauerstofffrei, schweißbar, hochrein

Aufgrund der niedrigen Festigkeit und niedrigen Federkräfte sowie des ungünstigen Relaxationsverhaltens kommt die Gruppe der reinen Kupfer nahezu überhaupt nicht zur Anwendung als Werkstoff für Einpresskontakte.

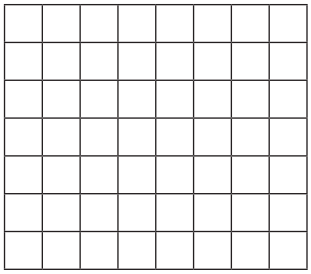


Bild 6: Vereinfachte schematische Darstellung eines Kristallgitters eines reinen Metalls ohne Störungen durch Legierungsatome.

4.1.2 Naturharte (mischkristallgehärtete) Kupferlegierungen

Unter naturharten Legierungen versteht man einen Basiswerkstoff, z. B. Cu, in den eine oder mehrere Legierungselemente, z. B. Sn oder Zn oder Zn + Ni, hinein legiert sind, welche Gitterplätze des Basisatoms einnehmen. In der Metallkunde spricht man in so einem Fall von einem Mischkristall. Die zulegierten Atome, auch Fremd-

atome genannt, unterscheiden sich in der Größe vom Basisatom. Egal, ob es größer oder kleiner ist, im Bereich um das Fremdatom herum verzerrt sich das Kristallgitter, siehe Bild 7.

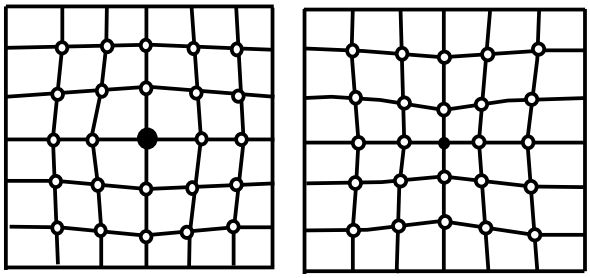


*Bild 7: Schematische Darstellung eines Mischkristallgitters mit Gitterverzerrungen.
Links: Das Fremdatom ist größer als das Basisatom. Rechts: das Fremdatom ist kleiner.*

Diese Verzerrung führt einerseits zu einer Erschwerung von Umformung und damit zur Möglichkeit hohe Festigkeiten durch Umformung zu erreichen. Zum Anderen ist die Ausbreitung der Elektronenwellen gestört, was zu einer Absenkung der Leitfähigkeit führt. Das Element Sn hat diesbezüglich einen großen Effekt. Die Zulegierung von 0,1 Gew.-% Sn führt zu einer Absenkung der Leitfähigkeit von 100% auf 88% IACS.

Übliche naturharte (mischkristallgehärtete) Kupferlegierungen sind:

- Messinge
  CuZn36, CuZn33, CuZn30, CuZn20, …
- Bronzen (Phosphorbronzen)
  CuSn0.1 (Wieland-K81)
  CuSn4, CuSn5, CuSn6 und CuSn8, je in Standard- und Feinkorn-Version
- Sondermessinge
  CuSn3Zn9 (Wieland-S12), CuZn23Al3Co (Wieland-S23)
- Neusilber
  CuNi12Zn24 (Wieland-N12), CuNi18Zn27 (Wieland-N17), CuNi18Zn20 (Wieland-N18)

Die bevorzugt für Einpressverbinder für Signalübertragung verwendeten naturharten Werkstoffe sind die Bronzen mit Legierungsgehalten von ≥ 4 Gew.-% Sn. Neben einer guten Festigkeit und ausreichendem Umformvermögen weisen die Bronzen bei niedrigen bis mittleren Anwendungstemperaturen eine gewisse Relaxationsbeständigkeit auf, die oberhalb der von Reinkupfer und Messing liegt.

4.1.3 Ausscheidungsgehärtete Werkstoffe

Unter ausscheidungsgehärteten Werkstoffen versteht man Legierungen, deren zulegierte Atome eigene, vom Basis-Kristallgitter unabhängige intermetallische Phasen bilden. Die zulegierten Atome scheiden sich aus dem Basis-Kristallgitter aus. In der Fertigung dieser Legierungen werden spezielle thermomechanische Prozesse angewendet, die diese Ausscheidungsbildung ermöglichen. Schematisch stellt Bild 8 ein Gitter mit einer Ausscheidung dar.

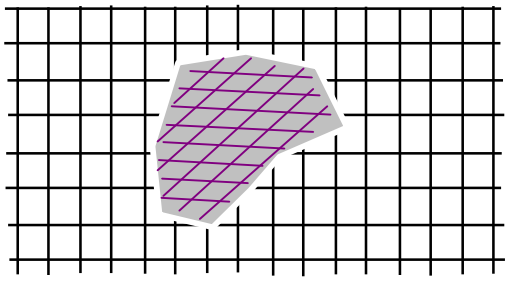


Bild 8: Schematische Darstellung eines ausscheidungsgehärteten Kristallgitters. Die Legierungsatome bilden eigene, vom Basis-Kristallgitter unabhängige intermetallische Phasen, sogenannte Ausscheidungen.

Die Ausscheidungsbildung hat mehrere Effekte:

a. Die zulegierten Atome verlassen das Basisgitter, welches nur noch geringe Verzerrungen aufweist. In der Folge steigt die elekrische Leitfähigkeit an.
b. Die Ausscheidung stellt ein großes Hindernis für die Umformung dar, so dass hohe Festigkeiten herstellbar sind.
c. Ebenso sind die Ausscheidungen ein großes Hindernis für die ungewollte Entfestigung durch thermische Relaxation.

Der Effekt c), die Erhöhung die thermische Relaxationsbeständigkeit eines Kupferwerkstoffes durch Ausscheidungen, ist der wesentliche Grund, warum ausscheidungshärtende Kupferlegierungen eine so große Verbreitung in der Steckverbindertechnik erreicht haben. So führen auch die Anforderungen in der Einpresstechnik an die Grundwerkstoffe dazu, dass flexible Einpresszonen aus ausscheidungshärtenden Kupferlegierungen gefertigt werden. Insbesondere die Werkstoffe Wieland-K75, -K88 und -K55 finden Anwendung.

Ausscheidungsgehärtete Kupferlegierungen unterscheiden sich in drei Gruppen, siehe Tabelle 1.

1. Auf Leitfähigkeit spezialisierte ausscheidungshärtende Legierungen					
Wieland-Name	Zusammen-setzung	UNS Nummer	Leitfähigkeit (% IACS)	Festigkeit (MPa)	Relaxations-beständigkeit
K75	CuCrSiTi	C18070	78	400 - 630	sehr gut
K80	CuFeP	C19210	91	300 - 500	mäßig
K88	CuCrAgFeTiSi	C18080	79	480 - 620	sehr gut
2. Auf Festigkeit spezialisierte ausscheidungshärtende Legierungen					
K55	CuNi3SiMg	C70250	43	620 - 840	sehr gut
K57	CuNi1CoSi	C70350	50	770 - 970	sehr gut
3. Kompromiss zwischen Festigkeit, Leitfähigkeit und Preis					
K65	CuFe2P	C19400	64	300 - 570	mäßig
K76	CuNiSiP	C19010	50	400 – 650	gut

Tabelle 1: Liste gängiger ausscheidungshärtender Werkstoffe.

Wirksame Ausscheidungen, welche die Relaxationsbeständigkeit erhöhen haben etwa eine Größe von 30 bis 100 nm und sind mittels Raster- und Durchstrahlungselektronenmikroskopen (REM und TEM) darstellbar. Bild 9 zeigt derartige Ausscheidungen im Werkstoff CuNi3SiMg.

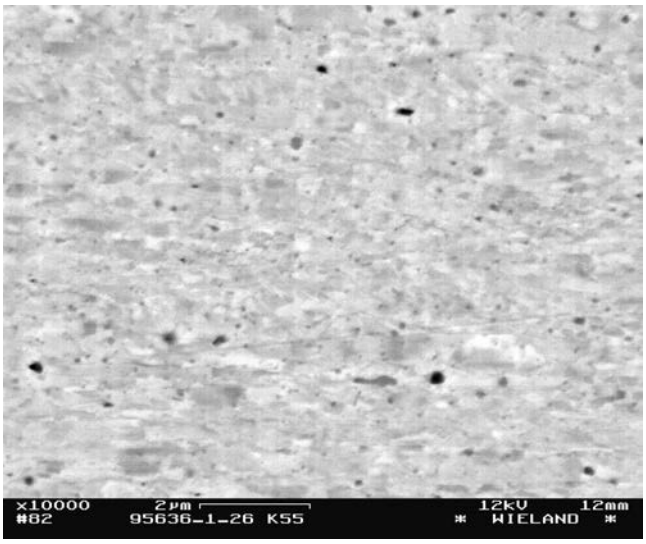


Bild 9: REM-Aufnahme von Ausscheidungen in CuNi3SiMg.

4.2 Eigenschaftsprofile der verschiedenen Werkstoffe

Bei Steckverbindern spielt die Federkraft, die für die elektrische Funktion eines Bauteils notwendig ist, eine große Rolle. Sie wird im Wesentlichen von der Streckgrenze, einem nicht ganz exakten Synonym für die Festigkeit eines Werkstoffes bestimmt. Eingestellt wird die Festigkeit über die Legierungszusammensetzung und den Umformgrad. Mit Festlegung der Festigkeit sind die anderen Eigenschaften nicht mehr frei auswählbar, sondern bewegen sich in engen Grenzen. Es ist also sinnvoll, Eigenschaftsprofile der verschiedenen verfügbaren Werkstoffe zu betrachten. Das Diagramm in Bild 10 stellt das Eigenschaftsprofil Streckgrenze – elektrische Leitfähigkeit – Biegbarkeit (Umformvermögen) für die verschiedenen Kupferwerkstoffe dar. Elektrische Leitfähigkeit und Streckgrenze sind gegeneinander aufgetragen und sind gültig für die „Iso“-Bedingung „gleich gute Biegbarkeit“, hier r = 0,5 s (r = Biegeradius, s = Banddicke). Wählt man die Iso-Bedingung schärfer, also einen kleineren Biegeradius, sinken die erreichbaren Festigkeiten bei gleichbleibender Leitfähigkeit.

Man erkennt die in Kapitel 3 beschriebenen Werkstoffgruppen. Die reinen Kupfer befinden sich in der Ecke oben links der Eigenschaft hohe Leitfähigkeit und niedrige Festigkeit. Je höher die Zulegierungen sind, desto fester, aber geringer leitfähig werden die Legierungen. Messinge, Bronzen und Neusilber befinden sich im Leitfähigkeitsgebiet < 20 MS/m, weisen aber höhere Festigkeit als die Reinkupfer auf. Besonders zu erwähnen sind die Supralloy-Bronzen, bei denen es gelungen ist mittels Feinkörnigkeit besonders hohe Festigkeiten zu erreichen, bei gleicher Biegbarkeit (gleich hohem Umformvermögen).

Die ausscheidungshärtenden Legierungen sind farblich hervorgehoben (rote Füllung der Kästen). Sie unterteilen sich in die unter Kapitel 3.1.3, Tabelle 1 beschriebenen Gruppen. Allen gemeinsam ist, und das soll die farbliche Hervorhebung andeuten, dass sie eine weitere sehr nützliche Eigenschaft aufweisen, nämlich eine sehr gute Relaxationsbeständigkeit. Die Höhe der Relaxationsbeständigkeit ist vom angewendeten Ausscheidungssystem abhängig. Detaillierte Daten sind in Kapitel 3.4 genannt.

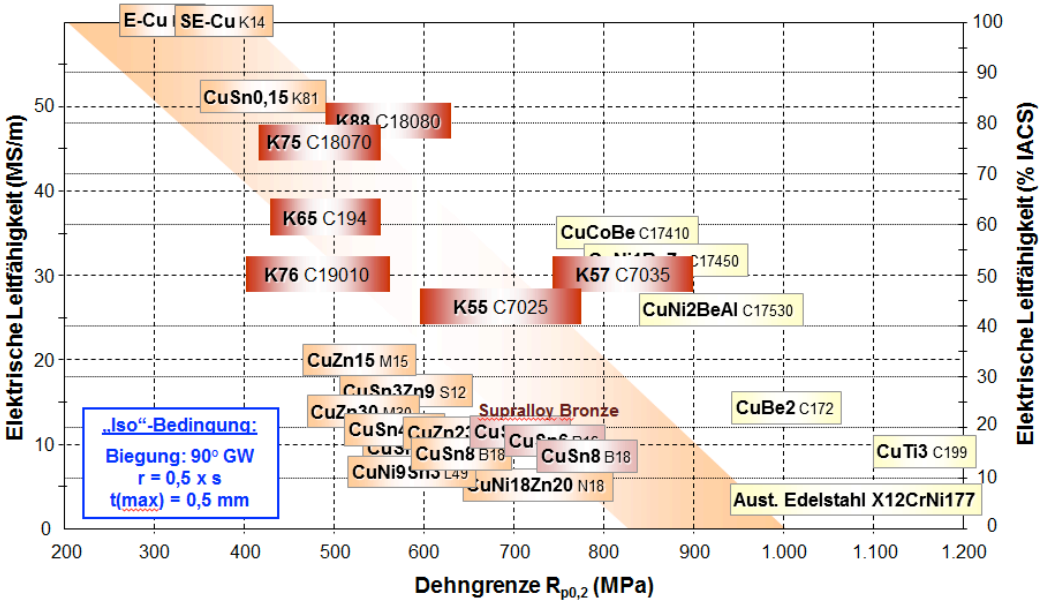


Bild 10: Darstellung der Eigenschaftsprofile verfügbarer Kupferwerkstoffe im Leitfähigkeits-Festigkeits-Diagramm mit der „Iso"-Bedingung gleich gute Biegbarkeit, hier r = 0,5 s (r = Biegeradius, s = Banddicke, gültig für Banddicken ≤ 0,5 mm).

5. Werkstoffantworten auf Trends in der Einpresstechnik

5.1 Miniaturisierung

Auch im Gebiet der Einpresstechnik gibt es den Trend zur Miniaturisierung, nicht nur mit dem Ziel, Bauraum einzusparen. Steigende Pincounts (Anzahl von Steckerstiften pro Bauteil) erfordern niedrige Steckkräfte pro Einpressstift. Ein Weg dahin ist die Verwendung kleinerer Stifte. Der Fertiglochdurchmesser eines Standard-Vias beträgt 0,6 mm und wird mit Stiften bedient, die aus Bändern mit Dicken von 0,61 – 0,64 mm herausgestanzt werden. Der Trend geht zur Verwendung dünnerer Bändern mit Dicken von 0.4 mm und sogar kleiner. Dieser Banddickenbereich kann sowohl von den ausscheidungshärtenden Kupferlegierungen als auch, wie in Kapitel 3.1 beschrieben, von feinkörnigen Bronzen bedient werden. Letztere bieten im Vergleich zu den Standardbronzen bei gleich gutem Umformvermögen deutlich höhere Federkräfte.

5.2 Übertragung höherer Ströme

Ein weiterer Trend ist die Übertragung höherer Ströme durch Einpressverbindungen. Dies ist beispielsweise in der Leistungselektronik der Fall, welche zunehmend die Einpresstechnik als Verbindungsmethode anwendet [2]. So gibt es Tendenzen zum Einsatz von Stromschienen mit angearbeiteten Einpresskontakten [3], siehe auch Bild 11. Zur Anwendung kommen dabei Grundwerkstoff-Banddicken bis zu 2.0 mm. Hohe Ströme erfordern zum einen hohe Leitfähigkeiten der Grundwerkstoffe, um Stromerwärmung zu unterbinden und zum anderen eine gute Relaxationsbeständigkeit des Grundwerkstoffes bei erhöhter Temperatur. Die werkstofftechnische Antwort auf diesen Trend lautet, auf elektrische Leitfähigkeit spezialisierte, ausscheidungshärtende Kupferlegierungen zu verwenden. Dies sind explizit die Legierungen Wieland-K75 und Wieland-K88, siehe Kapitel 4.1.3 und 4.2, Bild 10. Im Bereich dieser Werkstoffe sind noch Weiterentwicklungen denkbar.

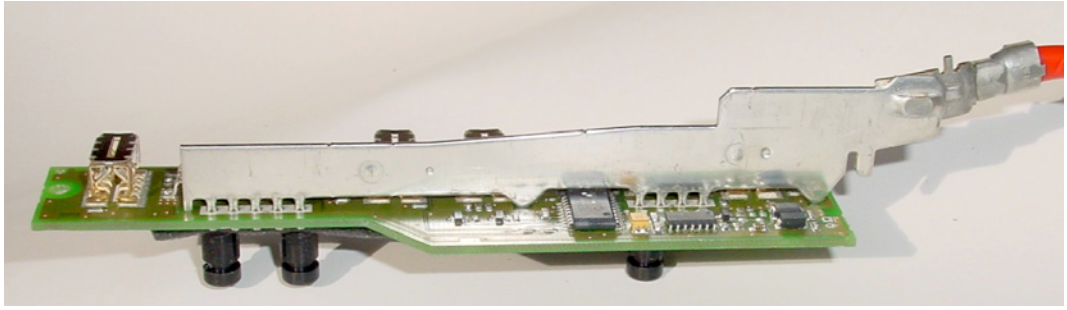


Bild 11: Stromschiene mit angearbeiteten Einpresskontakten für leistungselektronische Baugruppen, Bild aus [3] mit freundlicher Genehmigung des Ingenieurbüro für Normung und Kontakttechnologie Dipl.-Ing (FH) Andreas Veigel.

Literatur

[1] M. Bohsmann, S. Gross: „Understanding Stress Relaxation“, Matscience Techn. 2008, Pittsburgh /USA, Oct 5-9, 2008, Conf. Proceeding, p.41.

[2] ECPE Cluster Leistungselektronik „Einpresstechnik für leistungselektronische Baugruppen“, 07.07.2015, Nürnberg.

[3] A. Veigl, „Hochstrom-Einpresskontakte mit elastischer Einpresszone“, ECPE Cluster Leistungselektronik 07.07.2015, Nürnberg.

**Pforzheimer
Werkstofftag
2016**

Untersuchungen zur Anisotropie in der superplastischen Blechumformung am Beispiel der Aluminiumlegierung 5083

Ludwig Egert

G.RAU GmbH & Co. KG

Einleitung

In den letzten Jahren kam es zu einer fortschreitenden Entwicklung der relevanten Industriebereiche in Richtung optimierter Bauteilmassen und komplexer Leichtbaukomponenten. Die heutige Forschung und Entwicklung im Bereich der superplastischen Blechumformung beschäftigt sich daher vorrangig mit Leichtmetallen und ihren Legierungen: Vor allem Magnesium-, Aluminium- und Titanlegierungen stehen wegen der geringen Dichten und den dennoch hohen Festigkeitswerten im Fokus. Hierbei bietet der betrachtete Werkstoff EN AW-5083 durch die geringe Dichte die Möglichkeit, zusätzliches Einsparpotential zu generieren. In der Automobil- und Flugzeugindustrie werden seit den späten 1990er Jahren neben Außenhautteilen auch Sitzschalen, Kennzeichenmulden und weitere Teile superplastisch gefertigt. Die superplastische Blechumformung bietet dabei die Vorteile geringer Werkzeugkosten trotz kleinerer Stückzahlen und die Reduzierung der Komponentenanzahl [Lie09a]. Auch in der Medizintechnik können Implantate aus der Titan-Aluminium-Vanadium-Legierung Ti-6Al-4V, aufgrund ihrer Biokompatibilität, erfolgreich gefertigt und eingesetzt werden [Tho07].

Nach der ICSAM von 1991 wird Superplastizität definiert als die Fähigkeit eines polykristallinen Materials, sehr hohe Dehnungen vor dem Versagen auf eine in der Regel isotrope Art und Weise zu ertragen. Die gemessenen superplastischen Dehnungen liegen im Allgemeinen bei mindestens 400% und die gemessene Geschwindigkeitssensibilität m bei ca. 0,5 [Lan09]. Das Erreichen einer Dehnung um ein Vielfaches der Ausgangsabmessung ist nur durch das Zusammenspiel mehrerer Mechanismen möglich. Diese Mechanismen sind werkstoffseitig gegeben durch:

- das Korngrenzengleiten
- die spannungsinduzierte Leerstellenbewegung
    - durch das Gitter,
    - oder entlang der Korngrenzen
- und die dynamische Rekristallisation [Roo08].

Für das Korngrenzengleiten ist eine möglichst geringe Korngröße entscheidend, um das gegenseitige Abgleiten der Körner entlang der Korngrenzen und das Verschieben zueinander zu ermöglichen. Anstatt einer Rissbildung wird dadurch die

nötige Beweglichkeit für eine Neuanordnung erzielt [Ost98]. Bei der spannungsinduzierte Leerstellenbewegungen werden Leerstellen durch das Gitter, oder an den Korngrenzen entlang verschoben und an die Gitterränder verdrängt, was zu einer Neubildung des Kristallgitters führt [Roo08]. Somit erfährt das Material eine fortwährende Kristallerholung während des Umformprozesses durch dynamische Rekristallisation. Eine Umformung bei Temperaturen oberhalb der Rekristallisationstemperatur bewirkt eine ständige Neuausrichtung der Kristalle während der Umformung, wodurch Spannungen aufgrund der Umformung wieder abgebaut werden. Die genannten Vorgänge sind je nach Beanspruchung und Umformbedingungen jeweils allein oder in Kombination für das superplastische Verhalten eines Werkstoffs ursächlich.

Um eine superplastische Umformung zu realisieren, müssen bestimmte werkstoff- und verfahrenstechnische Voraussetzungen erfüllt sein. Das Gefüge ist idealerweise isotrop, globular und feinkörnig mit einer mittleren Korngröße zwischen 2 und 10 µm. Zudem muss eine gute Stabilität gegen Kornwachstum vorliegen [Ost98]. Weitere Kriterien sind die verfahrensseitig einzustellende Umformtemperatur und die Einhaltung einer konstanten, aber geringen logarithmischen Hauptformänderungsgeschwindigkeit. Erstere sollte oberhalb der halben Schmelztemperatur ($T_U > 0{,}5\ T_S$) liegen, speziell für Aluminiumlegierungen vorwiegend zwischen 475 und 550°C, letztere in einem Bereich zwischen 10^{-4} und $10^{-2}\ s^{-1}$ [Sie15]. Die superplastische Umformung ist besonders effizient, wenn bei einem hohen *m*-Wert auch große Formänderungsgeschwindigkeiten umsetzbar sind. Bei der Umformung im pneumatischen Warmtiefungsversuch wird die Platine zu einem Bulge umgeformt. Dabei entstehen die größten Formänderungen und somit auch die höchsten Formänderungsgeschwindigkeiten im Pol der Kalotte. Die gesamte Oberflächenvergrößerung erfolgt aus der Blechdicke. Daher ist eine konstante Formänderungsgeschwindigkeit in diesem Punkt ausschlaggebend für den gesamten Umformprozess. Um die konstante Geschwindigkeit bei einer sich ständig verringernden Blechdicke und gleichzeitig vergrößernden Oberfläche zu realisieren, wurden analytische Modelle des Druckverlaufs über der Zeit aufgestellt. Der an der Innenfläche des Bulges anliegende Druck ist dabei zu jedem Zeitpunkt so hoch, dass die Fließspannung überwunden wird. Die Fließspannung zur Einleitung und Aufrechterhaltung einer bleibenden Formänderung ist wiederum abhängig vom Werkstoff, von der logarithmischen Hauptformänderung und Hauptformänderungsgeschwindigkeit, sowie der Temperatur während der Umformung. Im Allgemeinen wird davon ausgegangen, dass es aufgrund der dynamischen Erholungs- und Rekristallisationsvorgänge zu keiner Verfestigung des Materials kommt [Vul06].

Das anfangs globulitische Korngefüge eines Warmbandes unterliegt im Herstellungsprozess ständigen Verformungen durch den Warmwalzvorgang [Ost98]. Somit werden bestimmte Gefügeelemente wie Korngrenzen oder Phasen in eine bestimmte Ausrichtung gebracht [Lan02]. Diese Ausrichtung ist meist an der Blechoberfläche als Walzrichtung erkennbar. Als Folge der entstehenden Gefügeanisotropie kann eine Kristallorientierung im Werkstoff überwiegen. Die Anisotropiekennwerte eines Blechwerkstoffs werden bisher durch identische Flachzugversuche unter 0°, 45° und 90° zur Walzrichtung bestimmt. Die Proben werden während der Zugversuche hinsichtlich ihrer Breiten- und Dickenänderung untersucht. Daraus kann für jede Entnahmerichtung ein winkelspezifischer Wert r_i berechnet werden.

Bisher ist die Anisotropie in der superplastischen Blechumformung bei erhöhten Temperaturen noch nicht eingehend betrachtet worden. Zur Erzielung einer konstanten Formänderungsgeschwindigkeit wird in der Literatur in einem ersten Ansatz eines Druckprofils über der Zeit *t* für die pneumatische Umformung durch elliptische Matrizen der *r*-Wert noch beachtet.

Obwohl der Ansatz auch mit Gültigkeit für die superplastische Blechumformung ausgewiesen wurde, sind im weiteren Verlauf keine erhöhten Temperaturen berücksichtigt worden, was eine Voraussetzung für Superplastizität wäre [Ban01]. Der Druck *p* wird mithilfe von *r* als Anisotropiekoeffizient, ρ_1 und ρ_2 als Radien der Kalotte in den Hauptrichtungen und σ_e als Vergleichsspannung berechnet (1).

$$p = \frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{2r}{r+1}\right) \cdot \alpha + \alpha^2}} \cdot \left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{\alpha}{\rho_2}\right) \cdot t \cdot \sigma_e \qquad (1)$$

Außerdem ist α das Verhältnis der im Pol wirkenden Hauptspannungen σ_1 und σ_2 zueinander. Darauf aufbauend wurden weitere Druckprofile entwickelt, allerdings stets mit der Vereinfachung den Anisotropiekoeffizienten als r = 1 anzunehmen und somit der Annahme isotroper Werkstoffkennwerte. Die Voraussetzungen für eine Untersuchung zur Widerlegung ebendieser Annahme wurden damit zwar geschaffen, zu diesem Zeitpunkt aber nicht weiter betrachtet.

Untersuchung und Ergebnisse

Die experimentellen Untersuchungen zur superplastischen Blechumformung wurden am pneumatischen Warmtiefungsversuchsstand (Abbildung 1) am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart durchgeführt. Die Versuche wurden mit Blechdicken von 1,5 und 1,2 mm der Aluminiumlegierung 5083 bei jeweils konstanten Umformdrücken von 5,0 und 4,0 bar durchgeführt. Zur Auswertung wird das ARAMIS-System von GOM verwendet. Das System vergleicht ein aufgebrachtes Messraster vor und nach der Umformung und analysiert daraus die Verschiebungen der einzelnen Messpunkte im Raum. Anhand der Verschiebungen können die Formänderungen errechnet werden. Für die Versuche werden zwei Konfigurationen festgelegt, welche die Orientierung der Walzrichtung zur großen Ellipsenhalbachse, also senkrecht zur Hauptformänderungsrichtung, definieren (Abbildung 1).

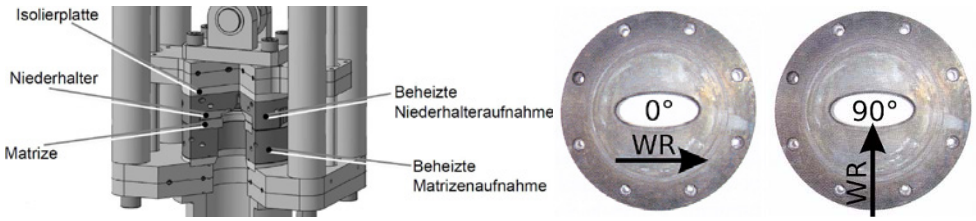


Abbildung 1: Warmtiefungsversuchsstand [Lie08] und Versuchskonfigurationen

Als Nachweis einer Anisotropie bei der superplastischen Umformung, werden die Ergebnisse hinsichtlich unterschiedlicher Polhöhen, unterschiedlicher Haupt-, Neben- oder Vergleichsformänderungen bei Risseintritt und unterschiedlicher oder voneinander abweichender Dehnpfade untersucht. Alle Ergebnisse werden auf eine Richtungsabhängigkeit betrachtet, unterteilt nach den oben genannten Konfigurationen (Abbildung 2).

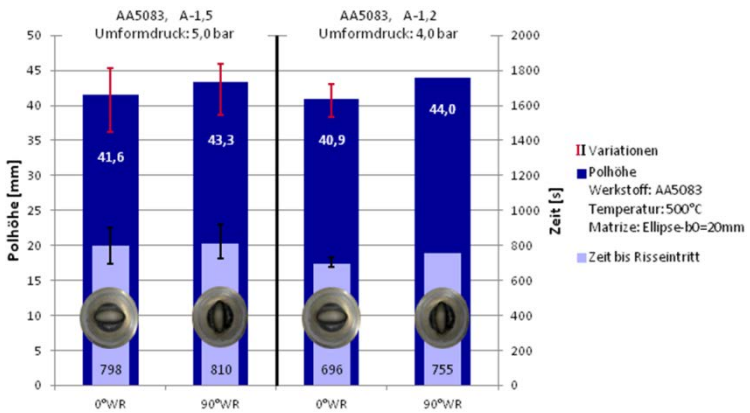


Abbildung 2: Ergebnisdarstellung der Polhöhen

Die Auswertung lässt bereits den ersten Schluss zu, dass eine Konfiguration bei welcher die Vorzugsrichtung im Blech in Hauptformänderungsrichtung liegt (90°WR-Konfiguration), eine höhere maximale Vergleichsformänderung zulässt. In einer In-Prozess-Messung konnten die logarithmischen Formänderungen im Pol unter Berücksichtigung der zwei Konfigurationen, bei einer Probendicke von 1,5 mm, über der Zeit betrachtet werden. Dadurch lässt sich zu jedem Zeitpunkt ein Wertepaar der Haupt- und Nebenformänderung bestimmen und zu einem Dehnpfad in einem φ1-φ2-Diagramm (Abbildung 3) zusammenfügen.

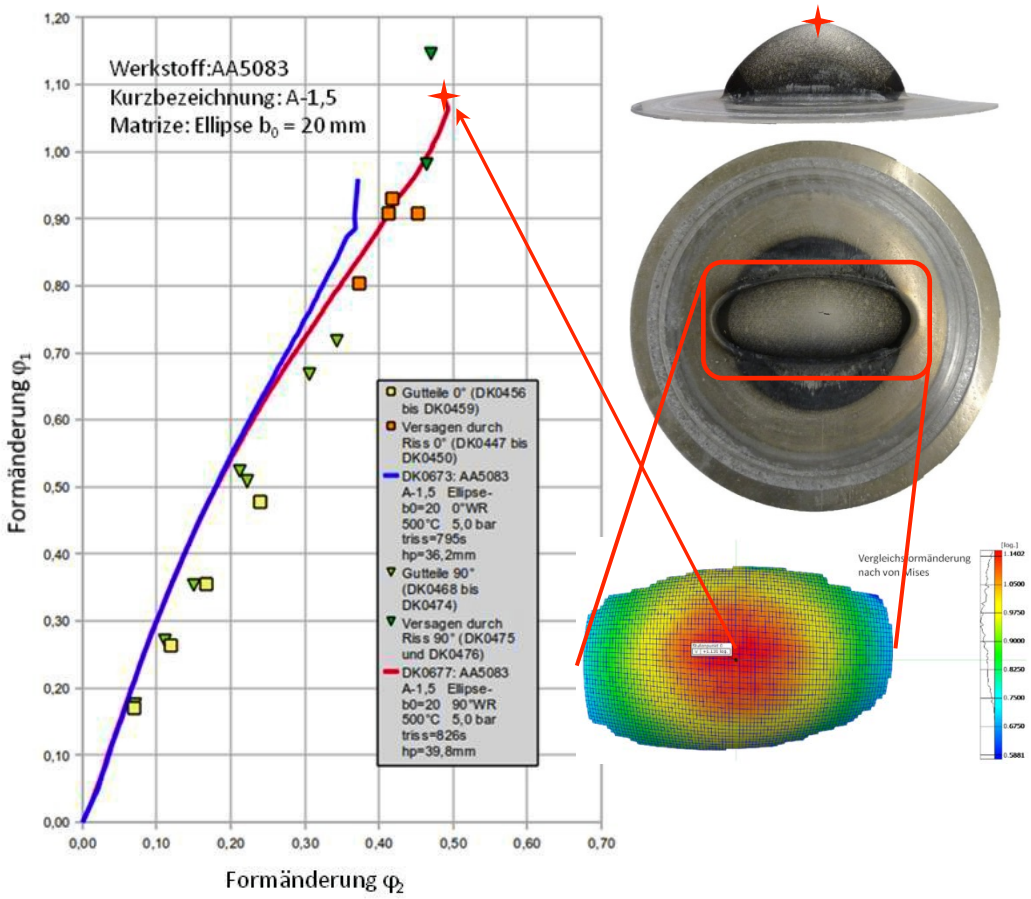


Abbildung 3: Auswertung der Formänderungen und Dehnpfade

Wie zu erkennen ist, sind die Dehnpfade beider Konfigurationen für kleinere Formänderungen noch identisch. Bei steigender Formänderung zeigt sich eine gewisse Abweichung der 0°-Konfiguration in den biaxialen Bereich und demnach ein steigender Nebenformänderungsanteil. Auffällig sind die deutlich größeren Formänderungskombinationen bei Risseintritt unter der 90°-Konfiguration. Dieser Sachverhalt wird durch die vorherige Auswertung der Polhöhen bestätigt. Da die größere Polhöhe bei gleicher Ausgangsfläche zwangsweise eine größere Oberfläche erzeugt hat, sind die aufgetretenen Formänderungen ebenfalls größer.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass sich anhand dieser einfachen Untersuchung eine gewisse Anisotropie auch bei erhöhten Temperaturen bei der superplastischen Umformung erkennen lässt. Die Formänderung in Richtung der Walzrichtung wird aufgrund des anisotropen Verhaltens gesteigert.

Literatur

[Ban01] Banabic, D.; Bălan, T.; Comşa, D.-S.: *Closed-form solution for bulging through elliptical dies*, Journal of Materials Processing Technology 115, pp. 83-86, 2001

[Lan02] Lange, K.: *Umformtechnik (Grundlagen)*, Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, ISBN 3-540-43686-3, 2002

[Lan09] Langdon, T.G.: *Seventy-five years of superplasticity: historic developments and new opportunities,* Journal of Material Science Vol. 44:5998–6010, 2009

[Lie08] Liewald, M.; Kappes, J.: *Superplastische Blechumformung von Magnesiumlegierungen*, 7. LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2008

[Ost98] Ostermann, F.: *Anwendungstechnologie Aluminium*, 1. Auflage, Springer-Verlag, 1998

[Roo08] Roos, E.; Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure (Grundlagen, Anwendung, Prüfung)*, 4. Auflage, Springer-Verlag, 2008

[Sie15] Siegert, K.: *Blechumformung (Verfahren, Werkzeuge und Maschinen)*, Springer Vieweg, 2015

[Tho07] Thomas, D.; Khraisheh, M.: *IREE – International Collaboration Project: Superplastic Forming of Medical Implants*, NSF IREE 2007 Grantees Conference, 2007

[Vul06] Vulcan, M.: *Der pneumatische Tiefungsversuch und seine Anwendung in der superplastischen Aluminium-Blechumformung*, DMG Informationsgesellschaft Verlag, 2006

**Pforzheimer
Werkstofftag
2016**

Generative Fertigung im traditionell geprägten Mittelstand – Der Schmiede-SLM®-Hybrid

Gregor Graf

Rosswag GmbH

Hybride Bauteilfertigung bei der Rosswag GmbH

Ziel der hybriden Prozesskette bei der Rosswag GmbH ist die Effizienzsteigerung sowie die Realisierung komplexer, neuartiger Bauteile und Produkte.

Der Grundgedanke hinter dieser hybriden Bauteilfertigung ist die Verknüpfung der Produktionsverfahren der Umformtechnik und der generativen Fertigung. Dies ermöglicht eine effiziente und damit ressourcenschonende Produktion bei höchster Bauteilqualität. Bei dieser Kombination werden die Vorteile beider Verfahren in den jeweiligen Geometrieelementen komplementär miteinander verbunden. Dadurch eröffnen sich neue Möglichkeiten hinsichtlich der mechanischen Belastbarkeit, Topologie- und Funktionsoptimierung sowie der material- und kosteneffizienten Herstellung.

Mithilfe jahrzehntelang aufgebautem Know-how entsteht eine ganzheitliche Prozesskette, die sich von der Herstellung des Metallpulvers über die Fertigung des Bauteils bis hin zur umfassenden Qualitätssicherung erstreckt.

Rosswag GmbH

Das mittelständische Familienunternehmen Rosswag GmbH ist mit über 200 Mitarbeitern die größte Freiformschmiede Süddeutschlands und wird aus den Divisionen Edelstahl Rosswag und Rosswag Engineering gebildet. Seit mehr als 100 Jahren werden hier hochbelastbare Freiformschmiedeprodukte, unter anderem für den Energiemaschinenbau, die Luft- und Raumfahrtindustrie, die Kraftwerkstechnik, den Pumpenbau und die optoelektronische Industrie hergestellt.

Neben den beiden Abteilungen Schmiede und Wärmebehandlung sind noch die mechanische Bearbeitung mit über 30 zerspanenden Maschinen und die Qualitätssicherung wichtige Bestandteile der Rosswag GmbH. Die Division Rosswag Engineering baut auf den Erfahrungen von Edelstahl Rosswag auf und erweitert das Produktportfolio um Ingenieursdienstleistungen und innovative Fertigungsverfahren.

Die Eingliederung des generativen Fertigungsverfahrens Selektives Laserschmelzen ermöglicht die Herstellung endkonturnah gefertigter, metallischer Bauteile ergänzend zum Schmiedebetrieb. Mit diesem Schritt wird einerseits das angebotene Produktportfolio erweitert und die ganzheitliche Prozesskette vom Entwicklungspartner über die generative Fertigung bis hin zur mechanischen Nachbearbeitung und Qualitätssicherung komplettiert und andererseits langfristig die Auswirkung der Substitution von Schmiedebauteilen reduziert.

Das über Jahrzehnte aufgebaute Know-how im Bereich der Materialwissenschaft und Werkstofftechnik dient als Grundlage, um den Zukunftsbereich der generativen Fertigung auf- und auszubauen.

Ausgangssituation und Zielsetzung

Bislang werden mechanisch hochbelastete Bauteile geschmiedet, wärmebehandelt und anschließend mechanisch bearbeitet. Allerdings ist dies bei komplex konstruierten Bauteilen mit einem sehr hohen mechanischen Zerspanungsaufwand und damit hohen Kosten verbunden.

Ein anschauliches Beispiel für diese Nachteile ist die Herstellung eines Verdichterrades, so wie es in einer üblichen thermischen Strömungsmaschine zur Stromerzeugung verbaut ist (siehe Abbildung 1). Hier werden bislang die Strömungsschaufeln aufwendig aus dem massiven Vollmaterial gefräst. Aufgrund des hohen Zerspanvolumens und der damit einhergehenden, kostspieligen mechanischen Bearbeitung wird die Herstellung eines Verdichterrades sehr teuer und ressourcenaufwendig. Innenliegenden Strukturen sind nur eingeschränkt möglich und es bedarf einem großen Fertigungsaufwand.

Die Rosswag GmbH hat sich daher zum Ziel gesetzt, die Prozesskette der Herstellungsverfahren zu optimieren und damit die Effizienz bei der Herstellung bestimmter Bauteile zu steigern sowie neuartige, komplexe Geometrien zu ermöglichen.

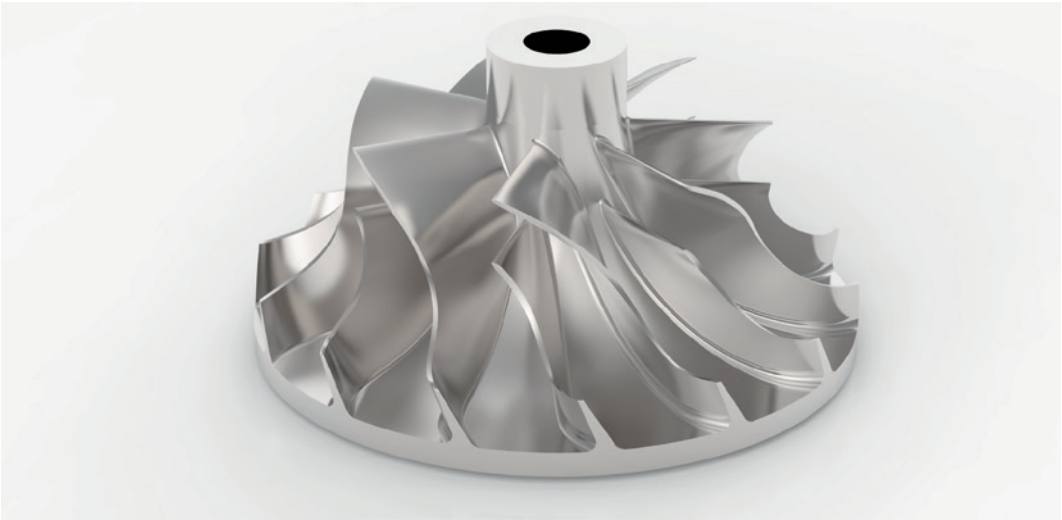


Abbildung 1 - Herkömmlicher Impeller

Wirtschaftliche Herausforderung

Um den Ansprüchen des Kunden an Qualität, Preis und Liefertermin gerecht werden zu können, wird es demnach immer wichtiger, die Fertigungsprozesse möglichst zeit-, kosten- und ressourceneffizient zu gestalten.

Dazu wurde bei der Rosswag GmbH eine innovative und optimierte Prozesskette entwickelt, bei der die Vorteile der Fertigungsverfahren Schmieden – konventionelle, konturnahe Fertigung hochbelastbarer Strukturen mit großem Materialvolumenanteil – und Selektivem Laserschmelzen – endkonturnaher additiver Aufbau mit innenliegenden Strukturen – in einem Produkt vereint werden können (siehe Abbildung 2).

Dies ermöglicht komplexe Bauteilstrukturen innerhalb kurzer Zeit zu produzieren, die durch den reduzierten Materialeinsatz ressourcenschonend und zudem auch noch günstiger sind – ohne dabei auf die geforderten mechanischen Eigenschaften in bestimmten Bauteilbereichen verzichten zu müssen. Bei einer ausschließlich konventionellen Fertigung ist die CNC-Bearbeitung äußerst aufwendig, während sich eine ausschließlich generative Fertigung sehr zeit- und kostenintensiv gestaltet. Aufgrund großer Volumeneinsparung kann man bei einer hybriden Fertigung beide Prozessschritte auf ein Minimum reduzieren. Insgesamt ist es gelungen das Spannungsfeld konkurrierender Bereiche wesentlich zu verbessern.

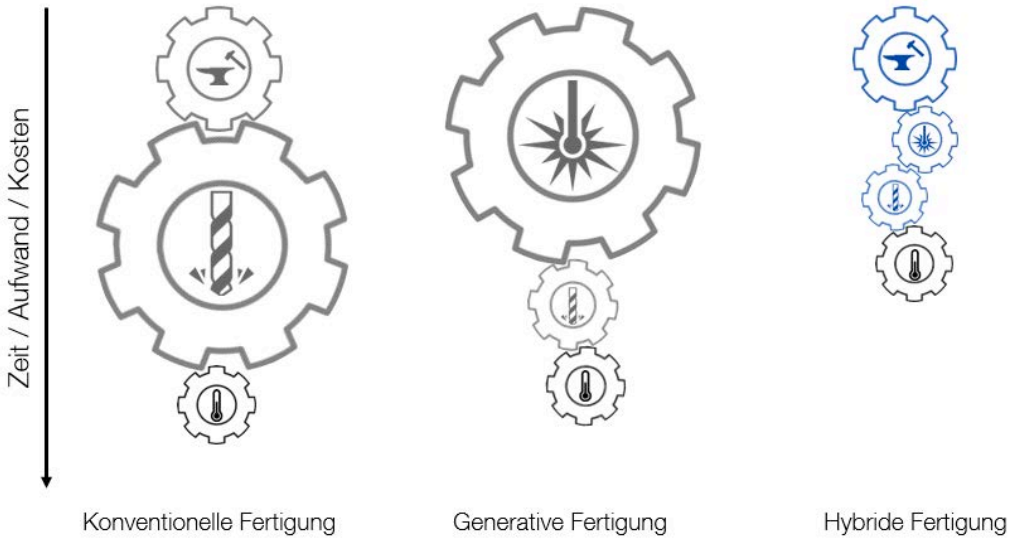


Abbildung 2 - Prozessketten im Vergleich

Idee und Prozessablauf

Die grundlegende Idee der hybriden Bauweise ist das Bauteil in zwei Geometrieelemente aufzuteilen: Grundkörper und additiver Aufbau (siehe Abbildung 3)

Abbildung 3 - Hybrider Aufbau eines Spritzgusswerkzeugs

Diese Herangehensweise resultiert aus einer detaillierten Analyse der bestehenden Restriktionen der beiden Fertigungsverfahren Freiformschmieden und Selektives Laserschmelzen und führt zu einer optimierten Prozesskette, die die Effizienz bei der Herstellung bestimmter Bauteile steigert. Bei dieser Kombination werden die Vorteile der Umformtechnik mit der generativen Fertigungstechnik in den jeweiligen Geometrieelementen komplementär verbunden.

Der massive Grundkörper für das zu fertigende Bauteil wird konturnah geschmiedet und mechanisch zerspant. Insbesondere die Fügefläche für den späteren Aufbau muss vorbereitet werden. Auf dieses hochbelastbare, faserverlauf gerecht geschmiedete Rohteil wird die endkonturnahe, komplexe Geometrie additiv aufgebaut (siehe Abbildung 4). Dabei können durch die hinzugewonnenen Freiheitsgrade bei der Konstruktion mithilfe der generativen Fertigung vielfältige geometrische Optimierungspotenziale realisiert werden. Damit ist eine funktionsoptimierte Gestaltung möglich. Im Nachgang wird anschließend das Bauteil nochmals an den Funktionsflächen zerspant, um die notwendigen Pass- und Toleranzmaße einzustellen.

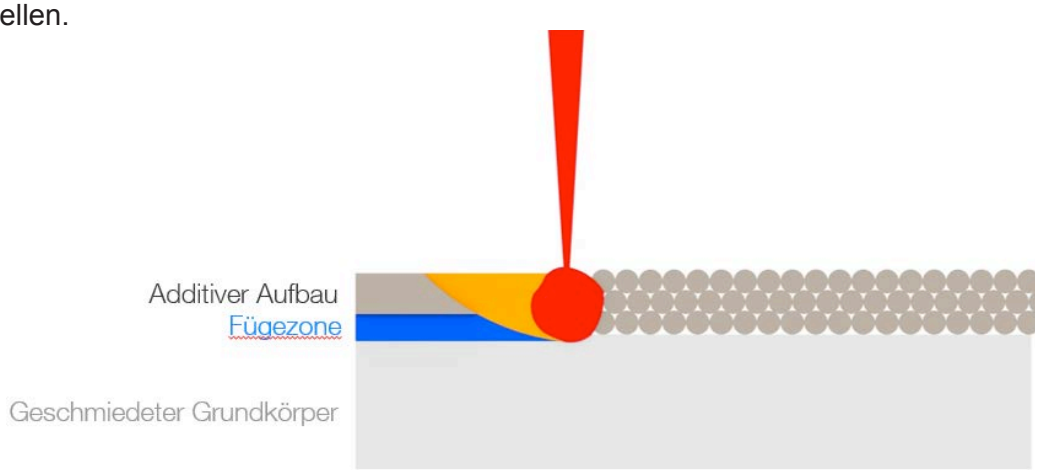


Abbildung 4 - Schema Selektives Laserschmelzen

Technische Umsetzung

Die Rosswag GmbH setzte Ende 2014 als erste Freiformschmiede weltweit das generative Fertigungsverfahren Selektives Laserschmelzen ein, um ergänzend zum Schmiedebetrieb Bauteile zu fertigen. Die erste Umsetzung des Schmiede-SLM®-Hybrids erfolgte in einer Fallstudie[1] zusammen mit dem Anlagenhersteller

[1] SLM®-Solution; Rosswag GmbH, Fallstudie: Schmiede-SLM®-Hybride (2015)

SLM Solutions. Hierbei sollten die vielfältigen Möglichkeiten der SLM®-Fertigungsanlagen aufgezeigt werden. Aus dieser Zusammenarbeit resultierte der zukünftige Fertigungsprozess von speziellen Verdichterradbauteilen, bei welchen der massive Grundkörper geschmiedet und im CNC-Bearbeitungszentrum zerspant wird. Nach entsprechender Vorbereitung der Fügezone, um eine optimale Verbindung der beiden Geometrieelemente zu erreichen, können die Schaufelgeometrien endkonturnah ergänzt werden (siehe Abbildung 5). Ihre charakteristische Profilform und die strömungsoptimierte Oberflächenqualität erhält die Schaufel durch eine verhältnismäßig kurze Zerspanung auf dem CNC-Bearbeitungszentrum im Anschluss an den generativen Fertigungsprozess. Zusätzlich ermöglicht die neu entwickelte und optimierte Prozesskette konstruktive Freiheiten hinsichtlich innenliegender Strukturen. So ist es zum Beispiel möglich, Strömungskanäle zur Grenzschichtbeeinflussung und damit einhergehender Wirkungsgradsteigerung zu fertigen. Diese lassen sich mit konventionellen Fertigungsverfahren grundsätzlich nicht herstellen.

Abbildung 5 – Der Schmiede-SLM®-Hybrid

Darauf basierend wird in internen Entwicklungsprojekten der Ansatz der hybriden Bauteilfertigung weiter ausgeweitet und auf andere Produkte und Bauteile übertragen. Hierbei steht speziell die Untersuchung und Optimierung der Fügezone zwischen dem geschmiedeten Grundkörper und dem additiven Aufbau im Vordergrund. In Abbildung 6 ist das Schliffbild dieser Fügezone zu erkennen, bei welcher vom unteren Teil aus das Gefüge des Schmiedebauteils in das charakteristische, additiv gefertigte Werkstoffgefüge übergeht.

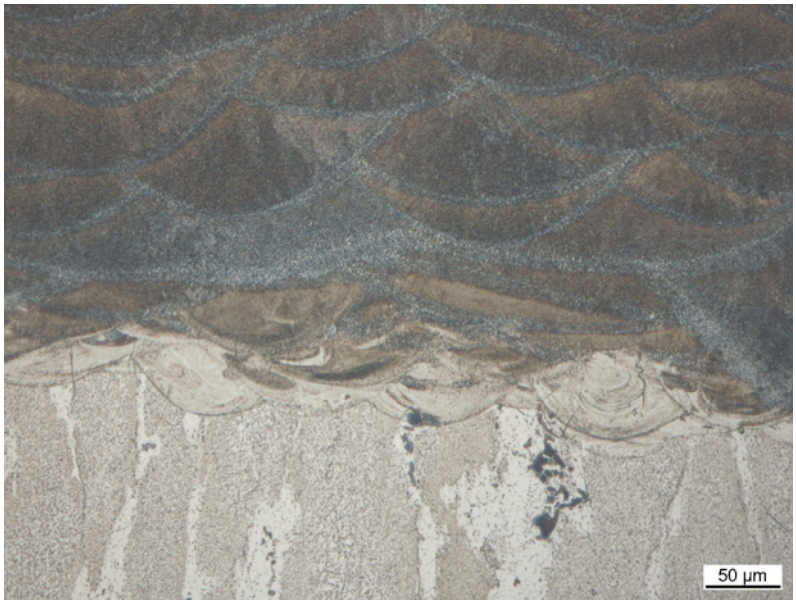


Abbildung 6 – Schliffprobe der Fügezone des Schmiede-SLM®-Hybrids

Vorteile

Die hybride Kombination aus Freiformschmiedeprozess und Selektivem Laserschmelzen ermöglicht eine erhebliche Effizienzsteigerung bei der Herstellung von komplexen Metallbauteilen. Bisher wurden die einzelnen Fertigungsprozesse unabhängig voneinander mit den jeweiligen Nachteilen eingesetzt. Beim Schmiedeprozess und der konventionellen Zerspanung lassen sich vor allem innenliegende Strukturen mit Hinterschneidungen gar nicht oder nur unter größtem Aufwand einbringen. Der generative Fertigungsprozess scheitert hingegen oftmals an der Wirtschaftlichkeit beim Aufbau geometrisch einfacher, massiver Strukturen. Für das Beispiel des Schmiede-SLM®-Hybrids bedeutet dies eine Einsparung von ca. 95 % der Fertigungskosten, welche bei der additiven Fertigung des gesamten Bauteils angefallen wären. Durch die erhöhte Ressourceneffizienz des Ausgangsmaterials des generativen Fertigungsprozesses (i.d.R. Metallpulver) und der endkonturnahen Rohteilfertigung kann die Hauptnutzungszeit des CNC-Bearbeitungszentrums, je nach Anforderung, um bis zu 90 % reduziert werden.

Dadurch werden auf effiziente Weise Materialabfälle vermieden und Umweltbelastungen werden durch den Einsatz von Kühlschmierstoffen reduziert. Weiterhin können vielfältige Zeit- und Kosteneinsparungen über die gesamte Prozesskette erreicht werden.

Reproduzierbarkeit der Härtetiefenbestimmung CHD – NHD

Arnold Horsch

Arnold Horsch e.K.

Die Randhärtetiefenbestimmung an oberflächengehärteten Bauteilen bietet immer wieder Diskussionsgrundlage der gefundenen Prüfergebnisse. Die grundsätzlichen Fehlerquellen und Einflüsse auf das Prüfergebnis werden dargestellt. Die in einem Ringversuch festgestellten Streuungen werden präsentiert.

1. Einleitung

Die Bestimmung der Randhärtetiefe ist für die Qualitätsbestimmung des Wärmebehandlungsergebnisses des Einsatzhärtens und Nitrierens von elementarer Bedeutung. Bei kaum einer anderen Prüfung eines Wärmebehandlungsergebnisses gibt es so viele Unstimmigkeiten und Diskussionen über die Prüfergebnisse, wie bei der Randhärtetiefenbestimmung.

Die Einflußgrößen auf das Prüfergebnis werden oftmals bei der Betrachtung des Prüfergebnisses, nicht berücksichtigt. Mittels eines Ringversuches sollten mögliche Streuungen an realen Proben ermittelt werden. Die Richtigkeit der Prüfergebnisse der Teilnehmer wurde nicht betrachtet. Ziel des Ringversuches war es, nur Streuungen darzustellen, wie sie bei täglichen Messungen in verschiedenen Laboren auftreten. Eine detailiierte Betrachtung der Einflußgrößen auf das Prüfergebnis wurde ebenfalls durchgeführt.

2. Normung

Zur Bestimmung der Randhärtetiefe sind folgende Normen bei der Prüfung zu beachten:

- DIN 50150 T. 3 [1] — Härtetiefe wärmebehandelter Teile; Ermittlung der Nitrierhärtetiefe
- DIN EN ISO 2639 [2] — Stahl-Bestimmung der Einsatzhärtungstiefe
- DIN EN ISO 4885 [3] — Eisenwerkstoffe – Wärmebehandlung – Begriffe
- DIN EN ISO 6507 T. 1-3 [4] — Metallische Werkstoffe-Härteprüfung nach Vickers
- DIN EN ISO 15787 [5] — Technische Produktdokumentation – Wärmebehandelte Teile aus Eisenwerkstoffen – Darstellung und Angaben

2.1. DIN 50150 Teil 3 – Ermittlung der Nitrier-Härtetiefe – NHD [1]

Die DIN 50190 Teil 3 regelt die Bestimmung der Nitrier-Härtetiefe, sie wird wie folgt bestimmt:

- Nur nationale, keine internationale / europaweite Normung vorhanden
- Normprüflast HV 0,5, andere Prüflasten nach Vereinbarung zulässig
- GH (Grenzhärte ermittelt aus der Kernhärte = Ist Kernhärte+50 HV, (jeweils auf 10 HV gerundet)
- Kernhärte ermittelt in etwa 3x NHD
- Ein Härteverlauf, in Schiedsfällen 2 Härteverläufe
- Wird die Nitrier-Härtetiefe an mehreren Stellen ermittelt, so braucht, wenn der Unterschied der einzelnen Nitrier-Härtetiefen 10% des größten Wertes nicht überschreitet, nur der arithmetische Mittelwert angegeben werden.

2.2. DIN EN ISO 2639 – Stahl-Bestimmung der Einsatzhärtungstiefe – CHD [2]

Die DIN EN ISO 2639 regelt die Bestimmung der Einsatzhärtungs-Härtetiefe, sie wird wie folgt bestimmt:

- Internationale Normung
- Normprüflast Prüflast HV 1, andere Prüflasten nach Vereinbarung zulässig, im Schiedsfall das genormte Verfahren
- Grenzhärte 550 HV1, wenn in 3x CHD die Kernhärte des Fertigteils unter 450 HV1 liegt, liegt sie höher, kann die Grenzhärte in Schritten von 25HV angehoben werden, ansonsten ist eine Vereinbarung zu treffen.
- Mittelwert aus 2 Härteverläufen, zulässige Abweichung < 0,1mm, daraus der Mittelwert
- CHD geprüft nach dem Härten vor einem evtl. Anlassen.
- Hier ist die DIN EN ISO 2639 eindeutig darin, an welcher Stelle der Wärmebehandlung die CHD geprüft werden muß. [2] [3]

2.3. DIN EN ISO 6507 Teil 2 [4]

In diesem Teil der Norm wird die zulässige Kalibrierabweichung der Härteprüfmaschine festgelegt, diese beträgt entsprechend der Prüflast:

Verfahren	Prüflast	Zulässige Grenzabweichung	Wiederholgenauigkeit
für die Nitrier-Härtetiefe	HV 0,5	200-300 HV = ± 5% vom Härtewert 400-500 HV = ± 6% vom Härtewert Ist bei 380 HV = ± 19 HV	24 HV 32-40 HV 31 HV
für die Einsatzhärtungs-Härtetiefe	HV 1	200-400 HV = ± 4% vom Härtewert 400-700 HV = ± 5% vom Härtewert 800-1000 HV = ± 6% vom Härtewert Ist bei 550 HV = ± 27,5HV	44 HV
Prüfung auf einer Härtevergleichsplatte nach Teil 3 der Norm, nicht am Bauteil.			

3. Einflüsse auf das Prüfergebniss

Es gibt eine Vielzahl von Einflussgrößen, die das Prüfergebniss der Randhärtetiefenmessung beeinflussen können. Dies sind im Wesentlichen:

- zulässige Kalibrierabweichung der Härteprüfmaschine
- Probleme bei der Beleuchtung der Härteprüfmaschine
- Abweichungen aus dem Verfahrweg des Kreuztisches, zulässiger Fehler bei der Härteverlaufsprüfung ±0,025 mm, DIN EN ISO 2639
- Falsche Startpunksetzung des Härteverlaufes, unscharfe Kante im Mikroskopbild
- Schwingungen während der Messung des Härteverlaufes
- Streuungen aus der Wärmebehandlung im Bauteil oder in der Wärmebehandlungscharge
- Streuungen innerhalb des Bauteiles, aus der Bearbeitung und den Werkstoffeinflüssen falsche metallographische Probenvorbereitung

Oftmals ist eine Kombination verschiedener Fehler vorhanden.

3.1. Kalibrierabweichung der Härteprüfmaschine

Wird die nach DIN EN ISO 6507 T.2 zulässige Kalibrierabweichung der Härteprüfmaschine in die Härteverlaufsdiagramme der geprüften Proben eingetragen, ergeben sich zulässige Abweichungen aus der Härteprüfmaschine auf die NHD – CHD Mittelwertskurve von:

- NHD 0,23 mm = Streuung 0,07 mm = 30 % der NHD, Bild 1
- CHD 0,79 mm = Streuung 0,19 mm = 24 % der CHD, Bild 2

nur aus den zulässigen Kalibrierabweichungen der Härteprüfmaschine.

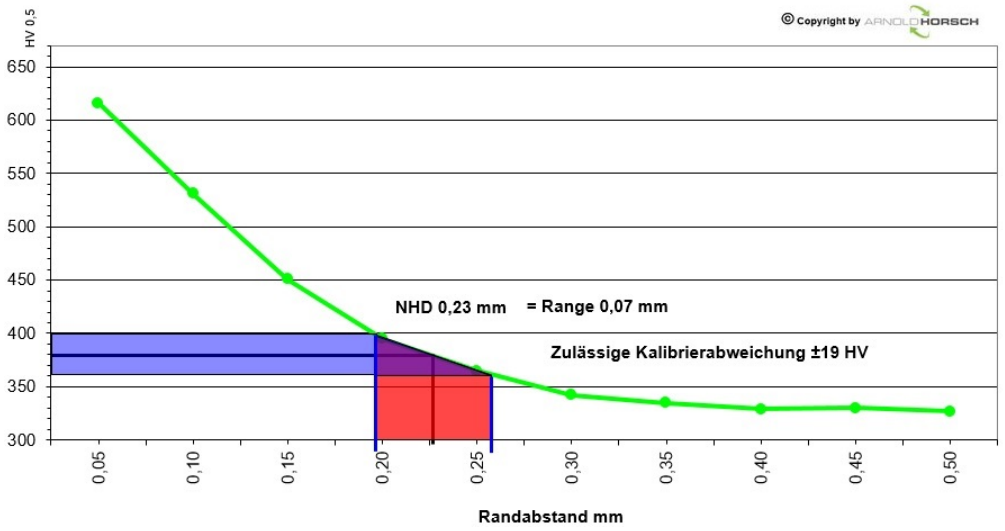


Bild 1

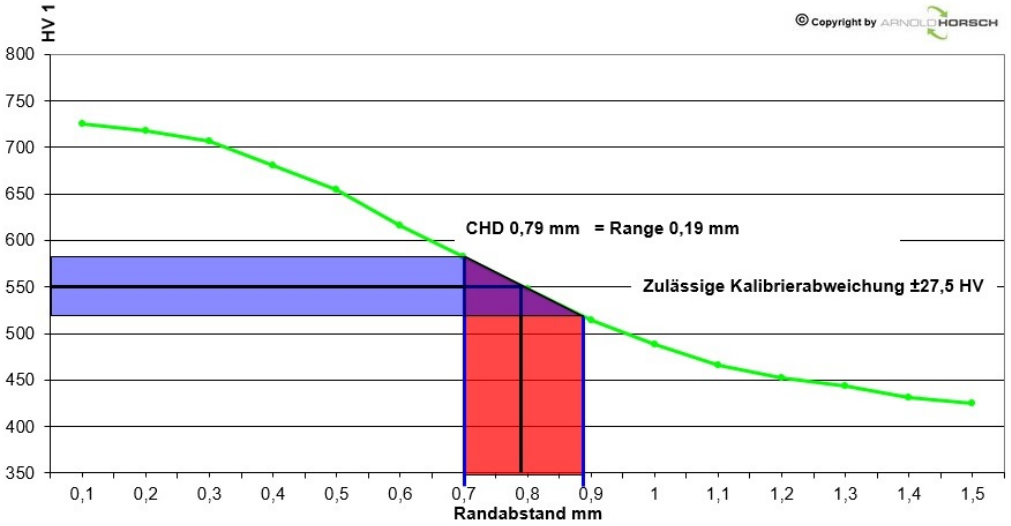


Bild 2

3.2. Beleuchtung der Härteprüfmaschine

Ist die Beleuchtung an einer Härteprüfmaschine nicht korrekt eingestellt, z. B. nach einem Glühlampenwechel, kann es bei mit Bildanalysesystemen arbeitenden Härteprüfmaschinen zu deutlichen Abweichungen im Prüfergebnis kommen.

Im Bild 3 ist die automatische Auswertung an einer Härtevergleichsplatte wiedergegeben. Dieselben Härteeindrücke wurden einmal mit optimal zentrierter Beleuchtung und einmal mit dezentrierter Beleuchtung gemessen. Gut erkennbar bei der roten Linie die teilweise um 20HV abweichenden Härtewerte, von den optimal ausgeleuchteten Härtewerten der blauen Linie.

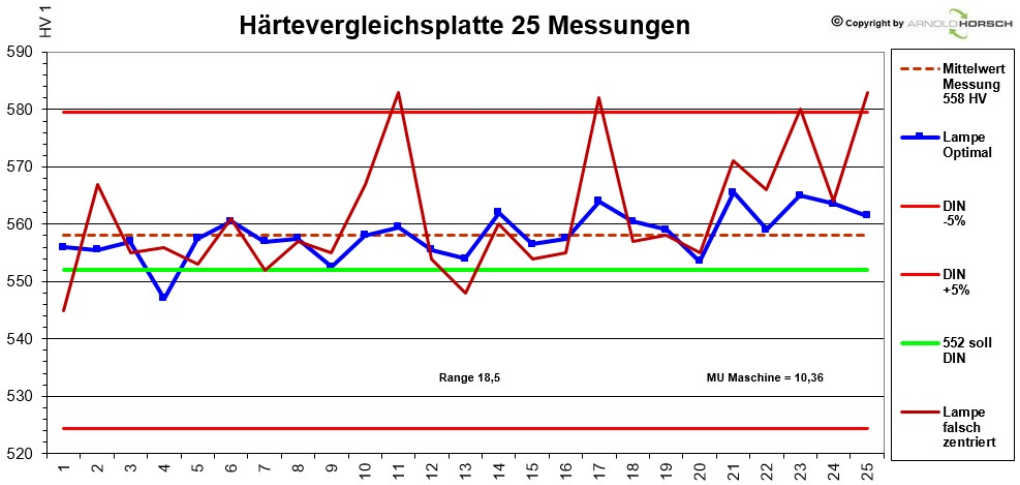


Bild 3

Bei optimaler Beleuchtung – wie in diesem Beispiel – kann eine Härteprüfmaschine mit sehr kleinen Streuungen und Abweichungen vom Sollwert prüfen, wenn Last usw. stimmen.

3.3. Werkstoffeinfluss

Sehr oft wird unterschätzt, welchen Einfluss Ungänzen im Werkstoff auf das Prüfergebnis haben können. Dabei ist eine starke Zeiligkeit – wie in Bild 4 – wiedergegeben, ein Problem. Je nachdem, an welcher Stelle in einem bearbeiteten Bauteil hier die Randhärtetiefe bestimmt wird, kommt es aufgrund der Konzentrationsunterschiede in den Legierungselementen zu mehr oder weniger starken Streuungen im Ergebnis der Randhärtetiefenmessung, Werkstoffe sind nicht perfekt.

Gerade beim Nitrieren können sich solche Konzentrationsunterschiede im Ergebnis deutlich bemerkbar machen, da für die Härtesteigerung primär die Legierungselemente verantwortlich sind.

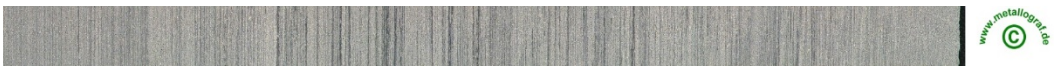


Bild 4 [6] Beispiel Seigerungsausbildung, 1.7225 +AC, 42CRMo4 +AC, Längsschliff Rand-Kern-Rand

4. Ringversuch

4.1. Teilnehmer

Drei Labore nahmen am Ringversuch teil. Alle Labore prüfen in der täglichen Praxis Härteverläufe zur Randhärtetiefenbestimmung.

4.2. Proben

Es wurden zwei Probenwerkstoffe für die Erstellung der Härteverläufe eingesetzt.

Probe	Werkstoff	Wärme-behandlung	Probenabmessung	Oberflächen-härte
NHD	1.7225+ QT 42CrMo4 + QT	gasnitriert	Rund Ø 70mm am aus-sen Ø geschliffen Bild 5	615-668 HV 10
CHD	1.7131 + AC 16MnCr5 + AC	Einsatzgehärtet Bil auf 0,7 - 0,9 mm	Flach 40x15x1000 mm geschliffen (Präziflach) Bild 6	58-60 HRC

4.3. Probenvorbereitung

Alle Proben wurden wie folgt vorbereitet:

- Trennen mit einer Bornitrid Trennscheibe auf einer Niedertouren Diamantsäge
- Warmeingebettet bei 180°C, in Epoxydharz mit Mineralverstärkung
- Schleifen auf SiC Papier 120-1200 Korn
- Polieren mit Diamantsuspension 6µm auf hartem Seidentuch, 3µm auf NAP Tuch
- Feinpolieren mit, basischer Oxid-Polier-Suspension(pH~9,8, SiO_2) 0,05µm, auf Chem Tuch

Die Probenvorbereitung erfolgte zentral durch den Verfasser und nicht bei den Laboren, die die Randhärtetiefenmessung durchgeführt haben.

4.4. Durchführung der Messungen

Drei vollautomatische Härteprüfmaschinen in drei verschiedenen Laboratorien führten auf jeweils einer Probe – ohne neue Präparation – eine Messung von jeweils 5 Härteverläufen durch. Alle Messungen wurden also mit der gleichen Probenpräparation durchgeführt.

Alle Labore haben die Messungen an Maschinen, die im täglichen Einsatz sind, durchgeführt. Für die Richtigkeit der Messung waren die Labore selbst zuständig. Die Proben wurden zweimal zugesandt, um die Messungen zu verschiedenen Zeitpunkten wiederholt durchzuführen.

Zum Einsatz gekommene Härteprüfmaschinen

Bild 7

DURASCAN 70
Emcotest

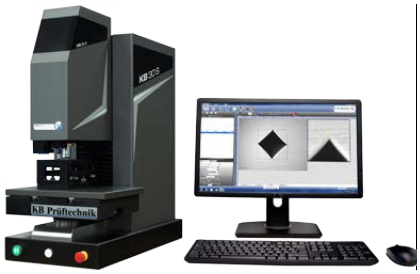


Bild 8

KB 30
KB Prüftechnik

Bild 9

FM300+PRECIDUR
FUTURE TECH

4.5. Prüfergebnisse

4.5.1. Nitrierte Probe

An der nitrierten Probe wurde den Teilnehmern die Kernhärte mit 330HV vorgegeben. An beiden Teilen wurden im Schliff Härteverlaufsmessungen an verschiedenen Positionen durchgeführt. Die Lage konnten die Teilnehmer selbst bestimmen.

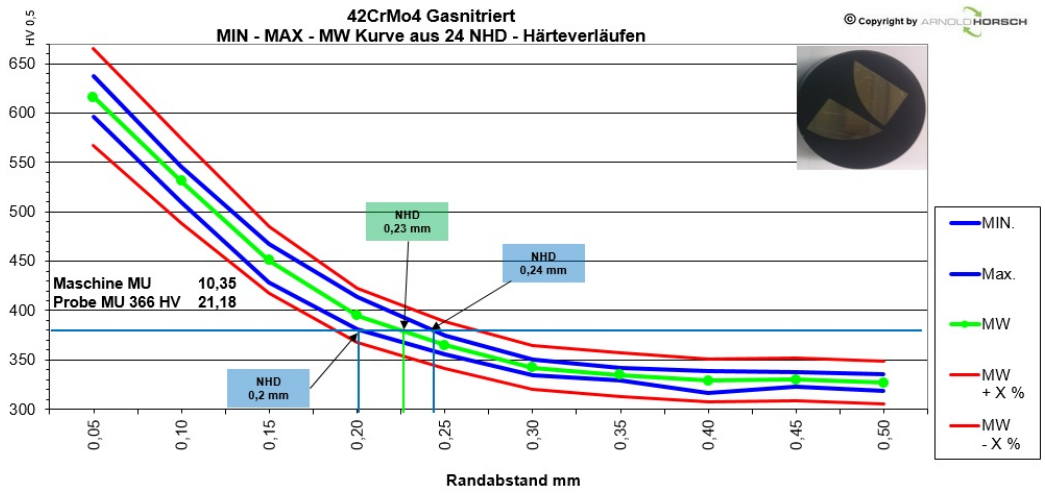


Bild 10

- Grüne Kurve: Mittelwert aller Randhärtetiefenbestimmungen
- Blaue Kurven: Streuungen aus allen Messungen
- Rote Kurve: zulässige Kalibrierabweichung der Härteprüfmaschinen
- NHD = 0,23 mm, Streuung 0,04 mm = 17%

4.5.2. Einsatzgehärtete Probe

An der einsatzgehärteten Probe konnten die Teilnehmer die Messpunkte, an denen sie die Härteverlaufsmessungen durchführten, auf der Längsseite selbst bestimmen.

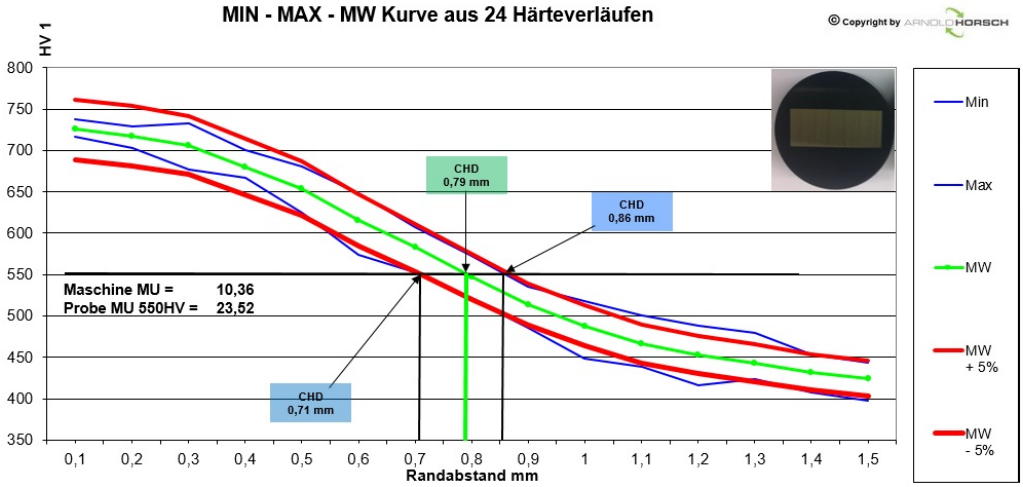


Bild 11

- Grüne Kurve: Mittelwert aller Randhärtetiefenbestimmungen
- Blaue Kurven: Streuungen aus allen Messungen
- Rote Kurve: zulässige Kalibrierabweichung der Härteprüfmaschinen
- CHD = 0,79 mm, Streuung 0,15 mm = 19%

5. Auswertung

5.1. Einflüsse auf das Prüfergebnis

Wie in Kap.3 gezeigt, können die Einflüsse auf das Prüfergebnis der Randhärtetiefenbestimmung aus den zulässigen Abweichungen der Prüfsysteme erheblich sein. Die zulässigen Summenfehler an den geprüften Proben betragen:

- **NHD Messung:** Hier schwankt der zulässige Fehler abhängig von der Kernhärte. Er kann an der geprüften Probe 0,07 mm betragen zuzüglich ±0,025 mm aus der zulässigen Abweichung des Kreuztisches (in der DIN 50190 T.3 nicht genormt). Zulässiger Gesamtfehler aus dem Prüfsystem 0,12 mm, bei einer NHD von 0,23 mm ≈ 50%.
- **CHD Messung:** Aus der Grenzabweichung der Härteprüfmaschine, im gezeigten Beispiel 0,19 mm zuzüglich ±0,025 mm aus der zulässigen Abweichung des Kreuztisches. Zulässiger Gesamtfehler aus dem Prüfsystem 0,24 mm, bei einer CHD von 0,79 mm ≈ 30%.

5.2. Gemessene Proben

Die im Ringversuch geprüften Proben liegen mit Ihren Ergebnissen besser als der zulässige Fehler der Prüfmaschinen. Jedoch zeigt sich, dass die Spannweite aller Labore zusammen doch erheblich sein kann.

Verfahren	Mittelwert	Geprüfte Spannweite		Bild
NHD	0,23 mm	0,04 mm	17%	10
CHD	0,79 mm	0,15 mm	19%	11

6. Zusammenfassung

Die Streuung der Randhärtetiefenmessung verschiedener Labore kann erheblich sein. Der Fehler betrug ± ca.10% des Prüfergebnisses. Ursachen können die Kalibrierabweichung der Härteprüfmaschine, der Einfluss des Probenmaterials sowie der Probenpräparation sein u.v.m.

Anhand der Prüfergebnisse wurde gut dargestellt, dass viele Diskussionen über die Prüfergebnisse wahrscheinlich nichts mit dem Ergebnis der Wärmebehandlung zu tun haben, sondern oftmals Diskussionen über die Streuung der Prüfgeräte und Probenmaterialien sind.

Im Streitfall ist eine genaue Betrachtung des Prüfsystems vorzunehmen. Eine Schiedsmessung in einem anderen Labor ist hier nicht immer die richtige Lösung.

7. Ausblick

Im nächsten Schritt wird die Anzahl der Labore und die Anzahl der Proben mit verschiedenen Randhärtetiefen für einen erweiterten Ringversuch erhöht.

Zusätzlich wird der Einfluss der Probenpräparation durch die Prüflabore einbezogen. Die Prüflabore werden die Proben selbst präparieren und anschließend auswerten.

Literatur

[1] DIN 50150 Teil 3

[2] DIN EN ISO 2639

[3] DIN EN ISO 4885

[4] DIN EN ISO 6507 Teil 1-3

[5] DIN EN ISO 15787

[6] http://metallograph.de/

Einfluss der Gefügehomogenität von Ag/SnO_2-Kontaktwerkstoffen auf die AC3-Lebensdauer

Havva Cinaroglu

Dr. Volker Behrens

Thomas Honig

Doduco GmbH, Pforzheim

Zusammenfassung

Kontaktwerkstoffe aus der Familie der Silber/Zinnoxid (Ag/SnO_2)-Werkstoffe finden in elektromechanischen Schaltgeräten mit Nennströmen größer 32 A weite Verwendung.

Da Ag/SnO_2-Werkstoffe heterogene und durch den Fertigungsprozess des Strangpressens anisotrope Materialien sind, zeigen sie im Vergleich zu den klassischen Silberlegierungen eine erhöhte Anfälligkeit für Rissbildungen. Diese Neigung zur Ausbildung von Rissen ist für den Herstellprozess der Kontaktauflagen und Kontaktteile von Bedeutung, beeinflusst darüber hinaus in der Anwendung den durch Schaltlichtbogeneinwirkung hervorgerufenen Abbrand und somit die erreichbare Lebensdauer des Schaltgerätes. Die Rissbildungsneigung wird wesentlich beeinflusst von der Art, der Größe sowie der Gleichmäßigkeit der Verteilung der Oxidpartikel in der Silber-Matrix.

In dem vorliegenden Beitrag wird der Frage nachgegangen, inwieweit eine bedienerunabhängige Quantifizierung der Gefügehomogenität möglich ist und in welchem Maße sie tauglich ist, verschiedenen Ag/SnO_2 Werkstoffe (Standardfertigung sowie Mustermaterialien) voneinander zu unterscheiden.

Darüber hinaus wird untersucht, inwiefern die ermittelten Kennzahlen für die Gefügehomogenität sich mit der Zielgröße „elektrische AC3-Lebensdauer“ korrelieren lässt. Hierbei zeigt sich, dass eine Verbesserung der Homogenität einen positiven Einfluss hat, aber offensichtlich nicht der einzige Parameter ist.

Einleitung

Elektromechanische Schaltgeräte spielen auf dem Weg der elektrischen Energie vom Erzeuger zum Verbraucher eine entscheidende Rolle. Dabei besteht die Aufgabe von elektromechanischen Schaltgeräten in dem Schließen und Unterbrechen von Strompfaden durch Einschalten und Öffnen der Kontaktstellen sowie dem Führen des Nennstromes im geschlossenen Zustand und dem Gewährleisten einer Isolierstrecke im offenen Zustand.

Da die trenn- und schließbare Stelle im Schaltgerät durch das Kontaktmaterial realisiert wird, sind letztendlich die wesentlichen Anforderungen an das Schaltgerät auch von den elektrischen Kontakten und dementsprechend vom eingesetzten Kontaktwerkstoff zu erfüllen. Mit der fortschreitenden Baugrößenreduktion der Schaltgeräte und den stetig steigenden Forderungen an die Energieeffizienz und die Ressourcenschonung ist eine permanente Optimierung der eingesetzten Kontaktwerkstoffe wesentlich.

Als Kontaktwerkstoff in den Schaltgeräten für die elektrische Niederspannungs-Energietechnik dominieren Silber/Zinnoxid (Ag/SnO_2) Kontaktwerkstoffe zunehmend den europäischen Markt. Die Stärke dieser Werkstofffamilie besteht darin, dass trotz der Lichtbogenbildung, die mit jedem Schaltvorgang der Schaltgeräte auftritt, der Materialverlust durch Aufschmelzen, Verspritzen und Verdampfen von Kontaktmaterial relativ klein ist und somit eine hohe Lebensdauer der Schaltgeräte gegeben ist. Der Kontaktwerkstoff Ag/SnO_2 ist ein Verbundwerkstoff, bei dem in die Ag-Grundmatrix Oxidpartikel eingelagert sind. Dieser heterogene Werkstoff wird überwiegend pulvermetallurgisch und mit anschließendem Strangpressen produziert. Hierzu werden die pulverförmigen Komponenten gemischt, zu Blöcken isostatisch gepresst, gesintert und stranggepresst [1], [2], [3].

Die eingelagerten Metalloxidpartikel in der Ag-Matrix führen zu einer starken Versprödung des Werkstoffes und dadurch zu einer hohen Resistenz gegen Verschweißen der Kontaktstücke beim Einschalten. Aufgrund dieser gesteigerten Verschweißresistenz kann der Werkstoff Ag/SnO_2 weder durch Schweißen noch durch Löten direkt mit dem Kontaktstück-Träger verbunden werden. Deswegen sind die Kontaktstücke aus einer Ag/SnO_2 Kontaktschicht und einer löt- bzw. schweißbaren Ag-Unterschicht aufgebaut.

Im Bereich der Ag/SnO_2 Kontaktwerkstoffe gibt es viele Veröffentlichungen, die sich mit dem Einfluss verschiedener Faktoren wie Oxidgehalt [4], [5], Art und Menge von Additiven [6], Fertigungstechnik [4] sowie Verbindungsgüte zwischen Kontaktauflage und Träger [7], [8] auf die Schalteigenschaften befassen.

Der vorliegende Beitrag konzentriert sich auf den Einfluss der Homogenität der SnO_2-Partikelverteilung im Werkstoff auf die AC3-Lebensdauer. Hierzu wurde ein Verfahren basierend auf der Lorenz-Kurve [10] zur Quantifizierung der homogenen Dispersion der SnO_2-Phase in der Ag-Matrix angewendet.

Ag/SnO_2-Kontaktwerkstoffe

Das Hauptziel dieser Untersuchung ist es, den Einfluss der Herstellparameter auf das Schaltverhalten und die mechanischen Eigenschaften der in Tabelle 1 aufgeführten Ag/SnO_2-Kontaktwerkstoffe zu bestimmen. Die Versuche wurden mit 3 neuen Ag/SnO_2 Materialien (A, B und C) und einem aktuell kommerziell verwendetem Ag/SnO_2 Kontaktmaterial (Standard) durchgeführt. Alle diese Kontaktwerkstoffe haben die gleiche chemische Zusammensetzung (Ag plus 14 Gew.% Oxidgehalt: SnO_2 sowie dieselben Additive (Wismutoxid und Kupferoxid)).

Die Hauptunterschiede zwischen den untersuchten Werkstoffen sind die Mischverfahren und die verwendeten SnO_2-Pulver.

Die Mischverfahren, das Gefüge, die elektrische Leitfähigkeit und die Härte der Kontaktwerkstoffe sind in Tabelle 1 angegeben.

Für das Standardmaterial wird ein im Reaktions-Sprüh-Verfahren mit den Zusatzoxiden dotiertes SnO_2 verwendet [9]. Das „dotierte“ SnO_2-Pulver wird anschließend mit Silberpulver gemischt. In den Pulvermischungen für die Materialien A und B wird ein SnO_2-Pulver mit einer feinen Partikelgröße und für das Material C ein SnO_2-Pulver mit einer mittleren Partikelgröße eingesetzt.

Das Mischen der Pulver erfolgt bis auf das Material A, welches nass-gemischt wird, trocken in einem Mischer.

Die fertigen Mischungen werden zu einem Block isostatisch gepresst, gesintert und stranggepresst.

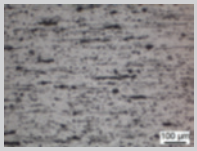
Material	Standard	A	B	C
SnO_2 Partikelgröße (50%-Wert)	Grob; (16,3 µm) dotiertes SnO_2 RSV	Fein (1,1 µm)	Fein (1,1 µm)	Mittel (2,7 µm)
Mischverfahren	Trocken	Nass	Trocken	Trocken
Gefüge				
El. Leitfähigkeit [MS/m]	39,5	44,1	44,5	44,4
Härte HV1	68	65	65	59

Tabelle 1: Herstellwege und Eigenschaften der getesteten Kontaktwerkstoffe (Oxidanteil bei allen 14 Gew.%)

Schliffpräparation

Die Kontaktplättchen werden parallel und senkrecht zur Strangpressrichtung getrennt und eingebettet. Die Schliffoberfläche wird mittels Schleifen und Polieren mechanisch präpariert (Abb. 1). Anschließend wird die polierte Schliffoberfläche in einer Ionenstrahlanlage abgetragen. Dabei wird die Schliffoberfläche mit hochenergetischen Argon-Ionen, die im Hochvakuum zu einem Strahl fokussiert wurden, beschossen. Durch den Ionenbeschuss wird die oberste Schicht ohne plastische Verformung abgetragen und man erhält eine artefaktarme Probenoberfläche (Abb. 2).

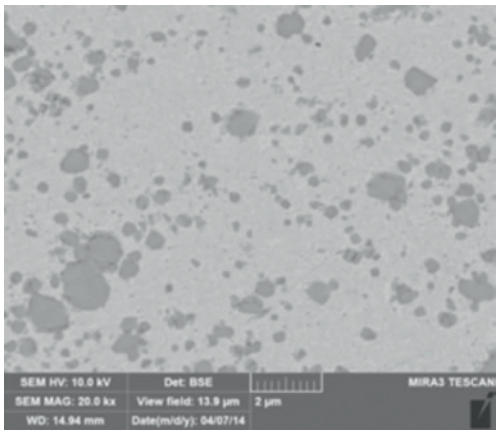


Abb. 1: Standard-Präparation
- *Kratzer auf der Schliffoberfläche*
- *Keine Poren sichtbar*
- *Ränder der SnO_2-Partikel verschmiert mit Ag*
- *SnO_2-Partikel bei Präparation zerbrochen und in Ag-Matrix reingeschmiert*

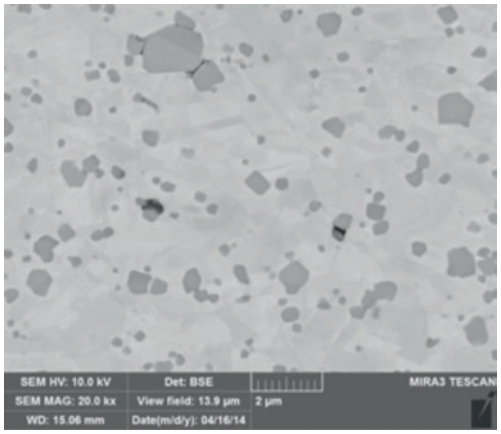


Abb. 2: artefaktarme ionenpolierte Schliffoberfläche
- *Poren erkennbar*
- *Form der SnO_2-Partikel nicht mit Ag verschmiert; zusätzlich Ag-Körner sichtbar*

Quantifizierung der Homogenität

Um den Einfluss der Gefügehomogenität auf die Schalteigenschaften zu beurteilen, ist eine genaue Beschreibung und Quantifizierung der Mikrostruktur notwendig. Jedoch wird die Eigenschaft „homogene Verteilung“ subjektiv verwendet und es gibt keine Standard-Bewertungsmethode des Gefüges, so dass es häufig zu Missverständnissen und Fehlinterpretationen kommt. In dieser Arbeit wird ein kürzlich entwickeltes Verfahren [10] zur Quantifizierung basierend auf der Lorenz-Kurve verwendet. Die Homogenität wird in Abhängigkeit von Attributen, die die Komponenten des Gefüges beschreiben, quantifiziert.

Im Folgenden wird an drei hypothetischen Gefügebildern die Methode näher dargestellt. Im Gefüge 1 (Abb. 3a) sind gleichgroße Partikel homogen verteilt. Die Partikel in Gefüge 2 (Abb. 3b) sind ebenfalls homogen verteilt, jedoch unterscheiden sie sich in ihrer Größe. Im Gefügebild 3 (Abb. 3c) sind gleichgroße Partikel, die inhomogen verteilt sind, zu erkennen.

Die Gefügebilder werden in mehrere gleichgroße Bereiche unterteilt. In jedem Bildabschnitt werden zwei Eigenschaften bestimmt: die Anzahl der Teilchen sowie der Phasenflächenanteil. Damit können zwei unterschiedliche und voneinander unabhängige Homogenitätswerte $H_{(Phasenanteil)}$ und $H_{(Teilchenanzahl)}$ berechnet werden.

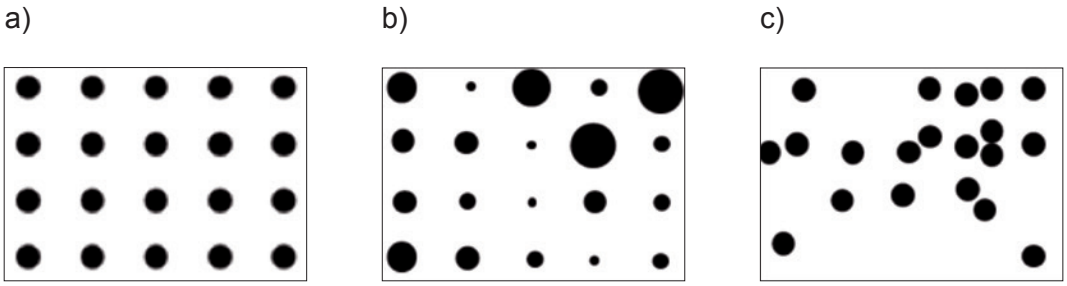


Abb. 3: Drei hypothetische Gefügebilder a) Gefüge 1;b) Gefüge 2; c) Gefüge 3

Die Werte für die beiden Attribute werden in aufsteigender Reihenfolge sortiert. Zur Berechnung der Homogenitätswerte wird die Lorenz-Kurve verwendet. Auf der X-Achse ist der kumulative Anteil der Bildbereiche und auf der Y-Achse der kumulative Anteil des Attributes aufgetragen.

Wenn die Attribute in jedem Bildbereich die gleichen Werte besitzen, so ist die Lorenz-Kurve eine gerade Linie, die „Line of Equality“ genannt wird. In jedem anderen Fall verläuft die Lorenz-Kurve unterhalb der „Line of Equality“. Die Homogenität ist definiert als das Verhältnis zwischen der Fläche unter der Lorenz-Kurve, deren Verlauf von den Werten der Attribute bestimmt wird, und der Fläche unterhalb der „Line of Equality“ für den idealen Fall. Als Folge dieser Definition sind die berechneten Homogenitätswerte dimensionslos und besitzen Werte zwischen 0 % und 100 %.

In der Tabelle 2 sind die sich aus Abb 5. ergebenden Homogenitätswerte $H_{(Phasenanteil)}$ und $H_{(Teilchenanzahl)}$ dargestellt. Der Homogenitätswert für den Phasenflächenanteil $H_{(Phasenanteil)}$ suggeriert, dass die Partikel im Gefüge 1 homogen und in den Gefügen 2 und 3 inhomogen verteilt sind. Allerdings wird beim Vergleich der Homogenitätswerte für die Teilchenanzahl $H_{(Teilchenanzahl)}$ der Gefügebilder erwartet, dass die Partikel in Gefüge 1 und 2 homogen jedoch in Gefüge 3 inhomogen verteilt sind. Durch Multiplikation dieser beiden voneinander unabhängigen Homogenitätswerte erhält man die sogenannte Mikrohomogenität $h_{(micro)}$.

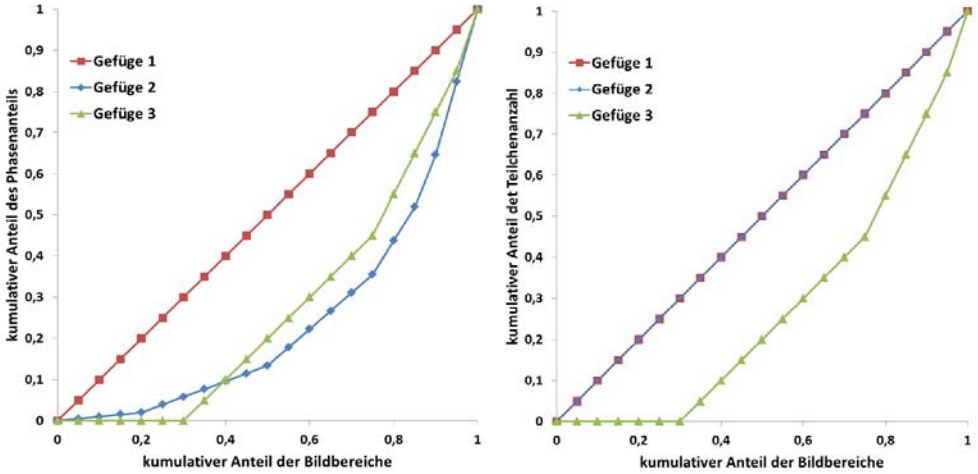


Abb. 4: Lorenz-Kurve zur Berechnung des Homogenitätswertes a) $H_{(Phasenanteil)}$ und b) $H_{(Teilchenanzahl)}$ für die Gefügebilder aus Abb. 3

	Gefüge 1	Gefüge 2	Gefüge 3
$H_{(Phasenanteil)}$	100 %	48 %	56 %
$H_{(Teilchenanzahl)}$	100 %	100 %	56 %
$h_{(micro)}$	100 %	48 %	31 %

Tabelle 2: Homogenitätswerte für die drei hypothetischen Gefügebilder

Eine Quantifizierung der Verteilung der SnO_2-Partikel in der jeweiligen Mikrostruktur der getesteten Kontaktwerkstoffe wurde anhand von zwei Rückstreuelektronenbildern (BSE-Bildern) mit 2000-facher Vergrößerung durchgeführt. Die beiden BSE-Bilder wurden in 20 verschiedene Bildbereiche mit einer Fläche von 10 µm x 140 µm unterteilt (Abb. 5).

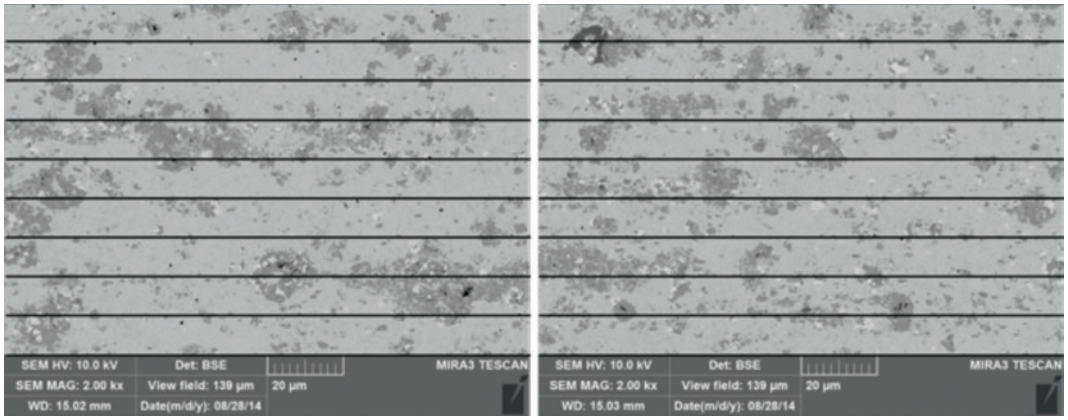


Abb. 5: zwei BSE-Bilder mit 2000-facher Vergrößerung unterteilt in insgesamt 20 Bildbereiche gleicher Abmessungen (10 x 140 µm²) zur Quantifizierung der Verteilung der SnO_2-Partikel in der Ag-Matrix (Schliff parallel zur Strangpressrichtung)

In jedem Bildbereich werden zwei Attribute mit dem Programm Image Access Standard-11 von Imagic quantifiziert: die Anzahl der SnO_2-Objekte pro Flächeneinheit sowie der SnO_2-Flächenanteil in der Flächeneinheit. Basierend auf diesen Daten werden die Homogenitätswerte berechnet.

Das Strangpressen führt zu einem Kontaktwerkstoff mit einer bevorzugten Orientierung der Oxidpartikel entlang der Strangpressachse (anisotropes Gefüge). Daher ist zwischen den Homogenitätswerten parallel und senkrecht zu der Strangpressachse zu differenzieren. Die Homogenitätswerte für das Gefüge parallel zur Strangpressachse sind in der Tabelle 3, senkrecht zur Strangpressachse in Tabelle 4 dargestellt.

	Standard	A	B	C
$H_{(SnO_2\text{-Flächenanteil})}$	85 %	93 %	93 %	93 %
$H_{(SnO_2\text{-Teilchenanzahl})}$	94 %	96 %	96 %	96 %
$h_{(micro)}$	80 %	89 %	89 %	89 %

Tabelle 3: Homogenitätswerte parallel zur Strangpressachse

	Standard	A	B	C
$H_{(SnO_2\text{-Flächenanteil})}$	88 %	98 %	98 %	97 %
$H_{(SnO_2\text{-Teilchenanzahl})}$	96 %	98 %	98 %	98 %
$h_{(micro)}$	84 %	96 %	96 %	95 %

Tabelle 4: Homogenitätswerte senkrecht zur Strangpressachse

Beim Vergleich der parallelen (Tabelle 3) und senkrechten (Tabelle 4) Homogenitätswerte ist der Effekt des Strangpressens auf die Verteilung der SnO_2-Partikel deutlich zu erkennen.

Alle berechneten Homogenitätswerte für das Standardmaterial sind niedriger als die Homogenitätswerte für die Materialien A, B und C mit den optimierten Herstellungsparametern. Aber die Partikelgröße des verwendeten SnO_2-Pulver und die verschiedenen Mischverfahren haben keinen signifikanten Einfluss auf die Homogenitätswerte und somit auf die Verteilung der SnO_2 Partikel in der Ag-Matrix.

AC3-Lebensdauertest

Eine wichtige Kenngröße für die Beurteilung von Ag/SnO_2 in der Anwendung als Kontaktwerkstoff im Schütz ist die elektrische Lebensdauer, die beim Einsatz dieser Werkstoffe erreicht werden kann. Die Lebensdauer wird entsprechend dem Einsatz der Schütze nach bestimmten Gebrauchskategorien festgelegt. Bei der Prüfung nach Gebrauchskategorie AC3 (nach Norm EN 60947-4-1) beträgt der Einschaltstrom das 6-fache des Ausschaltstromes. Mit dieser Prüfung wird das Einschalten eines stillstehenden Motors, der erst nach Erreichen der Nenndrehzahl wieder ausgeschaltet wird, abgebildet. Im Schaltbetrieb kommt es durch Lichtbogeneinwirkung beim Ein- und Ausschalten zu Aufschmelzungen sowie zum Verspratzen und Verdampfen des Kontaktwerkstoffes und somit zu einem Verlust von Kontaktmaterial („Kontaktabbrand“). Dieser Abbrand ist der wichtigste lebensdauerbestimmende Faktor eines Schützes. Die AC3-Lebensdauer eines Kontaktwerkstoffes wird stark vom Design des Schützes beeinflusst. Für die vorliegende Arbeit wurde ein kommerzieller 250 kW AC-Schütz verwendet.
Die verwendeten Prüfbedingungen:

- $I_{\text{Einschalt / Ausschalt}}$ [A]: 2760/460
- $U_{\text{Einschalt / Ausschalt}}$ [V]: 400/67
- cos phi: 0,35
- Schaltfrequenz [1/h]: 300
- Sternpunkt : offen

Die Lebensdauerprüfung ist beendet, wenn bedingt durch den Abbrand das Volumen eines Kontaktplättchens im Schütz soweit aufgebraucht ist, dass es zu einem Verschweißen der Kontaktstücke kommt.

Zur Bestimmung des Kontaktabbrandes wurde die Lebensdauer-Prüfung nach jeweils ca. 20% der Lebensdauer für eine gravimetrische Bestimmung der Kontaktabbrandes unterbrochen.

In Abb. 6 wird der Kontaktabbrand als Funktion der AC3 Lebensdauer für die jeweiligen Kontaktwerkstoffe dargestellt. Die eingezeichnete 100%-Lebensdauerlinie wird durchschnittlich mit dem Standardwerkstoff erreicht.

Durch den Vergleich des AC3 Schaltverhaltes des Standardmaterials mit dem optimierten Kontaktmaterialien A, B und C wird deutlich, dass insbesondere bei den

Materialien B und C eine bemerkenswerte Verbesserung der Lebensdauer erzielt wird. Im Vergleich zum Standard-Kontaktmaterial zeigt der Kontaktwerkstoff B eine halbierte Abbrandrate auf. Obwohl die Kontaktwerkstoffe A, B und C die gleichen berechneten Homogenitätswerte für die SnO_2-Verteilung besitzen, gibt es jedoch einen signifikanten Unterschied in der AC3- Lebensdauer und im Kontaktabbrand. Dies ist ein deutlicher Hinweis, dass die SnO_2 Verteilung nur eine, aber nicht der einzige die Lebensdauer bestimmende Faktor ist.

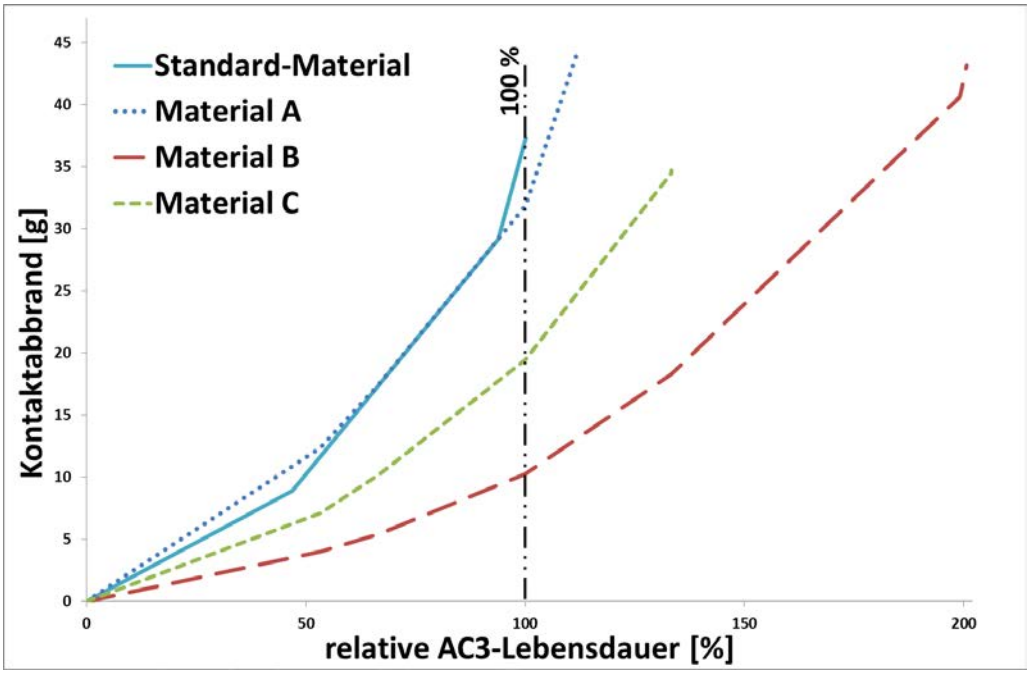


Abb. 6: Kontaktabbrand als Funktion der AC3-Lebensdauer

Es kann somit vermutet werden, dass die Verteilung der Additive in der Ag-Matrix und die SnO_2-Partikelgröße wichtige Einflussfaktoren sind.

Die Schliffbilder (Abb. 7 und Abb. 8) der Kontakte nach dem AC3-Test zeigen beträchtliche Unterschiede im durch den Lichtbogen verursachten Gefüge. In Abb. 7 ist ein repräsentativer Ausschnitt der Mikrostruktur des Materials B nach dem AC3 Lebensdauer-Test dargestellt. Die während des Schaltens belastete Kontaktoberfläche ist relativ glatt und die Dicke des Schaltgefüges beträgt ca. 150 µm. Das Material B zeigt eine geringe Rissbildungstendenz. Zusätzlich kann das geschmolzene Kontaktmaterial gebildete Risse wieder verschließen, wie in Abb. 7 (Kreis) zu sehen. Das Standard-Material (Abb. 8) zeigt im Gegensatz zu dem Material B in der lichtbogenbelasteten Zone Poren mit einem Durchmesser von mehr als 100 µm auf. Darüber hinaus können in dem Standard-Material direkt unterhalb der lichtbogenbelasteten Zone Risse entlang der durch das Strangpressen vorgege-

benen bevorzugten Orientierung der Oxidpartikel auftreten. Diese Risse können eine Delamination des Kontaktmaterials verursachen und somit den Kontaktabbrand erhöhen. Zusätzlich behindern diese Risse parallel zur Kontaktoberfläche die Wärmeableitung von dem Lichtbogenfußpunkt in das Kontaktmaterialvolumen. Insofern ergibt sich ein nachvollziehbarer Zusammenhang zwischen der geringeren Homogenität des Standardwerkstoffes gegenüber den Versuchswerkstoffen und der verminderten AC3-Lebensdauer für dieses Material.

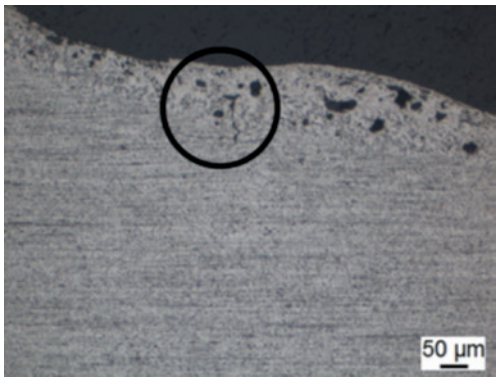


Abb. 7: Material B nach dem AC3-Test

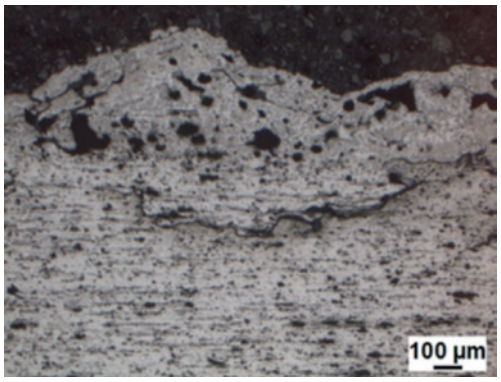


Abb. 8: Standardmaterial nach AC3-Test

Zusammenfassung

Es wurde in Rahmen dieser Arbeit gezeigt, dass eine Verbesserung der Schaltleistung und AC3-Lebensdauer von Ag/SnO_2/Bi_2O_3/CuO-Kontaktmaterialien mit der gleichen chemischen Zusammensetzung durch Variationen der Mischparameter und mit dem Einsatz von optimierten Pulvern erreicht werden kann.

Um die Mikrostruktur der Kontaktwerkstoffe mit der AC3-Lebensdauer zu korrelieren, musste zum einen eine artefaktarme Schliffoberfläche erzeugt werden und zum anderen eine quantitative Beurteilung der SnO_2 Verteilung in der Ag-Matrix erfolgen. Die artefaktarme Schliffoberfläche wurde durch das Abtragen der obersten Schliffläche in einer Ionenstrahlanlage nach der mechanischen Präparation erreicht. Die Verteilung der SnO_2-Partikel wurde als Funktion von zwei voneinander unabhängigen Attributen, die die SnO_2-Komponente beschreiben, quantifiziert. Die Ergebnisse zeigen, dass die Verbesserung der SnO_2 Verteilung einen positiven Einfluss auf die AC3-Lebensdauer hat, wenngleich dies nicht der einzige Faktor ist. Auch der SnO_2-Partikelgröße und der Verteilung der Additive in der Ag-Matrix kann ein erheblicher Anteil zugeschrieben werden.

Literatur

[1] P. Slade (Hrsg.) Electrical Contacts, Marcel Dekker, Inc., New York, Basel, 1999

[2] E. Vinaricky (Hrsg.), “Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen”, Springer, Berlin, Heidelberg, 2016

[3] T. Mützel, R. Niederreuther, “Der Einfluss des Schaltlichtbogens auf den Übergangswiderstand von Ag/SnO_2 Kontaktwerkstoffen“ 23. Albert-Keil-Kontaktseminar, Karlsruhe, 2015, pp. 103-109

[4] F. Hauner, D. Jeannot, K.McNeilly, “Advanced Ag/SnO_2 Contact Materials with High Total Oxide Content”, Proc. 21st int. Conf. on Electr. Contacts, 2002, pp.452-456

[5] J. Nikolussi, V. Behrens, Th. Honig, M. Finkbeiner, N. Witulski, „Zum Schaltverhalten hochoxidhaltiger Silber/Zinnoxid-Kontaktwerkstoffe im Hinblick auf Verwendungen in Leistungsschaltern“, 21. Albert-Keil-Kontakt-seminar, Karlsruhe, 2011, pp. 95-102

[6] Ch. Bourda, D. Jeannot, J. Pinard, P. Ramoni, “Properties and Effects of Doping Agents Used in $AgSnO_2$ Contact Materials”, Proc. 16th Int. Conf. on Electr. Contacts, 1992, pp. 377-382.

[7] J.-L. Wintz, S. Hardy, C. Bourda, “Influence on the electrical performances of assembly process, supports material and production means for $AgSnO_2$”, Proc. 24th Int. Conf. on electr. Contacts, 2008, pp. 75-81.

[8] D. Späth, V. Behrens, M. Finkbeiner, O. Lutz, “Einfluss des Bindeanteils von Kontaktauflagen auf den Kontaktabbrand”, 18. Albert-Keil-Kontaktseminar, Karlsruhe, 2005, pp. 141-147

[9] V. Behrens, Th. Honig, A. Kraus, R. Michal, K.E. Saeger, „Eine neue Generation von $AgSnO_2$-Kontaktwerkstoffen “, 12. Albert-Keil-Kontaktseminar, Karlsruhe, 1993, pp. 99-108

[10] P. Rossi, M. Engstler, F. Mücklich, “Verfahren zur Quantifizierung der Homogenität und seine Anwendung in der Mikrostrukturbeurteilung”, Pract. Metallogr. 51, 2014, pp. 180-199.

**Pforzheimer
Werkstofftag
2016**

Optimierung von Spritzgießwerkzeugen unter Nutzung der Simulation und der industriellen 3D-CT

Christoph Gall

F. & G. Hachtel GmbH

Nach der Vorstellung der ersten Ausfallmuster von Spritzgießwerkzeugen fangen in vielen Fällen die Schwierigkeiten für den Werkzeugbauer erst an. Die Durchführung der sogenannten Korrekturschleifen der Gießformen, um zeichnungsgerechte bzw. maßhaltige Bauteile zu erhalten, nehmen oft wesentlich mehr Zeit in Anspruch als der eigentliche Herstellprozess der Werkzeuge selbst.

Oftmals bereitet bereits die Interpretation der Messergebnisse der Kunststoffbauteile Schwierigkeiten, um dem Werkzeugbauer die Informationen zu liefern, die er zur Optimierung benötigt. Hier wird der Vortrag zeigen, wie durch den Einsatz der industriellen 3D-Computertomographie eine effiziente Werkzeugoptimierung erst möglich wird.

Zudem werden heutzutage zwar viele Kunststoffbauteile mithilfe einer rheologischen Simulation optimiert, in den meisten Fällen wird hierbei das Werkzeug jedoch nicht oder nur oberflächlich mit einbezogen. Dies ist allerdings unerlässlich, um eine verlässliche Vorhersage über die Verzugsneigung eines Bauteils zu erhalten.

Der Vortrag nimmt hierauf Bezug und zeigt die Möglichkeiten auf, die sich durch die Kombination der Simulation mit der industriellen 3D-Computertomographie parallel zum Herstellprozess der Gießformen ergeben. Im Vordergrund steht dabei das Prozessverständnis für eine optimale Spritzgießfertigung. Dies ermöglicht enorme Einsparpotentiale in der Fertigung und verhindert spätere aufwendige Rekursionsschleifen.

Optimierung von Spritzgießwerkzeugen unter Nutzung der Simulation und der industriellen 3D-CT

Die immer weiter steigenden Qualitätsanforderungen an komplexen Spritzgussbauteilen stellen die Werkzeugbauer zunehmend vor neue Herausforderungen. Eine Vielzahl von Korrekturschleifen ist die Realität um formtreue und maßhaltige Bauteile zu erhalten. Durch die neuartigen Ansätze im Bereich der Simulation bei Hachtel, gepaart mit der industriellen Computertomographie kann die Zeit der Rekursionsschleifen deutlich reduziert werden.

Wie sieht aktuell die Realität aus?

Der Kunde bestellt mit den 3D-CAD-Daten eines Bauteils und einer dazugehörigen Zeichnung ein Kunststoff-Spritzgussbauteil bzw. eine Spritzgießform. Zu diesem Zeitpunkt sind oft schon wesentliche Konstruktionsdetails wie zum Beispiel die Hauptentformungsrichtungen oder Anschnittposition festgelegt worden. Der Werkzeugmacher fertigt ausgehend von den übermittelten 3D-CAD-Daten der Kunden eine entsprechende Gießform an. Anschließend werden die ersten Bauteile spritzgegossen – mit oftmals nicht befriedigendem Ergebnis – die Bauteile passen nicht oder der Verzug verhindert eine geforderte Formtreue. Im Nachgang wird versucht mit aufwändigen Rekursionsschleifen das Werkzeug „zu korrigieren“ bzw. zu retten, wobei dies im Allgemeinen als alleinige Aufgabe des Werkzeugmachers gesehen wird, der dabei das technische und monetäre Hauptrisiko tragen soll.

Eine grundlegende Problematik bei der Qualifizierung der erstausfallenden Bauteile sind dabei auch die Messberichte. Es wird erwartet, dass auf Grundlage dieser Messberichte die Werkzeuge korrigiert werden. Herkömmliche Messberichte beinhalten aber oft „nur“ einen absoluten Zahlenwert eines jeweiligen Messmerkmals. Mit diesem Ergebnis wird im Anschluss eine aufwändige Formenkorrektur eingeleitet. Betrachtet man das Messmerkmal als Ganzes, stellt man jedoch sehr schnell fest, dass nahezu beliebige absolute Werte erzielt werden können, und zwar je nach Messphilosophie und Messmethode. Laut Zeichnung hat dabei oft der Messtechniker die freie Wahl, welche Messphilosophie er auswählt. Diese beeinflusst jedoch massiv das Messergebnis.

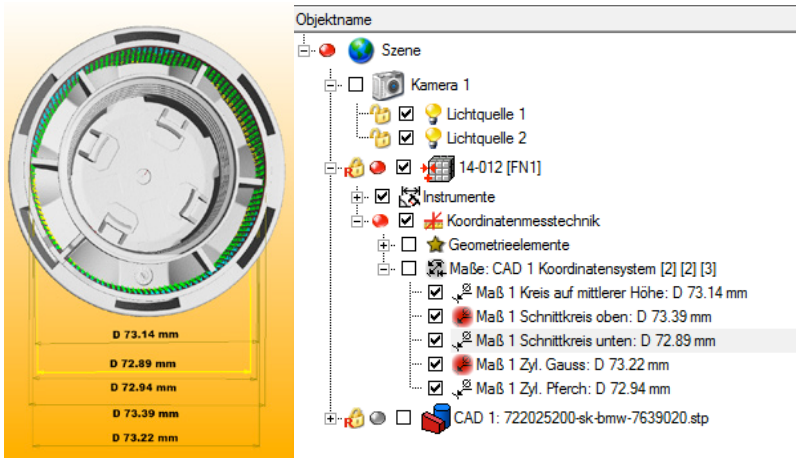


Abbildung 1: Darstellung verschiedener Messergebnisse an einem Merkmal

Die Problematik wird sehr schnell klar, eine zielführende Korrektur der Gießform wird schwierig, da es einen großen Interpretationsspielraum der Messwerte gibt. Daher sind herkömmliche Zeichnungen bzw. klassische Messberichte nicht die geeignete Grundlage für eine erfolgreiche Korrektur der Spritzgießform. Für eine sinnvolle Vermessung mit anschließender Werkzeugkorrektur wird daher oft die industrielle Computertomographie eingesetzt. Diese Methode liefert eine vollumfassende Beschreibung der Geometrie des realen Bauteils. Mit Hilfe einer geeigneten Auswertesoftware wird nun transparent, auf welche Weise die Messwerte entstanden sind (Abbildung 1). Dies ist die Voraussetzung dieselben richtig zu interpretieren. Zudem erlaubt es der CT Scan als digitales Erstmuster, flexibel, weitere, verschiedene Messstrategien zu untersuchen und liefert daher die Grundlage für eine erfolgreiche Optimierung der Werkzeuge.

Was liefert uns die 3D-Computertomographie?

Das Bauteil wird mit Hilfe von Röntgenstrahlen durchleuchtet und dreht sich im Strahlengang einmal um 360°. Anschließend wird durch eine sehr aufwändige mathematische Routine das Bauteil wieder zusammengesetzt. Das Ergebnis sind Voxel-Daten. Mit Hilfe dieser Daten lässt sich zum Beispiel das innere Gefüge im Bauteil auf Einschlüsse analysieren. Durch Triangulation der Voxel-Daten wird ein Oberflächenmodell generiert, welches mit den CAD Daten nach geeigneter Ausrichtung verglichen werden kann. Dieses Oberflächenmodell kann auch in Form

von STL-Daten ausgespeichert werden. Abweichungen zum CAD Datensatz werden farblich dargestellt. Es wird deutlich, dass das CAD-Datenmodell des Bauteils hier entscheidend ist. Aus diesem Grund ist es auch unerlässlich, dass die verwendete Zeichnung zur Qualifizierung des Bauteils jeweils die Nennmaße des CAD Datensatz mit Mittentoleranzlage darstellt. Diese neuartige komplettumfassende Analyse eines Bauteils hält immer mehr Einzug, da auf diese Weise die Formtreue der Bauteile bewertbar wird.

Wie läuft die Werkzeugkorrektur bisher ab und wie ist der neu entwickelte Ansatz von Hachtel aufgebaut?

Bisher etablierte Werkzeugkorrekturen auch mit Hilfe der CT, basieren häufig auf einem Vergleich des gescannten Datensatzes mit dem CAD-Datensatz, mit dem Zweck daraus Vorhaltemaße genau zu generieren. Die Abweichungen der Bauteile vom Nenn-Datensatz werden anschließend invers als Vorhaltung in das Werkzeug übernommen. In vielen Fällen ist auf Grund der Konzeption des Werkzeugs oder der Bauteilgeometrie eine inverse Vorhaltung allerdings nicht ohne weiteres umsetzbar. Zudem zeigt sich oft nach einem Korrekturschritt und erneutem Vergleich der korrigierten Bauteile gegen die CAD-Daten, daß das Vorhalten der Geometrie allein nicht erfolgreich war, um den Verzug zu beseitigen.

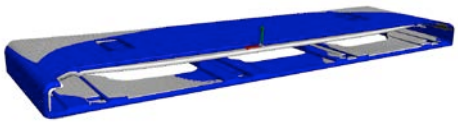


Abbildung 2: CT Vergleich: CAD Datensatz (blau) zu realem, verzogenem Bauteil (grau)

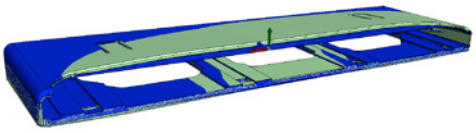


Abbildung 3: Aus der Abweichung wurde die inverse Vorhaltefläche ermittelt (grün)

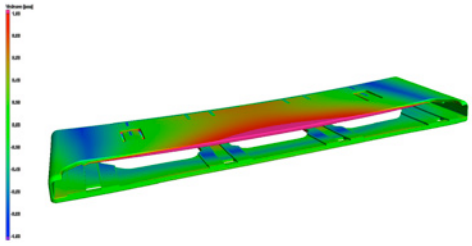


Abbildung 4: Soll-Ist-Vergleich zeigt: Das Vorhalten war nicht wirklich erfolgreich

Der Grund für eine nicht erfolgreiche Optimierung der Formuntreue von Bauteilen ist oft der einseitige Fokus auf das Spritzgießwerkzeug, welches „korrigiert“ bzw. vorgehalten werden soll. Dabei lautet die Kernfrage, woher kommt der Verzug bzw. die Formuntreue? Dies ist in den meisten Fällen nicht ausschließlich auf das Werkzeug zurückzuführen. Oft verhindert ein mangelndes Prozessverständnis die richtigen Schlussfolgerungen. Über eine prozessbegleitende Simulation kann dieses Prozessverständnis erarbeitet werden und die Ursachen des Verzugs bereits im Vorfeld betrachtet werden. Diese Vorgehensweise zur Optimierung von Spritzgusswerkzeugen führt zu deutlich besseren Ergebnissen, ist allerdings wesentlich komplexer, da die Prozesskette insgesamt betrachtet werden muss. Dies bedeutet, dass eine Werkzeugoptimierung als Entwicklungsaufgabe zwischen Kunde, Werkzeugmacher, Spritzgießer und Messtechniker zu verstehen ist. Auch führt eine reine Bauteilsimulation, wie sie oft vom Kunden in Eigenregie durchgeführt wird, nicht immer zum Ziel. So muss beispielsweise in eine Prozesssimulation nicht nur das Bauteil, sondern auch andere wesentliche Faktoren, wie zum Beispiel, das Werkzeug (Aufbau, Kühlkanäle, etc.), das zu verarbeitende Material, die Werkzeugtemperatur usw. mit berücksichtigt werden.

Die im Vorfeld durchzuführende Prozesssimulation ist ein iterativer Prozess, in welchem mehrere einzelne Schritte nötig sind. Dies erfordert zunächst mehr Zeit und einen höheren Aufwand in der Entwicklungsarbeit, sowie die Zusammenarbeit, der am Entwicklungsprozess beteiligten Personen, also auch den Kunden. Eine übliche, direkte Umsetzung einer vorgegebenen Bauteilgeometrie in eine Spritzgießform durch den Werkzeugmacher kann dies nicht leisten. Der große Vorteil dieser Herangehensweise ist jedoch, dass ein Prozessverständnis bereits entsteht, bevor das Werkzeug fertiggestellt ist. Die in der Branche üblichen Rekursionsschleifen und die damit verbundenen Abmusterungsprozesse sinken bei Hachtel auf ein Minimum. Das bedeutet: Die Wahrscheinlichkeit verwertbare Bauteile nach der ersten Abmusterung zu erhalten steigt deutlich an. Tagelange Bemusterungsprozesse, Temperatureinstellungen, Vermessungen, Korrekturschleifen gehören somit der Vergangenheit an.

VERZEICHNIS DER BISHER ERSCHIENENEN BEITRÄGE DER HOCHSCHULE PFORZHEIM

52. **Werner Pepels** Aug. 1990
Integrierte Kommunikation

53. **Martin Dettinger-Klemm** Aug. 1990
Grenzen der Wissenschaftsfreiheit. Überlegungen zum Thema: Freiheit und Verantwortung des Wissenschaftlers

54. **Werner Pepels** Sept. 1990
Mediaplanung – Über den Einsatz von Werbegeldern in Medien

55. **Dieter Pflaum** Sept. 1990
Werbeausbildung und Werbemöglichkeiten in der DDR

56. **Rudi Kurz (Hrsg.)** Nov. 1990
Ökologische Unternehmensführung – Herausforderung und Chance

57. **Werner Pepels** Jan. 1991
Verkaufsförderung – Versuch einer Systematisierung

58. **Rupert Huth,**
Ulrich Wagner (Hrsg.) Aug. 1991
Volks- und betriebswirtschaftliche Abhandlungen. Prof. Dr. Dr. h. c. Tibor Karpati (Universität Osijek in Kroatien) zum siebzigsten Geburtstag. Mit einem Vorwort von R. Huth und Beiträgen von H.-J. Hof, H. Löffler, D. Pflaum, B. Runzheimer und U. Wagner

59. **Hartmut Eisenmann** Okt. 1991
Dokumentation über die Tätigkeit einer Industrie und Handelskammer – Dargestellt am Beispiel der IHK Nordschwarzwald

60. **Ursula Hoffmann-Lange** Dez. 1991
Eliten und Demokratie: Unvereinbarkeit oder notwendiges Spannungsverhältnis?

61. **Werner Pepels** Dez. 1991
Elemente der Verkaufsgesprächsführung

62. **Wolfgang Berger** Dez. 1991
Qualifikationen und Kompetenzen eines Europamanagers

63. **Günter Staub** Jan. 1992
Der Begriff „Made in Germany“ – Seine Beurteilungskriterien

64. **Martin W. Knöll,**
Hieronymus M. Lorenz Mai 1992
Gegenstandsbereich und Instrumente der Organisationsdiagnose im Rahmen von Organisationsentwicklungs (OE)-Maßnahmen

65. **Werner Lachmann** Juni 1992
Ethikversagen – Marktversagen

66. **Paul Banfield** Juni 1993
Observations On The Use Of Science As A Source Of Legitimation In Personnel Management

67. **Bernd Noll** Aug. 1993
Gemeinwohl und Eigennutz. Wirtschaftliches Handeln in Verantwortung für die Zukunft – Anmerkungen zur gleichnamigen Denkschrift der Evangelischen Kirche in Deutschland aus dem Jahre 1991

68. **Siegfried Kreutzer,**
Regina Moczadlo Aug. 1993
Die Entdeckung der Wirklichkeit – Integrierte Projektstudien in der Hochschulausbildung

69. **Sybil Gräfin Schönfeldt** Aug. 1993
Von Menschen und Manieren. Über den Wandel des sozialen Verhaltens in unserer Zeit. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Wintersemester 1992/93

70. **Hartmut Löffler** Dez. 1993
Geld- und währungspolitische Grundsatzüberlegungen für ein Land auf dem Weg zur Marktwirtschaft. Das Beispiel Kroatien

71. **Hans-Georg Köglmayr,**
Kurt H. Porkert Nov. 1994
Festlegen und Ausführen von Geschäftsprozessen mit Hilfe von SAP-Software

72. **Alexa Mohl** Febr. 1995
NLP-Methode zwischen Zauberei und Wissenschaft. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Wintersemester 1994/95

73. **Bernd Noll** Mai 1995
Marktwirtschaft und Gerechtigkeit: Anmerkungen zu einer langen Debatte

74. **Rudi Kurz,**
Rolf-Werner Weber Nov. 1995
Ökobilanz der Hochschule Pforzheim.
2. Geänderte Auflage, Jan. 1996

75. **Hans Lenk** Mai 1996
Fairness in Sport und Wirtschaft. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Wintersemester 1995/96

76. **Barbara Burkhardt-Reich,**
Hans-Joachim Hof,
Bernd Noll Juni 1996
Herausforderungen an die Sozialstaatlichkeit der Bundesrepublik

77. **Helmut Wienert** März 1997
Perspektiven der Weltstahlindustrie und einige Konsequenzen für den Anlagenbau

78. **Norbert Jost** Mai 1997
Innovative Ingenieur-Werkstoffe

79. **Rudi Kurz,**
Christoph Hubig,
Ortwin Renn,
Hans Diefenbacher Sept. 1997
Ansprüche in der Gegenwart zu Lasten der Lebenschancen zukünftiger Generationen

80. **Björn Engholm** Okt. 1997
Ökonomie und Ästhetik. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Wintersemester 1996/97

2. Geänderte Auflage. Jan. 1998

81. **Lutz Goertz** Sept. 1998
Multimedia quo vadis? – Wirkungen, Chancen, Gefahren. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Fachhochschule Pforzheim, Wintersemester 1996/97

82. **Eckhard Keßler** Nov. 1998
Der Humanismus und die Entstehung der modernen Wissenschaft. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Wintersemester 1996/97

83. **Heinrich Hornef** Febr. 1998
Aufbau Ost – Eine Herausforderung für Politik und Wirtschaft. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Fachhochschule Pforzheim, Wintersemester 1997/98

84. **Helmut Wienert** Juli 1998
50 Jahre Soziale Marktwirtschaft – Auslaufmodell oder Zukunftskonzept? Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Sommersemester 1998

85. **Bernd Noll** Sept. 1998
Die Gesetzliche Rentenversicherung in der Krise

86. **Hartmut Löffler** Jan. 1999
Geldpolitische Konzeptionen – Alternativen für die Europäische Zentralbank und für die Kroatische Nationalbank

87. **Erich Hoppmann** Juni 1999
Globalisierung. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Sommersemester 1999

88. **Helmut Wienert (Hrsg.)** Dez. 1999
Wettbewerbspolitische und strukturpolitische Konsequenzen der Globalisierung. Mit Beiträgen von Hartmut Löffler und Bernd Noll

89. **Ansgar Häfner u. a. (Hrsg.)** Jan. 2000
Konsequenzen der Globalisierung für das internationale Marketing. Mit Beiträgen von Dieter Pflaum und Klaus-Peter Reuthal

90. **Ulrich Wagner** Febr. 2000
Reform des Tarifvertragsrechts und Änderung der Verhaltensweisen der Tarifpartner als Voraussetzungen für eine wirksame Bekämpfung der Arbeitslosigkeit

91. **Helmut Wienert** April 2000
Probleme des sektoralen und regionalen Wandels am Beispiel des Ruhrgebiets

92. **Barbara Burkhardt-Reich** Nov. 2000
Der Blick über den Tellerrand – Zur Konzeption und Durchführung eines „Studium Generale“ an Fachhochschulen

93. **Helmut Wienert** Dez. 2000
Konjunktur in Deutschland – Zur Einschätzung der Lage durch den Sachverständigenrat im Jahresgutachten 2000/2001

94. **Jürgen Wertheimer** Febr. 2001
Geklonte Dummheit: Der infantile Menschenpark. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Wintersemester 2000/01

95. **Konrad Zerr** März 2001
Erscheinungsformen des Online-Research – Klassifikation und kritische Betrachtung

96. **Daniela Kirchner** April 2001
Theorie und praktische Umsetzung eines Risikomanagementsystems nach KontraG am Beispiel einer mittelständischen Versicherung

97. **Bernd Noll** Mai 2001
Die EU-Kommission als Hüterin des Wettbewerbs und Kontrolleur von sektoralen und regionalen Beihilfen

Peter Frankenfeld
EU Regionalpolitik und Konsequenzen der Osterweiterung

98. **Hans Joachim Grupp** Juni 2001
Prozessurale Probleme bei Beschlussmängelstreitigkeiten in Personengesellschaften

99. **Norbert Jost (Hrsg.)** Juli 2001
Technik Forum 2000: Prozessinnovationen bei der Herstellung kaltgewalzter Drähte. Mit Beiträgen von Peter Kern, Wilhelm Bauer, Rolf Ilg; Heiko Dreyer; Johannes Wößner und Rainer Menge

100. **Urban Bacher,**
Mikolaj Specht Dez. 2001
Optionen – Grundlagen, Funktionsweisen und deren professioneller Einsatz im Bankgeschäft

101. **Constanze Oberle** Okt. 2001
Chancen, Risiken und Grenzen des M-Commerce

102. **Ulrich Wagner** Jan. 2002
Beschäftigungshemmende Reformstaus und wie man sie auflösen könnte

Jürgen Volkert
Flexibilisierung durch Kombi-Einkommen? Die Perspektive der Neuen Politischen Ökonomie

103. **Mario Schmidt,**
René Keil März 2002
Stoffstromnetze und ihre Nutzung für mehr Kostentransparenz sowie die Analyse der Umweltwirkung betrieblicher Stoffströme

104. **Kurt Porkert** Mai 2002
Web-Services – mehr als eine neue Illusion?

105. **Helmut Wienert** Juni 2002
Der internationale Warenhandel im Spiegel von Handelsmatrizen

106. **Robert Wessolly, Helmut Wienert** Aug. 2002
Die argentinische Währungskrise

107. **Roland Wahl (Hrsg.)** Sept. 2002
Technik-Forum 2001: Weiterentwicklungen an Umformwerkzeugen und Walzdrähten. Mit Beiträgen von Roland Wahl, Thomas Dolny u. a., Heiko Pinkawa, Rainer Menge und Helmut Wienert.

108. **Thomas Gulden** April 2003
Risikoberichterstattung in den Geschäftsberichten der deutschen Automobilindustrie

109. **Günter Altner** Mai 2003
Lasset uns Menschen machen – Der biotechnische Fortschritt zwischen Manipulation und Therapie. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Sommersemester 2003

110. **Norbert Jost (Hrsg.)** Juni 2003
Technik-Forum 2002: Innovative Verfahren zur Materialoptimierung. Mit Beiträgen von Norbert Jost, Sascha Kunz, Rainer Menge/Ursula Christian und Berthold Leibinger

111. **Christoph Wüterich** Feb. 2004
Professionalisierung und Doping im Sport. Vortrag gehalten im Rahmen des Studium Generale der Hochschule Pforzheim, Sommersemester 2003

112. **Sabine Schmidt** Mai 2004
Korruption in Unternehmen – Typologie und Prävention

113. **Helmut Wienert** Aug. 2004
Lohn, Zins, Preise und Beschäftigung – Eine empirische Analyse gesamtwirtschaftlicher Zusammenhänge in Deutschland

114. **Roland Wahl (Hrsg.)** Sept. 2004
Technik-Forum 2003: Materialentwicklung für die Kaltumformtechnik. Mit Beiträgen von Andreas Baum, Ursula Christian, Steffen Nowotny, Norbert Jost, Rainer Menge und Hans-Eberhard Koch

115. **Dirk Wenzel** Nov. 2004
The European Legislation on the New Media: An Appropriate Framework for the Information Economy?

116. **Frank Morelli, Alexander Mekyska, Stefan Mühlberger** Dez. 2004
Produkt- und prozessorientiertes Controlling als Instrument eines erfolgreichen Informationstechnologie-Managements

117. **Stephan Thesmann, Martin Frick, Dominik Konrad** Dez. 2004
E-Learning an der Hochschule Pforzheim

118. **Norbert Jost (Hrsg.)** Juni 2005
Technik-Forum 2004: Innovative Werkstoffaspekte und Laserbehandlungstechnologien für Werkzeuge der Umformtechnik

119. **Rainer Gildeggen** Juni 2005
Internationale Produkthaftung

120. **Helmut Wienert** Okt. 2005
Qualifikationsspezifische Einkommensunterschiede in Deutschland unter besonderer Berücksichtigung von Universitäts- und Fachhochschulabsolventen

121. **Andreas Beisswenger, Bernd Noll** Nov. 2005
Ethik in der Unternehmensberatung – ein vermintes Gelände?

122. **Helmut Wienert** Juli 2006
Wie lohnend ist Lernen? Ertragsraten und Kapitalendwerte von unterschiedlichen Bildungswegen

123. **Roland Wahl (Hrsg.)** Sept. 2006
Technik-Forum 2005: Umformwerkzeuge – Anforderungen und neue Anwendungen. Mit Beiträgen von Edmund Böhm, Eckhard Meiners, Andreas Baum, Ursula Christian und Jörg Menno Harms

124. **Mario Schmidt** Dez. 2006
Der Einsatz von Sankey-Diagrammen im Stoffstrommanagement

125. **Norbert Jost (Hrsg.)** Okt. 2007
Technik-Forum 2006: Innovative neue Techniken für Werkzeuge der Kaltverformung. Mit Beiträgen von Franz Wendl, Horst Bürkle, Rainer Menge, Michael Schiller, Andreas Baum, Ursula Christian, Manfred Moik und Erwin Staudt

126. **Roland Wahl (Hrsg.)** Okt. 2008
Technik-Forum 2007: Fortschrittsberichte und Umfeldbetrachtungen zur Entwicklung verschleißreduzierter Umformwerkzeuge. Mit Beiträgen von Klaus Löffler, Andreas Zilly, Andreas Baum und Paul Kirchhoff

127. **Julia Tokai, Christa Wehner** Okt. 2008
Konzept und Resultate einer Online Befragung von Marketing-Professoren an deutschen Fachhochschulen zum Bologna-Prozess

128. **Thomas Cleff, Lisa Luppold, Gabriele Naderer, Jürgen Volkert** Dez. 2008
Tätermotivation in der Wirtschaftskriminalität

129. **Frank Thuselt** Juni 2009 Das
Arbeiten mit Numerik-Programmen. MAT-LAB, Scilab und Octave in der Anwendung

130. **Helmut Wienert** Aug. 2009
Wachstumsmotor Industrie? Zur Bedeutung des verarbeitenden Gewerbes für die Entwicklung des Bruttoinlandsprodukts

131. **Sebastian Schulz** Sept. 2009
Nutzung thermodynamischer Datensätze zur Simulation von Werkstoffgefügen (aus der Reihe „Focus Werkstoffe“, Hrsg. Norbert Jost)

132. **Hanno Beck; Kirsten Wüst** Sept. 2009
Gescheiterte Diäten, Wucherzinsen und Warteprämien: Die neue ökonomische Theorie der Zeit

133. **Helmut Wienert** Sept. 2009
Was riet der Rat? Eine kommentierte Zusammenstellung von Aussagen des Sachverständigenrats zur Regulierung der Finanzmärkte und zugleich eine Chronik der Entstehung der Krise

134. **Norbert Jost (Hrsg.)** Nov. 2010
Technik-Forum 2008: Werkstoffe und Technologien zur Kaltverformung

135. **Frank Morelli** Jan. 2010
Geschäftsprozessmodellierung ist tot – lang lebe die Geschäftsprozessmodellierung!

136. **T. Cleff, L. Fischer, C. Sepúlveda, N. Walter** Jan. 2010
How global are global brands? An empirical brand equity analysis

137. **Kim Neuer** Juni 2010
Achieving Lisbon – The EU's R&D Challenge The role of the public sector and implications of US best practice on regional policymaking in Europe

138. **Bernd Noll** Sept. 2010
Zehn Thesen zur Corporate Governance

139. **Pforzheim University** März 2011
Communication on progress. PRME Report 2008

140. **Rainer Maurer** März 2011
Unternehmensverantwortung für soziale und ökologische Nachhaltigkeit – darf man auch anderer Meinung sein? Einige kritische Anmerkungen zum PRME-Report der Hochschule

141. **Barbara Reeb, Malte Krome** Okt. 2011
Arm trotz Arbeit? Zum Für und Wider von Mindestlöhnen

142. **B. Eng. Daniel Wyn Müller** Mai 2012
Titanschäume als Knochenimplantat. Aus der Reihe „Focus Werkstoffe", Hrsg.: N. Jost

143. **Alexander Martin Matz, Norbert Jost** Mai 2012
Fouling an offenporigen zellulären Werkstoffen auf Al-Basis unter beheizten wässrigen Bedingungen; Aus der Reihe „Focus Werkstoffe", Hrsg.: N. Jost

144. **Norbert Jost, Roman Klink (Hrsg.)** Sept. 2012
Tagungsband zum 1. Pforzheimer Werkstofftag (12.09.2012), aus der Reihe „Focus Werkstoffe" der Pforzheimer Hochschulberichte, Hrsg.: N. Jost

145. **Norbert Jost, Roman Klink (Hrsg.)** Sept. 2013
Tagungsband zum 2. Pforzheimer Werkstofftag (26.09.2013), aus der Reihe „Focus Werkstoffe" der Pforzheimer Hochschulberichte, Hrsg.: N. Jost

146. **Helmut Wienert** Feb. 2014
Zur Entwicklung der Hochschulen für Angewandte Wissenschaften (Fachhochschulen) in Deutschland

147. **Jürgen Antony** April 2014
Technical Change and the Elasticity of Factor Substitution, Hrsg.: N. Jost, K-H. Rau, R. Scherr, C. Wehner, H. Beck

148. **Stephanie Görlach** April 2014
Ressourceneffizienz in Deutschland, Hrsg.: N. Jost, K-H. Rau, R. Scherr, C. Wehner, H. Beck

149. **Norbert Jost, Roman Klink (Hrsg.)** Sept. 2014
Tagungsband zum Pforzheimer Werkstofftag 2014 (25.09.2014), aus der Reihe „Focus Werkstoffe" der Pforzheimer Hochschulberichte, Hrsg.: N. Jost

150. **Bernd Noll** August 2014
Unternehmenskulturen – entscheidender Ansatzpunkt für wirtschaftsethisches Handeln?

151. **Human Ressources Competence Center** April 2015
50 Jahre Personalmanagement an der Hochschule – Jubiläumsband

152. **Rainer Maurer** Mai 2015
Auf dem Weg zur weltanschaulichen Bekenntnisschule: Das wirtschaftspolitische Leitbild der Hochschule Pforzheim

153. **Norbert Jost** Okt. 2015
Tagungsband zum Pforzheimer Werkstofftag 2015 (01.10.2015), aus der Reihe „Focus Werkstoffe" der Pforzheimer Hochschulberichte, Hrsg.: N. Jost

154. **Jessica Elena Balzer** Nov. 2015
Spielen mit guten Gewissen: Ein Vorschlag zur Zertifizierung der deutschen Spielwarenindustrie und ein Schritt näher zum Schachmatt des Greenwashing

155. **Jaqueline Paasche** Jan. 2016
Kopieren, transformieren, kombinieren – Ideenklau und Plagiarismus in der Werbung

156. **Vanessa Zeiler** Jan. 2016
Mobile User Experience – Der Einfluss von kognitivem Entertainment auf die Nutzung mobiler Anwendungen

157. **Mario Kotzab, Maximilian Pflug** Jan. 2016
Das bedingungslose Grundeinkommen

158. **Marco C. Melle** Jan 2016
Harmonisierung der heterogenen Unternehmensteuern in Europa? Plädoyer für einen Mittelweg

159. **Klaus Möller, Julian Gabel, Frank Bertagnolli** Aug. 2016
fischer Befestigungssysteme: Change Management in der Distributionslogistik – eine Fallstudie

160. **Rainer Gildeggen; Andreas Willburger** Sept. 2016
What constitutes a compensation free regulation of foreign-owned property in international law?

161. **Wolfgang Heinz** Okt. 2016
Die Ethik des Strafens

162. **Norbert Jost, Simon Kött (Hrsg.)** Okt. 2016
Tagungsband zum Pforzheimer Werkstofftag 2016 (29.09.2016), aus der Reihe „Focus Werkstoffe“ der Pforzheimer Hochschulberichte, Hrsg.: N.Jost.

Veranstalter

Hochschule Pforzheim
Fakultät für Technik

Prof. Dr.-Ing. Norbert Jost
Leiter des Instituts für Werkstoffe und Werkstofftechnologien (IWWT)

Telefon +49 (0)7231 28-6581 oder -6552
norbert.jost@hs-pforzheim.de
www.hs-pforzheim.de/iwwt

Wirtschaft und Stadtmarketing Pforzheim (WSP)
Geschäftsbereich Wirtschaftsförderung und
Kommunale Statistik

Reiner Müller
Leiter Wirtschaftsförderung

Telefon +49 (0)7231 39-1857
reiner.mueller@ws-pforzheim.de
www.ws-pforzheim.de

PFORZHEIMER WERKSTOFFTAG

Kooperationspartner:

IHK Industrie- und Handelskammer Nordschwarzwald

HANDWERKSKAMMER KARLSRUHE

INNONET Kunststoff

WSP Wirtschaft und Stadtmarketing Pforzheim