

4. Workshop Blechmassivumformung

Umformtechnische Herstellung von
komplexen Funktionsbauteilen mit
Nebenformelementen aus Feinblechen

Herausgegeben von M. Merklein, B.-A. Behrens, A. E. Tekkaya

4. Workshop Blechmassivumformung

Umformtechnische Herstellung von komplexen Funktionsbauteilen mit Nebenformelementen aus Feiblechen



TAGUNGSBAND 12.03.2019

DFG SONDERFORSCHUNGSBEREICH / TRANSREGIO 73

4. Workshop

Blechmassivumformung

Umformtechnische Herstellung von
komplexen Funktionsbauteilen mit
Nebenformelementen aus Feinblechen

Herausgegeben von
M. Merklein, B.-A. Behrens, A. E. Tekkaya

Erlangen
FAU University Press
2019

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

Bitte zitieren als

Merklein, M.; Behrens, B.-A.; Tekkaya, A. E. (Hrsg.) 2019. *4. Workshop
Blechmassivumformung*. Erlangen: FAU University Press.

DOI: 10.25593/978-3-96147-280-2.

Das Werk, einschließlich seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt.
Die Rechte an allen Inhalten liegen bei ihren jeweiligen Autoren.
Sie sind nutzbar unter der Creative Commons Lizenz BY.

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über den OPUS Server
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar:
<https://opus4.kobv.de/opus4-fau/home>

Verlag und Auslieferung:

FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-279-6 (Druckausgabe)

eISBN: 978-3-96147-280-2 (Online-Ausgabe)

DOI: 10.25593/978-3-96147-280-2

Inhaltsverzeichnis

Untersuchungen strukturierter Werkzeugflächen und der Einfluss auf den Werkzeugverschleiß <i>B.-A. Behrens, D. Biermann, A. Menzel, W. Tillmann, R. Krimm, A. Meijer, M. Schewe, D. Stangier, O. Commichau, P. Müller, S. Hübner, D. Rosenbusch</i>	7
Potentiale maßgeschneiderter Halbzeuge für NKW-Kupplungsscheiben <i>K. Büdicker</i>	31
Analyse und Modellierung von Schädigung und Versagen in der Blechmassivumformung <i>T. Clausmeyer, F. Nürnberger, F. Gutknecht, K. Isik, H.-B. Besserer, G. Gerstein, S. Wernicke, R. Schulte, A. E. Tekkaya, M. Merklein, H. J. Maier</i>	33
Blechmassivumformung im Bereich der Rohrumformung <i>D. Odening, E. Rauschnabel</i>	61
Quantifizierung der Werkzeugkondition bei der Blechmassivumformung durch faseroptische Streifenprojektion <i>L. Hinz, R. Schulte, F. Pilz, M. Kästner, E. Reithmeier</i>	69
Maßgeschneiderter Werkzeugoberflächen in einem flexiblen Walzprozess <i>M. Vogel, R. Schulte, D. Freiburg, M. Lechner, D. Biermann, M. Merklein</i>	89
Trends bei der anwendungsorientierten Umformsimulation <i>I. Neubauer</i>	109

Funktionalisierung von Randzonen - Potentiale für die Blechmassivumformung <i>H. Lucas, B. Denkena, T. Grove</i>	111
Blechmassivumformung von rotationssymmetrischen Bauteilen für den Antriebsstrang <i>A. Göttmann</i>	131
Dünnschichtensensoren zur Verschleißdetektion als Beitrag zur Auslegung intelligenter Werkzeuge – eine Machbarkeitsstudie <i>T. Weikert, S. Tremmel</i>	133

Untersuchungen strukturierter Werkzeugflächen und der Einfluss auf den Werkzeugverschleiß

B.-A. Behrens^{1,a}, D. Biermann^{2,b}, A. Menzel^{3,c}, W. Tillmann^{4,d}, R. Krimm^{1,e}, A. Meijer^{2,f}, M. Schewe^{3,h}, D. Stangier^{4,i}, O. Commichau^{1,j}, P. Müller^{1,k}, S. Hübner^{1,l}, D. Rosenbusch^{1,m}

¹Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen, Leibniz Universität Hannover, An der Universität 2, 30823 Garbsen

²Institut für Spanende Fertigung, Technische Universität Dortmund, Baroper Straße 303, 44227 Dortmund

³Institut für Mechanik, Technische Universität Dortmund, Leonhard-Euler-Str. 5, 44227 Dortmund

⁴Lehrstuhl für Werkstofftechnologie, Technische Universität Dortmund, Leonhard-Euler-Str. 2, 44227 Dortmund

^abehrens@ifum.uni-hannover.de, ^bbiermann@isf.de,

^candreas.menzel@tu-dortmund.de, ^dwolfgang.tillmann@udo.edu,

^ekrimm@ifum.uni-hannover.de, ^fmeijer@isf.de,

^hmarkus.schewe@tu-dortmund.de, ⁱdominic.stangier@tu-dortmund.de,

^jcommichau@ifum.uni-hannover.de, ^kmueller@ifum.uni-hannover.de,

^lhuebner@ifum.uni-hannover.de ^mrosenbusch@ifum.uni-hannover.de

Zusammenfassung

Die Untersuchungen befassen sich mit dem Einfluss deterministischer Oberflächenstrukturen auf die tribologischen Eigenschaften von Umformwerkzeugen und deren Verschleiß unter Prozessbelastung. Die Verschleißentwicklung funktionaler Oberflächenstrukturen wird sowohl simulativ als auch experimentell untersucht. Es wird gezeigt, dass die eingesetzten Oberflächenstrukturen sowohl hinsichtlich der tribologischen Eigenschaften als auch der Widerstandsfähigkeit Potential zur Optimierung von BMU Prozessen bieten.

Schlagworte:

BMU, strukturierte Werkzeugflächen, Verschleiß

1 Einleitung

Die neue Technologie der Blechmassivumformung (BMU) kombiniert sowohl die konventionelle Blech- als auch die Massivumformung, indem Massivumformverfahren lokal auf Blechwerkstoffe angewendet werden. So ermöglichen die Verfahren der BMU-Technologie die Herstellung symmetrischer und asymmetrischer Metallteile aus einem flachen Halbzeug mit funktionalen Nebenformelementen [1]. Die BMU bietet hierdurch als neue Technologie ein enormes Potenzial, die Prozesskette zu verkürzen und die Herstellungskosten zu senken. MERKLEIN ET AL. definierten die Blechmassivumformung als Technologie zur Herstellung von Bauteilen aus Blechen mit einer Ausgangsdicke von 1 mm bis 5 mm mit einem beabsichtigten dreidimensionalen Materialfluss wie bei der Massivumformung [1]. Diese Prozesse zeichnen sich durch eine komplexe Wechselwirkung zwischen Werkstückbereichen mit hohen und niedrigen Formänderungen sowie durch lokal variierende zwei- und dreidimensionale Spannungs- und Dehnungszustände aus.

2 Beeinflussung des Umformprozesses durch Modifikation der Umformwerkzeuge

Neben den konventionellen Prozessparametern der Umformtechnik stellt eine Modifikation der Werkzeugfunktionsflächen eine innovative Möglichkeit dar, um das Prozessergebnis zu beeinflussen. Eine spezifische Auslegung der tribologischen Eigenschaften funktionaler Oberflächen, was sich unter dem Begriff Tailored Surface zusammenfassen lässt, kann zur Beeinflussung des Stoffflusses im Umformvorgang genutzt werden. Derartige Modifikationen der Kontaktbedingungen können sowohl werkzeug- als auch werkstückseitig erfolgen [2]. Neben der Anpassung der Oberflächentopographie, bspw. Durch

Applikation von Oberflächenstrukturen, lassen sich die Kontaktbedingungen auch durch chemische Wirkung beeinflussen. Hierbei bieten Schichtsysteme großes Potential zur Modifizierung der Kontaktbedingungen sowie zur Steigerung der Verschleißbeständigkeit von Umformwerkzeugen.

2.1 Deterministische Oberflächenstrukturen

Die Applikation von Oberflächenstrukturen stellt eine Option zur Herstellung von Tailored Surfaces dar. Die Topographie der Oberflächenstrukturen beeinflusst hierbei das Kontaktverhalten zwischen Werkzeug und Werkstück, woraus sich die Möglichkeit ergibt, durch homogene oder lokale Anpassung der Reibung den Stofffluss während des Umformvorgangs zu hemmen oder zu begünstigen [3]. Zur Erzeugung geometrisch definierter, bzw. deterministischer Oberflächenstrukturen bietet die Mikrofräsbearbeitung große Vorteile hinsichtlich der Gestaltungsmöglichkeiten sowie der resultierenden Struktureigenschaften. Aufgrund der filigranen Zerspanungswerkzeuge mit einem Durchmesser $d < 1$ mm lassen sich mikroskopische Strukturgestalten auf funktionalen Oberflächen erzeugen. Im Vergleich zu Erosions- sowie Laserabtragsverfahren zeichnen sich mikrogefräste Oberflächen durch höhere Oberflächenqualitäten sowie eine geringere thermische Beeinflussung der Randzone aus [4][5]. Durch die Flexibilität der Fräsbearbeitung lassen sich eine Vielzahl unterschiedlicher Strukturen erzeugen, welche zur gezielten Stoffflusssteuerung eingesetzt werden können. Insbesondere stark anisotrope, bzw. richtungsabhängige Strukturen bieten das Potential, den Stofffluss in eine Richtung zu begünstigen [6].

2.2 Cr-basierte PVD-Werkzeugbeschichtung

Zum Schutz der filigranen Strukturen vor der tribologischen Belastung der Blechmassivumformung bietet ein kombinatorischer Ansatz von Strukturierung und nachgeschaltetem

endkonturgetreuen Beschichtungsprozess hohes Potential zur Anpassung der tribologischen Bedingungen [6]. Die auf den Werkzeugen applizierte CrAlN-Beschichtung wurde mittels Kathodenzerstäubung in einem reaktiven PVD-Prozess synthetisiert. Detaillierte Informationen zur Synthese sind der Literatur zu entnehmen [7][8]. Der strukturelle Aufbau der Beschichtung sowie eine rasterelektronenmikroskopische Aufnahme der Bruchfläche sind in Abb. 1 dargestellt. Das abgeschiedene Schichtsystem besitzt eine Schichtdicke von 2980 ± 40 nm mit einer feinen, regellosen Gefügestruktur und einem homogenen Wachstumsverhalten, was auf eine gute Anbindung an das Substrat (ASP[®]2023 mit $62,4 \pm 0,2$ HRC) hindeutet. Die Stöchiometrie der Beschichtung wurde mittels energiedispersiver Röntgenstrahlung bestimmt und zeigt eine Zusammensetzung von Cr = $15,91 \pm 0,03$, Al = $33,87 \pm 0,05$ und N = $50,23 \pm 0,05$ at.%. Ergänzende röntgenographische Strukturuntersuchungen belegen die Präsenz der kubisch-flächenzentrierten Phase des CrAlN-Substitutionsmischkristalls bei gleichzeitiger Existenz geringer Bestandteile an hexagonaler AlN- und Cr₂N-Phase. Aufgrund der Koexistenz zweier kristalliner Phasen ist das abgeschiedene System der Klasse der Nanokomposite zuzuordnen, welches sich durch das Eigenschaftsprofil einer hohen Härte in Kombination mit einer guten Zähigkeit auszeichnet [9]. Die mechanischen Eigenschaften der Dünnschicht wurden mittels Nanoindentation bestimmt und zeigen eine Härte von $H = 32,72 \pm 2,87$ GPa mit einem Elastizitätsmodul von $E = 382,9 \pm 26,3$ Gpa. Basierend auf diesem Eigenschaftsprofil bietet die CrAlN-Beschichtung hohes Potential für das tribologische Belastungskollektiv der Blechmassivumformung.

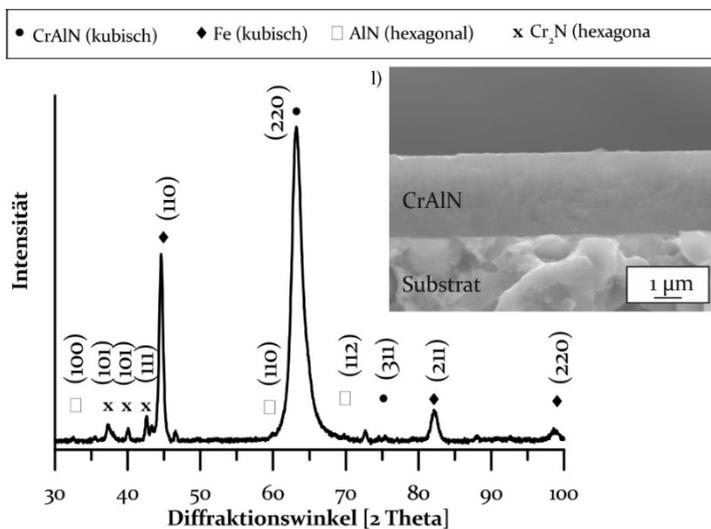


Abb. 1: Bruchfläche und Diffraktogramm der CrAlN Beschichtung

3 Experimentelle Randbedingungen und simulative Ansätze zur Approximation des Werkzeugverschleißes

Zur Untersuchung des Umformverhaltens metallischer Werkstoffe in Kombination mit einer Schwingungsüberlagerung wurden in vergangenen Untersuchungen am IFUM Ringstauchversuche durchgeführt. Die Analyse des Umformverhaltens der Proben fand in Hinblick auf die Abhängigkeit zur Frequenz statt. Es konnte nachgewiesen werden, dass mittels Schwingungsüberlagerung während der Blechmassivumformung eine Reduzierung der Reibung erreicht werden kann o. Um zu prüfen, in wieweit sich der Reibfaktor durch eine bestimmte Beschichtung und Strukturierung der Werkzeugaktivelemente beeinflussen lässt, wurden aktuell Ringstauchversuche mit beschichteten und strukturierten Werkzeugen durchgeführt. Die Versuche erfolgten statisch, d.h. ohne eine Schwingungsüberlagerung. Somit lässt sich der Einfluss verschiedener

Oberflächenstrukturen der Werkzeuge auf das Umformverhalten untersuchen.

3.1 Ringstauchversuch

Der Ringstauchversuch gehört zu den am häufigsten verwendeten Verfahren zur indirekten Reibzahlbestimmung [10]. In diesem Versuch wird eine ringförmige Probe zwischen zwei Ebenen Werkzeugen (Stempeln) axial gestaucht [11]. Während des Umformvorganges beginnt das Probenmaterial nach innen und außen zu fließen, wodurch sich der Außendurchmesser vergrößert und der Innendurchmesser verkleinert. Der Innendurchmesser steht im eindeutigen Zusammenhang mit der Reibung [12]. Der Reibfaktor wird durch die geometrischen Abmessungen der Proben vor- und nach der Umformung ermittelt [13]. Die Berechnung des Reibfaktors geschieht gemäß folgender Formel [13]:

$$m = \frac{-1}{\frac{d_a}{s} \left(1 + \frac{d_i}{d_a} - 2 \frac{d_n}{d_a} \right)} \cdot \ln \left| \frac{\left(\frac{d_i}{d_a} \right)^2 \cdot \frac{\left(\frac{d_n}{d_a} \right)^2 + \sqrt{1 + 3 \left(\frac{d_n}{d_a} \right)^4}}{\left(\frac{d_n}{d_a} \right)^2 + \sqrt{3 \left(\frac{d_i}{d_a} \right)^4 + \left(\frac{d_n}{d_a} \right)^2}} \right|$$

Mit:

d_a	Außendurchmesser	s_0	Ausgangsdicke
d_i	Innendurchmesser	s	Blechdicke
m	Reibfaktor	d_n	mittlerer Durchmesser

Die Reibzahl μ lässt sich gemäß folgender Formel aus dem Reibfaktor m ermitteln [13].

$$\mu = \frac{m}{2\sqrt{3}}$$

Die charakteristischen geometrischen Kennwerte sind in nachfolgender Abb. 2 an einer Ringstauchprobe vor und nach der Umformung gekennzeichnet.

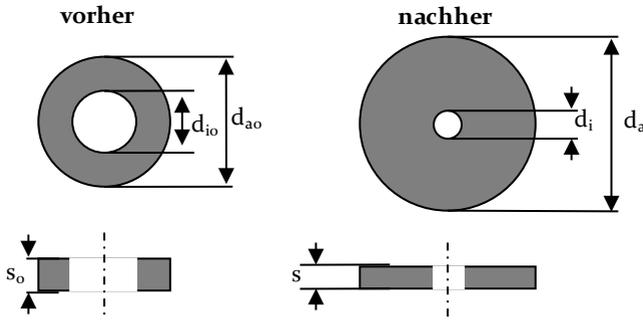


Abb. 2: Kennwerte zur Reibfaktorberechnung an einer Ringstauchprobe vor und nach der Umformung

Für die Versuche wurden Proben aus 3 mm dicken Blechen entnommen. Als Probenmaterial kam der Tiefziehstahl DC04 und der Dualphasenstahl DP600 zum Einsatz. Die Ausgangsgeometrie wies einen Innendurchmesser von 4,5 mm und einen Außendurchmesser von 9 mm auf. Damit wurde für die Proben ein Außen- zu Innendurchmesser zur Höhe Verhältnis von 6:3:2 verwendet. Dieses Verhältnis ist von Male et al. Als Regelgeometrie für Ringstauchproben beschrieben worden [10].

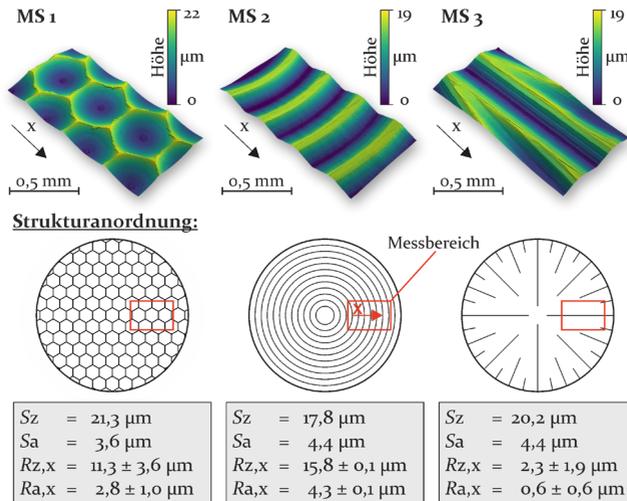


Abb. 3: Mikrogefräste Oberflächenstrukturen für Ringstauchversuche

Im Rahmen der Ringstauchversuche sind drei unterschiedliche Kontaktbedingungen mithilfe deterministischer Oberflächenstrukturen erzeugt worden. Hierbei wurde jeweils eine Struktur auf einem Stempelpaar appliziert. Die Charakterisierung der eingesetzten Oberflächenstrukturen sowie die Strukturordnung sind anhand von Abb. 3 zu erkennen. Neben der isotropen Oberflächenstruktur MS_1 , welche in vergleichbarer Form bereits in [6] charakterisiert wurde, sind wellenartige Oberflächenstrukturen sowohl in tangentialer (MS_2) als auch in radialer (MS_3) Richtung hergestellt worden. Wie in [6] gezeigt werden konnte, kann durch wellenartige Oberflächenstrukturen eine asymmetrische Deformation und folglich ein anisotropes Stoffflussverhalten erzielt werden. Es zeigte sich eine stoffflusshemmende Wirkung orthogonal zum Wellenkamm. Durch radiale und tangentiale Applikation einer wellenartigen Struktur soll der Einfluss einer symmetrischen Strukturordnung auf den Reibfaktor genauer betrachtet werden. Hierzu wurde eine radiale Anordnung einer wellenartigen Oberflächenstruktur entwickelt. Während diese Struktur in linearer sowie tangentialer Anordnung eine gleichbleibende Anzahl an Wellengängen aufweist, bedarf es bei radialer Applikation einer umfangsabhängigen Steigerung der Wellengänge, um eine Flächendeckung zu erzielen (siehe Abb. 3). Zwecks der Vergleichbarkeit zwischen MS_2 und MS_3 wurde die Struktur MS_2 im Gegensatz zu der Applikation in [6] vereinfacht und an MS_3 angenähert. Es soll daher weiterhin gezeigt werden, ob trotz der geometrischen Adaption eine deutliche Beeinflussung des erzielten Reibfaktors m erzielt werden kann.

Die Durchführung der Ringstauchversuche geschah auf einer hydraulischen Presse (Typ: Hydrap HPDZb 63, siehe Abb. 4). Zwei Stempel, zwischen denen die Proben positioniert waren, stauchten diese in axialer Richtung. Die Versuche sind sowohl trocken als auch mit dem Schmierstoff Beruforge 152D durchgeführt worden. Das Werkzeugsystem besteht aus den beschichteten und strukturierten Werkzeugaktivelementen

(Stempeln) (siehe Abb. 5), einem Lasersensor zur Wegaufnahme sowie einer Wägezelle zur Messung der Umformkraft.

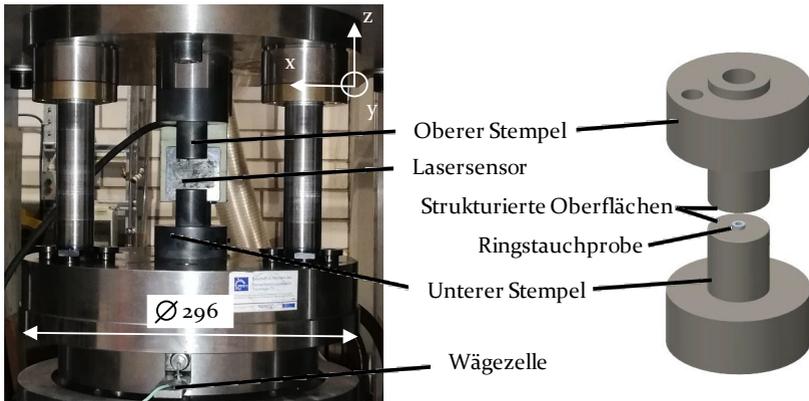


Abb. 4: Werkzeugsystem für die Ringstauchversuche (Links) und Positionierung der Proben auf der Stempelaktivfläche [24] (Rechts)

Die Ringstauchstempel wurden aus dem Stahl 1.3344 hergestellt und auf einen Wert von 60 ± 2 HRC gehärtet. Die Platzierung der Probenkörper geschah konzentrisch auf den beschichteten und strukturierten Oberflächen (siehe Abb. 4, rechts). Alle Proben wurden auf eine Stauchtiefe von $s = 1,5$ mm gestaucht. Die Ermittlung der Reibwerte geschah im Anschluss durch einen Vergleich der Durchmesser verhältnisse vor und nach der Umformung (siehe Kapitel 4).

3.2 Umformversuchsstand und -durchführung

Die Durchführung der Umformversuche erfolgte an einer Servopresse MSC-2000 der Firma Schuler. Hierbei handelt es sich um eine mechanische Servopresse mit Kniehebeltrieb. Zur Peripherie der Presse gehören zudem ein Vorschubsystem, eine Richtmaschine und eine Haspel, sodass ein automatischer Betrieb für die Verschleißversuche möglich ist.

Im TP B7 werden Verschiebungen des Stößels auf Grund des Auftretens von horizontalen Kräften untersucht, welche beispielsweise beim Umformen von nicht symmetrischen Bauteilen auftreten können. Zur Untersuchung dieses Effektes wurde ein Werkzeug konstruiert, mittels dem die Effekte von horizontal auf den Stößel wirkenden Kräften untersucht werden können. Es handelt sich hierbei um ein zweistufiges Werkzeug, mittels dem die BMU-Operation und der Blechabschnitt kombiniert während eines Pressenhubs durchgeführt werden können. Zentrales Element des Werkzeugs ist ein Drehtisch, welcher eine stufenlose Verkippung der Werkzeugaktivelemente entlang der eingezeichneten Drehrichtung von 0° bis $+20^\circ$ ermöglicht (vgl. Abb. 5). Er dient als Aufnahme für die Aktivelemente, auf deren Oberfläche die Geometrie der Prägung abgebildet ist. Dieser Aufbau befindet sich sowohl auf der Oberseite, als auch auf der Unterseite des Werkzeugs, sodass das dazwischen liegende Blech von zwei Seiten geprägt wird, wie in der Abbildung dargestellt.

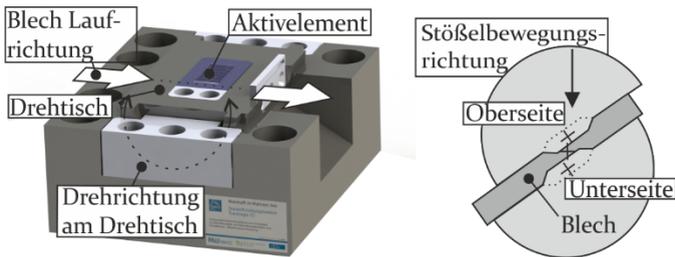


Abb. 5: Konzept des drehbaren Werkzeugtisches

Je nach Verkippung variieren die horizontalen Kräfte beim Durchführen von Prägeoperationen. Aufgrund der horizontalen Verschiebungen des Stößels erfolgt ein Abgleiten der Aktivelemente auf dem Blech, was den Verschleiß der Werkzeugoberflächen erhöht.

Das eingebaute Werkzeug ist in Abb. 6 dargestellt. Im Ober- und Unterwerkzeug ist jeweils ein Aktivelement eingespannt.

Auf den Aktivelementen befinden sich rechteckige Plateaus, welche in das Blech eingeprägt werden. Die Oberflächen der Plateaus sind mit unterschiedlichen Strukturen und Beschichtungen versehen, deren Verschleißbeständigkeit untersucht werden sollen.

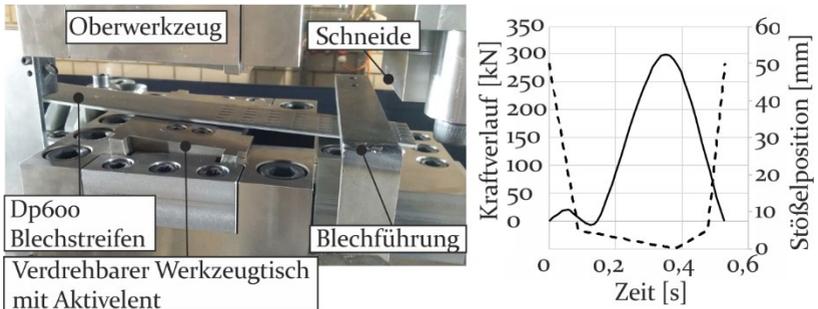


Abb. 6: Eingebautes Werkzeug und eingestellter Stößelverlauf

Für die Versuche wurde ein Coil des Dualphasenstahls DP600 verwendet, diese Stahlsorte zeichnet sich durch eine hohe Festigkeit aus, wodurch ein erhöhter Werkzeugverschleiß beim Bearbeiten dieses Werkstoffs zu erwarten ist. Das Blechband hat eine Breite von 50 mm und ist 3 mm dick. Im Werkzeug wurde eine Neigung von 4° eingestellt. Die infolge der Neigung auftretende Verlagerung des Stößels bei einer Last von 300 kN beträgt ca. 100 μm . Die Stößelkinematik kann bei der servoelektrischen Presse frei eingestellt werden, diese wurde so programmiert, dass der Blechschnitt bei hoher Stößelgeschwindigkeit ausgeführt wird. Kurz vor Beginn des anschließenden Umformprozesses verzögert der Stößel, damit das Material beim Prägen ausreichend Zeit zum Fließen hat. In Abb. 6 sind zudem die Stößelkinematik und der in der Presse gemessene Kraftverlauf während eines Hubs dargestellt. Für den Blechschnitt sind geringe Kräfte im Bereich von 25 kN nötig. Der Prägevorgang wurde mit einer Kraft von $\sim 300\text{kN}$ durchgeführt. Bei einer Hubzahl von 30/min wurden insgesamt 10.000 Teile gefertigt.

Zur Betrachtung der Verschleißentwicklung von deterministischen Oberflächenstrukturen wurden zwei unterschiedliche Strukturen auf den Aktivelementen des Verschleißprüfstandes appliziert. Wie anhand von Abb. 8 zu erkennen ist, handelt es sich um die Struktur MS₁ und die Struktur MS₄. Struktur MS₄ zeichnet sich im Vgl. zu MS₁ durch eine deutlich flachere Gestalt aus, gut erkennbar anhand der dargestellten Materialanteilskurven. Des Weiteren weist die Struktur MS₄ und im Gegensatz zu der isotropen Struktur MS₁ eine gewisse Richtungsabhängigkeit auf, welche durch den zeilenartigen Aufbau begründet ist. Die Oberflächenstrukturen wurden jeweils sowohl unbeschichtet als auch mit einem CrAIN-Schichtsystem eingesetzt.

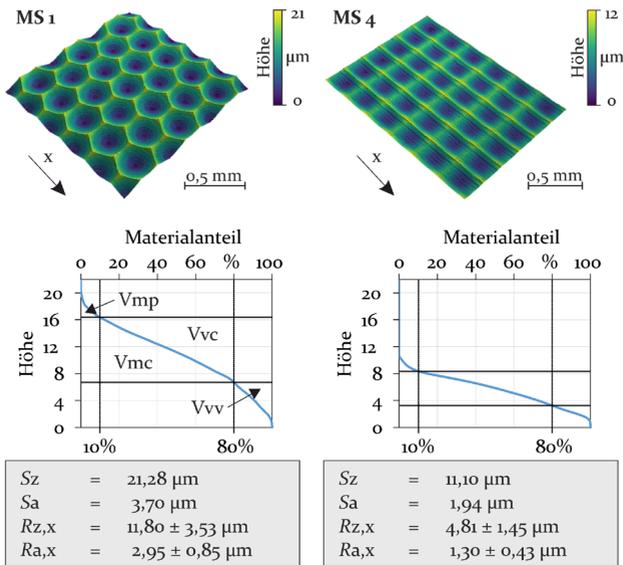


Abb. 7: Deterministische Oberflächenstrukturen für Verschleißversuche

3.3 Verschleißsimulation

Die Verschleißsimulation erfolgt auf der Mesoskala, welche die Mikrostrukturierung der Oberfläche geometrisch auflöst, nicht aber die Rauheit der Oberflächen auf kleineren Skalen. Die

Wirkmechanismen von abrasivem Verschleiß werden somit nicht berücksichtigt – stattdessen kommt ein phänomenologisches Verschleißmodell, das klassische Archard-Verschleißgesetz [15], zum Einsatz. Für die Anwendung des Archard-Gesetzes auf die mikrostrukturierten Oberflächen in der BMU, wird eine Methodik angewandt, die in [17] für den zweidimensionalen Rahmen etabliert wurde. Hierbei wird das Archard-Gesetz in Anlehnung an [16] in einem Postprozessor mit einer Finite-Elemente (FE) Simulation gekoppelt. Als FE-Software wird Abaqus/Standard verwendet. Ein speziell entwickeltes Python-basiertes Hauptprogramm startet die FE-Simulation eines Werkzeugüberlaufs und wertet die Ergebnisse skriptbasiert mit dem Archard-Gesetz aus. Die durch den Verschleiß veränderte Werkzeug-Oberfläche wird dann wiederholt mit einem neuen Werkstück belastet und ausgewertet.

Das Archard-Gesetz beschreibt kontinuumsmechanisch formuliert die Rate des räumlichen bzw. materiellen Verschleißvolumens \dot{v}_V und \dot{V}_V in Abhängigkeit des tangentialen Kontaktspannungsvektors \mathbf{t}_T^K und der Kontakt-Relativgeschwindigkeit $\dot{\boldsymbol{\varphi}}^K$ gemäß

$$\dot{v}_V = k \mathbf{t}_T^K \cdot \dot{\boldsymbol{\varphi}}^K, \quad \dot{V}_V = \frac{\mathbf{n} \cdot \text{cof}(\mathbf{F}) \cdot \mathbf{N}}{\det(\mathbf{F})} \dot{v}_V,$$

wobei k der Proportionalitätsfaktor ist, [18]. Die räumlichen und materiellen Oberflächen-Normalenvektoren sind hierbei durch \mathbf{n} und \mathbf{N} beschrieben und \mathbf{F} repräsentiert den Deformationsgradienten mit $\text{cof}(\mathbf{F}) = \det(\mathbf{F}) \mathbf{F}^{-t}$. Durch Integration über die Zeit erhält man das Verschleißvolumen, das an einem Punkt durch die Belastung eines Werkzeugüberlaufes entsteht. Um die Mesoskala geometrisch auflösen und vernetzen zu können, wird durch räumliche Homogenisierung mithilfe von periodischen Randbedingungen lediglich ein repräsentativer Ausschnitt der sich periodisch wiederholenden Mikrostruktur simuliert, siehe dazu auch [19]. Zusätzlich wird nicht jeder Lastzyklus simuliert, sondern eine gewisse Anzahl von Zyklen

mit einer Simulation abgebildet. Dies entspricht einer zeitlichen Homogenisierung, die in [18] vorgeschlagen wurde.

Zur Quantifizierung des Verschleißes und der Oberflächeneigenschaften lässt sich nach [19] eine effektive Reibzahl $\bar{\mu}$ aus dem Zeitintegral über einen Überlauf aus normalen und tangentialen Auflagerkräften F_T und F_N bestimmen,

$$\bar{\mu} = \frac{1}{\Delta\tau} \int \frac{F_T(\tau)}{F_N} d\tau.$$

4 Ergebnisse

Die experimentellen Ergebnisse aus den Ringstauch- sowie den Verschleißuntersuchungen werden im Folgenden mit den numerischen Ergebnissen vorgestellt. Neben der Betrachtung der ermittelten Reibfaktoren erfolgt eine Einschätzung der Verschleißbeständigkeit der eingesetzten Oberflächenstrukturen.

4.1 Ringstauchversuche

Es wurden insgesamt 12 Versuchsreihen durchgeführt. In jeder Versuchsreihe wurden fünf Proben umgeformt. Nach den Versuchen wurden die Innen- und Außendurchmesser der Proben in Walzrichtung und quer dazu vermessen. Die Reibfaktoren wurden über die gemittelten Geometrieverhältnisse vor und nach der Umformung bestimmt (siehe Kapitel 3). Die Auswertungen der Ergebnisse sind in der Abb. 8 dargestellt.

Die Auswertung der Ergebnisse zeigt, dass sowohl für die DP600 als auch die DCo4 Proben die Reibfaktoren für alle strukturierten Werkzeuge bei den Versuchen mit Schmierung geringer sind als bei den nicht geschmierten. Der niedrigste Reibfaktor wird für beide Stähle bei einer radialen Oberflächenstruktur (MS₃) mit Schmiermittel erreicht. Eine isotrope Oberflächenstruktur (MS₁) an den Werkzeugaktivelementen führt demgegenüber zu den höchsten Reibfaktoren (siehe Abb. 8).

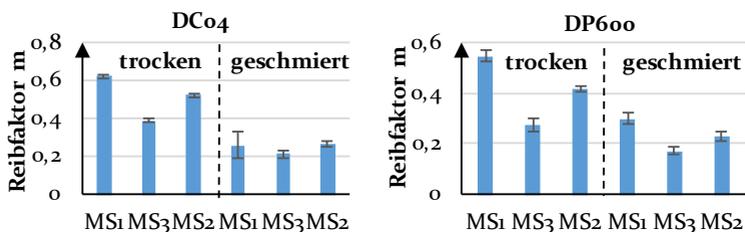


Abb. 8: Ermittelte Reibfaktoren für Ringstauchproben aus dem Stahl DCo4 (oben) und DP600 (unten) für verschieden strukturierte Werkzeuge sowohl ohne (links) als auch mit dem Schmiermittel Beruforge 152D (rechts)

Der Kraft-Weg-Verlauf der Stähle DP600 und DCo4 wurde während der Umformung erfasst und aufgenommen (siehe Abb. 9). Die niedrigste Umformkraft liegt für die DCo4 Proben in einem Bereich von 65 kN und für die DP600 Proben in einem Bereich von 98 kN. Für die DCo4 Proben lassen sich die niedrigsten Umformkräfte mit tangential (MS2) strukturierten und mit Beruforge 152D geschmierten Werkzeugen erreichen. Bei den DP600 Proben werden die geringsten Umformkräfte mit radial (MS3) strukturierten und geschmierten Werkzeugen gemessen. Für die DCo4 Proben liegt der Unterschied zwischen den Umformkräften bei tangential und radial strukturierten Werkzeugen mit Schmiermittel in einer Größenordnung von unter 5%.

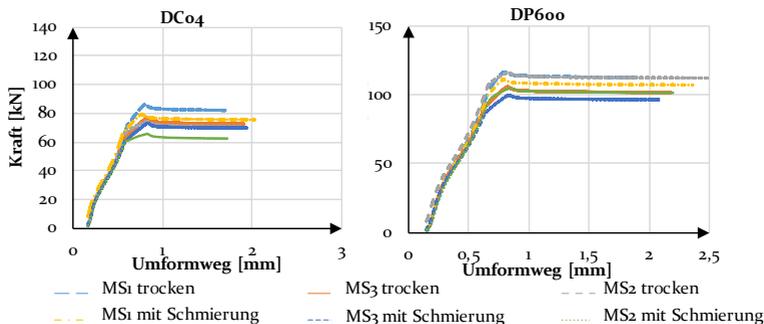


Abb. 9: Kraft- Weg- Verläufe während der Umformung von Ringstauchproben mit unterschiedlich strukturierten Werkzeugen sowohl mit als auch ohne Schmierung

Die Versuche zeigen somit deutlich, dass sich mit einer radialen (MS₃) Strukturierung der ungeschmierten Werkzeuge die Reibfaktoren im Vergleich zu einer isotropen (MS₁) Strukturierung erheblich reduzieren lassen (um 38% für die DCo₄ Proben und um fast 50% für die DP600 Proben). Die Reduzierung der Reibfaktoren für geschmierte Werkzeuge liegt in einer kleineren Größenordnung, ist aber zwischen MS₁ und MS₃ Strukturen noch deutlich nachweisbar (ca. 20% bei den DCo₄ Proben und ca. 42% bei den DP600 Proben). Mit gezielten Strukturierungen der Werkzeugaktivelemente lässt sich der Reibfaktor somit direkt lokal einstellen, was einen nachweisbaren Einfluss auf den Materialfluss und die daraus resultierende Umformkraft hat.

4.2 Numerische Verschleißberechnung

Die Abaqus-Simulation eines Lastzyklus ist in Abb. 10 dargestellt. Als Last wird auf den Werkstück-Ausschnitt eine Flächenpressung von 80 MPa aufgebracht. Für höhere Drücke sind speziell angepasste Reibgesetze zu verwenden, siehe [20], wohingegen im Folgenden auf der Mesoebene ein Coulomb-Reibgesetz verwendet wird.

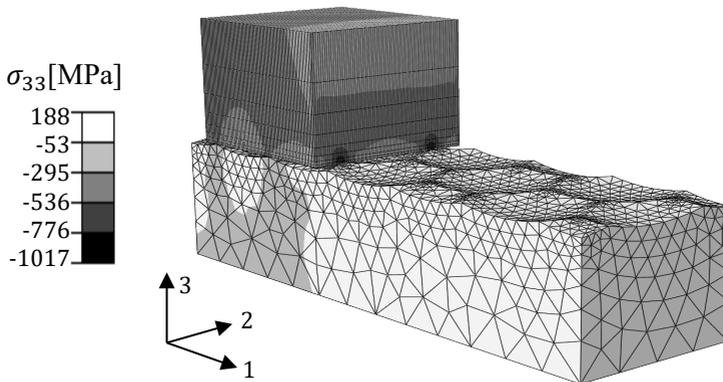


Abb. 10: Abaqus-Simulation eines Lastzyklus für einen repräsentativen Ausschnitt aus der Oberfläche – elasto-plastisches Werkstück (periodische Randbedingungen) und MS₁-strukturierte Oberfläche des elastischen Werkzeugs

Durch die Simulation von 46 Überläufen konnten mit zeitlicher Homogenisierung 55000 Lastzyklen modelliert werden. Die Auswertung der effektiven Reibbeiwerte in Abb. 11 zeigt, dass die untersuchte Wabenstruktur MS₁ anfänglich eine effektive Reibzahl von $\bar{\mu} = 0,165$ aufweist. Die in der Modellierung lokal eingestellte Reibzahl betrug dabei $\mu = 0,15$, sodass die Differenz den strukturellen Widerstand widerspiegelt. Durch den Verschleiß der Oberfläche nimmt dieser strukturelle Widerstand ab und nähert sich der lokal eingestellten Reibzahl an. Bei größeren Lasten erhöht sich die plastische Umformung und der strukturelle Widerstand steigt an. Die Simulationsergebnisse in Abb. 11 zeigen qualitativ die Einglättung der Oberfläche des Werkzeugs.

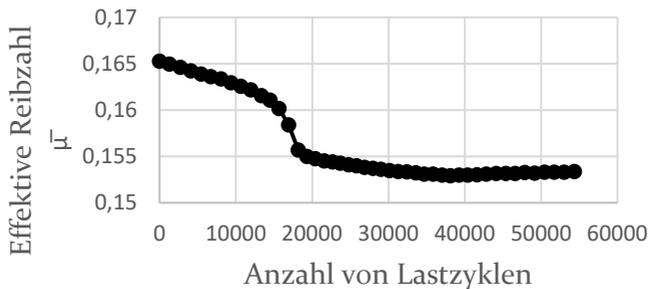


Abb. 11: Verschleiß-induzierte Annäherung der effektiven Reibzahl $\bar{\mu}$ der mikrostrukturierten Werkzeug-Oberfläche an die lokale Reibzahl $\mu = 0,15$

4.3 Verschleiß von deterministischen Oberflächenstrukturen

Im Folgenden wird die verschleißbedingte Veränderung der eingesetzten Oberflächenstrukturen betrachtet. Der Einsatz der Oberflächenstrukturen erfolgte auf dem unter 3.2 erläuterten Umformversuchsstand, in welchem die Aktivelemente 10.000 Hub in dem Dualphasenstahl DP600 gelaufen sind. Auf den strukturierten Flächen wurden vor und nach dem Einsatz die Kenngrößen des Rauheitsprofils R_a und R_z sowie die

flächenhaften Kenngrößen Sa und Sz mithilfe eines konfokalen Weißlichtmikroskops bestimmt, erkennbar in Abb. 12.

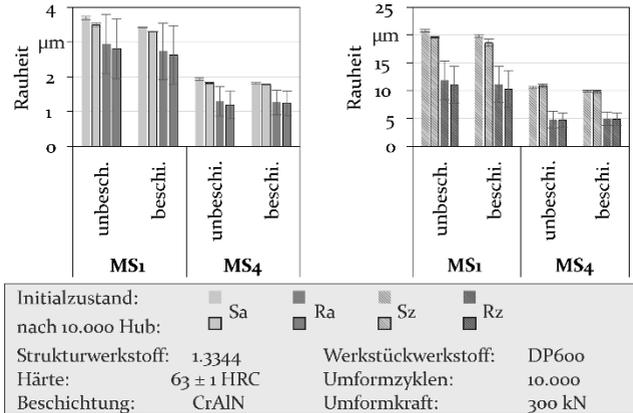


Abb. 12: Charakterisierung der Rauheitsveränderung der funktionalen Oberflächenstrukturen MS1 und MS4 anhand von Rz, Ra, Sa und Sz

Anhand der dargestellten Oberflächenkennwerte wird deutlich, dass durch die Prozessbelastung nur eine geringfügige Veränderung der Gesamtrauheit der Strukturen erfolgte. Grundsätzlich ist eine Reduzierung der Rauheitskenngrößen zu beobachten, wobei die festzustellende Veränderung zwischen den Zuständen innerhalb der Standardabweichungen liegt. Eine Detailbetrachtung der Oberflächenstrukturen zeigte, dass sich die Oberflächentopographie auf der Struktur verändert. Während die Initialzustände durch fertigungsbedingte Riefen und Zustellmarken gekennzeichnet sind, werden an den eingesetzten Strukturen kleinere Kratzspuren sowie eine Abrundung der Riefen und Kanten deutlich. Hierbei bleibt die Gestalt der Oberflächenstruktur jedoch erhalten. Dies stimmt mit Beobachtungen von Freiburg et al. aus Belastungsversuchen quasi-deterministischer Oberflächenstrukturen überein [21]. Die belastungsbedingte Veränderung der Strukturen wird im Weiteren anhand von Abb. 13 diskutiert. Ein Vergleich der Materialanteilskurven des Initialzustandes sowie des belasteten Zustandes ermöglicht eine Aussage über die Verteilung der

verschleißbedingten Gestaltveränderung in Abhängigkeit der Strukturhöhe. Es wird deutlich, dass der maßgebliche Verschleiß an den Strukturen MS₁ und MS₂ in unbeschichtetem Zustand im Bereich der Spitzen und des Kernprofils stattfindet. Die Gestalt der Materialanteilskurve bleibt hierbei jedoch erhalten, weshalb davon ausgegangen wird, dass es sich bei der Veränderung der Materialanteile um den identifizierten Wandel der Oberflächenbeschaffenheit handelt. Folglich bleibt die makroskopische Gestalt der Oberflächenstruktur auch unter Prozessbelastung erhalten, sodass ihre Funktionalität weiterhin gewährleistet werden kann.

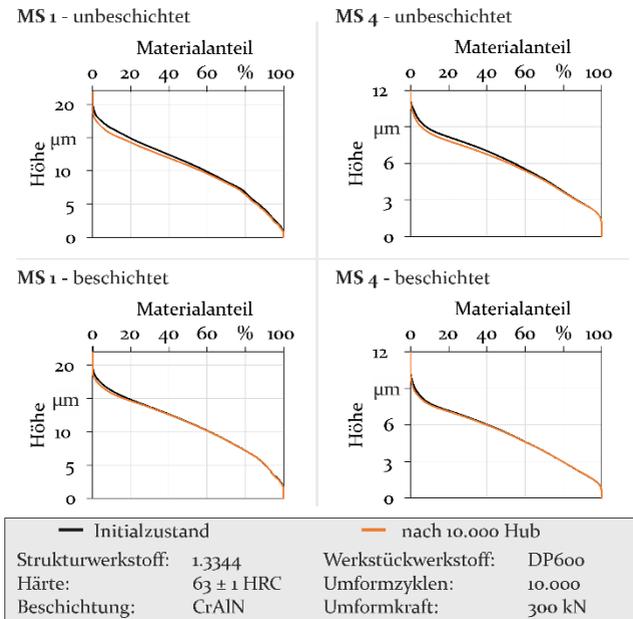


Abb. 13: Vergleich Materialanteilskurven eingesetzter Oberflächenstrukturen

Des Weiteren wird anhand von Abb. 13 der Einfluss der zusätzlich applizierten CrAlN-Beschichtung deutlich. Es ist erkennbar, dass durch das Schichtsystem eine Stabilisierung der Oberflächenstruktur, insbesondere des Kernprofils, erfolgte,

wodurch eine verschleißbedingte Veränderung der Materialanteile auf die Spitzen reduziert wurde.

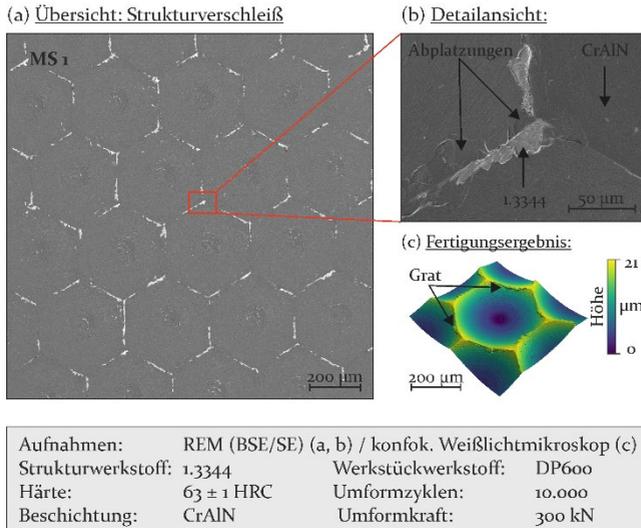


Abb. 14: Detailbetrachtung des Verschleißes MS1

Wie in Abb. 14 zu erkennen ist, manifestiert sich der Verschleiß an der beschichteten Oberflächenstruktur MS1 im Bereich der Spitzen hauptsächlich durch Abplatzungen der Beschichtung, wodurch der Werkzeuggrundkörper aus dem Werkstoff 1.3344 freigelegt wird. Nachdem die Spitzen der Struktur während des Umformvorgangs eine hohe Belastung erfahren, liegt die Vermutung einer unzureichenden Widerstandsfähigkeit der Struktur bzw. der Beschichtung nahe. Eine tiefere Betrachtung des vorliegenden Verschleißes weist jedoch nicht auf ein belastungsbedingtes Versagen der Beschichtung hin, sondern auf fertigungsbedingte Schwachstellen der Struktur. Die Gratbildung führt zu lokalen Bereichen, welche trotz Beschichtung keine ausreichende Stützwirkung gegen die mechanische Belastung besitzen. Dies führt unter Belastung zu einer plastischen Deformation, welche in einer Schichtdelamination resultiert. Begründen lässt sich diese Gratbildung durch

den Einfluss der Schneidkantenmikrogestalt sowie der Eingriffssituation auf den Spanbildungsvorgang. Da sich die Gratbildung bedingt durch die komplexe Bearbeitungsaufgabe bei der Oberflächenstrukturierung stellenweise nicht gänzlich vermeiden lässt, kann eine nachträgliche Feinbearbeitung zur Vermeidung derartiger Schwachstellen eingesetzt werden, um die Verschleißbeständigkeit der Struktur weiter zu erhöhen. Trotz lokaler Verschleißerscheinungen können die vorgestellten Tailored Surfaces aufgrund der ermittelten Widerstandsfähigkeit als geeignet und als funktionales Strukturelement für werkzeugeitige Beeinflussung des Umformprozesses genannt werden.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Es wurden Verschleißsimulationen und Umformversuche für verschieden strukturierte und beschichtete Oberflächen von Werkzeugaktivelementen durchgeführt. Ein Vergleich der Auswirkung verschiedener Oberflächenstrukturen auf die Umformkraft und den Reibfaktor von Probenkörpern fand mit der Auswertung von Ringstauchversuchen statt. Eine radiale Applikation der Oberflächen stellte sich als die effektivste Variante zur Reduzierung des Reibfaktors heraus. Eine isotrope Oberflächenstruktur führte in den Ringstauchversuchen zu den höchsten gemessenen Umformkräften und Reibfaktoren.

Eine Ermittlung des Verschleißes verschiedener Strukturen durch Umformversuche zeigte, dass die grundsätzliche Struktur auch nach bis zu 10.000 Lastwechseln erhalten blieb. Es wurde geschlussfolgert, dass bedingt durch die nur geringfügig veränderte Strukturgestalt auch ihre Funktionalität erhalten bleibt. Aus den Untersuchungen ging hervor, dass eine Beschichtung mit CrAlN die applizierten Oberflächenstrukturen zusätzlich stabilisiert.

Eine Veränderung der effektiven Reibzahl in Abhängigkeit von Lastzyklen wurde simulativ untersucht. Der zusätzliche

Einfluss einer Schwingungsüberlagerung in Kombination mit verschiedenen strukturierten Werkzeugen auf den Reibfaktor und die Umformkraft ist in kommenden Untersuchungen zu betrachten.

6 Danksagung

Die vorgestellten Ergebnisse wurden im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Sonderforschungsbereichs Transregio 73 (SFB/TR73) in den Teilprojekten A7, B2, B5, B7 und C7 erarbeitet.

7 Literatur

- [1] Merklein, M., Allwood, J. M., Behrens, B.-A., Brosius, A., Hagenah, H., Kuzman, K., Mori, K., Tekkaya, A. E., Weckenmann, A., „Bulk forming of sheet metal“, *Annals of the CIRP*, 61/2, (2012), S. 725 – 745.
- [2] Löffler, M.; Freiburg, D.; Gröbel, D.; Loderer, A.; Matthias, S.; Stangier, D.; Weikert, T.: Untersuchung von Tailored Surfaces hinsichtlich ihres tribologischen Einflusses auf Prozesse der Blechmassivumformung. In: Tagungsband zum 18. Workshop Simulation in der Umformtechnik & 3. Industriekolloquium Blechmassivumformung 2015 - DFG Transregio 73, (2015), S. 131-146.
- [3] Löffler, M.; Andreas, K.; Engel, U.; Schulte, R.; Gröbel, D.; Krebs, E.; Freiburg, D.; Biermann, D.; Stangier, D.; Tillmann, W.; Weikert, T.; Wartzack, S.; Tremmel, S.; Lucas, H.; Denkena, B.; Merklein, M.: Tribological measures for controlling material flow in sheet-bulk metal forming. In: *Production Engineering*, (2016), S. 459-470.
- [4] Klocke, F.; Bodenhausen, J.; Arntz, K.: Prozesssicherheit bei der Mikrofräsbearbeitung. In: *wt Werkstatttechnik online*, 11/12 (2005), S. 882-886.
- [5] Park, S.; Malekian, M.: Mechanistic modeling and accurate measurement of micro end milling forces. *CIRP – Annals – Manufacturing Technology*, 58 (2009), S. 49-52.

- [6] Kersting, P.; Gröbel, D.; Merklein, M.; Sieczkarek, P.; Wernicke, S.; Tekkaya, A. E.; Krebs, E.; Freiburg, D.; Biermann, D.; Weikert, T.; Tremmel, S.; Stangier, D.; Tillmann, W.; Matthias, S.; Reithmeier, E.; Löffler, M.; Beyer, F.; Willner, K.: Experimental and numerical analysis of tribological effective surfaces for forming tools in Sheet-Bulk Metal Forming. In: Production Engineering, (2016), S. 1 – 14.
- [7] Sieczkarek, P.; Wernicke, S.; Gies, S.; Tekkaya, A. E.; Krebs, E.; Wiederkehr, P. et al.: Wear behavior of tribologically optimized tool surfaces for incremental forming processes. In: Tribology International 104, (2016), S. 64–72.
- [8] Tillmann, W.; Stangier, D.; Hagen, L.; Schröder, P.; Krabiell, M.: Influence of the WC grain size on the properties of PVD/HVOF duplex coatings. In: Surface and Coatings Technology 328, (2017), S. 326–334.
- [9] Leyland, A.; Matthews, A.: On the significance of the H/E ratio in wear control: a nanocomposite coating approach to optimised tribological behaviour. In: Wear (246), (2000), S. 1–11.
- [10] Male A.T.; Cockcroft M. G., A Method for de-termination of the Coefficient of Friction of Metals under Conditions of Bulk Plastic Deformation, Journal of the Institute of Metals 93 (1964/64)
- [11] Messner C.; Werner E.A.; Grass H., Reibung und Wärmeübergang beim Schmieden. Fortschritt-Berichte VDI, VDI Verlag GmbH; Düsseldorf, (2002)
- [12] Lange K., Umformtechnik Band 1 und 2, Springerverlag, (1990)
- [13] Rajesh E., Siva Prakash M., Analysis of friction factor by employing the ring compression test under different lubricants, International Journal of Scientific & Engineering Research, Volume 4, Issue 5, May-2013

- [14] Koch, S.; Vucetic, M.; Hübner, S.; Bouguecha, A.; Behrens, B.-A. (2015): Superimposed oscillating and non-oscillating ring compression tests for sheet-bulk metal forming technology. In: *Advanced Materials Research*, Vol. 794, Switzerland: Trans Tech Publications, *Applied Mechanics and Materials Vol. 794* (2015), S. 89-96
- [15] Archard, J. F.: Contact and Rubbing of Flat Surfaces. In: *Journal of Applied Physics* 24/8 (1953). S. 981 – 988
- [16] Hegadekatte, V., Huber, N., Kraft, O.: Finite element based simulation of dry sliding wear. In: *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 13/1 (2005). S. 57 – 75
- [17] Berthelsen, R., Wilbuer, H., Holtermann, R., Menzel, A.: Computational modelling of wear – application to structured surfaces of elastoplastic tools. In: *GAMM-Mitteilungen* 39/2 (2016). S. 210 - 228
- [18] Lengiewicz, J., Stupkiewicz, S.: Continuum framework for finite element modelling of finite wear. In: *Computer Methods of Applied Mechanical Engineering* 205-208 (2012). S. 178 – 188
- [19] De Lorenzis, L., Wriggers, P.: Computational homogenization of rubber friction on rough rigid surfaces. In: *Computational Materials Science* 77 (2013). S. 264 - 280
- [20] Behrens, B.-A., Bouguecha, A., Vucetic, M., Chugreev, A., Rosenbusch, D: Advanced finite element analysis of die wear in sheet-bulk metal forming processes. In: *AIP Conference Proceedings* 1769 (2016), S. 130010
- [21] Freiburg, D.; Löffler, M.; Merklein, M.; Biermann, D.: Surface Structuring of Forming Tool Surfaces by High-Feed Milling. In: *WGP-Jahreskongress* (2017)

Potentiale maßgeschneiderter Halbzeuge für NKW-Kupplungsscheiben

K. Büdicker^{1,a}

¹ZF Friedrichshafen AG, Röntgenstraße 2, 97424 Schweinfurt

^akai.buedicker@zf.com

Zusammenfassung

Steigende Anforderungen in Hinblick auf Emissionsgrenzwerte, erhöhte Lebensdaueransprüche und aggressive Anwendungen stellen Zulieferer von Kupplungsscheiben für Nutzkraftwagen vor große Herausforderungen. Eine vorteilhafte Entkopplung der Motorschwingungen kann durch eine reduzierte Steifigkeit im Torsionsdämpfer erreicht werden. Diese Maßnahme fordert größere, weichere Torsionsdruckfedern. Die Folgen für Blechbauteile sind eine Abnahme von Drehmoment führenden Strukturquerschnitten und damit größer werdende Beanspruchungen in diesen. Die Verwendung maßgeschneiderter Halbzeuge bietet nun erweiterte Möglichkeiten für beanspruchungsgerechte Konstruktionen. Variable Blechquerschnitte fügen hochbelasteten Geometrien Material zu und weniger beanspruchte Bereiche können dünner ausgeführt sein. Dieses Ziel kann den notwendigen Materialeinsatz reduzieren und damit Kosten einsparen. Geringe Massen bewirken daneben eine verbesserte Dynamik der Kupplungsscheibe aufgrund von kleineren Massenträgheitsmomenten. Mit dem Entfall von Fügestellen und zusätzlichen Einzelteilen bietet das Forschungsfeld der Blechmassivumformung weitere Möglichkeiten zur Senkung von Fertigungskosten. Die Vermeidung von Fügeverfahren, wie Schweißen oder Vernieten, kann eine Schwächung der Bauteile verhindern und die Festigkeit dieser

weiter steigern. Die genannten Vorteile erfordern die Weiterentwicklung des Verfahrens des Taumelpressens durch die Partner aus Wissenschaft und Industrie.

Analyse und Modellierung von Schädigung und Versagen in der Blechmassivumformung

T. Clausmeyer^{1,a}, F. Nürnberger², F. Gutknecht¹, K. Isik¹,
H.-B. Besserer², G. Gerstein², S. Wernicke¹, R. Schulte³, A. E. Tekkaya¹,
M. Merklein³, H. J. Maier²

¹Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Technische Universität
Dortmund, Baroper Str. 303, 44227 Dortmund

²Institut für Werkstoffkunde, Leibniz Universität Hannover,
An der Universität 2, 30823 Garbsen

³Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Friedrich-Alexander Universität
Erlangen-Nürnberg, Egerlandstr. 13, 91058 Erlangen

^aTill.Clausmeyer@iul.tu-dortmund.de

Zusammenfassung

Kennzeichnend für die Blechmassivumformung ist die gezielte Verteilung von Werkstoff auch in der Blechdicke. Damit verbunden ist ein dreidimensionaler Spannungs- und Dehnungszustand im Blech. Aus diesem Grund können klassische Bewertungsmethoden aus der Blechumformung, die sich häufig auf die Annahme ebener Spannungszustände stützen, nicht verwendet werden. In diesem Beitrag werden unterschiedliche bekannte und neue Ansätze untersucht, um die Entwicklung von Schädigung und den Einfluss auf das Einsatzverhalten abzubilden. Im Rahmen der Werkstoffcharakterisierung wird ein umfassender Ansatz vorgestellt, um die Umformbarkeit zu erfassen. Des Weiteren wird der Einfluss von entstehenden Poren auf das Einsatzverhalten untersucht. Schließlich werden diese Informationen genutzt, um die Eignung verschiedener duktiler Schädigungsmodelle an exemplarischen Blechmassivumformprozessen zu evaluieren.

Schlagworte:

Schädigung, Blechumformung, Massivumformung, Modellierung, Finite-Elemente-Methode

1 Einleitung

Im Herstellungsprozess umformtechnischer Bauteile werden zunehmend Simulationen eingesetzt, um Bauteile auszulegen. Der Auslegungs- und Fertigungsprozess neuer umformtechnischer Verfahren sollte daher auch in der Simulation abbildbar sein. Neben der Herstellbarkeit ist das Einsatzverhalten von Bedeutung. Für die Analyse der Herstellbarkeit existieren sowohl in der Blechumformung als auch der Massivumformung etablierte Werkzeuge. Diese beruhen jedoch auf Annahmen ihrer jeweiligen Disziplin. Außerhalb haben diese zumeist keine Gültigkeit (vgl. ebener Spannungszustand in der Blechumformung). Daher werden im Folgenden verschiedene Schädigungsmodelle hinsichtlich ihrer Eignung für numerische Auslegungen dieser neuen Technologie betrachtet. Es werden aktuelle Varianten des Gurson-Modells, des Lemaitre-Modells sowie ein neu entwickeltes ungekoppeltes Schädigungskriterium untersucht (Abb. 1).

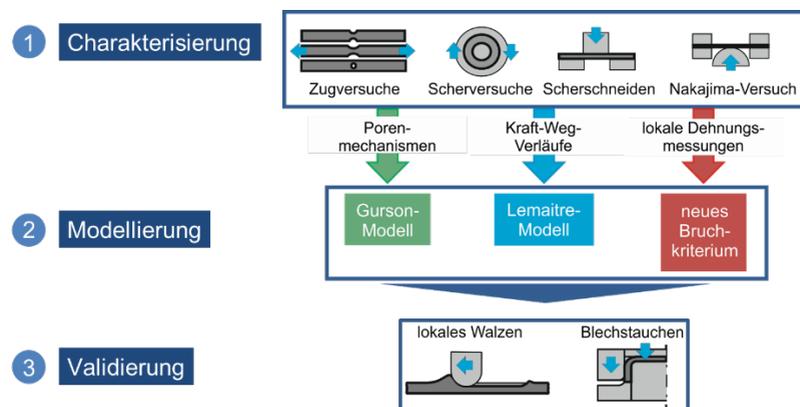


Abb. 1: Ablauf der duktilen Schädigungsvorhersage, nach [1]

Untersucht werden zwei stellvertretende Stähle: Der Tiefziehstahl DC04 sowie ein hochfester Dualphasenstahl DP600 (ferritisch/martensitisch). Zunächst wird in Kapitel 2 die Charakterisierung der beiden Blechwerkstoffe beschrieben. Daraufhin werden in Kapitel 3 die verwendeten Schädigungsmodelle, sowie die Strategie zur Identifizierung von Werkstoffparametern präsentiert. Anschließend werden die vorgestellten Methoden benutzt, um zwei exemplarische Blechmassivumformprozesse zu untersuchen. Als inkrementelles Verfahren wird das lokale Aufschieben von Material in der Blechebene analysiert. In einem weiteren Prozess werden in einem Prozessschritt Tiefziehen und Stauchen kombiniert.

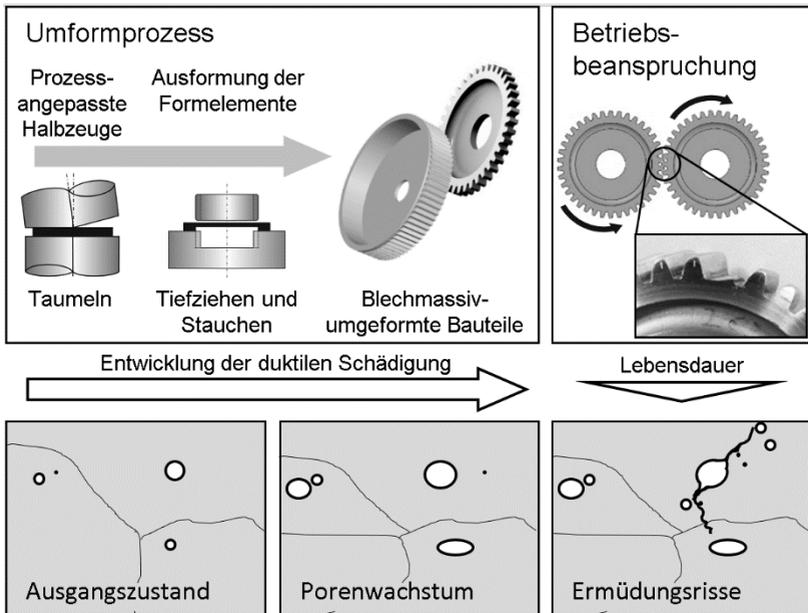


Abb. 2: Schema zur Entwicklung der duktilen Schädigung infolge des Umformprozesses und Einfluss auf die Bildung von Ermüdungsrissen

Blechmassivumgeformte Funktionsbauteile sind im Betrieb über ihre Nebenformelemente, wie Verzahnungen oder Mitnehmer, zyklischen Lasten ausgesetzt. Dabei sind Poren in der

Mikrostruktur, die durch die hohe plastische Formänderung bei Prozessen der Blechmassivumformung entstehen bzw. wachsen, mögliche Orte einer Rissinitiierung und beeinflussen damit die Lebensdauer der Bauteile (Abb. 2). Deshalb wird sowohl die Entwicklung der duktilen Schädigung bei Umformprozessen mit mehreren Lastwechseln, als auch das Einsatzverhalten der Bauteile bei zyklischer Beanspruchung untersucht.

2 Werkstoffcharakterisierung

2.1 Plastizität

Untersucht wurden ein weicher Tiefziehstahl (DCo4), sowie ein ferritisch/martensitischer Dualphasenstahl (DP600). Die mechanischen Eigenschaften wurden im Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1 bestimmt. Die Versuche wurden in 0° -, 45° - und 90° -Orientierung zur Walzrichtung durchgeführt. Der Werkstoff DCo4 weist eine für kaltgewalzte Stahlbleche typische Anisotropie auf. Die entsprechenden Materialparameter sind in Tab. 1 aufgelistet.

Die Fließkurve wurde mit Hilfe des ebenen Torsionsversuchs bestimmt. Der Versuch geht zurück auf einen Ansatz von Marciniak [2].

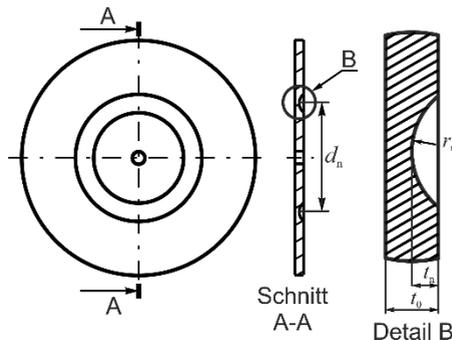


Abb. 3: Skizze des ebenen Torsionsversuchs mit umlaufender Nut, nach [3]

In der jüngsten Vergangenheit haben Yin et al. [3] eine modifizierte Version des Versuches vorgestellt, die eine umlaufende Nut in der Probe nutzt (Abb. 3). Auf diese Weise ist es möglich, das Material in der Blechebene ohne störende Randeffekte zu charakterisieren. Die derartig ermittelte Fließkurve weist eine gute Übereinstimmung mit der aus dem Zugversuch berechneten Fließkurve auf (Abb. 4).

Tab. 1: Mechanische Eigenschaften von DCo4 und DP600 [1]

Stahl	Elastizitätsmodul E (GPa)	Querkontraktionszahl ν	Streckgrenze $R_{p0,2}$ (Mpa)	r-Werte		
				r_0	r_{45}	r_{90}
DCo4	214	0,3	165	1,94	1,31	2,27
DP600	201	0,3	359	0,97	0,97	1,2

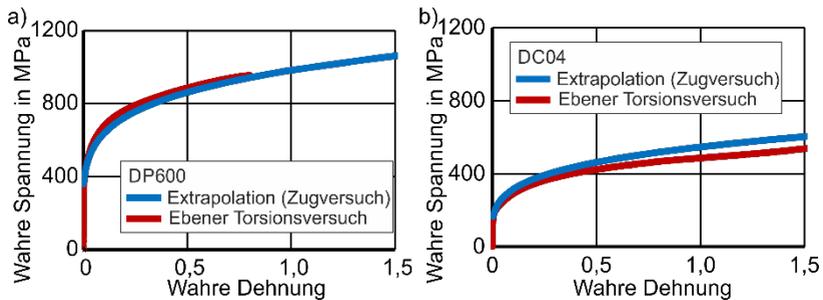


Abb. 4: Vergleich der Fließkurven aus Torsionsversuch und Zugversuch a) DP600, b) DCo4 [1].

2.2 Duktile Schädigung (Umformung)

Das Versagen von metallischen Werkstoffen aufgrund duktiler Schädigung ist stark abhängig vom vorherrschenden Spannungszustand. Aufgrund des allgemeinen dreidimensionalen

Spannungszustandes in der Blechmassivumformung kann Versagen aufgrund verschiedener Mechanismen auftreten. Für die Kalibrierung der duktilen Schädigungsmodelle wurden daher Versuche in den bekannten Bruchmoden I (Trennbruch) und III (Scherbruch senkrecht zur Ebene) durchgeführt.

Für Mode I wurden sowohl Kerbzugversuche, als auch Nakajimaversuche durchgeführt. Die Kerbzugversuche wurden an einer Universalprüfmaschine Zwick 250 mit einer Dehnrates von $0,0025 \text{ s}^{-1}$ durchgeführt. Die untersuchten Probengeometrien sind in Abb. 5 dargestellt.

Die Nakajima-Proben wurden entsprechend der Konfiguration in Abb. 6 geprüft. Die Prüfung auf einer Prüfmaschine des Typs Zwick BUP1000 erfolgte mit einer PE-Folie zwischen Blech und Stempel entsprechend DIN EN ISO 12004-2.

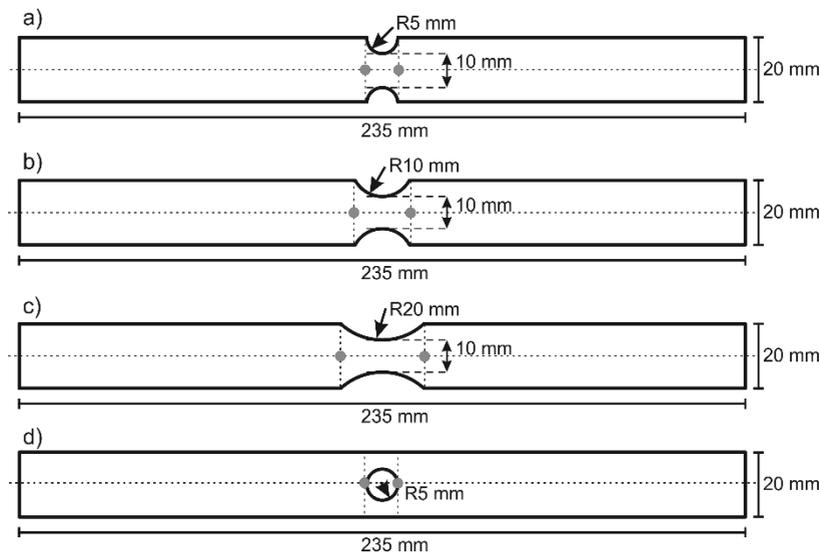


Abb. 5: Skizzen der Kerbzugproben; die grauen Punkte markieren die Messpunkte der Relativverschiebung. [1]

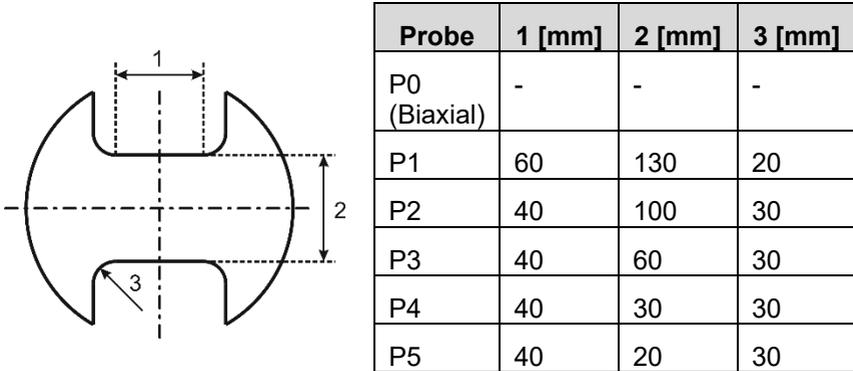


Abb. 6: Parametrisierte Nakajima-Probe (links); Parameter für Nakajima-
Probe (rechts) [1]

Untersuchungen zum Versagen durch die Ebene (Bruchmodus III) erfolgten anhand von Scherschneidversuchen. Hierzu wurde ein Spezialaufbau mit Führungsschienen in einer Universalprüfmaschine verwendet (Abb. 7) Der Stempelradius betrug 8 mm mit einem Kantenradius von 25 μm . Der Schneidspalt wurde zu 80 μm bzw. 4 % der Blechdicke gewählt. Die Analyse der Bruchflächen im Rasterelektronenmikroskop (REM) zeigt, dass Glattschnitt- und Bruchanteil beim DCo₄ zu etwa gleichen Teilen vorliegt. Demgegenüber ist beim DP600 ein signifikant kleinerer Glattschnittbereich vorhanden (Abb. 8). [4]

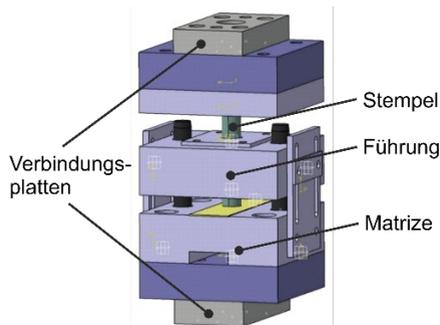


Abb. 7: Aufbau der Scherschneidversuche [4]

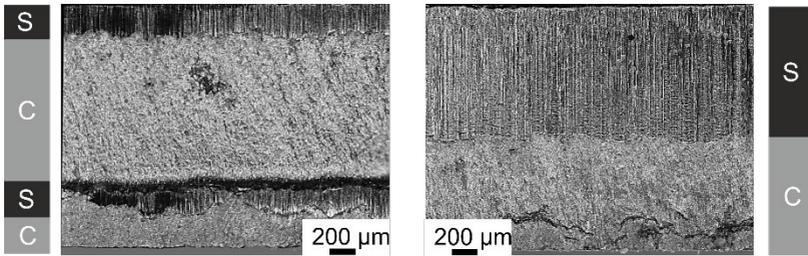


Abb. 8: Oberfläche nach dem Scherschneiden von DP600 (links) und DCo4 (rechts), S: Scherfläche, C: Bruchfläche [4]

3 Materialmodellierung

3.1 Plastizität

Die im Zugversuch gemessenen Kraft-Weg-Verläufe werden mit einem Ansatz nach Swift extrapoliert, um Fließkurven für die Simulationen zu berechnen. Für die Simulationen in Abaqus/Explicit wurde das Fließkriterium nach Hill '48 verwendet. Dies umfasst sowohl die Simulationen für die Parameteridentifikation in den duktilen Schädigungsmodellen, als auch den Prozess des lokalen Eindrückens. Weitere Simulationen wurden in Simufact.forming durchgeführt. Bei diesen wurde das isotrope Fließkriterium nach von Mises verwendet.

3.2 Duktile Schädigung

Zur Beschreibung des Versagens wurden verschiedene Modelle eingesetzt. Die Modelle unterscheiden sich nicht nur in ihrer Formulierung bezüglich der Triebkraft für Schädigungszunahme, sondern auch in der Art und Weise, wie diese wiederum Einfluss auf das Materialverhalten nehmen. Schädigungsmodelle, die auf dem Ansatz von Gurson [5] basieren, postulieren ein Porenvolumen, das direkt in der Fließbedingung wirkt. Auf diese Weise wird durch die Schädigung die Fließspannung herabgesetzt. Ein anderer Ansatz wird u. a. von Lemaitre [6] verfolgt. Bei diesem wird ein repräsentatives Querschnittselement

mit einer Porenfläche belegt. Daher wird in diesem Modell neben der Fließspannung auch die Steifigkeit des Materials infolge der Schädigung reduziert. Beiden Modellen ist gemeinsam, dass diese eine Rückkopplung der Schädigung auf das Materialverhalten beinhalten. Dies macht die Modelle nicht nur in der Implementierung aufwändig, sondern auch bei der Identifizierung von Parametern. Als Alternative bieten sich Schädigungskriterien an. Diese haben keine Rückkopplung auf das Materialverhalten und lassen sich daher auch im Nachgang an die Simulation berechnen.

3.2.1 Gurson-basiertes Model

Das von Gurson [5] entwickelte poröse Plastizitätsmodell wurde mit den Erweiterungen von Tvergaard and Needleman [7], Chu and Needleman [8], sowie Nahshon and Hutchinson [9] verwendet. Details zur Implementierung sind beschrieben in [10]. Die Fließfunktion ist gegeben als:

$$\Phi^P = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_f}\right)^2 + 2q_1 f_v^* \cosh\left[\frac{3}{2} \frac{q_2 \sigma_H}{\sigma_f}\right] - (1 + q_3 f_v^{*2}) = 0$$

Hierbei sind σ_{eq} , σ_f and σ_H die Vergleichs- bzw. Fließspannung sowie der hydrostatische Anteil des Spannungszustands. q_1, q_2, q_3 sind Modellparameter. Die Evolution des Porenvolumens f_v^* setzt sich zusammen aus Nukleation und Wachstum. Das Porenwachstum wiederum hat Anteile, die mit dem hydrostatischen Spannungszustand sowie der Scherbelastung verknüpft sind:

$$\dot{f}_v = \dot{f}^n + \dot{f}_{hyd}^g + \dot{f}_{shr}^g$$

Der Nukleationsteil berechnet sich mit dem Ansatz:

$$\dot{f}^n = A_N \dot{\epsilon}^P, A_N = A_N(\dot{\epsilon}^P) = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\epsilon^P - \epsilon_N^P}{S_N}\right)^2\right]$$

Das Porenwachstum unter hydrostatischer bzw. Scherbelastung berechnet sich mit den beiden Formeln:

$$\dot{f}_{\text{hyd}}^g = (1 - f_v) \text{tr}(\mathbf{D})$$

$$\dot{f}_{\text{shr}}^g = k_w f_v \frac{w(\boldsymbol{\sigma}^{\text{Dev}})}{\sigma_{\text{eq}}} \boldsymbol{\sigma}^{\text{Dev}} : \mathbf{D}$$

Hierbei ist $\text{tr}(\mathbf{D})$ die Spur des Verzerrungstensors und $\boldsymbol{\sigma}^{\text{Dev}}$ der Deviator des Spannungszustands. Die spannungszustandsabhängige Funktion $w(\boldsymbol{\sigma}^{\text{Dev}})$ führt eine Wichtung des Lode-Parameters ξ ein:

$$w(\boldsymbol{\sigma}^{\text{Dev}}) = 1 - \left(\frac{27 J_3}{2 \sigma_{\text{eq}}^3} \right)^2 = 1 - \xi^2$$

mit der Definition:

$$\xi = \frac{3\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{J_3}{J_2^{3/2}}$$

Hierbei sind J_2 und J_3 die zweite und dritte Invariante des Spannungsdeviators. Während die meisten Parameter physikalisch motiviert sind und direkt bestimmt wurden, ist die Entwicklung für die Belastung unter Scherung k_w phänomenologisch und wurde invers durchgeführt.

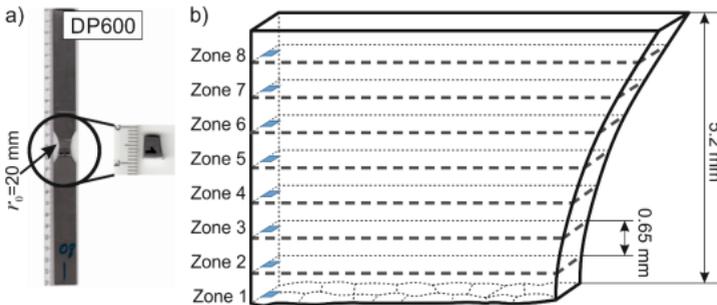


Abb. 9: a) Deformierte Kerbzugprobe, b) Untersuchte Zonen (1-8) [11]

Für die direkte Bestimmung der Porennukleierungsparameter des DP600 (f_N, S_N, ϵ_N^p) wurde eine geprüfte Zugprobe mit Kerbgeometrie in Segmente aufgeteilt und die Poren im Rasterelektronenmikroskop (REM) analysiert (Abb. 9).

Durch die Analyse der Porenflächen und Porengrößen in aufeinanderfolgenden Bereichen konnten gewachsene und nukleierte Poren unterschieden werden [11]. Mit den so gewonnenen Ergebnissen wurden die Parameter für die Porennukleation beim DP600 bestimmt. Für den DCo4 wurden die Parameter aus der Literatur übernommen [12]. Der Kennwert für das Porenwachstum unter Scherung wurde invers mit Hilfe des Scherschneidversuches bestimmt (Abb. 10). Die ermittelten Parameter sind in Tab. 2 aufgelistet.

Tab. 2: Gurson-Modellparameter für DCo4, [1] und [12]

Stahl	q_1	q_2	q_3	f_N	S_N	ϵ_N^p
DCo4	1,5	1,0	2,25	0,000102	0,0273	0,0730
DP600	1,5	1,0	2,25	0,000620	0,1283	0,5241
Stahl	f_0		f_c	f_r	k_w	
DCo4	0,000269		0,030	0,30	1,0	
DP600	0,000800		0,015	0,07	1,2	

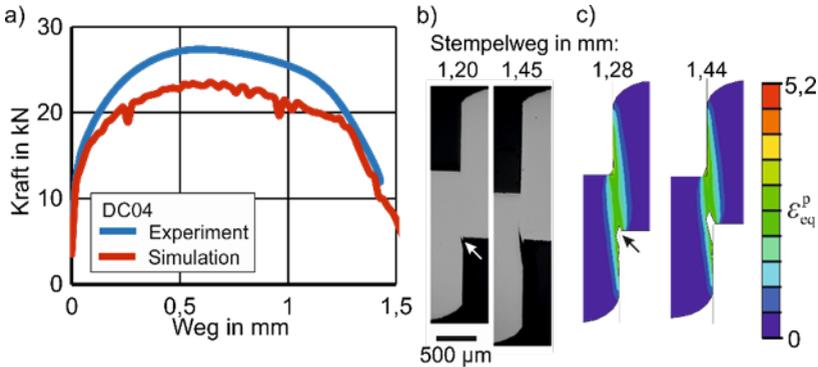


Abb. 10: Identifikation des Parameters für Porenwachstum unter Scherung. Vergleich zwischen Experiment und Simulation ($k_w=1.2$). Exemplarisch für DC04, a) Kraft-Weg-Verlauf, b+c) Rissinitiierung und -verlauf, [1]

3.2.2 Lemaitre-basiertes Model

Das ursprüngliche Modell von Ladeveze und Lemaitre [13] führt eine effektive Spannung $\tilde{\sigma}$ ein:

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D}$$

Die Schädigungsvariable D bestimmt sich mit der Evolutionsgleichung:

$$\dot{D} = \dot{\gamma} \left\langle \frac{Y - Y_0}{S} \right\rangle^\delta \frac{1}{[1 - D]^\beta}$$

$\dot{\gamma}$ ist das plastische Inkrement und S, Y_0, δ, β sind Modellparameter. Die Triebkraft Y bestimmt sich mit dem Ansatz:

$$Y = \frac{1 + \nu}{2 E} \left[\frac{\langle \sigma \rangle_{ij} \langle \sigma \rangle_{ij}}{(1 - D)^2} + h \frac{\langle -\sigma \rangle_{ij} \langle -\sigma \rangle_{ij}}{(1 - hD)^2} \right] - \frac{\nu}{2 E} \left[\frac{\langle \sigma_{kk} \rangle^2}{(1 - D)^2} + h \frac{\langle -\sigma_{kk} \rangle^2}{(1 - hD)^2} \right]$$

Hierbei ist h ein Parameter, der die Entwicklung der Schädigung unter Druckspannungen gewichtet. Erreicht wird dies durch die Verwendung der Föppl-Klammer. Diese wird nur dann ausgewertet, wenn ihr Inhalt positiv ist. Details zur Implementierung sind in [14] beschrieben. Eine Erweiterung stellt die Berücksichtigung des Lode-Parameters in der Schädigungsevolution dar. Die neue Evolutionsgleichung für die Schädigung lautet:

$$\dot{D} = \dot{\gamma} \left(\frac{2\tau_{\max}}{\sigma_{\text{eq}}} \right)^{\kappa} \left(\frac{Y - Y_0}{S} \right)^{\delta} \frac{1}{(1-D)^{\beta}}$$

Der Lode-Parameter $\xi = \cos 3\theta$ wird dabei über die folgende Beziehung berücksichtigt:

$$\frac{2\tau_{\max}}{\sigma_{\text{eq}}} = \frac{2}{3} \left(\cos \theta - \cos \left(\frac{4}{3} \pi - \theta \right) \right)$$

Details hierzu werden in [1] ausgeführt. Die Parameter wurden durch Vergleich der Kraft-Weg-Verläufe von Kerbzug- und Scherschneidversuchen invers identifiziert (exemplarisch für DC04: Abb. 11 und Abb. 12). Die finalen Parameter sind in Tab. 3 aufgelistet.

Tab. 3: Identifizierter Parameter für das Lemaitre Modell [1]

Stahl	Y_0 (MPa)	β	S (MPa)	δ	h	κ	D_{cr}
DC04	0,30	2,0	3,0	2,0	0,0	1,23	0,3
DP600	1,06	15,0	6,0	2,0	0,0	1,0	0,2

Analyse und Modellierung von Schädigung und Versagen in der Blechmassivumformung

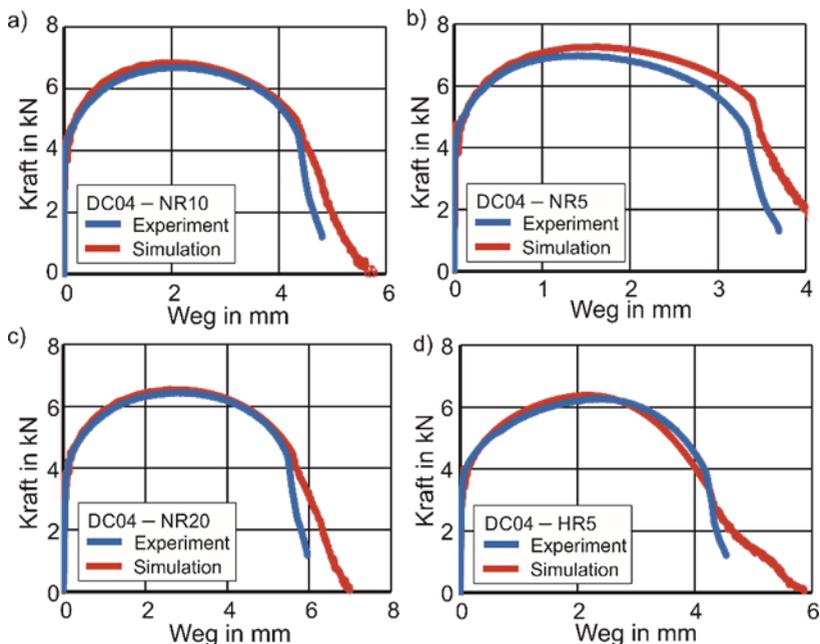


Abb. 11: Vergleich zwischen den experimentellen und simulativen Kraft-Weg-Verläufen aus den Zugversuchen (DC04), Korbproben mit einem Radius (NR) von a) 10 mm, b) 5 mm, c) 20 mm und d) gelochte Probe mit einem Radius (HR) von 5 mm, [1]

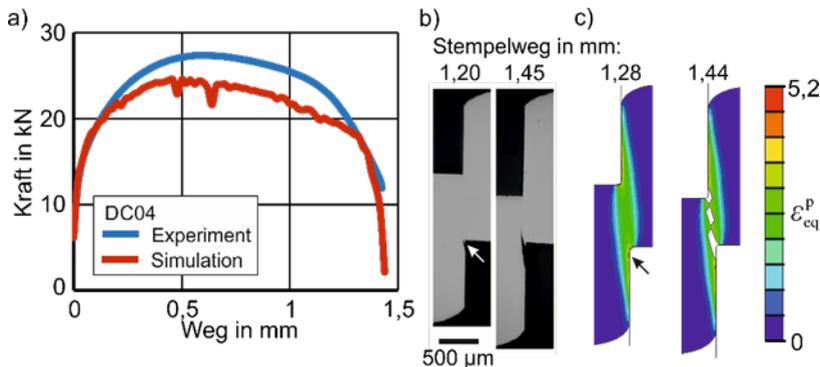


Abb. 12: Identifikation des Parameters für Risschließung unter Scherung. Vergleich zwischen Experiment und Simulation (DC04), a) Kraft-Weg-Verlauf, b+c) Rissinitiiierung und -verlauf, [1]

3.2.3 „Fracture-Risk“-Kriterium

Experimentelle Bruchortkurven können im ebenen Dehnungs- bzw. Spannungsraum aufgenommen werden. Um solche Ortskurven auf allgemeine, dreidimensionale Spannungszustände zu erweitern, wurde ein neues Bruchkriterium eingeführt. Dieses setzt sich additiv aus einem Zugspannungsterm [15] und einem Scherspannungsterm zusammen:

$$FR_{\text{KISS}} = \int_0^{\varepsilon^{\text{P}}} \left(C_{\text{NF}}(1 + 3\eta) + C_{\text{SF}} \left(\frac{2\tau_{\text{max}}}{\sigma_{\text{eq}}} - 1 \right) \right) d\varepsilon^{\text{P}}$$

Die zwei Materialparameter C_{NF} und C_{SF} wichten die entsprechenden Terme. Durch die abschnittsweise Definition (Föppl-Klammer) des Zugspannungsterms wird bewirkt, dass nur Triaxialitäten von $\eta = \frac{\sigma_{\text{eq}}}{\sigma_{\text{hyd}}} > 1/3$ zur Schädigungsakkumulation beitragen. Der Scherspannungsterm berücksichtigt Formänderungen der Poren. Da keine Spannungsrückkoppelung vorgesehen ist, ist das Kriterium als benutzerdefinierte Feldgröße (VUSFLD) in Abaqus/Explicit implementiert worden.

Zur Parameteridentifikation müssen jedem Charakterisierungsversuch eine durchschnittliche Triaxialität sowie Lode-winkelparameter zugewiesen werden. Anschließend kann das Kriterium an die experimentell bestimmten Bruchdehnungen angepasst werden. Die Anpassung wurde anhand der Kerbzugproben, der gelochten Zugprobe sowie des Scherschneidtests durchgeführt. Für den DCo4 wurden $C_{\text{NF}} = 0,14$ und $C_{\text{SF}} = 0,43$ bestimmt. Für DP600 wurden $C_{\text{NF}} = 0,35$ und $C_{\text{SF}} = 0,10$ identifiziert. Die zugehörige Bruchkurve ist in [1] dargestellt. Ein Vergleich der experimentellen und simulierten Kraft-Weg-Kurven ist in Abb. 13 und Abb. 14 exemplarisch für DCo4 dargestellt.

Analyse und Modellierung von Schädigung und Versagen in der Blechmassivumformung

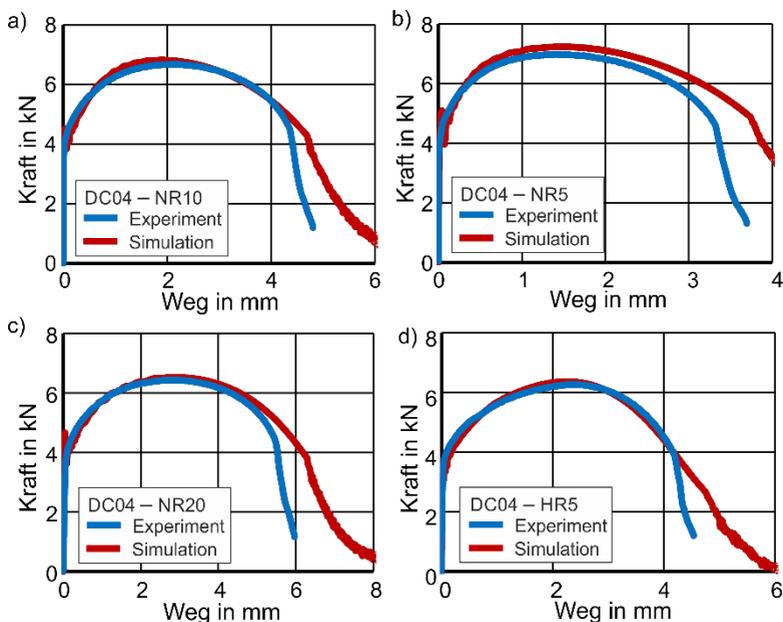


Abb. 13: Vergleich zwischen den experimentellen und simulativen Kraft-Weg-Verläufen aus den Zugversuchen (DC04), Kerbproben mit einem Radius (NR) von a) 10 mm, b) 5 mm, c) 20 mm und d) gelochte Probe mit einem Radius (HR) von 5 mm, [1]

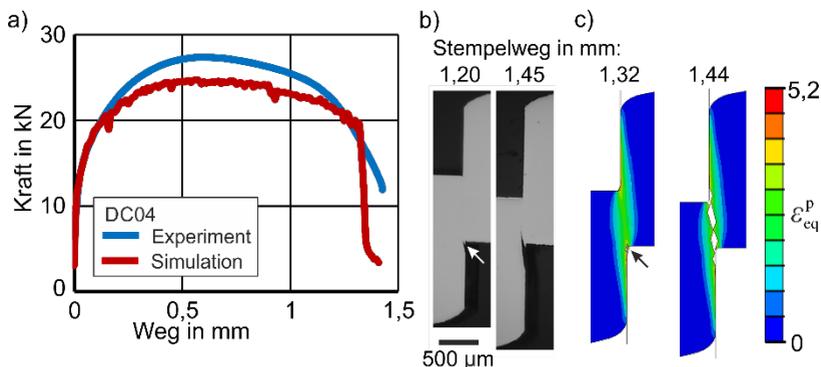


Abb. 14: Vergleich zwischen Experiment und Simulation beim Scherschneiden von DC04, a) Kraft-Weg-Verlauf, b+c) Rissinitiation und -verlauf [1]

4 Anwendung

4.1 Inkrementelle Prozesse

Das lokale Aufschieben ermöglicht es, lokal die Blechstärke zu erhöhen. Hierzu wird ein Stichel in das Blech gefahren und anschließend mit konstanter Zustellung parallel zum Blechverfahren (Abb. 15). Wenn die Zustellung zu groß gewählt wird, treten unter dem Stichel Risse senkrecht zur Blechdicke auf.

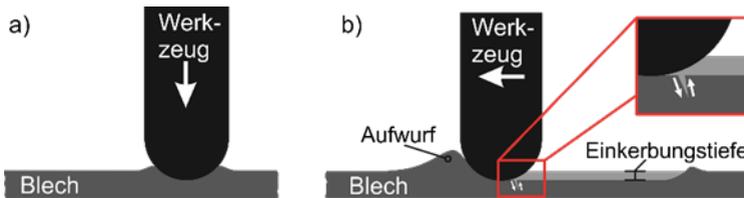


Abb. 15: Lokales Aufschieben, Prinzipskizze des Eindringens (a) und Verfahrens (b), nach [1]

Bis zu einer nominellen Zustellung von 0,5 mm sind beide Werkstoffe frei von Rissen. Erst bei einer Zustellung von 0,6 mm treten Oberflächenrisse auf. Beim DP600 betrug der kritische Verfahrensweg etwa 36 mm bis zum vollständigen Riss über die gesamte Blechdicke, während der DC04 nach einer Strecke von 50 mm nur Risse an der Oberfläche aufzeigte. Obwohl die Zustellung konstant gehalten wurde, hat sich beim Vermessen der Proben gezeigt, dass die Eindringung des Stichels zu Beginn sehr gering war und sich mit zunehmendem Verfahrensweg der Zielzustellung näherte. Aus diesem Grund wurden die Simulationen mit der entsprechend gemessenen Eindringtiefe durchgeführt.

Für den DP600 ergeben die Simulationen mit dem Lemaitre-Model bereits nach weniger als 17 mm eine kritische Schädigung und zeigen den Beginn einer Rissinitiierung an (Abb. 16). Außerdem befindet sich die gefährdete Zone fälschlicherweise im Aufwurf vor dem Stichel.

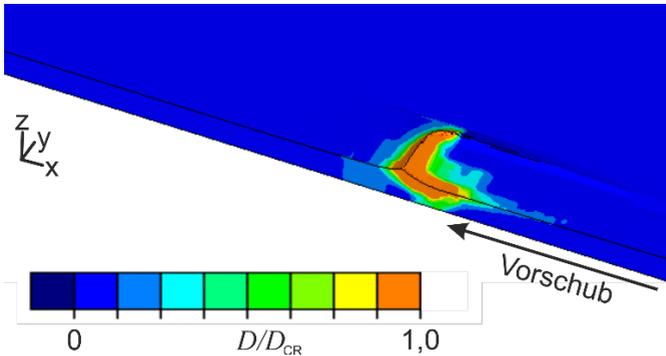


Abb. 16: Simulation des lokalen Aufschiebens mit dem Lemaitre-Modell für DP600. D_{cr} ist die kritische Schädigung im Lemaitre-Modell, nach [1]

Mit dem *Fracture-Risk*-Kriterium ergibt sich eine signifikant bessere Beschreibung des kritischen Bereichs. Mit diesem befindet sich die gefährdete Zone unter bzw. hinter dem Stichel (Abb. 17). Allerdings kann auch mit diesem Ansatz der Zeitpunkt des Versagens nicht adäquat vorhergesagt werden. Nach einem Verfahrensweg von 40 mm zeigt die Simulation noch immer keine kritische Schädigung.

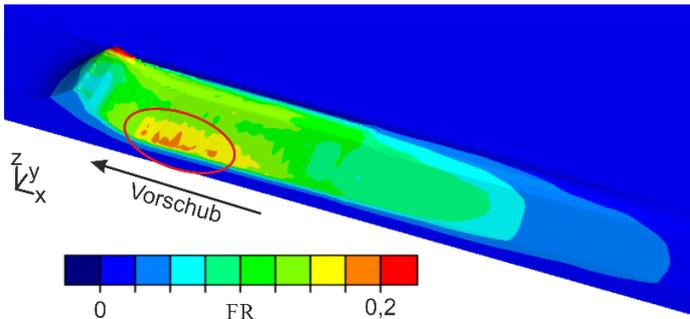


Abb. 17: Simulation des lokalen Aufschiebens mit dem *Fracture-Risk*-Kriterium für DP600, [1]

Für DCo4 ergibt sich qualitativ ein ähnliches Schädigungsmuster wie beim DP600 (Abb. 18). Auch hier liegt der kritische Bereich unter dem Stempel. Die zeitliche Vorhersage der Schädigungsentwicklung weist die richtige Tendenz auf. Nach

einem Verfahrweg von 50 mm wird eine substantielle Schädigung prognostiziert.

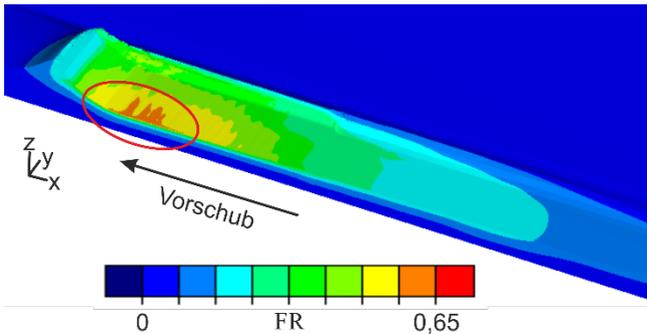


Abb. 18: Simulation des lokalen Aufschiebens mit dem *Fracture-Risk*-Kriterium für DCo₄, [1]

4.2 Kombinierte Verfahren

Eines der typischen Verfahren der Blechmassivumformung ist die Kombination von Tiefziehen und Stauchen in einem Schritt (Abb. 19). Das Endprodukt ist ein Napf, dessen aufgedickter Rand Elemente wie eine Verzahnung aufweisen kann.

Rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen zeigen, dass die Porenflächen in der Biegekante beim Tiefziehen ansteigen und beim darauf folgenden Stauchen wieder reduziert werden (Abb. 20). Allerdings werden die Poren nicht vollständig zurückgebildet. Einerseits ist das Gurson-Modell in der Lage, die qualitative Entwicklung gut vorherzusagen. Andererseits weisen die prognostizierten Porenflächenanteile eine starke Abweichung zu den gemessenen Werten auf. Das *Fracture-Risk*-Kriterium kann den Trend nicht treffend vorhersagen und weist nach dem Stauchen auf eine höhere Rissgefahr hin.

An diesem Beispiel wird deutlich, dass ein geeignetes Schädigungsmodell für die Blechmassivumformung in der Lage sein muss, eine Abnahme des Porenvolumens bzw. der Schädigung

abzubilden. Bei dem entwickelten *Fracture-Risk* Kriterium ist dies nicht der Fall.

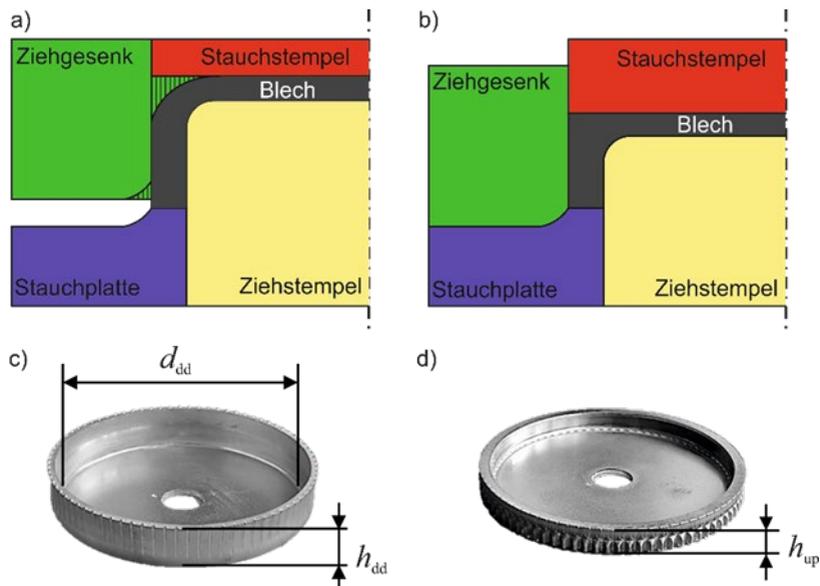


Abb. 19: Prinzipskizzen der Umformstufen a) nach dem Tiefziehen, b) nach dem Stauchen, und Bauteile c) nach dem Tiefziehen, d) nach dem Stauchen, nach [16]

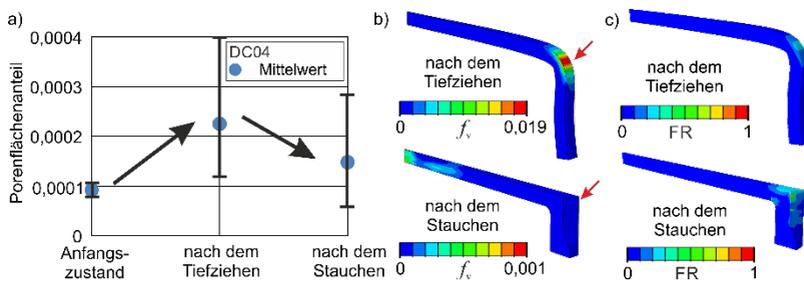


Abb. 20: Vergleich des Porenflächenanteils im DCo4 zwischen a) Experiment, b) Gurson-Modell und c) *Fracture-Risk*-Kriterium, nach [16],[1]

5 Einfluss auf die Betriebsfestigkeit

Die durch den Umformprozess eingebrachte duktile Schädigung beeinflusst die mechanischen Eigenschaften und die Lebensdauer des erzeugten Bauteils. Vergleichsweise große Defekte stellen mögliche Anrisslängen dar, bei denen ein Rissfortschritt unter zyklischer Last zum Ermüdungsbruch des Bauteils führt. Vor allem Ansammlungen von kleinen Poren beeinflussen im Weiteren den Risspfad.

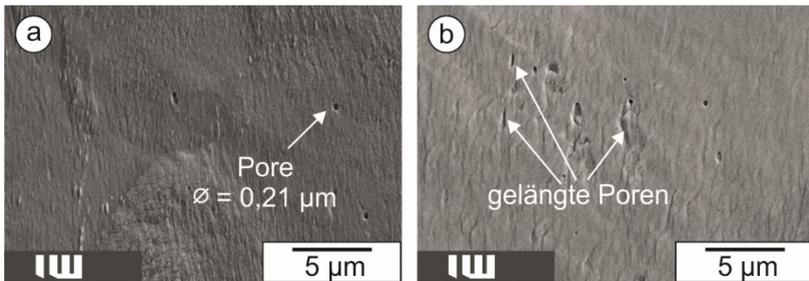


Abb. 21: REM-Aufnahmen der Mikrostruktur des Tiefziehstahles DC04 a) nach dem Taumelprozess und b) Ermüdungsprobe quer zur Lastrichtung [17]

Abb. 21a zeigt dazu exemplarisch die Mikrostruktur einer Probe aus einem durch einen inkrementellen Taumelprozess hergestellten prozessangepassten Halbzeug (*Tailored Blank*). Die *Tailored Blanks* verfügen über eine Materialanhäufung am Randbereich, aus der Sekundärproben für Ermüdungsuntersuchungen entnommen werden konnten [17]. Der Taumelprozess und die damit erzeugten *Tailored Blanks* sind z. B. in [18] detailliert beschrieben. Nach der Umformung können im Vergleich zum Ausgangszustand viele, zumeist runde Poren detektiert werden [17]. Nach einer zyklischen Belastung dieses Materialzustands zeigt sich ein verändertes Bild der duktilen Schädigung. Abb. 21b zeigt eine Probe, die aus einem solchen *Tailored Blank* entnommen und die bei einer Spannungsamplitude von 200 MPa in den zyklischen Ermüdungsversuchen nach 860.000 Zyklen versagte. Der Querschliff ist in geringer Entfernung zum Bruch aufgenommen worden, um

einen Gefügestand abzubilden, der repräsentativ ist für die duktile Schädigung zum Zeitpunkt des Versagens, aber nicht durch plastische Vorgänge infolge des Rissfortschritts beeinflusst wurde. Es ist eine Ansammlung von vermehrt länglichen Poren mit einer Ausdehnung quer zur Lastrichtung sichtbar, die eine anrissähnliche Form und Orientierung aufweisen [17].

Abb. 22 zeigt die Ergebnisse einer mikroskopischen Untersuchung der in der Mikrostruktur enthaltenen Poren im Ausgangszustand, im umgeformten Zustand sowie dem Materialzustand nach Umformung und folgender zyklischer Belastung.

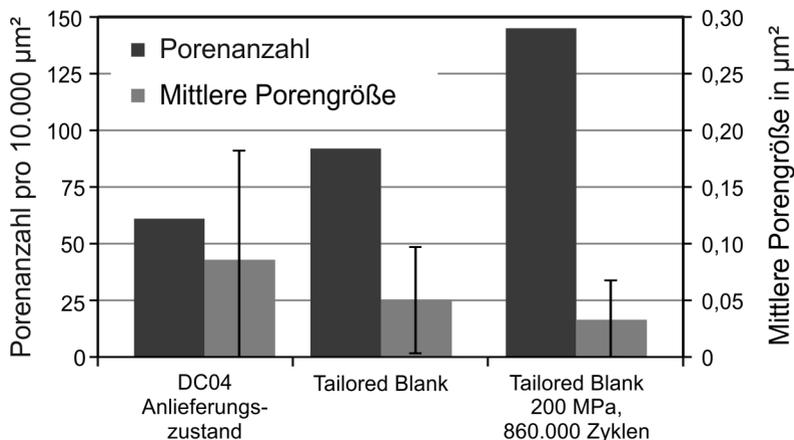


Abb. 22: Mikroskopisch ermittelte Porenanzahl und mittlere Porengröße im Ausgangszustand des DCo4, nach der Umformung und nach Umformung und zyklischer Belastung

Es wurde sowohl infolge der Umformung als auch der zyklischen Belastung eine steigende Anzahl von Poren detektiert. Da die mittlere Porengröße bei diesen Schritten abgenommen hat, lässt sich neben dem Porenwachstum vorhandener Poren vor allem auf die Neubildung von kleinen Defekten schließen.

Um die Betriebsfestigkeit blechmassivumgeformter Bauteile unter betriebsnahen Einsatzbedingungen prüfen zu können, wurde ein Getriebepfprüfstand für außenverzahnte Bauteile

realisiert. Mit diesem können neben der duktilen Schädigung weitere Einflussgrößen wie Kaltverfestigung und der Eigenspannungszustand der Bauteile in der Versuchsdurchführung berücksichtigt werden.

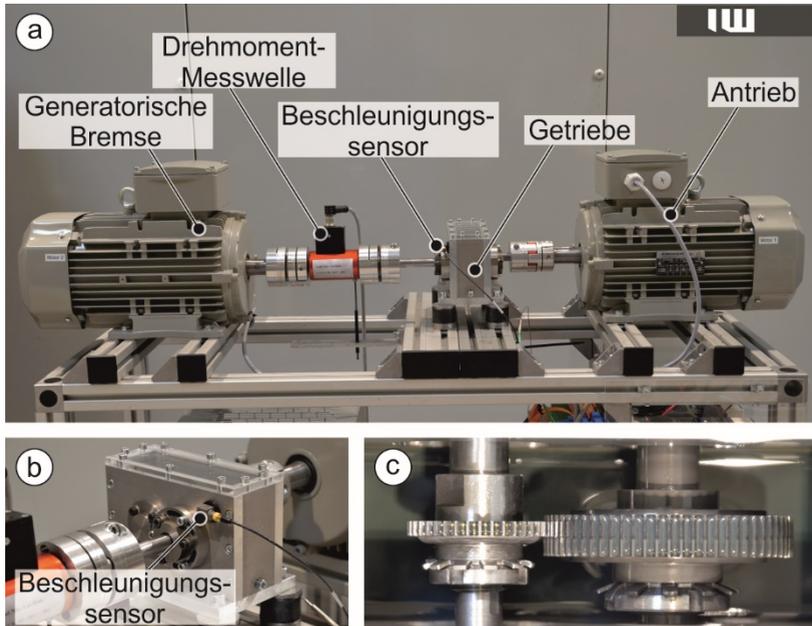


Abb. 23: Aufbau des Getriebeprüfstands: a) Antriebsstrang; b) Position des Körperschallsensors; c) Zahnradpaarung des Prüflings und Antriebszahnrad

Der Aufbau des Prüfstands ist in Abb. 23 gezeigt. In einem einstufigen Getriebe wird das Prüfzahnrad über einen Elektromotor und ein entsprechendes Gegenrad angetrieben, das einen größeren Durchmesser und eine höhere Zahnflankentragfähigkeit besitzt als der Prüfling (s. Abb. 23c). Die Zahnräder laufen dabei in Tauchschmierung mit einem Getriebeöl. Die Last wird über einen zweiten Elektromotor, der als generatorische Bremse betrieben wird, aufgebracht und anhand einer Drehmomentmesswelle überwacht. Die wesentlichen Versagenskriterien von verzahnten Bauteilen sind die Biegeschwelfestigkeit

des Zahnfußes und die Zahnflankentragfähigkeit. Beim Überschreiten der Biegeschwelfestigkeit sind eine Anrissbildung im Zahnfußbereich und ein Zahnbruch die Folge, während beim Überschreiten der Zahnflankentragfähigkeit durch zu hohe Flächenpressung auf der Zahnflanke Grübchenbildung einsetzt. Im Zahnradprüfstand wird der Zustand des Prüflings mittels Körperschallanalyse überwacht. Dazu ist seitlich am Gehäuse des Getriebes ein 3-Achs-Beschleunigungssensor angebracht (s. Abb. 23b). Mittels einer schnellen Fourier-Transformation (FFT) zur Transformation der zeitabhängigen Beschleunigungen können fortschreitende Bauteilschäden wie beispielsweise eine Grübchenbildung an der Zahnflanke im Betrieb anhand der Verschiebung von Frequenzbändern der Zahneingriffsfrequenz festgestellt werden. Durch inkrementelle Transformation über der Zeit können unterschiedliche Versagensarten anhand ihrer charakteristischen Frequenz unterschieden und bis zum Eintreten eines Versagenskriteriums verfolgt werden.

6 Fazit

Die Prozesse der Blechmassivumformung erlauben es, die Anzahl von Prozessschritten zur Fertigung von Bauteilen zu reduzieren. Im Gegenzug steigt die Komplexität des Prozesses an. Der üblicherweise dreidimensionale Spannungszustand im Blech kann nicht mehr mit den Methoden der Blechumformung beschrieben werden. Aus diesem Grund wurden umfangreiche Studien durchgeführt. Zunächst wurden geeignete Versuche zur Charakterisierung von duktiler Schädigung in Blechen identifiziert und neue experimentelle Ansätze entwickelt. Hier sei insbesondere auf den Ansatz zur Bestimmung der Porennukleation hingewiesen. Anschließend wurden relevante Erweiterungen für verschiedene Klassen von Schädigungsmodellen vorgestellt. Außerdem wurde ein neues Kriterium entwickelt, um die Schädigung in komplexen Prozessen auf einfache Weise abzuschätzen. Für die folgende Parameteridentifikation wurden die charakteristischen Eigenschaften der

Modelle genutzt. So wurden für den physikalisch motivierten Gurson-Ansatz die Kennwerte direkt basierend auf elektronenmikroskopischen Ergebnissen bestimmt. Das *Fracture-Risk*-Kriterium wurde mit einem kombinierten experimentell-numerischen Ansatz bestimmt, während für das Lemaitre-Modell nur eine inverse Identifizierung möglich war.

Die beiden untersuchten Prozesse decken einen großen Bereich der für Blechmassivumformungen charakteristischen Randbedingungen ab. Für den inkrementellen Prozess standen Ergebnisse mit dem *Fracture-Risk*-Kriterium und dem Lemaitre-Modell zur Verfügung. Während letzteres das Versagen viel zu früh vorhersagt und aufgrund der fehlenden Elementlöschung keine Risse vorhersagen kann, wurden mit dem *Fracture-Risk*-Kriterium akzeptable Vorhersagen erreicht. Für den kombinierten Prozess standen Ergebnisse des Gurson-Modells und des *Fracture-Risk*-Kriteriums zur Verfügung. Hier zeigte sich, dass die Vorhersagen mit dem *Fracture-Risk*-Kriterium eine akzeptable Übereinstimmung lieferten. Mit dem erweiterten Gurson-Ansatz hingegen ließen sich sehr gute Vorhersagen erreichen.

Die Auswirkungen der durch den Umformprozess eingebrachten duktilen Schädigung auf das Ermüdungsverhalten der Bauteile wurden durch eine rasterelektronenmikroskopische Analyse eines umgeformten Materialzustands sowie nach einer zyklischen Belastung untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass sowohl der Umformprozess als auch die zyklische Belastung zu einer Zunahme der duktilen Schädigung in Form von Porenbildung und -wachstum führen. Infolge zyklischer Belastung konnte ein Wachstum von länglichen Poren senkrecht zur Lastrichtung festgestellt werden. Dieser Prozess ist eine Vorstufe für die Bildung von Mikrorissen.

In weiterführenden Untersuchungen wird mit Hilfe eines Getriebeprüfstands die Betriebsfestigkeit der Bauteile unter Einsatzbedingungen geprüft. Es sollen Grenzbelastungen für

das Entstehen von Grübchen auf der Zahnflanke und für das Auftreten von Zahnbruch ermittelt werden.

7 Danksagung

Die dargestellten Ergebnisse sind in den Teilprojekten A1, A4, C4 und C6 des Sonderforschungsbereichs Transregio 73 „Umformtechnische Herstellung von komplexen Funktionsbauteilen mit Nebenformelementen aus Feinblechen – Blechmassivumformung“ (Projektnummer 68237143) erarbeitet worden. Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft DFG für die Unterstützung des SFB/TR73.

8 Literatur

- [1] Isik, K., *Modelling and characterization of damage and fracture in sheet-bulk metal forming*, in *Fakultät Maschinenbau*. 2018, Technische Universität Dortmund: Dortmund.
- [2] Marciniak, Z., *Influence of the sign change of the load on the strain hardening curve of copper test subject to torsion*. *Archiwum Mechaniki Stosowanj*, 1961. **13**: p. 743-751.
- [3] Yin, Q., C. Soyarslan, K. Isik, and A.E. Tekkaya, *A grooved in-plane torsion test for the investigation of shear fracture in sheet materials*. *International Journal of Solids and Structures*, 2015. 66: p. 121-132.
- [4] Isik, K., G. Gerstein, F. Gutknecht, T. Clausmeyer, F. Nürnberg, H.J. Maier, and A.E. Tekkaya. *Investigations of ductile damage in DP600 and DCo4 deep drawing steel sheets during punching*. in *21st European Conference on Fracture (ECF21)*. 2016. Catania, Italy: Procedia Structural Integrity.

- [5] Gurson, A.L., *Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth .1. Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media*. Journal of Engineering Materials and Technology-Transactions of the Asme, 1977. **99**(1): p. 2-15.
- [6] Lemaitre, J., *A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture*. Journal of Engineering Materials and Technology-Transactions of the Asme, 1985. **107**(1): p. 83-89.
- [7] Tvergaard, V. and A. Needleman, *Analysis of the Cup-Cone Fracture in a Round Tensile Bar*. Acta Metallurgica, 1984. **32**(1): p. 157-169.
- [8] Chu, C.C. and A. Needleman, *Void Nucleation Effects in Biaxially Stretched Sheets*. Journal of Engineering Materials and Technology-Transactions of the Asme, 1980. **102**(3): p. 249-256.
- [9] Nahshon, K. and J.W. Hutchinson, *Modification of the Gurson Model for shear failure*. European Journal of Mechanics a-Solids, 2008. **27**(1): p. 1-17.
- [10] Soyarslan, C., M.M. Gharbi, and A.E. Tekkaya, *A combined experimental-numerical investigation of ductile fracture in bending of a class of ferritic-martensitic steel*. International Journal of Solids and Structures, 2012. **49**(13): p. 1608-1626.
- [11] Isik, K., G. Gerstein, T. Clausmeyer, F. Nürnberger, A.E. Tekkaya, and H.J. Maier, *Evaluation of Void Nucleation and Development during Plastic Deformation of Dual-Phase Steel DP600*. steel research international, 2016. **87**(12): p. 1583-1591.
- [12] Faßmann, D., *Beitrag zur wechselseitigen Beeinflussung von Mikrostruktur und Blechmassivumformprozess*. 2014, Leibniz Universität Hannover: Hannover, PZH-Verlag.

- [13] Ladeveze, P. and J. Lemaitre. *Damage effective stress in quasi unilateral conditions*. in *Proceedings of the 16th International Congress of Theoretical and Applied Mechanics*. 1984. Lyngby, Denmark.
- [14] Soyarslan, C. and A.E. Tekkaya, *Finite deformation plasticity coupled with isotropic damage: Formulation in principal axes and applications*. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2010. **46**(8): p. 668-683.
- [15] Ayada, M., T. Higashino, and K. Mori, *Central bursting in extrusion of inhomogenous materials*. *Advanced Plastic Technology*, 1984. **1**: p. 553-558.
- [16] Isik, K., G. Gerstein, T. Schneider, R. Schulte, D. Rosenbusch, T. Clausmeyer, F. Nürnberger, M. Vucetic, S. Koch, S. Hübner, B.-A. Behrens, A.E. Tekkaya, and M. Merklein, *Investigations of ductile damage during the process chains of toothed functional components manufactured by sheet-bulk metal forming*. *Production Engineering*, 2016. **10**(1): p. 5-15.
- [17] Besserer, H.-B., P. Hildenbrand, G. Gerstein, D. Rodman, F. Nürnberger, M. Merklein, and H.J. Maier, *Ductile Damage and Fatigue Behavior of Semi-Finished Tailored Blanks for Sheet-Bulk Metal Forming Processes*. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2016. **25**(3): p. 1136-1142.
- [18] Schulte, R., P. Hildenbrand, M. Lechner, and M. Merklein, *Designing, Manufacturing and Processing of Tailored Blanks in a Sheet-bulk Metal Forming Process*. *Procedia Manufacturing*, 2017. **10**: p. 286-297.

Blechmassivumformung im Bereich der Rohrumformung

D. Odening^{1,a}, E. Rauschnabel^{1,a}

¹IFUTEC GmbH, Draisstr. 19, 76307 Karlsbad

^ainfo@ifutec.de

Schlagworte:

Rohrumformung, Rollieren, Rollotronic, Kaltgesenkwalzen, lebensdauergerichte Prozessauslegung

1 Einleitung

Die IFUTEC GmbH ist als Ingenieurbüro für Umformtechnik in der Entwicklung, Umsetzung und Vermarktung von Verfahren zur Metallumformung tätig. Die Firma entwickelte sich nach der Gründung im Jahr 1994 schnell vom reinen Ingenieur-Dienstleister zu einer Firma mit eigenen Fertigungskapazitäten. Die Komponentenfertigung komplexer Bauteile auch in kleineren Losgrößen wird seit dem Jahr 2000 über die eigens gegründete IFUTEC Produktions GmbH (IPG) abgewickelt. Neben dem anfänglichen Fokus auf der Warmumformung liegt ein weiterer Schwerpunkt nun bei der Kaltumformung von Rohren/Hohlteilen durch Rollier- und Walzprozesse sowie dem inkrementellen Kaltgesenkwalzen. Darüber hinaus ergänzen innovative Füge- und Trennverfahren wie das Kondensator-Entladungsschweißen oder Hochgeschwindigkeitstrennen (ImpulsCut[®]) das vielseitige Verfahrensangebot. Nach Übernahme der bereits im Jahr 1918 gegründeten Max Simmel GmbH & Co KG im Jahr 2013 bietet der Unternehmensverbund seit neuestem auch eigene maßgeschneiderte Maschinen (Rollotronic[®]) an.

Die umformende Weiterverarbeitung von Rohrhalbzeugen zielt zumeist auf die bewusste Formgebung der Außen- und/oder Innenkontur durch Aufweiten, Andicken, Flanschformen, Einziehen, etc. Bei Leichtbauteilen kann auch der Wanddickenverlauf gezielt beeinflusst werden durch Wandabstreckung oder eine bewusste lokale Massenanhäufung zum Einbringen von Anschluss- oder Nebenformelementen oder Verstärkung im Bereich späterer Lagersitze o. ä. Damit stellt bereits die Rohrumformung an sich eine ganz besondere Form einer hier „umlaufenden“ Blechmassivumformung dar.

Mit dem Transferprojekt To8 *„Lebensdauergerechte Prozessauslegung für die Herstellung von blechmassivumgeformten Bauteilen“* wird das inkrementelle Kaltgesenkwalzen als Verfahren zur Ausformung von Flanschen an rohrförmigen Halbzeugen untersucht und Prozessgrenzen beschrieben. Zusammen mit dem Institut für Werkstoffkunde der Leibniz Universität Hannover soll ein Prozessverständnis hinsichtlich der Beeinflussung der Mikrostruktur in Abhängigkeit der gewählten Umformparameter erarbeitet und deren Auswirkung auf die Lebensdauer der Bauteile untersucht werden. Mit der Firma EMAG eldec Induction GmbH wird darüber hinaus ein induktiver Wärmebehandlungsprozess entwickelt, um nach der Umformung die mechanischen Eigenschaften der Demonstratorbauteile anzupassen und eine Steigerung der Lebensdauer zu erreichen.

2 Rollieren

Beim Rollieren über das sogenannte „Rollotronic“-Verfahren gibt es im Gegensatz zur Drehmaschine eine zweite angetriebene Achse für die äußere Umformrolle, wobei die Maschine inkl. ihrer weiteren Achse für die radiale Zustellung der Rolle möglichst steif aufgebaut sein muss (siehe Abb. 1).

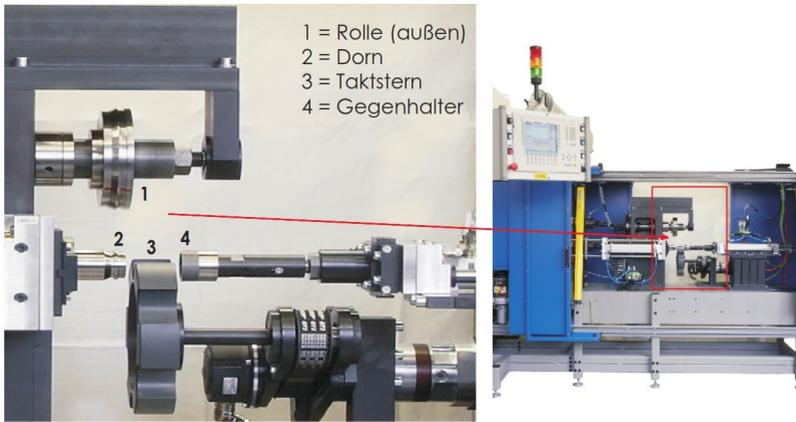


Abb. 1: Rollotronic-Maschine und ihr Werkzeugbereich

Dieses Rollier-Verfahren bietet folgende Vorteile:

- Sehr gut ausgebildete Konturen
- Fast keine Reibung durch gegenseitiges Abrollen
- Insbesondere auch für dünnwandige, empfindliche Bauteile geeignet
- Preisgünstige, verschleißarme Werkzeuge

In Abbildung 5 sind typische Serienanwendungen dargestellt.

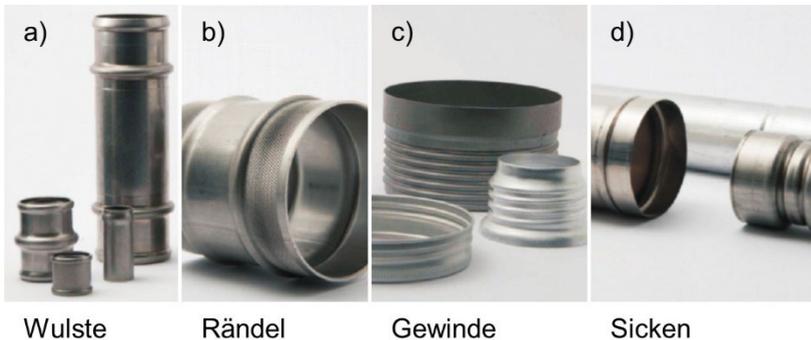


Abb. 2: Rollieren von a) Wulsten, b) Rändeln, wobei teilweise auch zwei Geometrien gleichzeitig (Wulst und Rändel) mit einem Werkzeugsatz möglich sind, c) rollierte Gewinde und d) Sicken

Beim Gewinderollen sind synchronisierte Werkzeuge erforderlich, was über die heutige Servoantriebstechnik jedoch standardmäßig möglich ist. Typische Anwendungsfälle sind beispielsweise Dosenverschlüsse, Tankstutzen, Sensor- und Aktivator-Gehäuse etc.



Abb. 3: Rolltronic mit integrierter Induktionseinheit zur partiellen Bauteilerwärmung (Ausschnittsvergrößerung) [1]

Sicken, Wulste oder Gewinde werden bei dem „Rollotronic“-Ansatz nicht massiv aus der Wanddicke heraus geformt, sondern in Form einer umlaufenden Blechumformung „durchgestellt“. Zur Vermeidung der hierbei prozessbedingt auftretenden Wandausdünnung im Umformbereich laufen derzeit interessante Entwicklungsprojekte. Sowohl in praktischen Versuchen als auch mit dem Simulationstool „SIMUFACT“ konnte nachgewiesen werden, dass bereits durch einfache Parametervariation wie z. B. Drehzahl oder Zustellgeschwindigkeit

das Umformverhalten dieses inkrementellen Umformprozesses optimiert werden kann. Auch die Temperatur hat einen signifikanten Einfluss auf das Material- und Umformverhalten im Rollierprozess, sodass zuletzt „Lauwarm“-Rollierprozesse entwickelt und erfolgreich auf den Markt gebracht wurden. Im Jahr 2017 wurde erstmals eine Serien-Rolliotronic mit einer partiellen Bauteilerwärmung über Induktion ausgestattet (siehe Abb. 3).

3 Kaltgesenkwalzen

Inkrementelle Verfahren der Kaltumformung bieten die Vorteile eines relativ geringen Kraftbedarfs bei der Umformung und vergleichsweise niedriger Werkzeugkosten [2]. Während das vorstehend beschriebene Rollierverfahren primär radial wirkt, steht beim nachfolgend beschriebenen Kaltgesenkwalzen eine überwiegend axiale Krafteinleitung im Vordergrund. Beim Kaltgesenkwalzen werden rotationssymmetrische Bauteile partiell umgeformt und durch ein taumelndes Abrollen des Werkzeugs auf dem Halbzeug mit einem Endflansch versehen. Dabei ist der Flanschaußendurchmesser oft wesentlich größer als der Halbzeugdiameter. Abhängig von den Halbzeugabmessungen (Rohrdiameter und Wandstärke) sowie den gewählten Prozessparametern kann ggf. sogar eine Aufdickung des Flanschbereichs erreicht werden, womit dieses Verfahren in die Verfahrensklasse der Blechmassivumformung einzuordnen ist.

Solche Werkstücke werden beispielsweise als Vorformen zur Herstellung von Hohlwellen im Getriebebau, im Fahrzeugantriebsstrang und/oder im Bereich der Lenkung verwendet, wofür sie in nachfolgenden Prozessschritten oftmals mit weiteren Funktions- und Nebenformelementen wie Verzahnungen versehen werden [2].

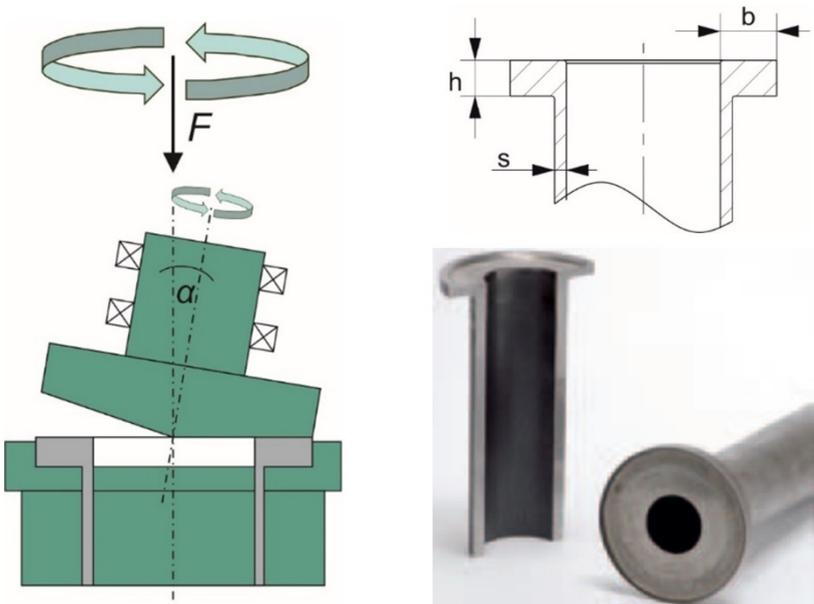


Abb. 4: Schematische Darstellung des Kaltgesenkwalzens und Gestalt der damit erzeugten Demonstratorbauteile

Die Kaltgesenkwalzanlage der IPG wurde von der SMS Group hergestellt und verfügt über eine horizontal angeordnete Maschinenhauptachse. Das umzuformende Rohrhalfzeug wird axial auf das zur Maschinenhauptachse geneigte und rotierende kegelförmige Werkzeug zugestellt. Durch die Rotation rollt bzw. taumelt das Werkzeug partiell über das kontinuierlich zugeführte Halfzeug ab und formt so nach und nach einen Flansch aus.

Üblicherweise sind Bauteile wie Hohlwellen, Flanschwellen oder Sonnenwellen, die durch Kaltgesenkwalzen hergestellt werden, bei ihrem Einsatz zyklischen Lasten ausgesetzt. Damit rückt die Fragestellung nach dem Einfluss des Umformprozesses auf deren Lebensdauer in den Vordergrund. Im Rahmen des Transferprojekts To8 soll die Einbringung von duktiler Schädigung abhängig vom Umformgrad grundlegend unter-

sucht werden und darauf aufbauend eine Lebensdauerprognose nach einem Bruchmechanischen Ansatz berechnet werden.

4 Literatur

- [1] Rauschnabel E.; Odening D.: Kalt- und lauwarm Profilieren dünnwandiger Hohlkörper, Vortrag anlässlich des 33. VDI-Jahrestreffens der Kaltmassiv-Umformer vom 07. bis 08. Februar 2018

- [2] Adams, B.; Rauschnabel, E.; Bejnoud, F.: Kaltgesenkwalzen von Flanschen und anderen Geometrien an Hohl- und Massivwellen. In: Schmiede Journal (2014) 09, S. 36–3

Quantifizierung der Werkzeugkondition bei der Blechmassivumformung durch faseroptische Streifenprojektion

L. Hinz^{1,a}, R. Schulte^{2,b}, F. Pilz^{2,c}, M. Kästner¹, E. Reithmeier¹

¹Institut für Mess- und Regelungstechnik, Nienburger Straße 17, 30167 Hannover

²Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Egerlandstraße 13, 91058 Erlangen

^alennart.hinz@imr.uni-hannover.de, ^brobert.schulte@fau.de,

^cflorian.pilz@fau.de

Zusammenfassung

Die Überprüfung von Werkzeugen in der Blechmassivumformung, basierend auf genauen und hochauflösenden Geometriedaten, stellt besondere Herausforderungen im messtechnischen Umfeld dar. Ein faseroptisches Streifenprojektionssystem kann durch Projektion von flächigem und strukturiertem Licht Werkzeugoberflächen dreidimensional erfassen, und eine schnelle und hochauflösende Geometrieprüfung abbilden. Eine Kombination mit flexiblen, endoskopischen Bildleitern ermöglicht Messungen an schwer zugänglichen Bereichen sowie die vollständige Messung innenliegender Funktionsflächen. Voraussetzung hierfür ist ein Mehrachs-Positionieraufbau sowie die Datenfusion von hunderten Messfeldern. Durch einen CAD-basierten Registrierungsansatz können die untersuchten Funktionsflächen sehr robust und genau zueinander ausgerichtet werden. Dies erlaubt eine genaue Untersuchung und Quantifizierung möglicher Abweichungen lokaler Funktionsflächen, um Schlussfolgerungen im Hinblick auf eine Zustandsbefundung des Werkzeugs zuzulassen.

Schlagnworte:

Blechmassivumformung, Streifenprojektion, Werkzeuginspektion

1 Einleitung und Motivation

Aktuelle Trends, wie Leichtbau [1] und die Forderung nach Ressourcenschonung [2], stellen etablierte Umformprozesse zunehmend vor Herausforderungen [3]. Die kombinierte Anwendung der Blech- und Massivumformung auf Blechhalbzeuge kann den Anforderungen an moderne Umformprozesse gerecht werden [4]. Diese innovative Prozessklasse – auch Blechmassivumformung genannt [4] – kombiniert Kernverfahren der Massivumformung, wie Stauchen und Fließpressen, mit etablierten Prozessen der Blechumformung, wie dem Tiefziehen [5]. Hierdurch erlaubt die Blechmassivumformung anspruchsvolle Bauteile (Abb. 15) in einem Hub auszuformen. Bauteile und Umformwerkzeuge wurden im Rahmen des DFG Sonderforschungsbereiches Transregio 73 in den Teilprojekten A1 „Tiefziehen“ und A2 „Fließpressen“ konzipiert.

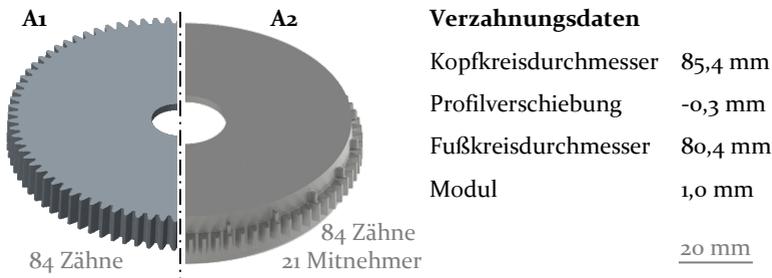


Abb. 15: Kombinierte Tiefzieh-Stauch- (A1) und Tiefzieh-Querfließpress- (A2) Bauteile

Die messtechnische Erfassung von filigran ausgeformten Funktionselementen, wie Evolventenverzahnungen und Mitnehmer, zeigt die Grenzen der konventionell, taktill abtastenden Messverfahren der Fertigungsmesstechnik auf. Diese sind einerseits durch schwer zugängliche oder durch die Tastnadel nicht mehr erfassbare Geometrien bedingt. Darüber hinaus können sich berührungslose, optische Messsysteme durch hohe Messgeschwindigkeiten in Kombination mit hoher Auflösung [9] bei

gleichzeitig hoher Genauigkeit [10] als adäquate Messstrategien im immer weiter automatisierten, vernetzten und digitalisierten industriellen Fertigungsumfeld positionieren.

Es hat sich gezeigt, dass der Einsatz der Streifenprojektion, als aktives, optisches und triangulierendes Messverfahren in Kombination mit einer faseroptischen Kopplung (welche sehr kompakte Messkopfanordnungen ermöglicht) die geometrischen und prozessspezifischen Lasten effektiv abbilden kann [8].

2 Verfahrenskombinationen zur Herstellung blechmassivumgeformter Funktionsbauteile

Die Herstellung der Bauteile (Abb. 15) erfolgt mit dem modularem Stammwerkzeugaufbau in Abb. . Die Stauch- und Fließpressmatrizen des Werkzeugsystems werden für die Qualifizierung des Messsystems und vergleichende Messungen genutzt.

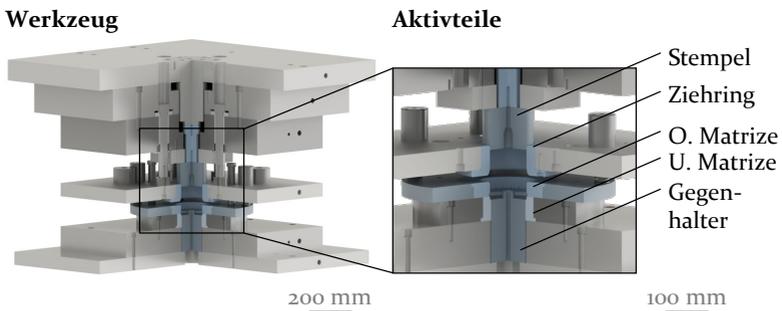


Abb. 2: Stammwerkzeugaufbau und Aktivteile

Basierend auf der Bauteilgeometrie enthält das Werkzeug einen Stempel für die Einleitung der Umformkraft und konturgebende Matrizen. Die kombinierte Umformung in einem Pressenhub erfordert einen kraftbeaufschlagten Gegenhalter in der Bauteilmitte und den Einsatz einer dreifach-wirkenden Umformmaschine. Das Werkzeug wird auf einer Hydraulikpresse TZP 400/3 der Firma Lasco Umformtechnik GmbH (Coburg, Deutschland) eingesetzt. Die Pressenfunktionalität

erlaubt die Prozesskinematik des kombinierten Tiefziehens und Massivumformens zu realisieren (Abb.). In den beiden Teilprojekten A₁ und A₂ ist der grundsätzliche Prozessablauf vergleichbar. Ronden werden mittels Laser aus Blechtafeln vereinzelt und in das Werkzeug eingelegt (1) und durch die Stößelbewegung geklemmt (2). Die Abwärtsbewegung des Ziehrings erzeugt einen napfförmigen Grundkörper (3), der nachfolgend massivumgeformt wird (4). In der Werkzeugkonfiguration A₁ erfolgt ein Stauchen, wohingegen in A₂ das Bauteil querfließgepresst wird.

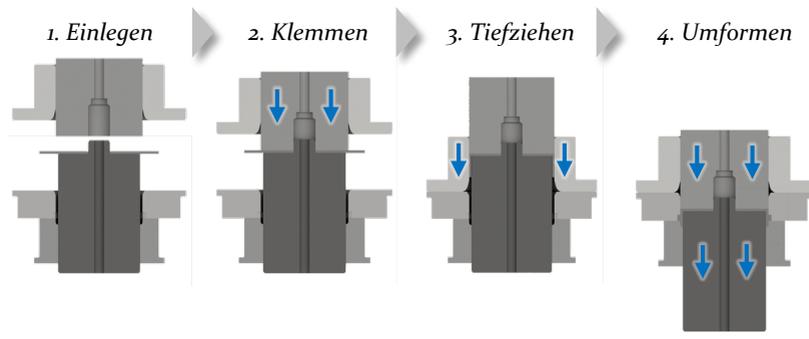


Abb.3: Prozessablauf beim kombinierten Tiefzieh-Stauchen und Tiefzieh-Querfließpressen

Ein maßgeblicher Unterschied zwischen den Massivumformoperationen ist die Kavitätsgröße und der Stofffluss während der Umformung. Beim Stauchen wird die Größe der Werkzeugöffnung der Funktionselemente sukzessive reduziert, beim Querfließpressen bleibt diese hingegen unverändert [6]. Typischerweise werden in der Blechmassivumformung deutlich höhere Kontaktnormalspannungen erreicht als bei der konventionellen Blechumformung [7] – häufig in Kombination mit großen Gleitwegen [5]. Diese tribologischen Lasten können Werkzeugverschleiß und -ausfall begünstigen. Reduzierte Lebensdauern von Umformwerkzeugen mindern das wirtschaftliche Potential der Blechmassivumformung in der industriellen Anwendung und limitieren deren Einsatz. Um perspektivisch

Maßnahmen gegen Werkzeugverschleiß erforschen zu können, gilt es geeignete Messverfahren bereitzustellen. Neben der Qualifizierung des entwickelten Messsystems sind die Messungen an den Werkzeugen wichtige Referenz für nachfolgende Untersuchungen zur Beurteilung der Verschleißentwicklung.

3 Faseroptische Streifenprojektionsmesstechnik

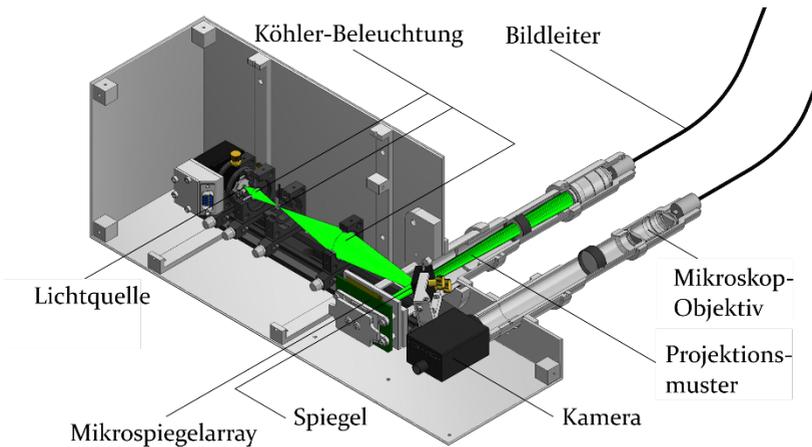


Abb. 4: Übersicht über das endoskopische Streifenprojektionssystem

Die wesentlichen Komponenten der Kamera- und Projektions-einheit (Abb. 4) des faseroptischen Streifenprojektionssystems seien im Folgenden beschrieben.

Als Lichtquelle dient eine grüne High-Power-Leuchtdiode (OSRAM Licht AG, München, Deutschland) welche eine vergleichsweise hohe Lichtleistung bei kleiner Chipgröße liefert. Dieses minimiert bei kopplungsbedingten engen Aperturwinkeln den Lichtverlust. Eine Köhler'sche Beleuchtungsanordnung, bestehend aus sphärischen Linsen und einer Blende, wird eingesetzt um einen gleichmäßigen und flächigen Spot (über einen weiteren Planspiegel umgelenkt) auf dem Mikrospiegelarray (Texas Instruments, Dallas, USA) aufzubauen.

Das Mikrospiegelarray besteht aus 1024×768 einzeln adressierbaren und binär verstellbaren Spiegeln, aus denen das Projektionsmuster aufgebaut wird. Dieses wird über ein Mikroskopobjektiv und eine Tubuslinse in den Bildleiter (Fujikuma Ltd., Tokio, Japan) eingekoppelt. Dieser hat eine Länge von etwa 1 m, einen Durchmesser von etwa 1,7 mm und besteht aus 100.000 Einzelfasern. Kameraseitig erfolgt die Faserkopplung analog, wobei über einen optionalen optischen Bandpassfilter die Messszene auf den CMOS-Sensor einer Point Grey GS3-U3-23S6M-C Industriekamera (FLIR Integrated Imaging Solutions GmbH, Ludwigsburg, Deutschland) abgebildet wird.

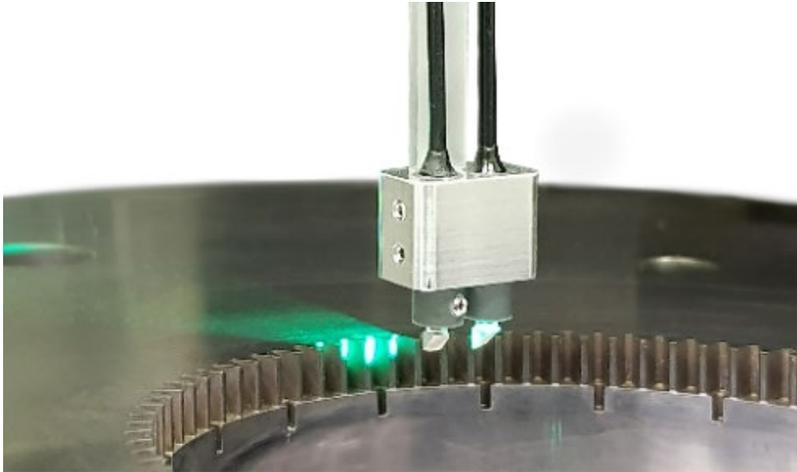


Abb. 5: Messkopf und Werkzeug A2

Abbildung 5 zeigt den in dieser Anwendung eingesetzten Messkopf. Zur kamera- und projektorseitigen Abbildung in der Messszene werden Gradientenindexlinsen (GRINTech GmbH, Jena, Deutschland) mit 20 mm Arbeitsabstand und aufgebracht 90 ° Spiegelprismen verwendet. Dies ermöglicht einerseits einen sehr kompakten Aufbau mit paralleler Faseranordnung um in die Probe einzufahren und Messungen vorzunehmen. Die 30°-Triangulationsbasis wird über Verdrehung der Spiegelprismen justiert. Weiterhin liefern die Optiken gemäß ihres

Arbeitsabstandes einen geeigneten Tiefenschärfebereich (etwa 4 mm), um alle Features der Werkzeuge vollständig zu messen.

Das Messprinzip basiert auf dem Ansatz der aktiven Triangulation (Stereo-Vision). Kamera und Projektor (als inverse Kamera) wurden als Lochkamera modelliert und basierend auf dem Ansatz von Zhang [11] kalibriert. Es wird ein phasenkodierter Projektionsansatz verwendet. Hierbei werden typischerweise acht Bilder mit drei verschiedenen Frequenzen projiziert [12]. Weiterhin werden in dieser Anwendung Bilder verschiedener Belichtungszeiten zu HDR-Aufnahmen kombiniert, um den Gesamtdynamikumfang zu vergrößern. Dies ermöglicht Messungen im Glanzpunkt, ohne dass Bereiche des Bildes über- oder unterbelichtet sind, so lange die Probe keine Geometrien beinhaltet, welche Mehrfachreflexionen bedingen. Aufgrund der Verzahnungsgeometrien und feinen Oberflächenbeschaffenheit der zu untersuchenden Werkzeuge, musste ein Entspiegelungsspray (Helling GmbH, Heidgraben, Deutschland) eingesetzt werden um verwertbare Ergebnisse triangulieren zu können.

4 Versuchsaufbau

Zur vollständigen und umfassenden Messung beider Werkzeugproben wird das Messsystem um eine Zweiachskinematik erweitert. Der resultierende Offline-Inspektionsaufbau ist in Abbildung 6 gezeigt. Durch die Kombination einer vertikalen Positionierachse mit flexiblen Bildleitern und einem kompakten Messkopf lässt sich ein Einfahren in das Werkzeug realisieren.

Weiterhin ist das Werkzeug auf einer Rotationsachse platziert, womit eine radiale Positionierung ermöglicht wird. Beide Achsen sind von der Firma Newport Corporation (Irvine, USA) mit einer typischen Genauigkeit von $\pm 0,015^\circ$ beziehungsweise $\pm 5 \mu\text{m}$. Für das in den Abschnitten 1 und 2 vorgestellte Werkzeug aus Teilprojekt A1 werden 588 Messfelder beziehungsweise

Messposen eingesetzt. Das Werkzeug aus Teilprojekt A2 benötigt 420 Einzelmessungen für die vollständige Erfassung. Der gesamte Messvorgang dauert etwa 45 – 60 Minuten.



Abb. 6: Versuchsaufbau

5 Datenverarbeitung und Fusion

Aufgrund der Vielzahl von Einzelmessungen wird ein Hauptaugenmerk auf die Datenverarbeitung gerichtet. Die wesentliche Herausforderung stellt hierbei die Ausrichtung aller Einzelmessungen in einem gemeinsamen Koordinatensystem dar.

Abbildung 7 zeigt, dass eine Ausrichtung mit den Positionsdaten der Achsen unzureichende Ergebnisse liefert, da gewisse Bereiche von systematischen Abweichungen betroffen sind. Dies entsteht einerseits durch marginal abweichende Rotationsachsen zwischen Probe und Drehteller. Weiterhin wird die Genauigkeit auch bei perfekter Positionierung durch die Positioniergenauigkeit der Kinematik begrenzt. Um die kinematische Kette zu vervollständigen und von der Kamera in das Achs-Koordinatensystem zu transformieren, müsste zudem

auch die Hand-Auge-Korrespondenz kalibriert werden. Diese zusätzlichen Kalibrierungen sowie sehr aufwändige Feinpositionierungen sind im Kontext von Schnellinspektionen zu vermeiden. Daher ist dieser Ansatz nicht zielführend.

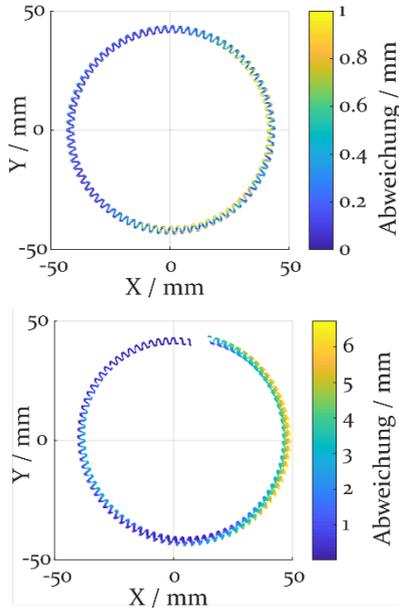


Abb. 7: Ausrichtung gemäß Positionsdaten und seriell rekursive Registrierung

Es wäre daher technisch denkbar, einen Registrierungsalgorithmus einzusetzen, welcher numerisch iterativ die optimale Starrkörpertransformation zwischen benachbarten Punktwolken im Überlappungsbereich annähert. Hierfür wird gemäß Euklidischer Abstandsmetrik die Abweichung zweier Punktwolken $X=(\vec{x}_1, \dots, \vec{x}_n)$ und $Y=(\vec{y}_1, \dots, \vec{y}_n)$ mit einer möglichen Rotation R und Translation t in einer objektiven Funktion der mittleren quadratischen Abweichung definiert:

$$F(R, t) = \frac{1}{N_p} \sum_{i=1}^n \|\vec{x}_i - R \cdot \vec{y}_i - t\|^2 \quad ,$$

wobei N_p die korrespondierenden Paare repräsentiert. Der eingesetzte Algorithmus nutzt die schnelle Quaternionen-Methode [16] und basiert auf dem verbreiteten ICP-Verfahren (iterative closest point), welcher bei Konvergenz bis zum Abbruchkriterium iterativ den Fehler $F(R, t)$ zu minimieren versucht.

In Abbildung 7 ist weiterhin gezeigt, wie der genutzte Registrierungsalgorithmus über einen seriell rekursiven Ansatz versucht alle Messfelder zueinander anzuordnen, welches in dieser Anwendung zu deutlichen Drifteffekten führt und keine sinnvollen Ergebnisse liefert. Es ist daher naheliegend jedes Messfeld einzeln mit einer idealen Referenzpunktwolke zu registrieren und anschließend in einer großen Gesamtpunktwolke zu verschmelzen. Als Startwerte zur verbesserten Konvergenz des ICP-Algorithmus werden die in Abbildung 7 gezeigten Positionsdaten genutzt.

Die Referenzpunktwolke wird aus CAD-Daten gewonnen. Hierfür werden auf jedem Polygon gleichmäßig zusätzliche Samples erzeugt [13]:

$$P = (1 - \sqrt{r_1})A + \sqrt{r_1}(1 - r_2)B + \sqrt{r_1}r_2C \quad .$$

So kann ein neutraler Zufallspunkt P innerhalb eines Polygons mit den Vertices A, B, C über die beiden gleichverteilten Zufallszahlen $\sqrt{r_1}$ und r_2 erzeugt werden.

Der gewählte Registrierungsansatz besitzt eine sehr hohe lokale Feature-Sensitivität und sollte genaue Inspektionen von Funktionsflächen ermöglichen. Weiterhin ist dieser sehr robust gegenüber Positionierungsungenauigkeiten und erfordert keinerlei zusätzliche Kalibrierungen. Die Detektion von Formabweichungen ist möglicherweise reduziert. Weiterhin wird vorausgesetzt, dass CAD-Daten vorliegen. Im Kontext von Defektinspektionen sind Referenzdaten grundsätzlich notwendig um Soll-Feature-Geometrien zu beschreiben.

Die Datenauswertung ist bis auf eine Initialtransformation, welche das Mess- zum CAD-Koordinatensystem ausrichtet, vollautomatisch. Hier wird gemäß Punktwolkenschwerpunkte $\vec{\mu}_p$ und $\vec{\mu}_x$ durch Singulärwertzerlegung $\Sigma_{px} = U\Sigma V^T$ der quadratischen Kreuz-Kovarianzmatrix Σ_{px} eine optimale Rotation $R = VU^T$ [15] aus einem manuell selektierten Set von korrespondierenden Punkten (typischerweise jeweils drei) bestimmt. Σ_{px} ist für die Punktsets P und X folgendermaßen gegeben [14]:

$$\Sigma_{px} = \frac{1}{n_p} \sum_{i=1}^{n_p} [(\vec{p}_i - \vec{\mu}_p)(\vec{x}_i - \vec{\mu}_x)^T] = \frac{1}{n_p} \sum_{i=1}^{n_p} \begin{bmatrix} \vec{p}_i & \vec{x}_i^T \end{bmatrix} - \vec{\mu}_p \vec{\mu}_x^T$$

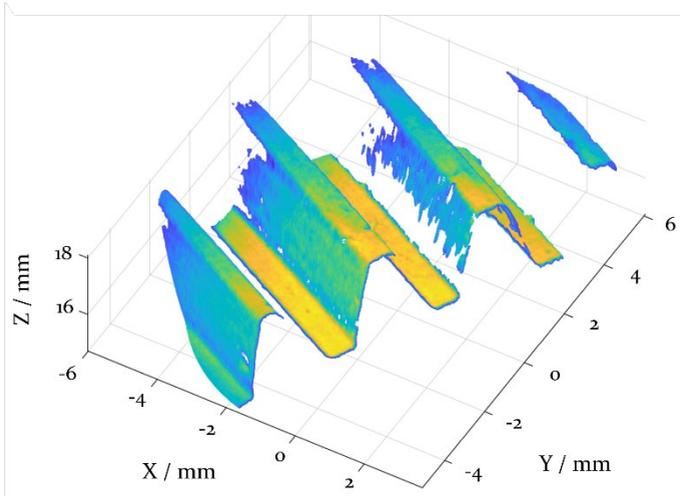


Abb. 8: Maskierte Einzelmessung A₁

Um die Qualität der Ergebnisse zu verbessern, ist es weiterhin notwendig, Punkte der triangulierten Punktwolke jeder Messung gemäß ihrer Güte zu maskieren. Hierfür wird ein adaptiver signalbasierter Ansatz verfolgt. Da jeder triangulierte Punkt zu einem Pixel im Kamera-Koordinatensystem korrespondiert, kann dieser über Sensordaten bewertet werden. Hierfür wird die pixelweise lokale Standardabweichung über die Phase-Shift-Sequenz der höchsten Frequenz berechnet. Die entstehende Karte wird über eine Gauß-Approximation gefiltert, da

im Fokus zusätzliches hochfrequentes Rauschen die Signalanteile überlagert. Das Vorgehen basiert auf der Annahme, dass die Güte des Phase-Shifts mit der pixelweisen Variation über die Sequenz quantifiziert werden kann. Schlecht ausgeleuchtete, verschattete Pixel liefern eine geringere lokale Standardabweichung. In Abbildung 8 ist eine maskierte Einzelmessung dargestellt. Es zeigt sich, dass gerade an Zahnflanken deutliche Lücken entstehen. Weiterhin werden triangulierte Punkte im Glanzpunkt mit einem festen Signalgrenzwert von 140 dB entfernt. Aufgrund der großen Überlappungsbereiche werden durch Maskierungen entstandene Lücken mit Daten aus günstigeren Posen möglichst vollständig geschlossen.

Um redundante Messpunkte aus verschiedenen Posen im Überlappungsbereich zu entfernen, beziehungsweise zu verschmelzen, ist ein Merging erforderlich. Hierfür werden alle Punkte innerhalb eines Voxels $V_i \in \bar{V}$ zu einem Gesamtpunkt $\vec{p}_{\mu,i} \in V_i$ gemäß ihrem Volumenschwerpunkt kombiniert. \bar{V} beschreibt das Volumen, in dem alle Punkte liegen. Die Größe jedes Voxels ist durch die Schrittweite des angewendeten Rasters festgelegt.

Die Gesamtdauer der Datenverarbeitung beträgt etwa eine Stunde. Der eingesetzte Computer nutzt einen Core i7 8700K (Intel Corporation, Santa Clara, USA) Prozessor mit 64 GB Arbeitsspeicher und einer GeForce RTX 2080 Ti (Nvidia Corporation, Santa Clara, USA) Grafikkarte.

6 Ergebnisse

Abbildung 9 zeigt die finale Punktwolke, welche für das Werkzeug aus Teilprojekt A2 aus 420 Einzelmessungen zusammengefügt wurde. Die Daten wurden adaptiv maskiert, vorgefiltert und für jede Messpose generierte Samples einer CAD-basierten Referenzpunktwolke mit dem ICP-Algorithmus registriert. Abschließend wurden die Punktwolken noch in jedem Voxel verschmolzen. Die Gesamtpunktwolke besteht aus etwa 42,2 Mio.

Einzelpunkten, wobei die Datenmenge bereits auf 10 % der ursprünglichen Größe reduziert wurde.

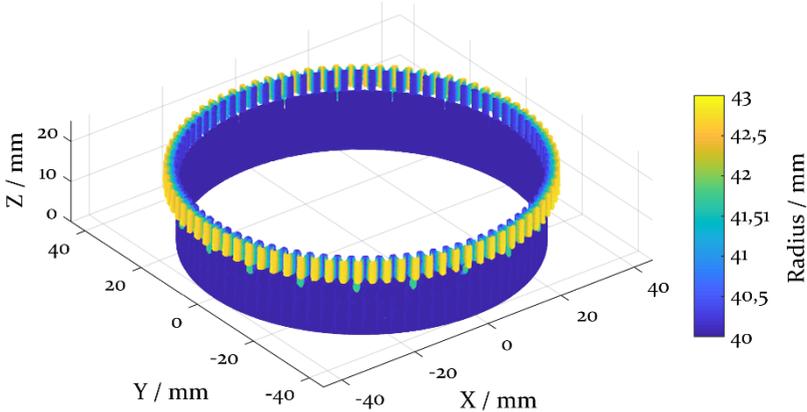


Abb. 9: Finale Punktwolke Az

Um Aussagen über die Werkzeugkondition zu ermöglichen, ist es notwendig, eine finale Abweichungskarte gemäß Euklidischer Abstandsmetrik zur CAD-basierten Referenzpunktwolke zu berechnen. Da hierbei nicht bloß einzelne Messfelder (wie bei den Einzelregistrierungen) berücksichtigt werden, ist das Vorgehen trotz GPU-Unterstützung sehr rechenintensiv (etwa 30 Minuten). Die daraus abgeleitete Gesamtabweichungskarte ist in Abbildung 10 gezeigt.

Die Abweichungen sind relativ gleichmäßig verteilt und schwanken im Bereich von 0 – 200 μm . Die mittlere Abweichung beträgt 67,1 μm , die Standardabweichung entspricht 35,3 μm . Es ist zu erwarten, dass durch den Eintrag des Entspiegelungssprays wesentliche Teile des gleichmäßigen Abweichungsniveaus entstanden sind. An den Übergängen von den Verzahnungsgeometrien zur zylindrischen Mantelfläche scheint es deutlich sichtbare Abweichungen zu geben. Dies ist möglicherweise durch Anhäufung von Entspiegelungsspray und Formabweichungen bezüglich der Referenzgeometrie bedingt.

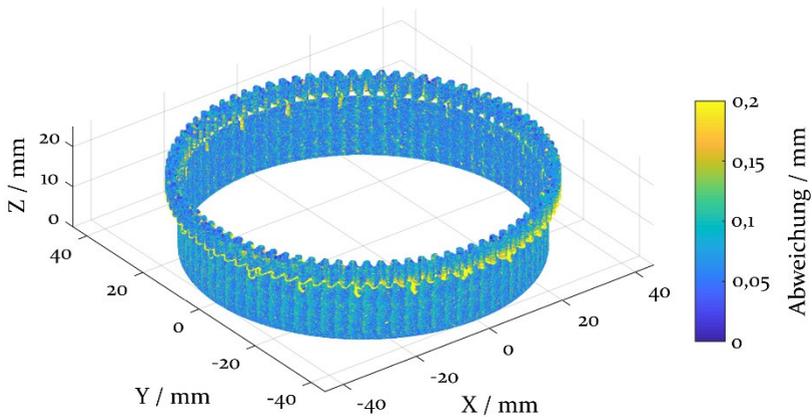


Abb. 10: Abweichungskarte Az

Um ein mögliches Prüfergebnis schnell und mit einfachen bildverarbeitenden Algorithmen (wie Schwellwerte und Filter) in aussagefähige Kenngrößen umzuwandeln, kann eine zwei-dimensionale Abweichungskarte extrahiert werden. Dazu werden alle Punkte gemäß ihren Zylinderkoordinaten umsortiert und durch ein entsprechendes Raster neu abgetastet. Abhängig von der Rasterauflösung und lokaler Punktdichte können hierbei Interpolationsabweichungen auftreten.

Abbildung 11 zeigt die Ergebnisse für beide Prüfkörper. Die obere Grafik bezieht sich auf das Werkzeug aus Teilprojekt A1. Mit einem Mittelwert der Gesamtabweichungskarte von $76,7 \mu\text{m}$ und einer Standardabweichung von $43,8 \mu\text{m}$ sind die Ergebnisse etwa mit denen des anderen Werkzeugs vergleichbar. Insgesamt ergibt sich ein leicht höheres Abweichungsniveau. Sichtbar sind marginale Abweichungsanhäufungen an den Zahnflanken. Die untere Abbildung bezieht sich auf die bereits vorgestellten Ergebnisse für das Werkzeug aus Teilprojekt Az. Die bereits beobachteten Abweichungen finden sich hier wieder und würden sich leicht segmentieren und den jeweiligen Funktionsflächen zuordnen lassen.

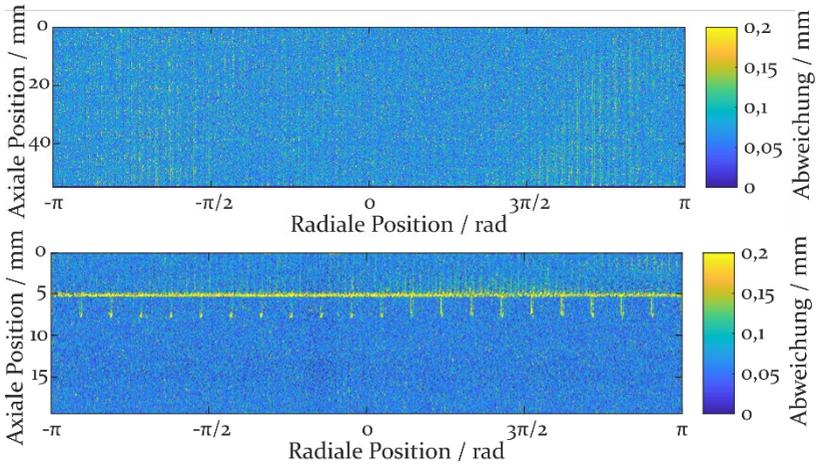


Abb. 11: Abgewickelte Zylinderprojektion beide Abweichungskarten (A1 oben, A2 unten)

7 Zusammenfassung

Es wurde ein Messaufbau zur vollständigen Überführung sämtlicher Funktionsflächen von Umformwerkzeugen in dreidimensionale Punktwolken vorgestellt. Das Messprinzip basiert auf der faseroptischen Streifenprojektionsmesstechnik, welche durch den Einsatz von flexiblen Bildleitern und Optiken mit kleinem Arbeitsabstand einen kleinen Messkopf zur hochauflösenden Messung von schwer zugänglichen Geometrien ermöglicht. Bedingt durch die begrenzte Messfeldgröße wurde ein Mehrachs-Offline-Inspektionsaufbau entwickelt, welcher binnen einer Stunde das Werkzeug auf Grundlage einer Vielzahl von Einzelmessungen erfasst.

Zur Datenfusion und Ausrichtung wurde ein CAD-gestütztes Punktwolkenregistrierungsverfahren eingesetzt. Dieses ist sehr robust gegenüber Positionierungenauigkeiten und hat einen reduzierten Kalibrieraufwand. Weiterhin liefert dieser Ansatz eine hohe lokale Feature-Sensitivität.

Der gesamte Mess- und Auswertevorgang ist nahezu vollautomatisch. Lediglich eine Initialtransformation zur Zuordnung von CAD- und Kamerakoordinatensystem muss einmalig durch Selektion von mindestens sechs Punkten berechnet werden. Als Ergebnis wird eine dreidimensionale Punktwolke generiert, welche beispielsweise durch ein anschließendes Meshing wieder in eine CAD-Umgebung importiert werden kann.

Für einfache und übersichtliche Werkzeuginspektionen ist es weiterhin notwendig, eine Gesamtabweichungskarte zu berechnen und diese auf eine zweidimensionale Zylinderabwicklung zu projizieren. Dort ließen sich Defekte und Abweichungen mit Schwellwerten direkt segmentieren. Mit diesem letzten Berechnungsschritt beträgt die Gesamtdauer des Inspektionsvorgangs zwischen 2,5 und 3 Stunden.

8 Ausblick

Auf diese erste Anwendung aufbauend sind mögliche Ansatzpunkte für weitere Verbesserungen zur optischen Messung von Werkzeugen der Blechmassivumformung denkbar. Die Inspektionsdauer lässt sich deutlich reduzieren. Das Ziel ist ein Messergebnis binnen einer Stunde zu erzeugen. Gerade der Schritt der Berechnung der Abweichungskarte gemäß Euklidischer Abstandsmetrik ist sehr rechenaufwändig. Durch lokale Voxelvorfilter kann das Vorgehen wesentlich beschleunigt werden. Eine Verknüpfung und Parallelisierung von Messung und Auswertung birgt weitere Potentiale zur Effizienzsteigerung. Weiterhin ist es denkbar, die Anzahl an Messfeldern etwas zu reduzieren, was zu kleineren Überlappungsbereichen führt.

Die Messunsicherheit lässt sich vor allem durch besseres Merging weiter reduzieren. Statt in jedem Voxel die korrespondierenden Punkte zu verschmelzen können Punkte adaptiv verworfen oder beibehalten werden. Beispielsweise durch Anwendung der bereits zur Maskierung genutzten signalintensitätsbasierten Karte über die Standardabweichung des Phase-

Shifts der höchsten Frequenz. Auch ist es denkbar, die lokale Kalibriergüte zu bewerten, indem die Rückprojektionsfehler (der Kamerakalibrierung nach [11]) der benachbarten kalibrierten Feature jedes Kamera- beziehungsweise Projektorpixels verglichen werden.

Des Weiteren werden die untersuchten Werkzeuge nachfolgend experimentell eingesetzt. Eine erneute Messung der Umformwerkzeuge nach deren Einsatz kann dann mit den bereits beschriebenen Referenzmessungen abgeglichen werden, um das Auftreten von Verschleiß zu detektieren und quantitativ zu beschreiben. Gewonnene Erkenntnisse dienen sowohl der Erweiterung des Prozessverständnisses als auch der Verbesserung der Werkzeugauslegung in der Blechmassivumformung. Die Identifikation besonders kritischer Bereiche bei entsprechend hoher Auflösung ermöglicht eine Ableitung maßgeschneiderter Strategien zur Reduzierung von Werkzeugverschleiß in der Blechmassivumformung.

Abschließend ermöglicht eine In-situ-Anwendung des entwickelten Messsystems eine deutlich effizientere Überwachung des Werkzeugzustandes. Die aufgenommenen Daten lassen sich in diesem Zusammenhang auf für eine Prozessregelung nutzen oder können den Aufbau eines prädiktives Wartungssystems ermöglichen.

9 Danksagung

Diese Arbeit wurde gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsbereiches Transregio 73 (SFB/TR73) innerhalb der Teilprojekte A1 (Herstellung von verzahnten, dünnwandigen Funktionselementen aus prozessoptimierten Blechhalbzeugen), A2 (Herstellung komplexer fließgepresster Funktionselemente an Blechen) und B6 (Endoskopische Geometrieprüfung durch modulare faseroptische Systeme).

10 Literatur

- [1] Kleiner M., et al. (2003) Manufacturing of lightweight components by metal forming. *Cirp Annals-Manufacturing Technology* 52 (2):521-542.
- [2] EU-Verordnung zur Verminderung der CO₂ - Emissionen von Personenkraftwagen (2009). vol VO (EG) Nr. 443/2009 Amtsblatt der Europäischen Union.
- [3] Weckenmann A., et al. (2012) Methodengestützte Referenzvorgehensweise für neue Umformverfahren. *ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* 107 (1-2):43-47.
- [4] Merklein M., et al. (2012) Bulk forming of sheet metal. *Cirp Annals-Manufacturing Technology* 61 (2):725-745.
- [5] Gröbel D. (2017) Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung. Doctorial Thesis, FAU, Erlangen.
- [6] Klocke F., König W. (2006) *Fertigungsverfahren / 4. Umformen. Studium und Praxis*, 5., neu bearb. Aufl. edn. VDI-Verl., Düsseldorf.
- [7] Löffler M., et al. (2016) Tribological measures for controlling material flow in sheet-bulk metal forming. *Production Engineering* 10 (4-5):459-470.
- [8] Matthias S., et al (2016) Metrological solutions for an adapted inspection of parts and tools of a sheet-bulk metal forming process. *Production Engineering* 10 (1): 51-61.
- [9] Weckenmann A., et al (2007) Manufacturing Metrology – State of the Art and Prospects. *Proc. ISMQC* 9(1), 568-601.
- [10] Matthias S., Kästner M., Reithmeier E. (2016) Comparison of LASER and LED illumination for fiber optic fringe projection. *Proceedings of SPIE*, 9899.

- [11] Zhang Z. (2000) A Flexible New Technique for Camera Calibration. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence* (22), 1330-1334.
- [12] Matthias S. (2018) A flexible endoscopic structured light 3-D sensor: Design, models and image processing. Doctorial Thesis, TEWISS Verlag, Hannover.
- [13] Osada R., et al (2002) Shape Distributions. *ACM Transactions on Graphics* (21,4), 807-832.
- [14] Besl P.J., et al (1992) A method for registration of 3-D shapes, *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence* (14,2), 239-256
- [15] Sorkine-Hornung O., Rabinovitch M. (2017) Least-Squares Rigid Motion Using SVD, Department of Computer Science, ETH Zurich
- [16] Horn, B. (1994) Closed-form solution of absolute orientation using unit quaternions, *International Journal of the Optical Society of America* (4,4), 629-642

Maßgeschneiderte Werkzeugoberflächen in einem flexiblen Walzprozess

M. Vogel^{1,a}, R. Schulte^{1,b}, D. Freiburg^{2,c}, M. Lechner^{1,d}, D. Biermann^{2,e}, M. Merklein^{1,f}

¹Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Egerlandstraße 13, 91058 Erlangen

²Institut für Spanende Fertigung, Technische Universität Dortmund, Baroper Straße 303, 44227 Dortmund

^amanfred.vogel@fau.de, ^brobert.schulte@fau.de, ^cfreiburg@isf.de,

^dmichael.lechner@fau.de, ^ebiermann@isf.de,

^fmarion.merklein@fau.de

Zusammenfassung

Die Anwendung prozessangepasster Halbzeuge in Verfahren der Blechmassivumformung führt zu einigen Vorteilen in Bezug auf nachgelagerte Umformprozesse. Durch eine definierte Materialverteilung wird sowohl eine ressourceneffizientere Nutzung des Materials als auch eine Steigerung der Bauteilqualität durch lokale Vorverfestigung erreicht. Die umformtechnische Herstellung rotationssymmetrischer, prozessangepasster Halbzeuge variabler Blechdicke ist durch ein flexibles Walzverfahren möglich, welches durch translatorische Bewegung zweier Umformwalzen einen Stofffluss in definierte Werkzeugkavitäten erzeugt. In Abhängigkeit des Aufdickungsvolumens und der Homogenität der Materialverteilung kann so in nachfolgenden Umformstufen, wie z. B. einem kombinierten Tiefzieh-Stauchprozess, eine höhere Formfüllung von Funktionselementen erreicht werden. Bedingt durch die tribologischen Eigenschaften zwischen Halbzeug und Walztisch kann in Abhängigkeit von Geometrie und Prozessführungsstrategie nicht immer eine homogene Materialverteilung erzielt werden. Durch den Einsatz von maßgeschneiderten Werk-

zeugoberflächen im Umformprozess soll eine Möglichkeit zur Steigerung der Stoffflusskontrolle aufgezeigt werden, um so ein höheres Materialvolumen im Aufdickungsbereich bereitstellen zu können. Durch den anschließenden Einsatz der gewalzten Tailored Blanks in einem kombinierten Tiefzieh-Stauchprozess werden Erkenntnisse des Potentials zum Einsatz von Tailored Surfaces in der Halbzeugherstellung gewonnen und ein Prozessverständnis für den industriellen Einsatz abgeleitet.

Schlagnorte:

Blechmassivumformung, Tailored Blanks, Walzen, Inkrementelle Umformung

1 Einleitung

Basierend auf der wachsenden Bedeutung von ressourcen- und energieeffizienten Produktion von Funktionsbauteilen aus Blechhalbzeugen sind immer neue Herausforderungen zu bewältigen. Der Einsatz konventioneller Umformverfahren zur Herstellung derartiger Bauteile ist oftmals zeit- und kostenintensiv. Daher ist die Entwicklung neuer Technologien oder die Kombination bestehender Prozesse unabdingbar, um diesen Anforderungen auch zukünftig gerecht zu werden. In diesem Zusammenhang entstand die Prozessklasse der Blechmassivumformung, die Anwendung von Massivumformverfahren auf Blechhalbzeuge, welche die Vorteile beider Umformverfahren vereint. Charakteristisch für diese Prozessklasse ist ein dreidimensionaler Spannungszustand, wodurch in Blechdickenrichtung eine definierte Anpassung erreicht wird [1]. Mittels dieses Ansatzes ist es möglich, verzahnte Funktionsbauteile mit variierenden Blechdickenverteilungen unter Berücksichtigung ökonomischer und ökologischer Gesichtspunkte herzustellen. Der Einsatz maßgeschneiderter Halbzeuge mit einer definierten Materialvorverteilung ermöglicht in diesem Zusammenhang eine bessere Materialeffizienz durch Verbesserung der Formfüllung von Funktionselementen [2].

Ein Verfahren der Blechmassivumformung zur Herstellung von Tailored Blanks stellt das flexible Walzverfahren dar, welches in [3] vorgestellt wurde und für die folgenden Untersuchungen eingesetzt wird. Mit dem Ziel einer Steigerung der Stoffflusssteuerung werden in den folgenden Untersuchungen werkzeugseitig Tailored Surfaces eingesetzt, um damit eine verbesserte Formfüllung der Werkzeugkavitäten zu erreichen.

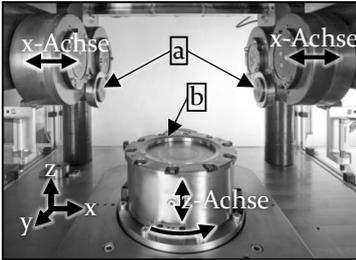
2 Herstellung maßgeschneiderter Halbzeuge durch ein flexibles Walzverfahren

Durch den Einsatz von Tailored Blanks in Umformprozessen können sowohl Prozessfehler reduziert als auch Formfüllungen von angeformten Funktionselementen gesteigert werden. In diesem Zusammenhang ist eine homogene Materialaufdickung essentiell für eine gezielte Stoffflusssteuerung in einem nachgelagerten Umformprozess. Im Folgenden ist ein kurzer Überblick über die flexible Walzanlage, sowie die Zielgeometrie der herzustellenden maßgeschneiderten Halbzeuge dargestellt.

2.1 Experimenteller Aufbau

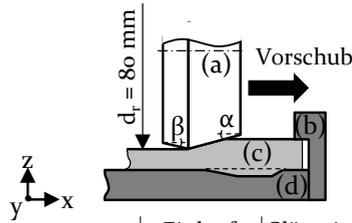
In Abb. 1 a) sind die wichtigsten Komponenten der flexiblen Walzanlage bestehend aus einem Drehtisch und den zwei Walzwerkzeugen dargestellt. Die Walzen haben jeweils einen Durchmesser von $d_r = 80$ mm und weisen einen definierten Einlauf- (α) und Glättwinkel (β) auf. Um eine Rotation der Walzen über dem gesamten Prozess zu ermöglichen, sind diese auf der x-Achse mit je einem Walzgerüst frei gelagert. Prozessbedingt werden die Walzen nicht aktiv angetrieben, sondern über die Rotationsbewegung des Walztisches geschleppt, um Schlupf zwischen dem Halbzeug und den Walzen zu verhindern.

a) Aufbau und Kinematik der flexiblen Walzanlage:



a	Walzen	d	Walztisch
b	Niederhalter	x-Achse:	Vorschub
c	Blechrolle	y-Achse:	Rotation

b) Walzengeometrie:



	Einlaufwinkel α	Glättwinkel β
Umformwalze	30°	5°
Glättwalze	15°	5°

Abb. 16: a) Arbeitsbereich und Aufbau sowie b) Kinematik der flexiblen Walzanlage

Zu Prozessbeginn wird die Ausgangsrunde auf dem Walztisch positioniert und sowohl zentrisch mit einer Schraube als auch im Umfangsbereich mittels eines hydraulischen Niederhalters mit einer Maximalkraft von $F_c = 100 \text{ kN}$ geklemmt. Während der Walztisch konstant mit $U_{\text{rot}} = 0,5 \text{ U/s}$ rotiert wird durch lineare Zustellung auf der z-Achse eine definierte Stichabnahme eingestellt. Durch horizontale Bewegung der Walzen auf der x-Achse in Kombination mit der überlagerten Rotationsbewegung wird ein kombinierter radialer und tangentialer Materialfluss induziert. Ein schematischer Querschnitt des Walzwerkzeugs ist in Abb. 1 b) dargestellt. In Abhängigkeit der gewählten Stichabnahme und des Walzweges wird das Material vor der Walze angestaut, wodurch eine lokale Anpassung der Blechdickenverteilung erreicht werden kann. Für die Umformversuche kommt walzenseitig der wachsbasierte Schmierstoff Beruforge 150 DL der Firma Carl Bechem zum Einsatz.

2.2 Zielgeometrie und Prozessgrenzen

Die für die folgenden Untersuchungen analysierte zyklisch-symmetrische Halbzeuggeometrie ist in Abb. 2 dargestellt. Unter Berücksichtigung des nachfolgenden Umformprozesses, einem kombinierten Tiefzieh- und Stauchprozess, ist eine Materialvorverteilung zwischen $40 \text{ mm} \leq r \leq 50 \text{ mm}$ erforderlich. Durch Anordnung lokaler Verzahnungen, wie z. B. bei Synchronringen, wird die Materialvorverteilung der Halbzeuggeometrie an die Positionen der späteren Funktionselemente angepasst. Hierfür ist eine Materialvorverteilung mit drei Aufdickungsbereichen von je 60° über den Umfang notwendig. Zur Herstellung dieser Halbzeuggeometrie wurde in [4] eine Prozessführungsstrategie für das flexible Walzen entwickelt, welche ebenfalls in Abb. 2 dargestellt ist. Bedingt durch die Stoffflussanteile in radialer und tangentialer Richtung wird keine homogene Materialvorverteilung im Aufdickungsbereich erreicht. Darüber hinaus ist volumenbedingt eine lokale Durchmesserergrößerung in den Bereichen zwischen den Aufdickungen erkennbar.

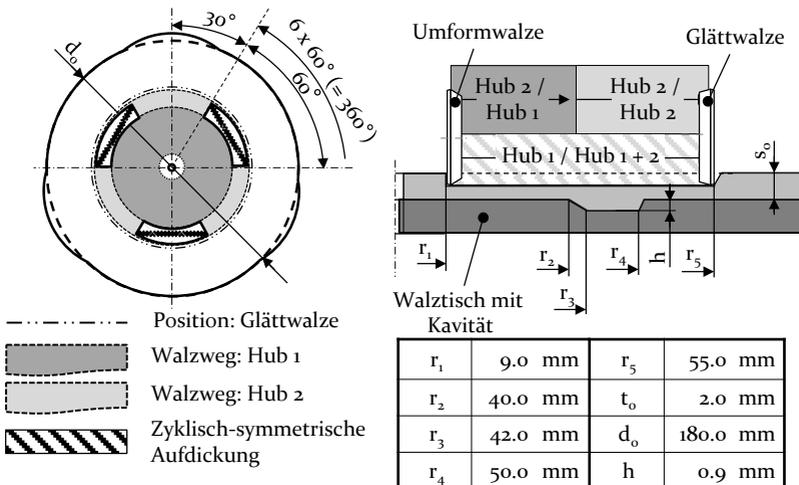


Abb. 2: Tailored Blank Geometrie und eingesetztes Walzkonzept

3 Umformtechnische Herstellung von Funktionsbauteilen durch einen kombinierten Tiefzieh-Stauchprozess

Der untersuchte Umformprozess kombiniert einen Tiefzieh- mit einem anschließenden Stauchprozess. Bedingt durch die dreifach wirkende Hydraulikpresse Lasco TZP 400/3 und einem komplexen Werkzeugaufbau lässt sich die Verfahrenskombination zur Herstellung von blechmassivumgeformten Funktionsbauteilen innerhalb eines einzelnen Pressenhubs realisieren.

3.1 Experimenteller Aufbau

In der Verfahrenskombination lassen sich sowohl konventionelle Halbzeuge mit gleichbleibender Blechdicke als auch prozessangepasste Halbzeuge mit lokal angepasster Blechdickenverteilung verarbeiten. Das jeweilige Halbzeug wird vorab auf dem Ziehstempel positioniert und anschließend durch den Stauchstempel geklemmt. Nachfolgend verfährt der Ziehring über den Ziehstempel, um die Grundform des Bauteils zu erzeugen. Der Stauchstempel verdrängt anschließend den Ziehstempel und den tiefgezogenen Napf, um dem Bauteil durch das Anstauchen der Zarge die finale Form zu geben. Abschließend wird das Bauteil durch einen externen Hydraulikzylinder ausgeworfen. Ziehring und Stauchstempel sind Bestandteile des Oberwerkzeugs, Ziehstempel und Anschlagplatte gehören zum Unterwerkzeug.

3.2 Zielgeometrie und Prozessgrenzen

Der modulare Werkzeugaufbau erlaubt die Herstellung unterschiedlicher Bauteilvarianten. Die hier untersuchte Bauteilgeometrie verbindet verschiedenartige Nebenformelemente und trägt der zunehmenden Bedeutung gesteigerter Funktionsintegration Rechnung. Das Funktionsbauteil hat sowohl einen außenverzahnten Bereich, welcher den dickwandigen Nebenformelementen zugeordnet wird, als auch dünnwandige Mit-

nehmer. Je drei Verzahnungen und drei offene Mitnehmer sind zyklisch symmetrisch angeordnet. Die Verzahnung weist 15 Zähne mit einem Flankenwinkel von 90° auf. Die Bauteilhöhe hängt von der maximalen Stauchkraft ab. Die Maximalkraft der Anlage beträgt $F_{\max} = 4.000$ kN. Für die gezeigten Untersuchungen liegt die eingestellte Stauchkraft bei $F_s = 1.000$ kN für prozessnangepasste Halbzeuge und für konventionelle Halbzeuge, für diese wurde jedoch zusätzlich eine Wegbegrenzung eingestellt. Für das obere und das untere Ziehkissen wird jeweils eine Kraft von 400 kN gewählt.

Insbesondere für die dickwandige Außenverzahnung wurden die Rillen- und Faltenbildung als Prozessfehler für den Einsatz konventioneller Halbzeuge identifiziert. Der Einsatz von Ronden mit prozessangepasster Materialverteilung ist in diesem Zusammenhang geeignet, die Stoffflusskontrolle zu steigern und identifizierte Prozessfehler signifikant zu reduzieren oder sogar gänzlich auszuschließen.

4 Maßgeschneiderte Strukturierung von Werkzeugoberflächen

Durch den Einsatz von sogenannten Tailored Surfaces können Oberflächen von Umformwerkzeugen modifiziert werden, umso den Stofffluss innerhalb des Werkzeugs zu verbessern. Dabei wird zwischen einer werkstück- und einer werkzeugseitigen Modifikation unterschieden [5].

4.1 Strukturierung durch Hochvorschubfräsen

Eine Möglichkeit der werkzeugseitigen Modifikation der tribologischen Eigenschaften bietet das Verfahren des HochvorschubfräSENS. Das HochvorschubfräSEN wird in der Industrie weitestgehend zur Schruppbearbeitung von gehärteten Stählen eingesetzt [6]. Verglichen mit konventionellen FräSverfahren zeichnet sich das HochvorschubfräSEN durch seine geringe axiale Zustellung a_p und hohe Vorschubgeschwindigkeit v_f aus.

Gerade letzteres ermöglicht eine schnelle und effiziente Bearbeitung von größeren Flächen [7]. Aufgrund der speziellen Schneidengestalt und der hohen Vorschübe entsteht eine quasi deterministische Oberfläche, wodurch sich je nach verwendeten Prozessparameterwerten die tribologischen Eigenschaften der Oberfläche variieren lassen [8]. In der Vergangenheit wurden hochvorschubgefräste Oberflächen bereits in der BMU eingesetzt und konnten effektiv zur Stoffflusssteuerung beitragen [9]. Um auch die Ausformung von maßgeschneiderten Halbzeugen zu verbessern, wird in diesem Beitrag der Ansatz der Stoffflusssteuerung durch das Hochvorschubfräsen erstmalig bei Werkzeugen für die werkstückseitige Halbzeugherstellung angewandt.

4.2 Applikation auf Werkzeugoberflächen

Für eine Regulierung des Stoffflusses der Werkzeuge zur Halbzeugherstellung, wurden werkzeugseitig Oberflächenstrukturen eingesetzt. Hierzu wurde sowohl die Walze des Werkzeugs als auch der Walztischeinsatz mittels Hochvorschubfräsen strukturiert. Es wurde eine Oberflächenstruktur ausgewählt, welche über anisotrope Reibeigenschaften verfügt. Die Oberflächenstruktur und die gewählten Fräsparameterwerte sind in Abb. 3 a,b) zu sehen. Um den Stofffluss effektiv steuern zu können, wurde der Walztischeinsatz in 2 Zonen aufgeteilt. In Zone 1 soll der Stofffluss in radialer Richtung zur Werkzeugmitte gehemmt werden, während in der Zone 2 der Stofffluss in tangentialer Richtung gehemmt werden soll. Da bei der Fertigung von Oberflächenstrukturen, hergestellt durch Hochvorschubfräsen, die höchste Reibung in Vorschubrichtung vorliegt [10], wurden die unterschiedlichen Bereiche mit verschiedenen Frässtrategien strukturiert. Die Bereiche und Frässtrategien (NC-Pfade) sind in Abb. 3 c) dargestellt.

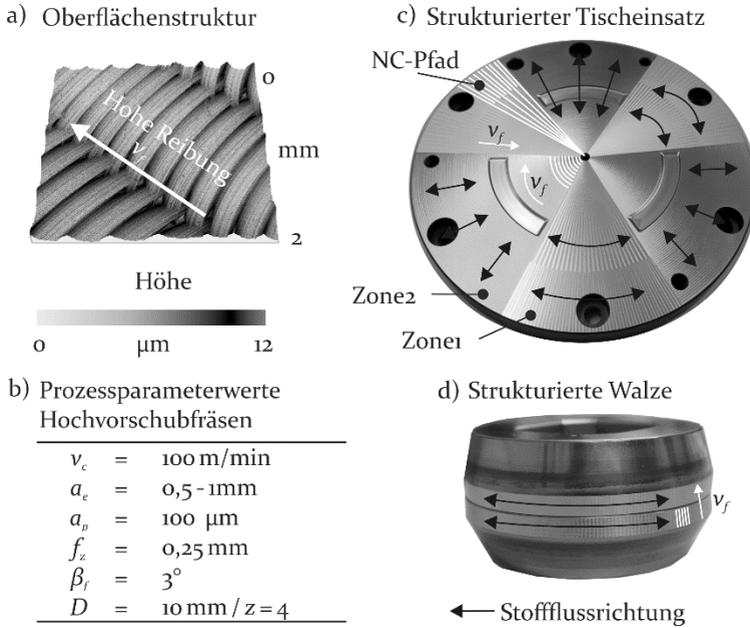


Abb. 3: Ausgewählte Oberflächenstruktur a), Prozessparameterwerte b), strukturierter Tischeinsatz c) und strukturierte Walze

Bei der Walze wurde lediglich der Glättwinkel β modifiziert, um so die Reibung in Vorschubrichtung der Walze zu erhöhen (siehe Abb. 3 d)).

5 Herstellung prozessangepasster Halbzeuge durch flexibles Walzen

Im folgenden Kapitel wird eine detaillierte Bewertung zur Herstellung und Anwendung von Tailored Blanks unter Einsatz strukturierter Werkzeugoberflächen durchgeführt.

5.1 Bewertung des Einflusses einer Werkzeugstrukturierung auf die Halbzeugeigenschaften

Die durch das flexible Walzverfahren hergestellten prozessangepassten Halbzeuge werden sowohl in Bezug auf ihre Geometrie, als auch die resultierende Härteverteilung aufgrund der

Kaltverfestigung und die Oberflächenqualität hin analysiert. Die in den folgenden Kapiteln dargestellten Ergebnisse sind aufgrund der hohen Reproduzierbarkeit [3] exemplarisch für je einen Versuch dargestellt. Auf Grundlage eines guten Umformvermögens wurde für die folgenden Untersuchungen der weiche Tiefziehstahl DCo4 in einer Materialstärke von $s_0 = 2$ mm eingesetzt.

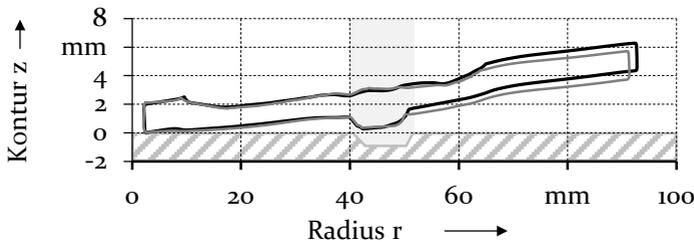
5.1.1 Resultierende Geometrie

Für eine Analyse der resultierenden Geometrie der prozessangepassten Halbzeuge, wurden die Tailored Blanks mittels eines optischen 3D-Scanners ATOS der Firma GOM GmbH digitalisiert. In Abb. 4 a) ist die Kontur in Abhängigkeit des Rondenradius dargestellt. Es ist zu erkennen, dass im Vergleich zu konventionellen Werkzeugoberflächen durch den Einsatz hochvorschubgefräster Oberflächen eine Reduktion der Aufwölbungshöhe um 10 % auf ein Maximum von 5,7 mm erzielt werden kann. Bedingt durch den walzenseitigen Werkzeugkontakt wird ein Stofffluss erzeugt, welcher zu einem Spannungsgradienten zwischen Walz- und Matrizenseite führt. Dadurch wölbt sich nach dem Lösen des Niederhalters das Halbzeug, bis der Spannungszustand zwischen den beiden Seiten ausgeglichen ist.

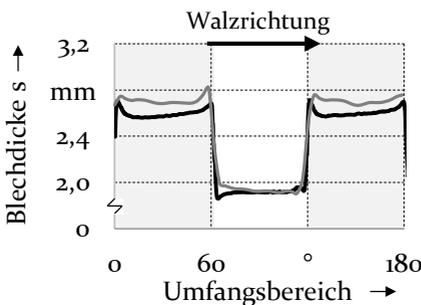
Durch eine maßgeschneiderte Strukturierung des Walztischeinsatzes wird der Stofffluss über die Blechdicke begünstigt. Überlagert mit dem Einfluss der hochvorschubgefrästen Walzenoberfläche im Auslaufbereich wird der radiale Materialrückfluss unter der Walze in Richtung des Rondenzentrums gehemmt. Durch Überlagerung dieser beiden Effekte sinken der Spannungsgradient und damit die Aufwölbungshöhe des Tailored Blanks. Die gezielte Begünstigung des Materialflusses in radiale Richtung in Zone 2 und tangentialer Richtung in Zone 1 führt zu einem höheren Materialvolumen vor den Walzen, wodurch ein höheres Aufdickungsvolumen erreicht wird. Infolge des tangentialen Stoffflusses in Zone 1 wird das Material

aus den Bereichen zwischen den Kavitäten effektiver genutzt, wodurch die Durchmesservergrößerung von $d_{\max} = 186,4$ mm auf $d_{\max} = 183,8$ mm sinkt. In Abb. 4 b) ist die tangentielle Blechdicke über den halben Umfang zwischen 0° und 180° bei einem Rondenradius von $r = 46$ mm dargestellt, wodurch eine Steigerung der Aufdickungshöhe auf $s_{\text{mittel}} = 2,7$ mm \pm 0,1 mm erkennbar ist. Durch das höhere Materialvolumen ist die Kavität zu 99 % gefüllt, wodurch eine homogenere Materialverteilung erzielt wird.

a) Tailored Blank Kontur



b) Tangentielle Blechdicke



Werkstoff:	DCo4
Blechdicke:	$s_0 = 2,0$ mm
■ Strukturierte Werkzeuge	
■ Konventionelle Werkzeuge	
■ Aufdickungsbereich	

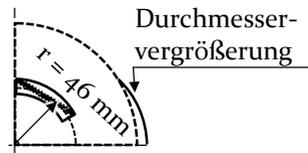
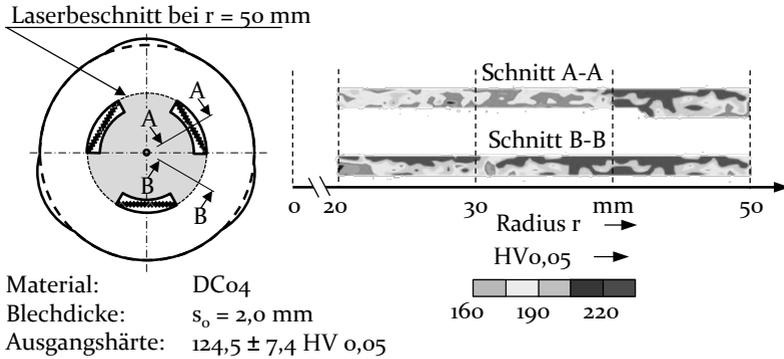


Abb. 4: Geometrie in a) radialer und b) tangentialer Richtung

5.1.2 Härteverteilung

Neben dem geometrischen Vergleich der prozessangepassten Halbzeuge werden diese auch bezüglich ihrer resultierenden Festigkeitsverteilung analysiert. Durch Messung der Vickers-

härte im Querschnitt des Tailored Blanks ist ein Vergleich bei Einsatz unterschiedlicher Werkzeugoberflächen möglich. Hierfür wurden die gleichen Prüfparameter und Auswertebereiche wie in [4] angewendet. Die resultierenden Härteverteilungen sind in Abb. 5 dargestellt.



Messbereich	Schnitt A-A - HV _{gemittelt}	Schnitt B-B - HV _{gemittelt}
$20 \leq r \leq 40$ mm	$194,8 \pm 14,4$ HV 0,05	$205,4 \pm 18,3$ HV 0,05
$42 \leq r \leq 50$ mm	$207,3 \pm 16,5$ HV 0,05	$207,6 \pm 16,8$ HV 0,05

Abb. 5: Härteverteilung im aufgedickten und ausgedünnten Bereich der zyklisch-symmetrischen Materialvorverteilung mit strukturierten Werkzeugen

In den Konturplots ist erkennbar, dass bei Einsatz von Tailored Surfaces sowohl im Aufdickungs-, als auch im ausgedünnten Bereich eine tendenziell höhere Härtezunahme erreicht wird. Während die Härte in dem Messbereich von $20 \text{ mm} \leq r \leq 40 \text{ mm}$ um 50 % auf $194,8 \pm 14,4$ HV 0,05 im Vergleich zur Ausgangshärte ansteigt, wird im Aufdickungsbereich ein Wert von $207,3 \pm 16,5$ HV 0,05 erreicht. Verglichen mit der mittleren Härte bei Anwendung von Standardwerkzeugen ($193,9 \pm 14,3$ HV 0,05) ist ein Anstieg von 6,9 % zu verzeichnen. Begründet ist dies in dem höheren Materialvolumen, was schließlich zu einer größeren Formfüllung führt. Durch das Überwalzen während des Prozesses kommt es dadurch zu einer höheren Kaltverfestigung und folglich zu einem Anstieg

der mittleren Härteverteilung des Tailored Blanks. Gleiches Phänomen ist ebenfalls im Bereich zwischen den Aufdickungen zu erkennen.

5.1.3 Analyse der Oberflächenqualität des Halbzeuges

Prozessbedingt stellt die Oberflächenqualität eine relevante Zielgröße für die Herstellung maßgeschneiderter Halbzeuge dar, da diese die Umformeingenschaften in nachgelagerten Umformprozessen wie z. B. Bauteildefekte durch Kerbwirkungen oder Prozessfehler durch Behinderung des Stoffflusses beim Tiefziehen beeinflussen. Gerade hier tritt die höchste Beanspruchung des Tailored Blanks im Ziehradius auf, weshalb für eine detaillierte Analyse der Oberfläche ein Radius von $r_1 = 35 \text{ mm}$ gewählt wird. Auf beiden Seiten wurde mittels eines konfokalen Laserscanning-Mikroskops des Typs Keyence VK-X 200 ein $2,5 \times 2,5 \text{ mm}^2$ Bereich optisch aufgenommen. Eine Gegenüberstellung der Linienrauheiten R_z gemittelt über 30 Messlinien und je ein Topographiebild ist sowohl matrizen- als auch walzenseitig in Abb. 6 dargestellt. Als Referenz für die Analysen wird die gemittelte Rautiefe des Halbzeugs von $R_z = 4,9 \pm 0,5 \text{ }\mu\text{m}$ herangezogen. Während die matrizen- und walzenseitige Oberflächenrauheit nach dem Walzprozess bei Einsatz konventioneller Werkzeugoberflächen um 28 % auf $R_z = 3,6 \pm 0,6 \text{ }\mu\text{m}$ eingeglättet wird, ist walzenseitig eine Steigerung auf $R_z = 17,5 \pm 0,3 \text{ }\mu\text{m}$ zu verzeichnen. Matrizen- und walzenseitig führen die aufgebrachte Prozesskraft und der prozessbedingte Stofffluss zu einer Einglättung der Oberfläche. Der Anstieg der walzenseitigen gemittelten Rautiefe liegt begründet im Prozess selbst. Durch Überlagerung der translatorischen- und rotatorischen Bewegung resultiert eine spiralförmige Kontaktfläche. Durch partielles, mehrfaches Überwalzen von Teilbereichen entsteht ein Materialrückfluss entgegen der Walzrichtung wodurch Wellenbildung und somit ein Anstieg der Oberflächenrauheit identifiziert werden kann.

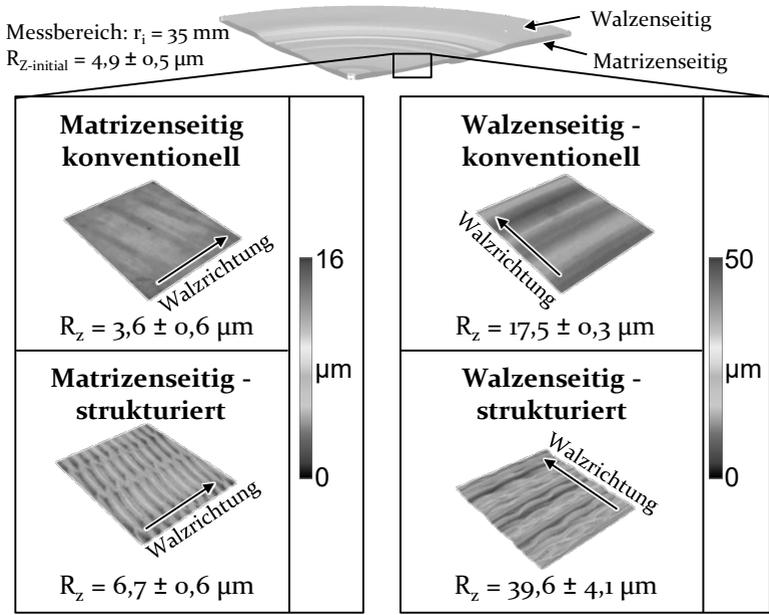


Abb. 6: Resultierende Oberflächenqualität

Verglichen mit den gemittelten Rautiefen maßgeschneiderter Halbzeuge, hergestellt durch Anwendung von Werkzeugen mit Tailored Surfaces, ist sowohl matrizen- als auch walzensseitig ein Anstieg der Rauheit zu identifizieren. Matrizenseitig führen die auftretenden Prozesskräfte zur Ausformung der Struktur, wobei ebenfalls bedingt durch den Stofffluss eine teilweise Einglättung auf $R_z = 6,7 \pm 0,6 \text{ }\mu\text{m}$ stattfindet. Am stärksten wirken sich die hochvorschubgefrästen Strukturen der Walzen auf die Oberflächenqualität aus. Der Werkzeugkontakt der Walzen führt zu einem Anstieg der gemittelten Rautiefe auf $R_z = 39,6 \pm 4,1 \text{ }\mu\text{m}$. Durch Translation der Walzen auf der x-Achse ändert sich der radiale Kontaktpunkt zum Halbzeug, wodurch sich die Rotationsgeschwindigkeiten der Walzen während des Prozesses ändern. Wie in Abb. 6 dargestellt, ist dadurch keine einheitliche Ausformung der Strukturierung in der Werkstückoberfläche zu erkennen. Dies führt zu einem

deutlichen Rauheitsanstieg der walzenseitigen Oberflächen-
ausbildung.

5.3 Bewertung der Haltbarkeit der eingesetzten Oberflächenstruktur

Zur Analyse der Haltbarkeit der eingesetzten Oberflächen-
struktur wurden Bereiche der Walze und des Walzentischein-
satzes vor und nach den hier gezeigten Untersuchungen
analysiert. Analog zu 5.1.3 wurden die Oberflächen mittels des
Laserscanning-Mikroskops Keyence VK-X200 vermessen. Zur
Auswertung wurden einerseits die gemessenen Topographien
andererseits auch die jeweiligen gemittelten Rautiefen, welche
aus jedem zehnten Messprofil berechnet wurden, analysiert.
Die Ergebnisse für den Tischeinsatz sind in Abb. 7 zu sehen.

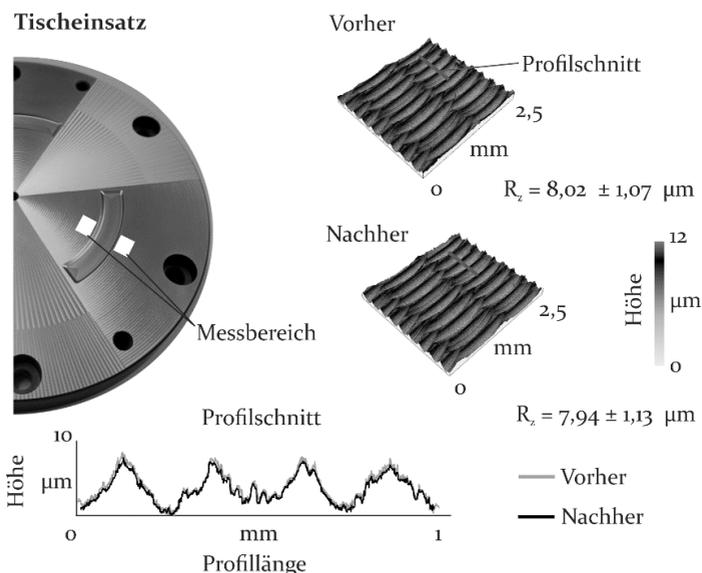


Abb. 7: Vergleich der Oberflächenänderung des Tischeinsatzes vor und nach
den Untersuchungen

Zur Ermittlung der Haltbarkeit des Tischeinsatzes wurden
jeweils Bereiche vor und nach der Kavität herangezogen. Ver-

glichen mit den Ausgangsoberflächentopographien, mit der Oberflächentopographie nach den Versuchen, lässt sich keine wesentliche Änderung erkennen. Lediglich bei der Analyse der Profilschnitte ist eine geringe Reduktion der Profilhöhe zu erkennen. Dies spiegelt sich auch weiterhin in den gemessenen Rauheitswerten wieder.

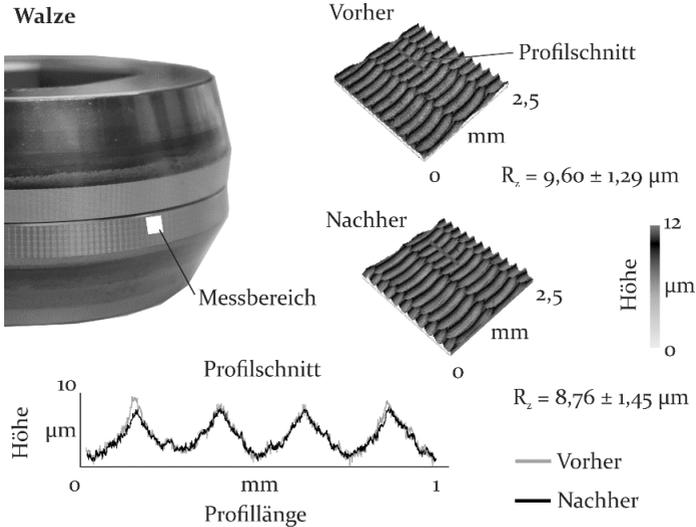


Abb. 8: Vergleich der Oberflächenänderung der Walze vor und nach den Untersuchungen

Damit sinkt die gemittelte Rautiefe von $R_z = 8,02 \pm 1,07 \mu\text{m}$ auf $R_z = 7,94 \pm 1,13 \mu\text{m}$. Ähnliche Zusammenhänge ergeben sich bei der Analyse der Walzenoberfläche (siehe Abb. 8). Hierbei lässt sich keine wesentliche Veränderung der Oberflächentopographie erkennen. Das Grundprofil der Oberflächenstruktur bleibt nach den Versuchen erhalten. Die gemittelte Rautiefe sinkt von $R_z = 9,60 \pm 1,29 \mu\text{m}$ auf $R_z = 8,76 \pm 1,45 \mu\text{m}$. Die Untersuchungen zeigen, dass die hier eingesetzte hochvorschubgefrägte Oberflächenstruktur den hohen Belastungen beim Walzen standhält. Es kommt lediglich zu einer Verringerung der gemittelten Rautiefe. Das Grundprofil der eingesetzten Oberflächenstruktur bleibt bei allen untersuchten Bereichen unverändert.

Eine Reduktion der Profilspitzen wurde bereits in der Vergangenheit in einem Oberflächenverschleißprüfstand nachgewiesen [8], die hier gezeigten Untersuchungen bestätigen diese Erkenntnisse.

5.4 Bewertung des Potentials von Tailored Blanks durch Anwendung in einem kombinierten Tiefzieh-Stauchprozess

Um das Potential der hergestellten Tailored Blanks bewerten zu können, werden diese in einer Verfahrenskombination aus Tiefziehen und Stauchen zu Funktionsbauteilen umgeformt. Abb. 9 zeigt die Volumenverteilung für die untersuchten Halbzeugstrategien bei einer Bauteilzielhöhe von 11 mm.

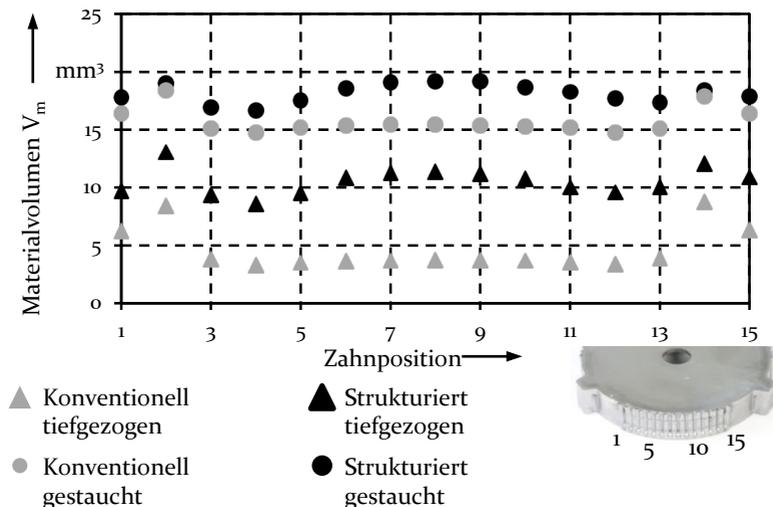


Abb. 9: Gegenüberstellung des Materialvolumens in der Verzahnung nach dem Tiefziehen und Stauchen für konventionelle Halbzeuge und Tailored Blanks

Die Auswertung des Materialvolumens in der Außenverzahnung zeigt bereits für das tiefgezogene Bauteil einen Anstieg des Materialvolumens von über 50 % in der Verzahnung, bedingt durch die prozessangepasste Materialvorverteilung. Im

anschließenden Stauchprozess wird das Material durch Reduzierung der Napfhöhe radial nach außen verdrängt und füllt somit die Verzahnungskavitäten. Bedingt durch die Kaltverfestigung, welche im Walzprozess eingebracht wird, steigt die Prozesskraft für die eingesetzten Tailored Blanks bis zur maximalen Stauchkraft von 1.000 kN an. Nach Beendigung des Stauchprozesses beträgt das Materialvolumen in der Verzahnung 276,55 mm³ und liegt somit etwa 15% über dem Materialvolumen, welches sich mit einem konventionellen Halbzeug erreichen lässt.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieses Beitrags wurde das flexible Walzverfahren zur Herstellung von zyklisch-symmetrischen Halbzeugen variabler Blechdicke unter Anwendung von Tailored Surfaces untersucht. Ziel war es durch maßgeschneiderte Strukturierung der Werkzeugoberflächen den Stofffluss definiert zu steuern, um eine Steigerung der Formfüllung zu erreichen.

Es konnte festgestellt werden, dass durch Einsatz einer hochvorschubgefrästen Strukturierung sowohl das Materialvolumen im Aufdickungsbereich als auch die Verfestigung in den einzelnen Walzbereichen gesteigert wurde. Bedingt durch die Strukturierung der Werkzeuge steigt außerdem die Oberflächenrauheit des Halbzeugs. Durch Untersuchung der hochvorschubgefrästen Werkzeugoberflächen vor und nach den Umformversuchen konnte eine grundsätzliche Haltbarkeit bei Einsatz in dem flexiblen Walzprozess festgestellt werden. Abschließend konnte durch Einsatz der Tailored Blanks in einem kombinierten Tiefzieh-Stauchprozess das Potential einer höheren Materialvorverteilung und die Auswirkungen der Strukturierung auf einen Folgeprozess analysiert werden.

Für Übertragbarkeitsuntersuchungen ist die Haltbarkeit von Tailored Surfaces zur Herstellung von Tailored Blanks aus höherfesten Mehrphasenstählen und deren Anwendung heranzuziehen. Außerdem ist die Struktur einer hochvorschubge-

frästen Werkzeugoberfläche mit unterschiedlichen Beschichtungen gegenüberzustellen, um dadurch ein optimiertes Werkzeuglayout durch Kombination beider Strategien auslegen zu können, um so die Aufdickungshöhe steigern zu können.

7 Danksagung

Diese Arbeit wurde gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Sonderforschungsgebietes Transregio 73 (SFB/TR73) innerhalb der Teilprojekte A1 (Herstellung von verzahnten, dünnwandigen Funktionselementen aus prozessoptimierten Blechhalbzeugen) und B3 (Erzeugung definierter Oberflächenstrukturen durch simulationsbasierte Prozess- und Werkzeugauslegung für das Fräsen von Freiformflächen).

8 Literatur

- [1] Merklein, M.; Allwood, J. M.; Behrens, B.; Brosius, A.; Hagenah, H.; Kuzman, K.; Mori, K.; Tekkaya, E.; Weckenmann, A.: Bulk forming of sheet metal. *Annals of the CIRP*, 2(2012)61, 725-745.
- [2] Mori, K., Abe, Y., Osakada, K., Hiramatsu, S.: Plate forging of tailored blanks having local thickening for deep drawing of square cups, *Journal of Materials Processing Technology*, 211(10), 1569-1574, 2011.
- [3] Opel, S.: Herstellung prozessangepasster Halbzeuge mit variabler Blechdicke durch die Anwendung von Verfahren der Blechmassivumformung, Erlangen (2013), Meisenbach Verlag.
- [4] Vogel, M.; Lechner, M.; Hildenbrand, P.; Schulte, R.; Merklein, M.: Manufacturing of tailored blanks by flexible rolling and its application in a sheet-bulk metal forming process, In: Wieland, H. (Hrsg.): *Proceedings SCT2017*, Verlag Stahleisen GmbH, 2017.

- [5] Vierzigmann, U. Merklein, M. Engel, U.: Tailored Surfaces in Sheet-Bulk Metal Forming. In: ICTMP International Conference on Tribology of Manufacturing Processes (2), S. 541–550.
- [6] Davim, J. P.: Machining of Hard Materials. Aufl. 2011. Guildford, Surrey: Springer London.
- [7] Abele, E. Dewald, M. Heimrich, F.: Leistungsgrenzen von Hochvorschubstrategien im Werkzeug- und Formenbau. In: Werkzeug und Formenbau (105), S. 737–743.
- [8] Zabel, Andreas; Surmann, Tobias; Peuker, Achim (2008): Surface Structuring and Tool Path Planning for Efficient Milling of Dies. In: Seventh International Conference on HIGH SPEED MACHINING, S. 1–6.
- [9] Löffler, M. Schulte, R.; Freiburg, D. Biermann, D. Stangier, D. Tillmann, W. Merklein, M.: Control of the material flow in sheet-bulk metal forming using modifications of the tool surface. In: Int J Mater Form 52 (2), S. 1–10. DOI: 10.1007/s12289-018-1399.
- [10] Freiburg, D.: Hochvorschubfräsen zur Strukturierung von Werkzeugoberflächen für die Blechmassivumformung. 1. Aufl. Hg. v. Dirk Biermann. (2019), Essen: Vulkan Verlag (Schriftenreihe des ISF, 97).
- [11] Opel, S., Schneider, T., Merklein, M.: Manufacturing of geared sheet metal components using flexible rolled tailored blanks, Key Engineering Materials, 554-557 (2013), 1459-1470.

Trends bei der anwendungsorientierten Umformsimulation

I. Neubauer^{1,a}

¹Simufact Engineering GmbH, Tempowerkring 19, 21079 Hamburg

^aingo.neubauer@simufact.de

Zusammenfassung

Simufact widmet sich seit vielen Jahren der Entwicklung von bedarfsgerechten Simulationslösungen, die eine detaillierte Betrachtung von Fertigungsprozessen ermöglichen. Die eingesetzte Technologie berücksichtigt dabei die relevanten physikalischen Aspekte und stellt dem Anwender anwendungsfokussierte und intuitiv nutzbare Funktionen bereit. Dazu zählt neben einer komfortablen Modellierung von mehrstufigen Umformprozessen und speziellen Funktionen für die Blech-Massivumformung auch die Möglichkeit, nachfolgende Fügeprozesse als Prozesskettensimulation mit den Ergebnissen der Bauteilsimulation zu untersuchen. Die Umsetzung dieser Aspekte wird im Beitrag anhand ausgewählter Anwendungsbeispiele erörtert.

Schlagworte:

Finite element method (FEM); Metal forming; Simulation

Funktionalisierung von Randzonen - Potentiale für die Blechmassivumformung

H. Lucas^{1a}, B. Denkena^{1b}, T. Grove^{1c}

¹Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen, Leibniz
Universität Hannover, An der Universität 2, 30823 Garbsen

^alucas_h@ifw.uni-hannover.de, ^bdenkena@ifw.uni-hannover.de ,
^cgrove@ifw.uni-hannover.de

Zusammenfassung

Die Funktionalisierung von Randzonen bietet ein hohes Potential für hochbelastete Werkzeuge, wie sie beispielsweise in der Blechmassivumformung eingesetzt werden. Oberflächenrauheit und Eigenspannungszustand sollten gezielt auf die spätere Umformaufgabe angepasst werden. Für das Beispiel des Schleifens mit torischen Werkzeugen wurde untersucht, wie dieses gezielte Einstellen erfolgen kann. Am Beispiel der Beschichtungsvorbehandlung und der Ermittlung der Belastungshistorie werden Möglichkeiten aufgezeigt, wie eine gezielt funktionalisierte Randzone genutzt werden kann.

Schlagworte:

Schleifen, Randzone, Blechmassivumformung

1 Einleitung

Die Funktionalisierung von Randzonen durch den abschließenden Fertigungsprozess ist ein wichtiges Forschungsgebiet aktueller Arbeiten [1]. Die Funktionalisierung kann genutzt werden, um Bauteileigenschaften gezielt zu verbessern oder sogar weitere Funktionen hinzu zu fügen. Eine der wichtigsten Eigenschaften der Randzone ist deren Eigenspannungszustand.

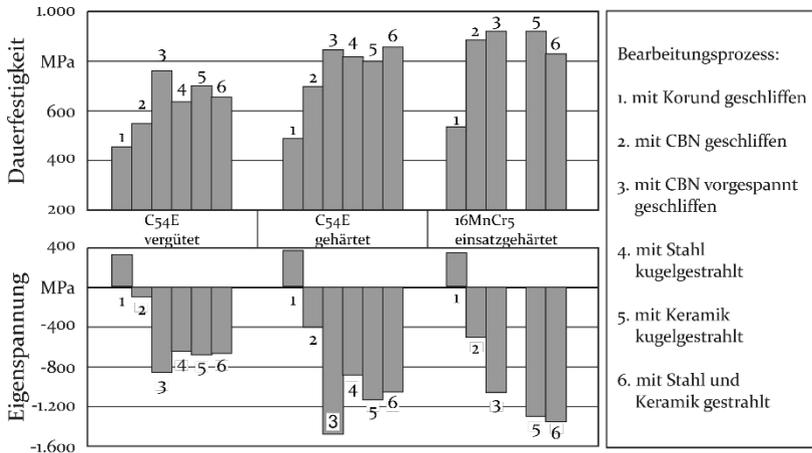
Durch das belastungsangepasste Einbringen von Druckeigen-
spannungen wird die Entstehung und Ausbreitung von Rissen
verzögert oder verhindert und somit die Lebensdauer von
Formwerkzeugen erheblich erhöht [2]. Auf Grund der hohen
Belastungen und mehrachsigen Spannungszustände bei der
Blechmassivumformung [3] bildet diese ein interessantes For-
schungsfeld für den Einsatz funktionaler Randzonen.

Die Hartbearbeitung von Formwerkzeugen aus Stahl erfolgt
heutzutage zunächst durch Schleifen oder Erodieren und einen
anschließenden Polierschritt, um die geforderte Oberflächen-
rauheit zu erreichen. Erodieren erzeugt dabei meist einen
unvorteilhaften Zugeigenspannungszustand [4], der die Lebens-
dauer verkürzen kann. Schleifen hingegen ist in der Lage,
Druckeigenspannungen zu erzeugen [5]. Für das Bearbeiten
komplizierter Formen und Freiformflächen eignet sich das
Schleifen mit torischen Schleifstiften. Diese Werkzeuge sind in
der Lage, durch ihre Anstellung und geeignete Bahnplanung
auch bei komplizierten Formen gleichbleibende Kontaktbedin-
gungen zu gewährleisten, sodass gezielt der geforderte Eigen-
spannungszustand eingestellt werden kann [6].

2 Einfluss der Randzone auf Bauteileigenschaften

Der Randzonenzustand eines Bauteils hat erheblichen Einfluss
auf sein späteres Einsatzverhalten. So hat beispielsweise Sollich
[7] anhand unterschiedlicher Stähle und Bearbeitungsverfahren
gezeigt, dass sich der Eigenspannungszustand eines Bauteils
erheblich auf dessen Dauerfestigkeit auswirkt (siehe Abb. 17).
Das Schleifen mit Korund als Schleifkorn erzeugt für alle drei
untersuchten Werkstoffe Zugeigenspannungen im Werkstück
und verringert damit erheblich seine Ermüdungsfestigkeit. Das
Schleifen mit CBN erzeugt bereits niedrige bis mittelhohe
Druckeigenspannungen, abhängig vom Werkstoff, und damit
eine erheblich höhere Dauerfestigkeit für die beiden gehärteten

Werkstoffe C₄₅ und 16MnCr₅. CBN hat etwa die 50-fache Wärmeleitfähigkeit von Korund, was zu einer geringeren thermischen Belastung der Randzone führt. Prozesse wie das vorgespannte Schleifen oder das Kugelstrahlen, welche speziell dafür geeignet sind, hohe Druckeigenstressungen einzubringen, erhöhen die Dauerfestigkeit der Bauteile noch weiter.



Bre/52927 ©IFW

Abb. 17: Einfluss von Eigenspannungen auf die Dauerfestigkeit bei unterschiedlichen Werkstoffen [7]

Der Randzonenzustand wirkt sich aber nicht nur auf die Lebensdauer von Bauteilen aus. Er kann auch erheblichen Einfluss auf weitere Funktionen des Bauteils haben, wenn zum Beispiel eine Beschichtung aufgebracht wird. Am Beispiel von Wendeschneidplatten aus Wolframkarbid hat Breidenstein gezeigt, dass jeder einzelne Prozessschritt der Fertigung bis hin zur Beschichtung den Eigenspannungszustand in der Randzone beeinflusst (siehe Abb. 18) [8]. Zwar entsteht eine gute Anbindung zwischen Beschichtung und Substrat, es wird jedoch ein ungünstiger Zugeigenspannungszustand kurz unterhalb des Interfaces zwischen Beschichtung und Substrat erzeugt. Wird die Wendeschneidplatte nun im Zerspanprozess weiteren Belastungen ausgesetzt, kommt es zu einer Überlagerung der

Lastspannungen mit den Eigenspannungen im Substrat und die Streckgrenze des Substratwerkstoffs wird überschritten. Die Beschichtung platzt mit Restsubstratmaterial ab, und man spricht von kohäsivem Werkzeugversagen.

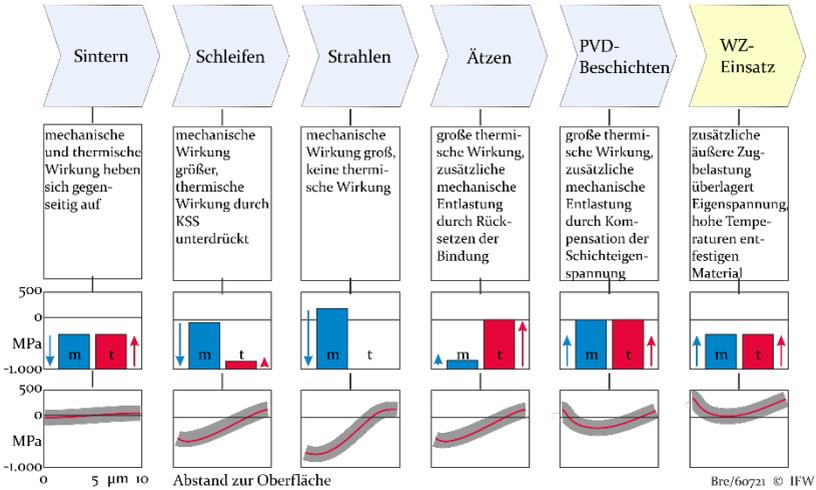
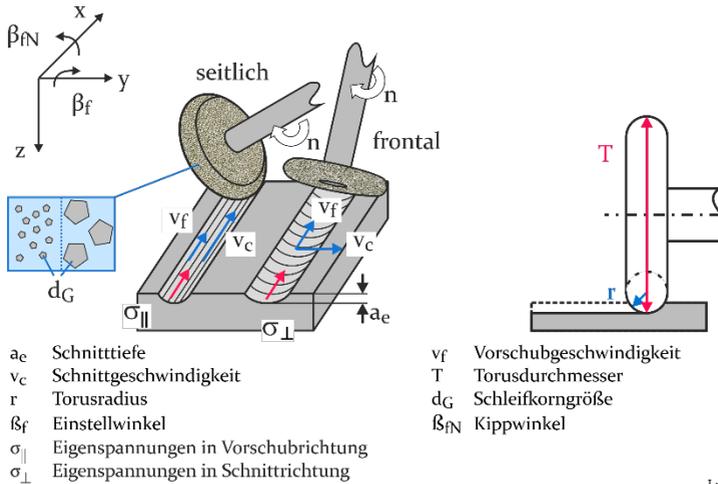


Abb. 18: Prozesskette zur Herstellung von Wendeschneidplatten mit jeweiliger thermischer (t) und mechanischer (m) Belastung und Auswirkung auf die Substratrandzone [8]

3 Funktionalisierung durch Schleifen mit torischen Werkzeugen

Beim Schleifen mit torischen Werkzeugen lassen sich zwei prinzipielle Strategien unterscheiden. Die seitliche Strategie, bei der Schnitt- und Vorschubbewegung parallel zueinander erfolgen, und die frontale Strategie, bei der Schnitt- und Vorschubrichtung quer zueinander liegen (siehe Abb.). In vorangegangenen Arbeiten wurden die Prozess- und Werkzeugstellgrößen Schleifkorngröße d_G , Bindungsart B, Konzentration der Schleifkörner C, Schleifstrategie S, Vorschubgeschwindigkeit v_f und Schnittgeschwindigkeit v_c untersucht. Dabei wurden die Schleifkorngröße, die Vorschubgeschwindigkeit und die

Strategie als wichtigste Einflussgrößen für das Einbringen von Eigenspannungen identifiziert [5].



Luc/91093 © IFW

Abb. 3: Wichtige Größen beim Schleifen mit torischen Schleifstiften

In Abb. sind die geometrischen Eingriffsflächen schematisch aufgezeigt. Der Eingriffsquerschnitt beschreibt die Querschnittsfläche des in Vorschubrichtung projizierten Werkzeugs. In Vorschubrichtung verlängert bildet er das durch eine Schleifbahn abgetragene Werkstoffvolumen, und multipliziert mit der Vorschubgeschwindigkeit ergibt sich das Zeitspanvolumen. Die Kontaktfläche beschreibt den bei der Zerspanung mit dem Werkstück in Kontakt stehenden Teil des Werkzeugs. Die Fläche des Torus, die mit dem Werkstück in Kontakt steht, weist eine doppelte Krümmung auf. Zusätzlich weist das Werkstück durch die vorangegangene Schleifbahn ebenfalls einen Radius auf. Die Schnittfläche lässt sich daher nicht mehr ohne weiteres analytisch beschreiben. Die Berechnung der Kontaktfläche erfolgt entsprechend durch numerische Abtragssimulation.

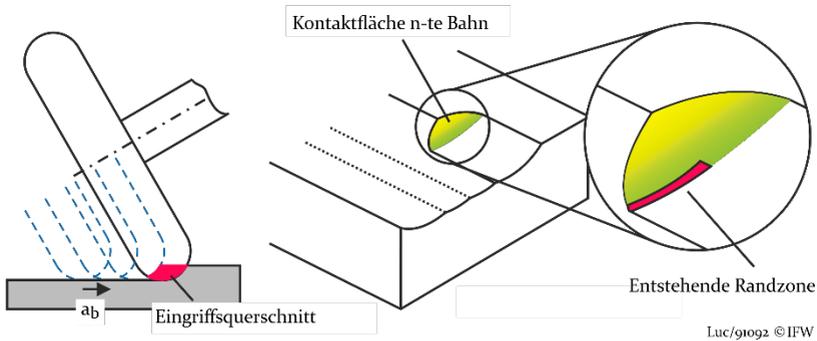


Abb. 4: Eingriffsbedingungen beim Schleifen mit torischen Schleifstiften

Um die Zusammenhänge zwischen Schleifkorngröße und Vorschubgeschwindigkeit für die seitliche Strategie auf die entstehenden Eigenspannungen quantitativ zu beschreiben, wurden weitere Untersuchungen an pulvermetallurgisch hergestelltem Werkzeugstahl 1.3344 PM durchgeführt. Als Werkzeuge wurden keramisch gebundene Schleifstifte mit einer Konzentration von $C = 125$, einem Torushauptdurchmesser von $T = 30$ mm, einem Torusnebenringradius von $r = 5$ mm und variierender Schleifkorngröße ($d_G = 15 \mu\text{m}$, $54 \mu\text{m}$, $76 \mu\text{m}$ und $91 \mu\text{m}$) eingesetzt. Als Kippwinkel wurde $\beta_{fN} = 30^\circ$, als Arbeitseingriff $a_e = 50 \mu\text{m}$, als Bahnabstand $a_b = 100 \mu\text{m}$ und als Schnittgeschwindigkeit $v_c = 35$ m/s gewählt. Die Vorschubgeschwindigkeit wurde auf 4 Stufen zwischen 50 mm/min und 2.000 mm/min variiert. Die resultierenden Eingriffsbedingungen sind in Tabelle 4 zusammengefasst.

In Abb. sind exemplarisch die ermittelten Eigenspannungen über der Vorschubgeschwindigkeit und der Korngröße dargestellt. Die Verläufe für die weiteren Korngrößen und Vorschubgeschwindigkeiten sehen qualitativ identisch aus. Obwohl die Schleifkräfte mit steigender Vorschubgeschwindigkeit ansteigen, finden sich für die seitliche Strategie keine großen Veränderungen in den Eigenspannungen. Es ist dabei zu beachten, dass der größte Teil des Materialabtrags an der Kontaktfläche (siehe Abb.) in Bereichen des Werkstücks statt-

findet, welche durch die weitere Vorschubbewegung oder in der nächsten Schleifbahn entfernt werden. Der Großteil der zusätzlichen Energie durch eine erhöhte Vorschubgeschwindigkeit hat also keinen Einfluss auf die nach dem Schleifen noch vorhandene Randzone.

Tabelle 4: Eingriffsbedingungen beim seitlichen Schleifen

Vorschubgeschwindigkeit v_f (mm/min)	Eingriffsquerschnitt (mm ²)	Kontaktfläche (mm ²)	Zeitspanvolumen (mm ³ /s)
50	$4,93 \cdot 10^{-3}$	$378 \cdot 10^{-3}$	$4,1 \cdot 10^{-3}$
250	$4,93 \cdot 10^{-3}$	$378 \cdot 10^{-3}$	$20,5 \cdot 10^{-3}$
500	$4,93 \cdot 10^{-3}$	$378 \cdot 10^{-3}$	$41,1 \cdot 10^{-3}$
2.000	$4,93 \cdot 10^{-3}$	$378 \cdot 10^{-3}$	$160,4 \cdot 10^{-3}$

Die Schleifkorngröße zeigt dagegen einen deutlichen Einfluss auf die Randzoneneigenspannungen (siehe Abb. unten). Mit steigender Schleifkorngröße steigen die eingebrachten Druckeigenspannungen. Da die Konzentration an Schleifkörnern in allen Werkzeugen identisch ist, bedeutet ein größerer Schleifkorndurchmesser auch gleichzeitig eine deutlich geringere Anzahl an Körnern. Das Verhältnis von Reibfläche am Schleifkorn zu zerspantem Volumen pro Korn sinkt mit steigendem Durchmesser. Die Zerspannung wird dadurch effizienter, und die entstehende Reibungswärme, die Zugeigenspannungen in der Randzone erzeugt, sinkt. Gleichzeitig steigen die Spannungen, die durch das einzelne Korn auf die Randzone wirken und somit die plastische Verformung der Randzone begünstigen. Plastische Verformung der Randzone führt wiederum zu Druckeigenspannungen. Für die größte Korngröße ist wieder ein leichter Abfall der Eigenspannungen zu beobachten. Berechnet man die Anzahl an aktiven Körnern nach Lierse [9] für die Vorschubgeschwindigkeit von $v_f = 250$ mm/min, so erhält man etwa 120 aktive Körner für eine Korngröße von

$d_G = 15 \mu\text{m}$, etwa 9 für $d_G = 54 \mu\text{m}$ und etwa 3 für $d_G = 91 \mu\text{m}$. Die Anzahl an aktiven Körnern ist hier vermutlich so gering, dass es zu einem schnelleren Verschleiß der Körner kommt und somit wiederum zu einer höheren Wärmeentwicklung.

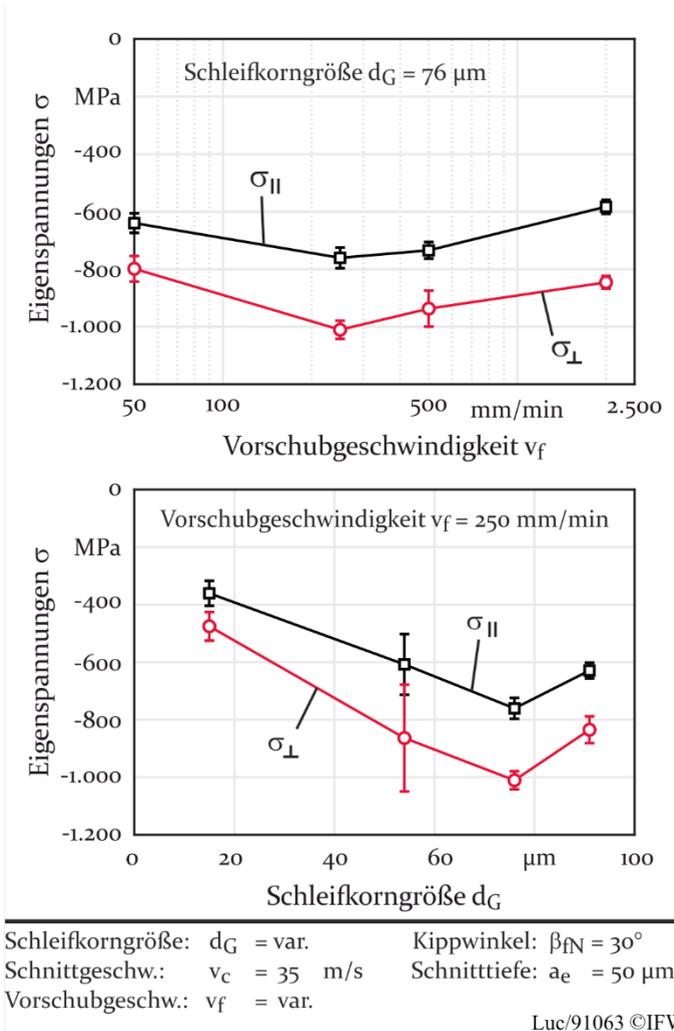
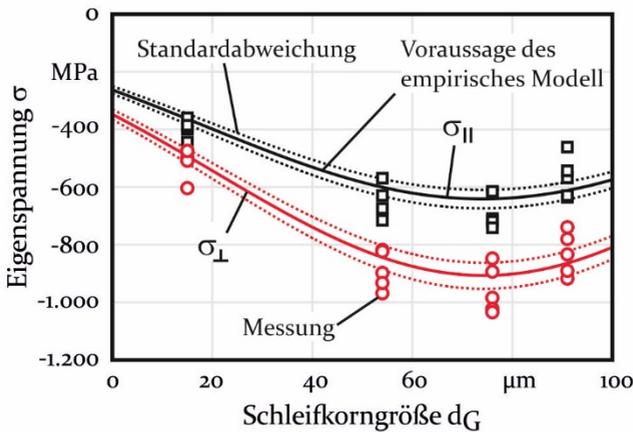


Abb. 5: Eigenspannungen für die seitliche Strategie in Abhängigkeit von Vorschubgeschwindigkeit und Schleifkorngröße

Aus allen ermittelten Werten lässt sich ein empirisches Modell für das Einbringen der Eigenspannungen für die seitliche Strategie ableiten. In Abb. ist ein Schnitt durch dieses Modell bei einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_f = 1.000 \text{ mm/min}$ dargestellt. Zur Validierung des Modells wurden Schleifuntersuchungen bei dieser Vorschubgeschwindigkeit durchgeführt, welche nicht in die Erstellung des Modells eingeflossen sind. Die Messwerte dieser Versuche wurden in Abb. integriert. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen dem Modell und den Messwerten zur Validierung. Es fällt allerdings auf, dass die Messwerte der Versuchswiederholungen recht stark schwanken. Genauere Untersuchungen des Verschleißverhaltens der Werkzeuge und dessen Auswirkungen auf die eingebrachten Eigenspannungen sind daher notwendig.



Schleifkorngröße:	$d_G = \text{var.}$	Kippwinkel:	$\beta_{fN} = 30^\circ$
Schnittgeschw.:	$v_c = 35 \text{ m/s}$	Schnitttiefe:	$a_e = 50 \mu\text{m}$
Vorschubgeschw.:	$v_f = \text{var.}$		

Luc/91064 ©IFW

Abb. 6: Voraussage des empirischen Modells der resultierenden Eigenspannungen für die seitliche Strategie bei $v_f = 1000 \text{ mm/min}$ mit Messwerten der Validierungsversuche

4 Anwendungsbeispiele von funktionalisierten Randzonen

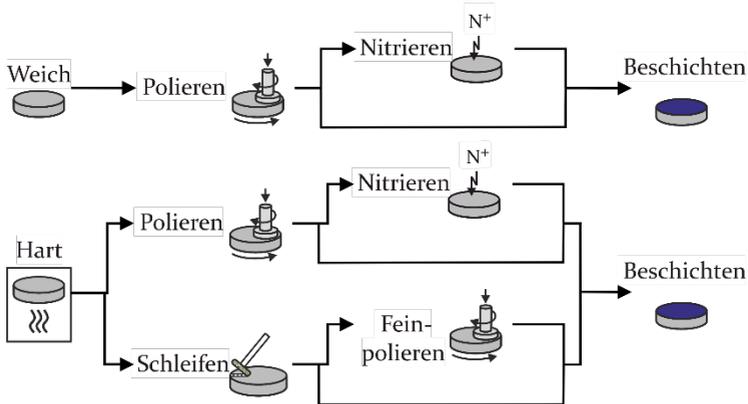
Neben der Erhöhung des Ermüdungswiderstands und damit der Lebensdauer von Formwerkzeugen durch das Einbringen geeigneter Eigenspannungen gibt es noch weitere Anwendungsmöglichkeiten für funktionalisierte Randzonen. Zwei davon werden im Folgenden vorgestellt.

4.1 Beschichtungsvorbehandlung

Wie in Kapitel 2 gezeigt, hat der Randzonenzustand des Substrats wesentlichen Einfluss auf die Haftung und das Einsatzverhalten einer aufgebracht PVD-Beschichtung. Um die Einflüsse unterschiedlicher Randzonenzustände für die Blechmassivumformung bewerten zu können, wurden für den pulvermetallurgisch hergestellten Werkzeugstahl 1.3344 PM verschiedene Prozessketten zur Vorbehandlung mit Kombinationen aus den Verfahren Härten, Nitrieren, Schleifen, Polieren und Feinpolieren untersucht (siehe Abb. 19). Vor dem Beschichten wurden alle Proben auf ihre Härte, die Rauheit und den Eigenspannungszustand hin untersucht. Die Härte wurde mittels Nanoindentation ermittelt, um Tiefenverläufe zu ermöglichen. Die Oberflächen wurden optisch mittels Konfokalmikroskopie ausgewertet. Die Messung der Eigenspannungen erfolgte röntgenographisch.

In Tabelle 5 sind die Rauheit und die Härte der verschiedenen Proben dargestellt. Die Rauheit der gehärteten Proben von 10 GPa entspricht etwa 62 HRC. Auffällig ist, dass die weiche und durch Nitrieren randschichtgehärtete Probe eine höhere Härte als die durchgehärtete Probe aufweist. Die Erhöhung der Härte durch das Nitrieren kann in gleichem Ausmaß auch bei der bereits gehärteten Probe beobachtet werden. Tiefenverläufe haben jedoch gezeigt, dass dieses hohe Härteniveau durch das Nitrieren nur in den oberen 50 µm erhalten bleibt.

Zwischen 50 μm und 100 μm Tiefe fällt die Härte ab und gleicht sich an das Ausgangsniveau des Werkstoffs an.



Luc/91094 © IFW

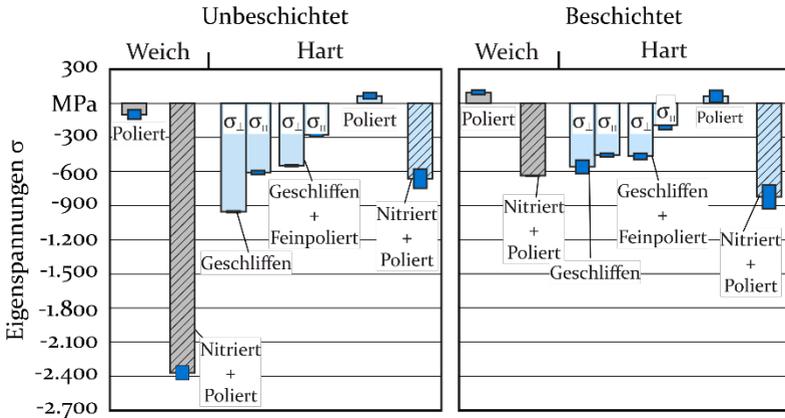
Abb. 19: Prozessketten zur Beschichtungsvorbehandlung

Die Rauheit ist abhängig vom letzten durchgeführten Fertigungsschritt. Die feinpolierte Probe wurde im letzten Prozessschritt mit 1 μm Diamantpaste poliert und weist die geringste Rauheit und eine spiegelnde Oberfläche auf. Bei den polierten Proben wurde ein Polierschritt weniger durchgeführt, sodass diese auch eine etwas höhere Rauheit aufweisen. Alle nitrierten Proben wurden vor dem Nitrierschritt ebenfalls poliert. Der Beschuss mit hochenergetischen Stickstoffionen zerrüttet die Oberfläche, sodass die Rauheit durch diesen Prozessschritt wieder erhöht wird. Das Schleifen mit der frontalen Strategie erzeugt eine im Vergleich zum Nitrieren noch leicht erhöhte Rauheit. Die Oberfläche unterscheidet sich jedoch erheblich, da die geschliffene Topographie eine klare Vorzugsrichtung durch Schleifriefen aufweist, während alle anderen Proben keine Vorzugsrichtung erkennen lassen.

Tabelle 5: Härte und Rauheit unterschiedlicher Vorbehandlungsprozessketten

Prozesskette	Härte (GPa)	Rauheit (Rz)
Weich, poliert	5	0,4 µm
Weich, poliert, nitriert	12,5	1,0 µm
Hart, poliert	10	0,4 µm
Hart, poliert, nitriert	17,5	1,0 µm
Hart, geschliffen	10	1,2 µm
Hart, geschliffen, feinpoliert	10	0,025 µm

Abb. zeigt die Eigenspannungszustände im Substrat vor und nach der Beschichtung für alle Prozessketten. Alle Prozessketten ohne Schleifen weisen einen homogenen Eigenspannungszustand ohne Vorzugsrichtung auf. Die geschliffene Probe zeigt zwei Haupteigenspannungsrichtungen, wobei die mit den höheren Druckeigenspannungen von etwas über -900 MPa quer zur Schnittrichtung liegt und die mit den niedrigeren Druckeigenspannungen parallel zur Schnittrichtung. Beim Schleifen sind höhere Druckeigenspannungen quer zur Schnittrichtung üblich, da die Schleifkörner Werkstoff in diese Richtung verdrängen und somit eine stärkere plastische Verformung stattfindet. Diese Vorzugsrichtung lässt sich bei den Eigenspannungen auch noch in der anschließend feinpolierten Probe erkennen. Beide Haupteigenspannungen für die feinpolierte Probe weisen dieselbe Differenz auf, liegen im Betrag aber etwa 300 MPa niedriger. Beim Schleifen mit torischen Werkzeugen liegen die größten Druckeigenspannungen direkt unter der Oberfläche. Da Polieren ein sehr schonendes Verfahren ist, wurde hier lediglich eigenspannungsbehafteter Werkstoff entfernt.



Luc/91095 ©IFW

Abb. 8: Eigenspannungszustände im Substrat vor und nach der Beschichtung

An allen Proben wurden Ritztests durchgeführt und die Ergebnisse in Abb. 9 zusammengefasst. Für die beiden Proben mit Schleifen als Prozessschritt wurden Ritzversuche in Richtung der beiden Haupteigenspannungen durchgeführt. Bei den Proben mit homogenen Randzonenzuständen wurde darauf verzichtet. Die weiche Probe, die poliert und nitriert wurde, sowie die harte Probe, die nur geschliffen wurde, zeigen deutlich die besten Ergebnisse. Bei der geschliffenen Probe sind der L_{c2} - und der L_{c3} -Wert quer zur Schleifrichtung außerdem etwas höher als parallel zur Schleifrichtung. In diese Richtung sind im Substrat sowohl die deutlich höheren Druckeigenspannungen vorhanden, als auch die Rauheit höher, da die Schleifriefen quer zum Ritz liegen. Die geschliffene und anschließend feinpolierte Probe weist die mit Abstand geringsten Werte auf. Hier werden alle kritischen Punkte zum gleichen Zeitpunkt erreicht, da schon eine geringe Kraft ausreicht, um zu einem vollständigen Versagen der Schicht zu führen. Die nitrierten Proben weisen beide höhere Werte auf, als die nicht nitrierten Proben mit gleicher Vorbehandlung. Dabei ist zu beachten, dass das Nitrieren sowohl die Rauheit als auch die Druck-

eigenstressen im Substrat erhöht. Die Härte kann als entscheidender Faktor für die Schichthftung ausgeschlossen werden. Eine Grundrauheit von etwa $Rz = 1 \mu\text{m}$ und erhöhte Druckeigenstressen im Substrat sorgen dafür, dass eine erhöhte Schichthftung erreicht werden kann. Des Weiteren haben sich die Druckeigenstressen in den beiden Proben mit den höchsten Werten im Ritztest durch die Beschichtung abgebaut. Hier ist es zu einer Entspannung des Substrats gekommen und daher vermutlich auch zu einem Angleichen der Eigenstressen zwischen Schicht und Substrat. Hohe Spannungsdifferenzen im Interface zwischen Schicht und Substrat können zum leichten Abplatzen und damit zum Versagen der Schicht führen.

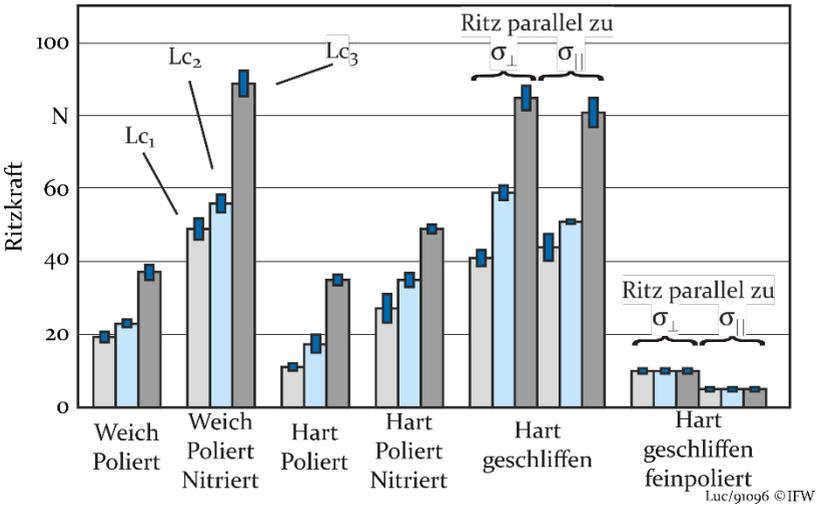


Abb. 9: Ergebnisse Ritzversuche

Neben der Schichthftung sind die späteren Belastungen im Einsatz zu bedenken. Die weiche und nitrierte Probe weist zwar insgesamt die höchste Schichthftung im Ritzversuch auf, die nur etwa $100 \mu\text{m}$ tief gehärtete Schicht ist aber nicht in der Lage, den Prozessbelastungen der Blechmassivumformung standzuhalten. Durch Eindrücke mit einer Rockwellkugel konnte nachgewiesen werden, dass das noch weiche Substrat

unterhalb der gehärteten Zone bei hohen Normalspannungen zu fließen beginnt. Hierdurch kommt es zu Rissen in der Schicht am Rand der Eindruck, da die Schicht in den entstehenden Kugelabdruck fließt und die Zugspannungen am Rand nicht ertragen kann. Ein durchgehärtetes Substrat ist also zwingend erforderlich, um das Fließen des Werkzeugs unterhalb der Schicht bei für die Blechmassivumformung üblichen Belastungen zu vermeiden. Für das gehärtete Substrat stellt die Vorbehandlung lediglich durch Schleifen mit torischen Schleifstiften die beste Lösung dar. Durch das Schleifen wird eine hohe Schichthaftung erzeugt, und es kann außerdem auf zusätzliche, kostenaufwendige Prozessschritte wie Nitrieren oder Polieren verzichtet werden.

4.2 Belastungshistorie

Der Eigenspannungszustand der Randzone kann des Weiteren dazu genutzt werden, die Belastungshistorie durch den Abbau der Eigenspannungen nachzuvollziehen. Bei zyklischer Belastung von Bauteilen bauen sich die in der Randzone vorhandenen Eigenspannungen abhängig von der Belastung und der Zyklenzahl ab. Bei verhältnismäßig hoher Belastung sind nur wenige oder ein Lastzyklus notwendig, um die Eigenspannungen vollständig abzubauen. Bei zu geringer Belastung verändert sich der Eigenspannungszustand gar nicht. Bei mittlerer Belastung kommt es zu einem langsamen Abbau der Eigenspannungen. Das Wissen über das Abbauverhalten kann genutzt werden, um die vom Bauteil erforderte Belastung nachzuvollziehen, sofern der Ausgangszustand vor der Belastung bekannt ist. Mörke hat gezeigt, dass für eine Identifizierung der Belastungshistorie ein einzelner Eigenspannungswert nicht ausreicht, da viele Kombinationen aus Last und Zyklenzahl zum gleichen Ergebnis beim Abbau der Eigenspannungen kommen können [10]. Er hat daher die beiden ebenen Haupteigenspannungen sowie die Halbwertsbreite der röntgenographischen Spannungsanalyse herangezogen, welche sich abhängig

von Werkstoff und der zyklischen Belastung unterschiedlich abbauen. Die Halbwertsbreite der röntgenographischen Messung ist ein Maß für die Versetzungsdichte im gemessenen Werkstoffvolumen. Diese ändert sich ebenfalls durch zyklische Lasteinwirkung und kann daher als weitere Größe genutzt werden. Für diese drei Größen ergeben sich unterschiedliche Kombinationsmöglichkeiten für Last und Zyklenzahl (siehe Abb.). Aus den Schnittpunkten der Graphen ergeben sich nun die Kombinationsmöglichkeiten, die die Voraussetzung für alle drei betrachteten Größen erfüllen.

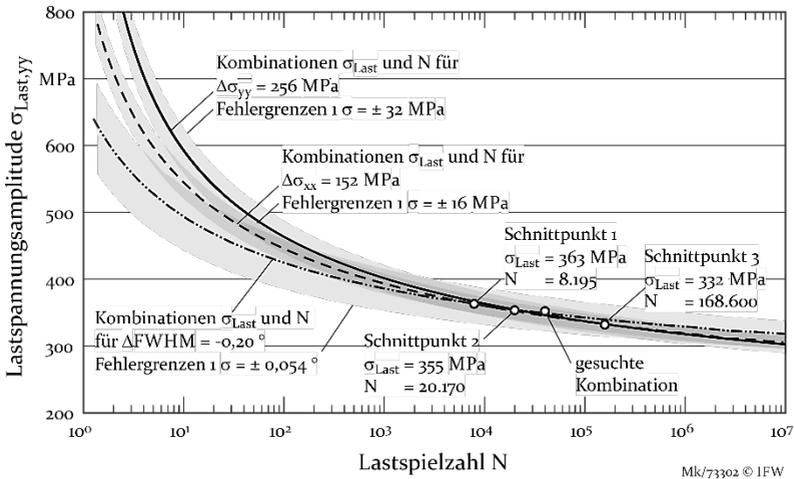


Abb. 10: Mögliche Kombinationen aus Last und Zyklenzahl für die beiden Haupteigenspannungen und die Halbwertsbreite bei bekanntem Eigenspannungsabbau [10]

Alle drei Kurven sind jedoch mit einem Intervall für die jeweiligen Messfehler zu versehen, sodass sich statt Schnittpunkten ein Überlappungsbereich ergibt (siehe Abb.). Insbesondere im Bereich hoher Lastspielzahlen wird dieser Bereich sehr breit, sodass eine genaue Eingrenzung der Belastungshistorie kaum möglich ist. Für viele industrielle Anwendungen sind jedoch Informationen insbesondere über die Zyklenzahl, die ein Bauteil erdulden musste, bekannt. Im Falle von

Formwerkzeugen ist die Anzahl an Hieben, die dieses Werkzeug geleistet hat üblicherweise dokumentiert. Diese Information kann nun genutzt werden, um den Bereich der Lastspannung, die während dieser Zyklen geherrscht haben muss, erheblich einzugrenzen (siehe Abb. Bereich möglicher Lastspannung). Fällt ein Formwerkzeug nun frühzeitig aus, kann durch eine Messung des Randzonenzustands überprüft werden, ob möglicherweise deutlich höhere Spannungen geherrscht haben als zuvor angenommen.

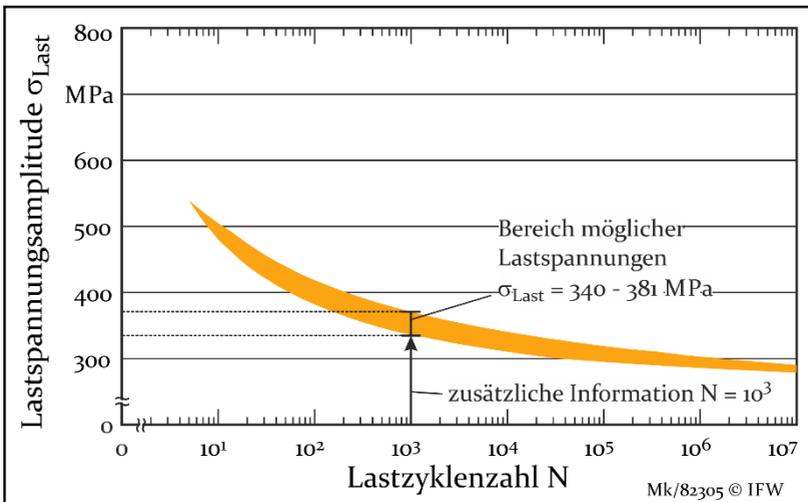


Abb. 11: Überlappungsbereich durch Messfehler und Eingrenzen durch zusätzliche Information [10]

5 Zusammenfassung und Ausblick

Die Modifikation von Randzonen bietet viele Potentiale für die Formwerkzeuge der Blechmassivumformung sowie andere hochbelastete Bauteile. Durch ein gezieltes Einstellen des Randzonenzustands kann nicht nur die Lebensdauer dieser Bauteile erhöht werden, sondern auch die Haftung von Beschichtungen sichergestellt oder die Lasten, die ein Bauteil erfahren hat, nachvollzogen werden. Um diese Potentiale aus-

erschöpfen zu können, ist es notwendig den Einfluss der genutzten Fertigungsverfahren auf die Randzone genau zu kennen. Die Untersuchung des Schleifens mit torischen Schleifstiften bildet dabei eine wichtige Grundlage. Das empirische Modell kann genutzt werden, um den Fertigungsprozess in Zukunft so auszulegen, dass lokal optimierte Randzonenzustände in alle Bereiche des Formwerkzeugs eingebracht werden.

6 Danksagung

Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die finanzielle Unterstützung des Teilprojekts B8 „Schleifstrategien zur lokalen, belastungsorientierten Randzonenmodifikation von Blechmassivumformwerkzeugen“ im Rahmen des SFB/Transregio 73 „Umformtechnische Herstellung von komplexen Funktionsbauteilen mit Nebenformelementen aus Feinblechen - Blechmassivumformung“. Es wird außerdem den Mitarbeitern aus dem Teilprojekt B5 „Dünnschichten“ des TR73 gedankt, welche maßgeblich an den Arbeiten zur Beschichtungsvorbehandlung beteiligt waren.

7 Literatur

- [3] Jawahir, I. S.; Brinksmeier, E.; M'Saoubi, R.; Aspinwall, D. K.; Outeiro, J. C.; Meyer, D.; Umbrello, D.; Jayal, A. D.: Surface integrity in material removal processes: Recent advances. CIRP Annals-Manuf Technol 60 (2011). S. 603-626
- [4] Lange, K.; Kammerer, M.; Pöhland, K.; Schöck, J.: Fließpressen, 1st ed. Berlin: Springer (2008).
- [5] Merklein, M.; Koch, J.; Opel, S.; Schneider, T.: Fundamental investigations on the material flow at combined sheet and bulk metal forming processes. CIRP Annals-Manuf Technol 60 (2011). S. 283-286

- [6] García Navasa, V.; Ferreres, I.; Marañón, J. A.; Garcia-Rosales, C.; Gil Sevillano, J.: Electro-discharge machining (EDM) versus hard turning and grinding - Comparison of residual stresses and surface integrity generated in AISI O1 tool steel. *J Mat Pro Tec* 195 (2008). S. 186-194.
- [7] Denkena, B.; Grove, T.; Lucas, H.: Influences of grinding with Toric CBN grinding tools on surface and subsurface of 1.3344 PM steel. *J Mat Pro Tec* 229 (2016). S. 541-548
- [8] Denkena, B.; Köhler, J.; van der Meer, M.: A roughness model for the machining of biomedical ceramics by toric grinding pins. *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.* 6 (2013). S. 22-33
- [9] Sollich, A.: Verbesserung des Dauerschwingverhaltens hochfester Stähle durch gezielte Eigenspannungserzeugung. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Kassel (1994).
- [10] Breidenstein, B.: Oberflächen und Randzonen hoch belasteter Bauteile. Habilitationsschrift, Leibniz Universität Hannover. Garbsen: PZH (2011).
- [11] Lierse T. Mechanische und thermische Wirkungen beim Schleifen keramischer Werkstoffe. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover (1998).
- [12] Mörke, T.: Randzonenanalyse zur Bestimmung mechanischer Belastungen im Lebenszyklus spanend gefertigter Bauteile. Dr.-Ing. Dissertation, Leibniz Universität Hannover. Garbsen: PZH (2016).

Blechmassivumformung von rotations-symmetrischen Bauteilen für den Antriebsstrang

A. Göttmann^{1,a}

¹Winkelmann Powertrain Components GmbH + Co. KG,
Schmalbachstraße 2, 59227 Ahlen (Westf.)

^a Alexander.Goettmann@winkelmann-automotive.com

Zusammenfassung

Winkelmann Powertrain Components ist einer der weltweit führenden Zulieferer von Motor- und Getriebekomponenten für alle namhaften Automobilhersteller und gehört zum Geschäftsbereich Automotive der Winkelmann Group. Unsere Produkte und Prozesse entwickeln wir an unserem Stammsitz in Ahlen. Mit Werken in Deutschland, Polen, Türkei, Mexico und China sind wir in der Lage unsere Produkte marktnah zu produzieren. Wir stellen rotationssymmetrische Komponenten für den Antriebsstrang aus Stahl, Aluminium und Duroplast sowie Kraftstoffverteiler für die Benzindirekteinspritzung her. Zur Herstellung der zum Teil komplexen Baugruppen kommen Prozesse aus der Umformtechnik, Fügetechnik und Kunststofftechnik zum Einsatz.

Als Kernkompetenz der Winkelmann Automotive ist das Drücken bzw. Drückwalzen hervorzuheben. Das Verfahren ermöglicht die flexible Herstellung von einteiligen belastungs- und gewichtsoptimierten Geometrien. In dem vorliegenden Beitrag werden anhand von Beispielen aus der Serienfertigung die relevanten Prozessvarianten vorgestellt und in den Kontext der Blechmassivumformung, sowie sie im TR73 definiert wird, eingeordnet. Dabei werden die prozessspezifischen Möglichkeiten der Gestaltbildung, Funktionsintegration und Beeinflussung

von Bauteileigenschaften erläutert und diskutiert. Im zweiten Teil des Vortrages werden die aus der derzeitigen Marktentwicklung resultierenden Fragestellungen in der Weiterentwicklung der Drücktechnologie diskutiert und Handlungsfelder, denen sich die Entwicklung stellen muss, abgeleitet. Insbesondere wird hier auf die Prozessplanung mittels FEM eingegangen. Abschließend werden beispielhaft Lösungsansätze für die o.g. Fragestellungen aufgezeigt, die sich durch die im TR73 erarbeiteten Erkenntnisse und Vorgehensweisen eröffnen.

Dünnschichtsensoren zur Verschleißdetektion als Beitrag zur Auslegung intelligenter Werkzeuge – eine Machbarkeitsstudie

T. Weikert^{1,a}, S. Tremmel^{1,b}

¹Lehrstuhl für Konstruktionstechnik, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU), Martensstraße 9, 91058 Erlangen

^aweikert@mfk.fau.de ^btremmel@mfk.fau.de

Zusammenfassung

Die Herstellung kompliziert geformter Blechbauteile in Prozessen der Blechmassivumformung (BMU) ist zuweilen nur durch lokal angepasste Reibungsbedingungen zwischen Werkzeug und Werkstück möglich. Einen bedeutenden Beitrag hierzu leisten Schichten aus amorphem Kohlenstoff (Diamond-Like Carbon, DLC), die eine gezielte Einstellung der Reibung in der Wirkfuge zur Steuerung des Materialflusses bei gleichzeitiger Verschleißreduktion am Werkzeug ermöglichen. Um den Verschleißzustand DLC-beschichteter Werkzeuge überwachen zu können, werden in dieser Machbarkeitsstudie kohlenstoffbasierte Schichten vorgestellt, deren Verschleiß durch einen ansteigenden elektrischen Widerstand detektierbar ist. Diese sensorischen Schichten bestehen im Wesentlichen aus niederohmigen Schichtlagen aus Chrom oder Wolframkarbid und hochohmigen Lagen aus siliziumoxiddotiertem amorphem Kohlenstoff. In wiederholten Ritztests konnte Schichtverschleiß am deutlichsten in chromhaltigen Sensorschichten detektiert werden. Kurzschlüsse zum metallischen Substrat erforderten eine ausreichende Dicke der hochohmigen Schichtlage für eine zuverlässige Verschleißdetektion. Es konnte herausgestellt werden, dass sich das vorteilhafte tribologische

Verhalten kohlenstoffbasierter Schichten um eine sensorische Funktion zur Verschleißerkennung erweitern lässt, die eine individuelle Standzeit DLC-beschichteter Werkzeuge erlaubt.

Schlagnvorte:

Verschleiß, Sensor, kohlenstoffbasierte Schicht

1 Einleitung

Eine besondere Herausforderung im Zuge der zunehmenden Automatisierung und Vernetzung in der Fertigungstechnologie stellt die Erfassung von Zustands- und Messgrößen während des gesamten Herstellungsprozesses dar. Hierdurch wird es zum Beispiel möglich, den Betriebszustand von Werkzeugen aktiv zu beeinflussen und die Steuerung von Prozessabläufen zu verbessern. Direkt in die Werkzeugoberfläche integrierte Dünnschichtsensoren können dazu beitragen, betriebsrelevante Informationen in Hauptlastbereichen von Umformprozessen zu bestimmen [1,2]. Ungeachtet einer sensorischen Funktion, ermöglichen auf Werkzeugoberflächen applizierte, amorphe Kohlenstoffschichten im Rahmen der Blechmassivumformung bislang vor allem eine gezielte, in gewissem Maße lokale Einstellung der Reibung in der Wirkfuge [3]. Gleichzeitig wird eine erhebliche Verschleißreduktion am Werkzeug erreicht [4]. Dennoch trägt der Verschleiß der Schicht unweigerlich zu einer Beschränkung der Werkzeugstandzeit bei. Instandhaltungsmaßnahmen – wie etwa eine Ent- und Neubeschichtung oder ein Austausch des Werkzeugs – werden bislang zumeist präventiv durchgeführt, ohne den tatsächlichen Verschleißzustand zu kennen und oft lange bevor der Verschleiß einen kritischen Zustand erreicht [5]. Um eine individuelle Standzeit beschichteter Werkzeuge zu ermöglichen, werden die tribologisch wirksamen Schichten um eine sensorische Funktion zur Verschleißdetektion erweitert. Dies verspricht großes Potential im Hinblick auf die Optimierung von Wartungsintervallen und zur Steigerung der Verfügbarkeit von Umformanlagen.

2 Experimentelle Methoden

2.1 Schichtaufbau und -herstellung

Die sensorischen Schichten sollen das günstige tribologische Verhalten amorpher Kohlenstoffschichten, das sich vor allem in einer Reibungsreduzierung und einem erhöhten Verschleißwiderstand verglichen mit dem unbeschichteten Kontakt zeigt, um die Funktion „Verschleiß detektieren“ erweitern. Hierzu soll der Verschleißzustand der Schichten elektronisch überwacht werden. Zu diesem Zweck werden dünne niederohmige, rein metallische Schichtlagen [6] zwischen vergleichsweise dicken kohlenstoffbasierten Schichtlagen in einer mehrlagigen Schichtarchitektur angeordnet. Die kohlenstoffbasierten Schichtlagen bieten neben einer ausreichenden Isolation zum Stahlsubstrat und zu metallischen Gegenkörpern [7] auch ein günstiges tribologisches Verhalten [8]. Zur elektrischen Kontaktierung werden die niederohmigen Schichtlagen außerhalb des Belastungsbereichs freigelegt. Bei einer angelegten elektrischen Spannung entsteht eine Parallelschaltung der Widerstände der hoch- und niederohmigen Schichtlagen sowie des Substrats. Aufgrund seiner größeren Querschnittsfläche weist das Substrat einen im Vergleich mit den niederohmigen Schichtlagen deutlich geringeren Widerstand auf, sodass eine ausreichende Isolation zum Substrat gewährleistet werden muss. Bei Verschleiß oder Schädigung der Schicht, insbesondere der niederohmigen Schichtlage, ist ein Anstieg des Gesamtwiderstands zu erwarten.

Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden verschiedenen Varianten sensorischer Schichten betrachtet, die sich im Wesentlichen im Werkstoff der niederohmigen Schichtlage sowie in der Dicke der hochohmigen Schichtlage unterscheiden. Als niederohmige Schichten dienten circa 100 nm dünne Schichtlagen aus reinem Chrom (Cr) oder Wolframkarbid (WC), die durch Magnetronspütern eines Chrom- beziehungsweise

eines binderfreien Wolframkarbid-Targets hergestellt wurden. Schichtlagen aus siliziumoxiddotiertem amorphen Kohlenstoff (a-C:H:SiO) mit Dicken von 1,3 μm , 3,3 μm und 4,8 μm wurden als hochohmige Schichten eingesetzt. Um die Belastungsfähigkeit der Schichten zu verbessern, wurde eine Architektur aus Stützsichten gewählt. Mittels Lichtbogenverdampfen hergestellte, dünne Schichtlagen aus Chrom sowie Zwischenschichten aus Wolframkarbid gewährleisteten die Anbindung der Schichten an die polierten Substrate aus vergütetem Schnellarbeitsstahl 1.3343. Weiterhin trugen Schichtlagen aus wolframmodifiziertem (a-C:H:W) und reinem, wasserstoffhaltigem amorphen Kohlenstoff (a-C:H) zu einem gradierten Anstieg der Härte vom Substrat zur sensorischen Funktionsschicht bei. Eine Schicht aus a-C:H:SiO mit einer Dicke von 2,00 μm bildete die tribologisch wirksame Deckschicht. Die a-C:H-, a-C:H:SiO- und a-C:H:W-Schichtlagen wurden mittels plasmaunterstützter chemischer Gasphasenabscheidung (PECVD) beziehungsweise reaktiver physikalischer Gasphasenabscheidung (PVD) erzeugt. Die Herstellung der sensorischen Schichten erfolgte in einer industrietypischen kombinierten PVD/PECVD Beschichtungsanlage (H-O-T TT 300-K4). Die Probekörper ($\varnothing 30 \times 5 \text{ mm}$) wurden vor der Beschichtung in Aceton und Isopropanol, unterstützt mit Ultraschall, gereinigt und unmittelbar vor Abscheidung der Schichten einem Argonplasmaätzprozess zur Entfernung feinsten Verunreinigungen unterzogen. Zur Abgrenzung zweier Messabschnitte auf den Probenoberflächen und um die Kontaktierung der niederohmigen Schichten zu ermöglichen, wurden die Oberflächen vor dem und während einer Unterbrechung des Beschichtungsprozesses maskiert und nicht zu beschichtende Bereiche abgedeckt. Abb. 1 veranschaulicht den Aufbau der sensorischen Schichten anhand des Querschnitts der Variante C₄, der mittels fokussiertem Ionenstrahl (FIB) präpariert wurde. Für die Cr-haltigen sensorischen Schichten wurden die Dicken der a-C:H:SiO-Schichtlage variiert; die Herstellung der WC-haltigen Sen-

sorschicht erfolgte mit einer $4,8\ \mu\text{m}$ dicken Schichtlage aus a-C:H:SiO.

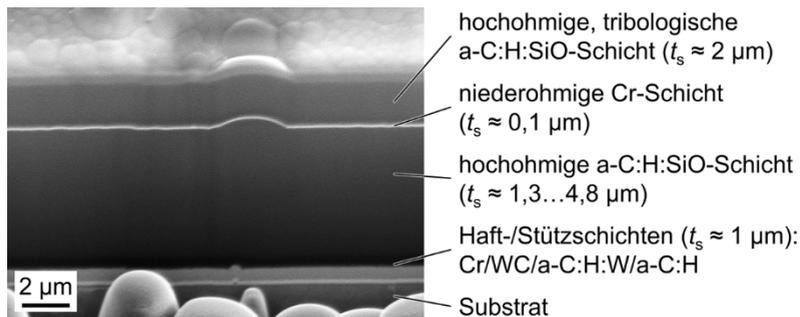


Abb. 1: Querschnitt der sensorischen Schichtvariante C4.

2.2 Schichtcharakterisierung

Die sensorische Funktion zur Verschleißdetektion der Schichten wurde in wiederholten Ritztests mit ROCKWELL-C-Eindringkörpern evaluiert. In Ritztests mit linear ansteigender Normalkraft nach DIN EN ISO 20502 [9] wurden zunächst kritische Lasten L_{c2} identifiziert, bei denen es zu ersten Abplatzungen der Schicht am Rand der Ritzspur kam. Dies erlaubte eine Charakterisierung der mechanisch-tribologischen Tragfähigkeit der Schichten. Zur Beurteilung der sensorischen Funktion wurden Ritztests zwischen zwei elektrischen Kontaktstellen mit konstanten Lasten L_{c2} 1, 2, 5, 10 und 20 mal in jeweils separaten Ritzspuren wiederholt durchgeführt und die Schicht somit sukzessive geschädigt. Eine vollständige Durchdringung der Schicht erfolgte schließlich bei einer Last von 120 N. Der elektrische Widerstand wurde nach jeder Wiederholserie mittels Federkontaktstiften in einer Vierleiterschaltung mit einem digitalen Nano-Ohmmeter (ELIO PEDRANTI 20024) und bei einem Messstrom von $10\ \mu\text{A}$ gemessen. Die Vierleitermessung bietet eine Kompensation der Kontakt- und Leitungswiderstände und eignet sich insbesondere zur Erfassung kleiner Messwertänderungen. Eine Positioniervorrichtung gewährleistete die wiederholgenaue relative Anordnung der Federkon-

taktstifte auf der Probenoberfläche. Für eine in-situ Messwertfassung wurden für die sensorischen Schichten mit den dicksten hochohmigen Schichtlagen, C₃ und C₄, ergänzende Ritztests mit fixierten Kontakten mit 25-facher Wiederholung durchgeführt. Da Lötverbindungen nicht realisiert werden konnten, ermöglichte ein leitfähiger Klebstoff die Kontaktierung. Die Widerstandsmessung erfolgte bei einem Messstrom von 1 mA mit einem Digitalmultimeter (PREMA SEMICONDUCTOR 5017) mit einem im Vergleich zum Nano-Ohmmeter größeren Messbereich. Konstante Lasten von $0,5 \times L_{c2}$ ermöglichten hierbei eine feinere Abstufung der hervorgerufenen Schädigungen der Schichten.

Zusätzlich wurde das tribologische Verhalten der Schichten unter trockenen Bedingungen gegen Kugeln aus 100Cr6 (1.3505) in Kugel-Scheibe-Versuchen mit schwenkender Grundkörperbewegung über einen Gleitweg von 100 m und bei einer Spitzengleitgeschwindigkeit von 0,1 m/s untersucht. Aus der beaufschlagten Normalkraft von 10 N und einem Durchmesser der Kugeln von 3,969 mm resultierte zu Versuchsbeginn eine HERTZsche Pressung von 1,9 GPa.

3 Ergebnisse und Diskussion

3.1 Schichthaftung und tribologisches Verhalten

Tab. 1 gibt einen Überblick über die durchschnittlichen kritischen Lasten der untersuchten Schichten. Abplatzungen am Rand der Ritzspur wurden bei kritischen Lasten L_{c2} von durchschnittlich 30,78 N hervorgerufen. Eine vollständige Durchdringung der Schichten in der Mitte der Spur konnte bei kritischen Lasten L_{c3} von 56,42 N festgestellt werden. Eine kritische Last L_{c2} von 25 N, wie sie in [10] für sensorische Schichten in Umformprozessen definiert wurde, ertrugen alle untersuchten Schichten. Die geringe Streuung der kritischen Lastwerte deutet darauf hin, dass sich die unterschiedlichen Schicht-

dicken nicht zwangsweise negativ auf die Tragfähigkeit und Haftung der Schichten auswirkten.

In den Kugel-Scheibe-Versuchen zeigten alle Schichten nach einer Einlaufphase von weniger als 70 m ein ähnliches Reibungsverhalten. Durchschnittliche Reibungszahlen μ bei Gleitwegen zwischen 80 m und 100 m variierten zwischen 0,055 und 0,062 (siehe Tab. 1). Insbesondere zeigte sich, dass die Reibung im Vergleich zu einem unbeschichteten Stahl-Stahl Kontakt ($\mu = 0,707 \pm 0,036$) verringert werden konnte. Bis auf vereinzelt abgetragene oder gescherte Erhöhungen der Schichtoberfläche, wurden weder Risse noch ausgedehnter Schichtverschleiß innerhalb oder nahe der Verschleißspur festgestellt. Das allgemein günstige tribologische Verhalten zusammen mit einer ausreichenden Tragfähigkeit der Schichten motiviert deren Einsatz in Anwendungen der Umformtechnik.

Tab. 1: Übersicht über die Architekturen der sensorischen Funktionsschichten sowie die kritischen Lasten und Reibungszahlen der untersuchten Schichten.

	Sensorische Funktionsschicht	Kritische Lasten (in N) (n = 3)	Reibungszahl μ (n = 3)
C1	a-C:H:SiO (1,3 μm) / Cr	$L_{c2} = 28,8 \pm 0,4$ $L_{c3} = 54,7 \pm 0,6$	$0,062 \pm 0,004$
C2	a-C:H:SiO (3,3 μm) / Cr	$L_{c2} = 31,3 \pm 1,2$ $L_{c3} = 56,7 \pm 2,8$	$0,056 \pm 0,001$
C3	a-C:H:SiO (4,8 μm) / Cr	$L_{c2} = 32,3 \pm 0,8$ $L_{c3} = 60,8 \pm 2,9$	$0,057 \pm 0,005$
C4	a-C:H:SiO (4,8 μm) / WC	$L_{c2} = 30,7 \pm 1,2$ $L_{c3} = 53,5 \pm 2,2$	$0,053 \pm 0,002$

3.2 Elektrische Eigenschaften

Das elektrische Verhalten der beschichteten Probekörper wurde vor der ersten Schädigung durch Kontaktierung mit Federkontaktstiften bestimmt. Abb. 2a fasst die initialen Widerstände R_0 der Schichten zusammen. Die starke Abhängigkeit der Gesamtschichtwiderstände der Cr-haltigen Schichten C1–C3 von der Dicke der a-C:H:SiO-Schicht deutet darauf hin, dass eine hochohmige Sperre gegenüber dem metallischen Substrat unabhängig von der Schichtlagendicke der a-C:H:SiO Schicht nicht gewährleistet werden konnte. Die Ursache hierfür kann in der Morphologie der Schichten gesehen werden. Poren und Fehlstellen in der hochohmigen Schicht (Abb. 2b) infolge schlecht anhaftender Schichtfragmente führten zu Kurzschlüssen zum metallischen Substrat und verhinderten somit den Stromfluss nicht vollständig. Der höhere spezifische Widerstand von WC im Vergleich zu Cr spiegelt sich in einem deutlich höheren initialen Widerstand der WC-haltigen Schichtvariante C4 wider.

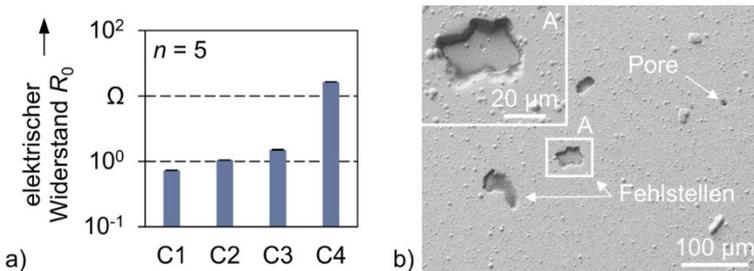


Abb. 2: Elektrische Widerstände der untersuchten Schichten vor der Schädigung (a) und Cr-Oberfläche im Kontaktierungsbereich der Schichtvariante C3 mit Poren und Fehlstellen (b).

3.3 Verschleißdetektion

Die Ergebnisse der Verschleißdetektion in wiederholten Ritztests mit konstanten Lasten L_{c2} zeigt Abb. 3. Die Widerstände der Schichten wurden unter Verwendung von Federkontaktstiften nach definierten Wiederholserien gemessen und sind als

relative Änderungen gegenüber dem initialen Widerstand R_0 vor der Schädigung dargestellt. Die signifikanteste Widerstandsänderung wurde für C₃ (35 %) ermittelt. Unter den Cr-haltigen sensorischen Schichten C₁–C₃ führte eine Verringerung der Dicke der hochohmigen a-C:H:SiO-Schichtlage zu verschleißbedingten Widerstandsänderungen, die kleiner (C₂, 5 %; C₁, 3 %) und nur schwach signifikant ausgeprägt waren. Demgegenüber war die Verschleißdetektion mit der WC-haltigen Schicht C₄ nicht möglich, da mit fortschreitender Ritzwiederholung keine signifikanten Widerstandsänderungen festgestellt werden konnten. Zwar zeigten C₃ und C₄ nach vollständiger Schädigung der Schicht ähnliche absolute Widerstandsänderungen (C₃, $5,24 \pm 0,69 \Omega$; C₄, $3,51 \pm 1,45 \Omega$), allerdings führte der höhere spezifische Widerstand von WC im Vergleich zu Cr zu deutlich höheren initialen Widerständen (C₃, $15,08 \pm 0,17 \Omega$; C₄, $164,70 \pm 0,37 \Omega$). Relative, schädigungsbedingte Änderungen konnten somit in der Cr-haltigen Sensorschicht C₃ zuverlässiger detektiert werden.

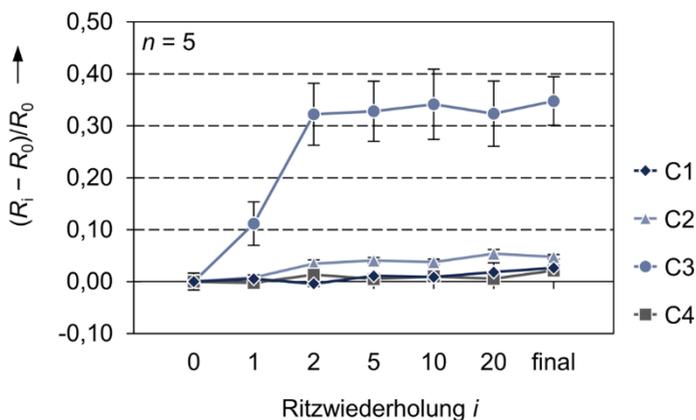
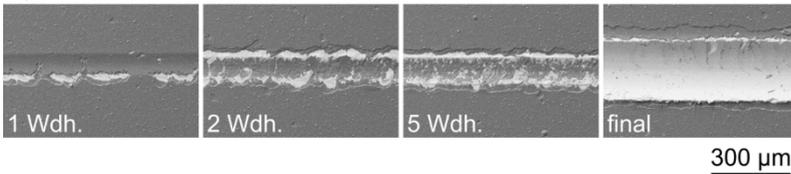


Abb. 3: Nach definierten Ritzwiederholserien erfasste, relative Widerstandsänderungen der untersuchten Schichten.

In Ritztests mit C₃ wurde deutlich, dass sich der elektrische Widerstand nach zwei Ritzwiederholungen auf einem konstanten Niveau stabilisierte und auch nach vollständiger Schädigung in der letzten Ritzwiederholung unter einer Normalkraft von 120 N keine weitere Änderung zeigte. Wie Abb. 4b verdeutlicht, wurde die Schicht bereits nach einer Ritzwiederholung in großen Teilen geschädigt, wenngleich eine kontinuierliche vollständige Durchdringung erst ab fünf Wiederholungen zu erkennen ist. Auch für C₁ (Abb. 4a) mit der dünnsten hochhohmigen Schicht ist eine vollständige Schädigung erst nach fünf Wiederholungen zu beobachten. Dennoch war der Schichtverschleiß nur für C₃ durch eine deutliche Änderung des Widerstands detektierbar. Dies zeigt, dass eine ausreichende Isolierung zum metallischen Substrat, die für die Funktionsfähigkeit der sensorischen Schichten notwendig ist, bei den untersuchten Schichtvarianten erst durch eine gesteigerte Schichtdicke der hochhohmigen Schicht erreicht werden konnte.

a) C₁



b) C₃

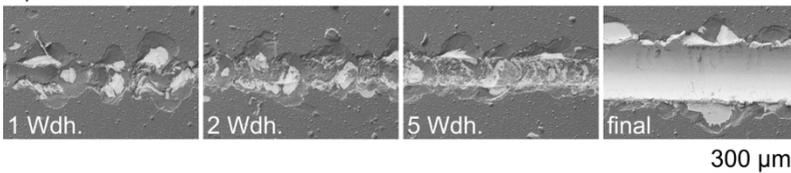


Abb. 4: Ritzspuren der Cr-haltigen sensorischen Schichten C₁ (a) und C₃ (b) nach einer, zwei und fünf Ritzwiederholungen sowie nach Schädigung mit einer Normalkraft von 120 N.

In Ritztests mit kontinuierlicher Widerstandserfassung mittels fixierter Kontakte zeigten beide untersuchten Schichten C₃ und C₄ relative Änderungen des Widerstands (Abb. 5). Diese

waren auch hier für die Cr-haltige Schichtvariante C₃ deutlich stärker ausgeprägt, als für C₄ mit WC-haltiger sensorischer Schicht. Im Vergleich mit der Versuchsreihe mit sequentieller Widerstandsmessung fielen die Messwertänderungen geringer aus. Der hohe Übergangswiderstand des zur Kontaktierung verwendeten leitfähigen Klebstoffs führte zu einem höheren initialen Widerstand und schließlich zu kleineren Änderungen durch hervorgerufenen Schichtverschleiß. Außerdem trat ein verschleißbedingter Anstieg des Widerstands infolge der sanfteren Schädigung mit $0,5 \times L_{c2}$ erst nach einer größeren Anzahl an Ritzwiederholungen ein. Für den sich etwa ab der neunzehnten Ritzwiederholung einstellenden, konstanten Widerstand wird eine vollständige Durchdringung der Schicht angenommen. Der größere Widerstand nach der finalen Schädigung von C₄ mit 120 N deutet darauf hin, dass die Schicht zwischen den Kontaktpunkten während der fünfundzwanzig vorangegangenen Ritzwiederholungen nicht vollständig geschädigt wurde. Im Allgemeinen bestätigte sich, dass Schichtverschleiß bei Schichten mit geringerem initialen Widerstand sicherer detektiert werden konnte.

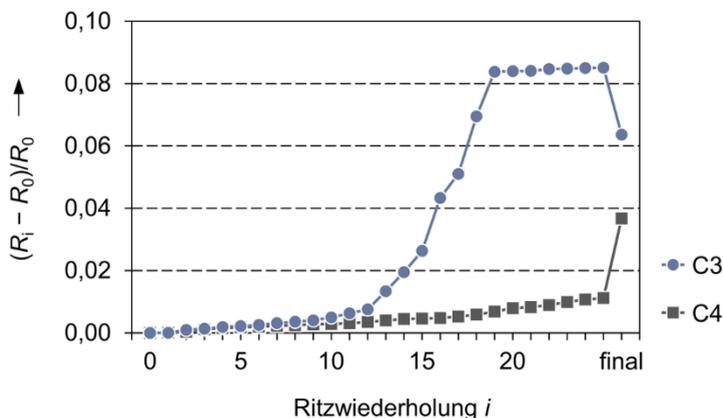


Abb. 5: Kontinuierlich erfasste, relative Widerstandsänderungen der Schichten C₃ und C₄.

4 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Studie wurden tribologisch wirksame, kohlenstoffbasierte Schichten hinsichtlich ihrer sensorischen Funktion zur Verschleißdetektion untersucht. Durch eine mehrlagige Anordnung dünner, niederohmiger Schichtlagen aus Cr oder WC und hochohmiger Schichten aus a-C:H:SiO sollte bei elektrischer Kontaktierung der Stromfluss in Schicht-richtung begünstigt und Verschleiß der Schicht durch einen Anstieg des Widerstands erkennbar werden.

Während für alle untersuchten Schichtvarianten günstige Reibungsverhalten und ausreichende Tragfähigkeiten beobachtet wurden, zeigten vor allem die Cr-haltigen sensorischen Schichtvarianten Schichtverschleiß zuverlässig durch einen signifikanten Anstieg des elektrischen Widerstands an. Poren und Fehlstellen in den hochohmigen a-C:H:SiO-Schichten beeinträchtigten jedoch deren Isolationsvermögen und erschwerten die Verschleißdetektion. Eine ausreichende Isolation zum metallischen Substrat konnte schließlich durch eine gesteigerte Dicke der hochohmigen Schichtlage erreicht werden. Demgegenüber war die Verschleißdetektion mittels der WC-haltigen sensorischen Schichten infolge des hohen spezifischen Widerstands von WC nicht möglich. Es wurde herausgestellt, dass für eine zuverlässige Verschleißdetektion ein möglichst niedriger initialer Widerstand und eine ausreichende Isolation zum metallischen Substrat unabdingbar sind.

Der initiale Widerstand einer Schicht hängt in nicht zu vernachlässigendem Maße von der Messstrecke auf der beschichteten Oberfläche ab. Es wird angenommen, dass eine Vergrößerung der Messstrecke – wie sie eine Übertragung der sensorischen Schichten auf Werkzeugoberflächen mit sich bringen würde – zu einer Erhöhung des messbaren Widerstands vor der Schädigung führen wird. In der Folge wären verschleißbedingte Widerstandsänderungen nach den Erkenntnissen der vorliegenden Untersuchung unsicherer detektierbar.

Zukünftige Untersuchungen sollen zeigen, ob das Detektionsvermögen der Schichten durch eine geringfügig gesteigerte Dicke der niederohmigen Schichtlage auch bei einer vergrößerten Messstrecke weiterhin gewährleistet werden kann. Ebenso können alternative Kontaktierungstechniken mit niedrigeren Übergangswiderständen zu einem geringen initialen Widerstand beitragen. Weiterhin soll geprüft werden, inwieweit ein etwaiges piezoresistives Verhalten der kohlenstoffbasierten sensorischen Schichten die Verschleißdetektion beeinflusst.

5 Danksagung

Die vorgestellten Ergebnisse wurden im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Sonderforschungsbereich/Transregio 73 „Blechmassivumformung“ (SFB/TR 73) im Teilprojekt B₄ erarbeitet. Weiterhin danken die Autoren Herrn G. Rabenstein für die Unterstützung bei der Einrichtung der Messgeräte.

6 Literatur

- [1] Biehl S., Lüthje H., Bandorf R., Sick J.-H.: Multifunctional thin film sensors based on amorphous diamond-like carbon for use in tribological applications. *Thin Solid Films* 515 (2006). S. 1171–1175.
- [2] Biehl S., Rumposch C., Paetsch N., Bräuer G., Weise D., Scholz P., et al.: Multifunctional thin film sensor system as monitoring system in production. *Microsyst. Technol.* 22 (2016). S. 1757–1765.
- [3] Löffler M., Andreas K., Engel U., Schulte R., Groebel D., Krebs E., et al.: Tribological measures for controlling material flow in sheet-bulk metal forming. *Prod. Eng.* 10 (2016). S. 459–470.

- [4] Hetzner H., Schaufler J., Tremmel S., Durst K., Wartzack S.: Failure mechanisms of a tungsten-modified hydrogenated amorphous carbon coating in load-scanning tests. *Surf. Coat. Technol.* 212 (2012). S. 46–54.
- [5] Ryll F., Freund C.: Grundlagen der Instandhaltung. In: Schenk M. (Hrsg.): *Instandhaltung technischer Systeme: Methoden und Werkzeuge zur Gewährleistung eines sicheren und wirtschaftlichen Anlagenbetriebs*, Berlin, Heidelberg: Springer (2010). S. 23–101.
- [6] Lide D.R.: *CRC Handbook of Chemistry and Physics*, 90th Edition, London: Taylor & Francis (2009).
- [7] Staryga E., Bąk G.W.: Relation between physical structure and electrical properties of diamond-like carbon thin films. *Diamond Relat. Mater.* 14 (2005). S. 23–34.
- [8] Sánchez-López J.C., Fernández A.: Doping and Alloying Effects on DLC Coatings. In: Donnet C., Erdemir A. (Hrsg.): *Tribology of Diamond-Like Carbon Films: Fundamentals and Applications*, Boston: Springer US (2008), S. 311–338.
- [9] DIN EN ISO 20502:2016-11: *Hochleistungskeramik – Bestimmung der Haftung von keramischen Schichten mit dem Ritztest*. Berlin: Beuth.
- [10] Albert A., Biehl S.: *Optimierte Regelung von Umformprozessen durch Werkzeuge mit integrierter Dünnschichtsensorik – ORUM: Abschlussbericht über das BMBF-Verbundprojekt* (2011).

ISBN 978-3-96147-279-6



9 783961 472796