

# **Inkrementelle Blechmassivumformung belastungsangepasster Funktionsbauteile**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

der Fakultät Maschinenbau

der Technischen Universität Dortmund

Dissertation

vorgelegt von

Sebastian Wernicke M. Sc.

aus

Marl

Dortmund, 2021

Vorsitzender der Prüfungskommission: Prof. Dr.-Ing. habil. A. Menzel  
Berichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. A. Erman Tekkaya  
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. Paul Steinmann  
Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Walther  
Tag der mündlichen Prüfung: 02. Februar 2021

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) der Technischen Universität Dortmund. Wichtige Aspekte dieser Arbeit resultieren aus dem durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft geförderten Teilprojekt A4 des Sonderforschungsbereichs Transregio 73 (SFB/TR 73). Während der Promotion haben mich viele Personen sowohl fachlich als auch zwischenmenschlich unterstützt und damit maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Diesen Personen möchte ich an dieser Stelle herzlich danken. In ganz besonderem Maße richtet sich mein Dank an den Institutsleiter und Betreuer meines Promotionsvorhabens, Herrn Prof. A. Erman Tekkaya. Sein wissenschaftlicher Anspruch, wie auch seine Begeisterung und Expertise für die Umformtechnik bildeten das Fundament für mein Promotionsvorhaben und für meine persönliche Entwicklung am Institut. Des Weiteren gilt mein Dank Herrn Prof. Paul Steinmann vom Lehrstuhl für Technische Mechanik der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg für die Übernahme des Korreferats. Herrn Prof. Frank Walther sowie Herrn Prof. Andreas Menzel danke ich für die Mitwirkung in der Prüfungskommission.

Ich möchte auch allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des IUL danken, die mich während meiner Promotion fachlich unterstützt oder zwischenmenschlich motiviert haben. In der fast familiären Arbeitsatmosphäre sind viele Freundschaften entstanden, die auch außerhalb der Arbeitszeit einen hohen Stellenwert hatten und haben. Beginnen möchte hierbei mit Herrn Prof. Noomane Ben Khalifa, der in seiner Position als Oberingenieur am IUL auch in arbeitsintensiven Phasen immer richtungsweisende und zugleich motivierende Worte gefunden hat. Gleiches gilt für Frau Dr.-Ing. Ramona Hölker-Jäger und die Herren Alessandro Selvaggio, Dr.-Ing. Goran Grzancic, Dr.-Ing. Stefan Ossenkemper, Dr.-Ing. Daniel Staupendahl, Dr.-Ing. Heinrich Traphöner, Alexander Schowtjak, Joshua Grodotzki, Fabian Maaß, Mike Kamaliev und Stephan Rosenthal.

Dr.-Ing. Soeren Gies und Marlon Hahn danke ich für ihre fachliche Unterstützung als Leiter der Abteilung Sonderverfahren wie auch für ihr Engagement bei der kritischen aber stets konstruktiven Durchsicht meiner Dissertationsschrift.

Herrn Dr.-Ing. Peter Sieczkarek möchte ich zunächst für seine fachliche Unterstützung als Experte der inkrementellen Blechmassivumformung danken. Noch viel stärker als seinen fachlichen Beitrag schätze ich aber die entstandene Freundschaft, die sowohl im Arbeitsalltag als auch privat eine unschätzbare Bereicherung war und ist.

Ich danke auch den Kollegen aus dem Sonderforschungsbereich 73 für die kollegiale und fruchtbare Zusammenarbeit, insbesondere den Herren Dr.-Ing. Dennis Freiburg, Dr.-Ing. Eugen Krebs, Alexander Meijer und Dominic Stagnier und Dr.-Ing. Gregory

Gerstein. Ebenso danke ich meinen studentischen Hilfskräften Dominic Herweg, Andreas Detzel und Alexander Hinz für ihre experimentelle Unterstützung. Die Durchführung der experimentellen Untersuchungen wäre darüber hinaus ohne die Unterstützung der technischen Mitarbeiter Dirk Hoffmann, Andreas Herdt, Ilias Demertzidis, Steffen Strotzer, Frank Volk, Werner Feurer und Dirk Lamb nicht möglich gewesen, sodass auch ihnen ein besonderer Dank gilt. Neben den technischen Mitarbeitern danke ich Jeanette Brandt und Nina Polak für ihre Unterstützung bei der Bewältigung der organisatorischen Hürden des Promotionsvorhabens und Frau Beate Ulm-Brandt für die sprachliche Korrektur dieser Arbeit.

Während die zuvor genannten Personen vorwiegend fachlich zum Gelingen meines Promotionsvorhabens beigetragen haben, gilt meiner Familie und meinen Freunden ein besonderer Dank für den uneingeschränkten Rückhalt, der mir über alle Jahre hinweg die dafür erforderliche Energie gegeben hat.

Nicht zuletzt danke ich meiner wundervollen Ehefrau Julia für ihre unermüdliche mentale Unterstützung und den liebevollen Rückhalt. Ihr wissenschaftlicher Ehrgeiz, ihre bedingungslose Liebe und unser gemeinsamer Sohn Leon waren für mich stets die größte Motivation.

Recklinghausen, im Februar 2021

Sebastian Wernicke

## **Abstract**

The worldwide effort towards the reduction of climate-damaging emissions require resource-efficient manufacturing processes as well as the reduction of moving masses in mobile applications. In this context, starter gears and seat adjusters of cars present a high potential for improvement. Their shape usually is not load-adapted due to the restrictions of conventional manufacturing processes. Incremental sheet-bulk metal forming presents an innovative approach for the manufacturing of functional components featuring a load-adapted shape. Based on sheets with an initial thickness of 2 – 3 mm, bulk-forming operations locally adjust the sheet thickness towards the loads occurring during the later application. The kinematical flexibility of incremental sheet-bulk metal forming enables for the manufacturing of geometrically identical components along different strain-paths. The occurring strain-paths and their impact on the resulting properties of the component are not yet known. Therefore, the process design is affected by great uncertainties leading to a minor industrial distribution of this innovative technology. Consequently, the development of a fundamental understanding of the interaction between the strain-paths present in incremental sheet-bulk metal forming and the resulting geometrical and mechanical properties of the component is the objective of this work

Based on numerical modelling of the forming processes, the process-dependent strain-distribution during edge thickening and the forming of functional elements is identified. Moreover, the workpiece material is characterised according to the process-dependent load-paths. The observed hardening behaviour is confronted to the local hardness-increases measured at the component. This confrontation enables for the identification whether the process depending load-paths are usable for a targeted adjustment of the component properties or not.

In addition to the understanding of the load-path depending component properties, an increase of the lightweight-potential while reducing the tremendous tool-loads is investigated resting upon a hybridization of the component. Thus, a new concept for the manufacturing of functional components by joining of lightweight-materials and high-strength steels is developed. Moreover, the new concept is investigated towards the resulting properties of the component and the impact on the forming force.



## **Kurzzusammenfassung**

Die weltweiten Bestrebungen zur Reduzierung klimaschädlicher Emissionen machen sowohl ressourceneffiziente Fertigungsverfahren als auch die Reduzierung bewegter Massen in mobilen Anwendungen erforderlich. In diesem Kontext sind beispielsweise Anlasserzahnkränze oder Sitzversteller in Kraftfahrzeugen zu nennen, welche infolge der Restriktionen konventioneller Fertigungsverfahren für gewöhnlich keine belastungsangepasste Kontur aufweisen. Die inkrementelle Blechmassivumformung stellt einen innovativen Ansatz zur ressourceneffizienten Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile dar. Anders als bei konventionellen Fertigungsverfahren ermöglicht dieser umformtechnische Ansatz die lokale Anpassung der Wandstärke an das anwendungsspezifische Belastungskollektiv. Ausgangspunkt hierfür sind Feinbleche mit einer Wandstärke zwischen 2 – 3 mm. Infolge der inkrementellen Vorgehensweise wird dafür, bezogen auf die Bauteilabmessungen, lediglich ein moderates Krafniveau erforderlich. Die kinematische Flexibilität der inkrementellen Blechmassivumformung ermöglicht die Bauteilfertigung über unterschiedliche Formänderungshistorien. Die dabei vorherrschende Formänderung sowie dessen Einflüsse auf die resultierenden Bauteileigenschaften sind bislang nicht bekannt, weshalb die Prozessauslegung mit einer hohen Unsicherheit verbunden ist und diese innovative Fertigungstechnologie bislang nur eine geringe industrielle Verbreitung aufweist. Das Ziel dieser Arbeit ist es, ein grundlegendes Verständnis über die Formänderungshistorie inkrementeller Blechmassivumformprozesse sowie deren Einfluss auf die mechanischen und geometrischen Eigenschaften von Funktionsbauteilen zu erarbeiten.

Durch eine numerische Prozessmodellierung werden die prozessspezifischen Formänderungsverteilungen bei der umformtechnischen Herstellung der belastungsangepassten Bauteilkontur sowie der anschließenden Ausformung von Funktionselementen identifiziert. Zugleich werden die dabei vorliegenden Lastpfade analysiert. Auf Grundlage dieser Lastpfadanalyse erfolgt eine angepasste Charakterisierung des werkstoffseitigen Verfestigungsverhaltens mit einer Gegenüberstellung der prozessbedingten, lokalen Härteänderungen. Basierend auf dieser Vorgehensweise wird ferner analysiert, ob die unterschiedlichen Formänderungshistorien zur gezielten Einstellung der Bauteileigenschaften genutzt werden können.

Neben dem Verständnis des Einflusses unterschiedlicher Formänderungshistorien auf die Bauteileigenschaften zielen die Untersuchungen auf eine Steigerung des Leichtbaupotenzials bei gleichzeitiger Reduzierung der enormen Werkzeugbelastungen durch eine Hybridisierung der Bauteile ab. Hierfür wird ein Konzept zur umformtechnischen Paarung von Leichtbauwerkstoffen und höherfesten Werkstoffen ausgearbeitet und hinsichtlich der resultierenden Bauteileigenschaften sowie Reduktion der Umformkraft geprüft.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>ix</b>
<b>Vorabveröffentlichung von Inhalten</b>	<b>xi</b>
<b>Formelzeichen und Abkürzungen</b>	<b>xiv</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Kenntnisse</b>	<b>4</b>
2.1 Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile.....	4
2.1.1 Verfahren zur Herstellung geradverzahnter Funktionsbauteile .....	4
2.1.2 Konventionelle Verfahren zur Belastungsanpassung.....	10
2.1.3 Lastanpassung und Funktionsintegration durch Blechmassivumformung .	13
2.2 Umformtechnisches Fügen verzahnter Hybridbauteile .....	18
2.3 Dehnpfadabhängigkeit metallischer Werkstoffe.....	19
2.3.1 Kinematische Verfestigung .....	19
2.3.2 Schädigungsentwicklung.....	22
2.4 Zusammenfassung und Fazit.....	23
<b>3 Zielsetzung</b>	<b>25</b>
<b>4 Experimentelle und numerische Randbedingungen</b>	<b>28</b>
4.1 Prozessstrategien: Randaufdicken.....	28
4.1.1 Radial abgleitendes und abwälzendes Randaufdicken.....	29
4.1.2 Radial diskretes Randaufdicken .....	29
4.1.3 Axiales Randaufdicken abgewinkelter Halbzeuge.....	29
4.2 Prozessstrategien: Verzahnen .....	31
4.2.1 Diskretes Verzahnen mit radialer Werkzeugzustellung (V1) .....	32
4.2.2 Kontinuierliches Verzahnen mit radialer Werkzeugzustellung (V2).....	32
4.2.3 Kontinuierliches Verzahnen mit axialer Werkzeugzustellung (V3) .....	33
4.3 Versuchsstand .....	34
4.4 Halbzeuge und Werkstoffkennwerte.....	35
4.5 Ermittlung der Bauteileigenschaften.....	39
4.6 Numerische Prozessmodellierung.....	41
4.7 Zusammenfassung und Fazit.....	43
<b>5 Analyse der Prozessmechanik und Formänderungshistorien</b>	<b>44</b>
5.1 Bauteilspektrum .....	44
5.2 Prozess- und Bauteilanalyse – Randaufdicken .....	45
5.2.1 Formänderungsanalyse.....	46
5.2.2 Schädigungsentwicklung beim Randaufdicken .....	54
5.2.3 Dehnpfadabhängige Verfestigung beim Randaufdicken.....	59

5.2.4	Oberflächengüte und Geometrie randaufgedickter Halbzeuge .....	62
5.2.5	Einfluss des Verfestigungsverhaltens auf die Blechdickenzunahme .....	65
5.3	Einfluss der Formänderungshistorie auf das Verfestigungsverhalten .....	69
5.4	Prozess und Bauteilanalyse – Verzahnen.....	78
5.4.1	Werkstoffflussanalyse für die Prozessstrategien des Verzahnens .....	78
5.4.2	Prozessroutenabhängige Festigkeitsänderung .....	90
5.4.1	Beeinflussung benachbarter Umformzonen .....	95
5.4.2	Formgenauigkeit und Topografie der Formelemente.....	98
5.4.3	Quasistatisches Einsatzverhalten und Schädigungsentwicklung .....	104
5.5	Fazit zur Eigenschaftseinstellung in Zahnelementen.....	113
<b>6</b>	<b>Prozessgrenzen der inkrementellen Blechmassivumformung</b>	<b>116</b>
6.1	Vermeidung einer Mehrstufenumformung .....	116
6.2	Umformkraft beim radialen Randaufdicken .....	119
6.3	Werkzeugbelastung beim Verzahnen.....	123
6.4	Fazit.....	125
<b>7</b>	<b>Eigenschaftsgradierung und Belastungsreduktion durch hybride Bauteile</b>	<b>126</b>
7.1	Entwicklung hybrider Funktionsbauteile .....	127
7.2	Verbundeigenschaften und axiale Bauteilsteifigkeit.....	130
7.3	Werkstoffzusammensetzung hybrider Zahnelemente .....	135
7.4	Mechanische Eigenschaften und Einsatzverhalten .....	138
7.5	Einfluss der Hybridisierung auf die Werkzeugbelastung .....	142
7.6	Fazit zur Hybridisierung von Funktionsbauteilen.....	144
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>146</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>149</b>
	<b>Anhang zu Kapitel 1</b>	<b>160</b>
	<b>Lebenslauf</b>	<b>CLXV</b>

## Vorabveröffentlichung von Inhalten

Mit Zustimmung des Vorsitzenden des Promotionsausschusses wurden Ergebnisse der vorliegenden Arbeit bereits vorab in nachfolgend aufgeführter Form veröffentlicht:

- Wernicke, S., Hahn, M., Gerstein, G., Nürnberger, F., Tekkaya, A. E., 2020. Strain path dependency in incremental sheet-bulk metal forming. *International Journal of Material Forming*, DOI 10.1007/s12289-020-01537-0
- Wernicke, S., Sieczkarek, P., Gies, S., Tekkaya, A. E., 2019. Properties of Components with Incrementally Formed Gears. *Metals* 9(5), 515
- Wernicke, S., Sieczkarek, P., Tekkaya, A. E., 2019. Auch inkrementell rechnet sich die Blechmassivumformung, *Maschinenmarkt*, Ausgabe 01.2019. S.22-23
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Hahn, M., Gies, S., Tekkaya, A. E., 2018. Inkrementelle Blechmassivumformung: Entwicklung einer neuen Fertigungstechnologie. *wt Werkstattstechnik online*, 108, S. 679–685
- Wernicke, S., Gies, S., Tekkaya, A. E., 2018. Manufacturing of Hybrid Gears by Incremental Sheet-Bulk Metal Forming. *Procedia Manufacturing* 27, S. 151 - 157
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Gies, S., Tekkaya, A. E., Krebs, E., Wiederkehr, P., Biermann, D., Tillmann, W., Stangier, D., 2017. Improvement strategies for the form-filling in incremental gear forming processes. *Production Engineering – Research and Development*, 11, S. 623 - 631
- Wernicke, S., Sieczkarek, P., Grodotzki, J., Gies, S., Ben Khalifa, N., Tekkaya, A. E., 2017. Material Flow Analysis for the Incremental Sheet-Bulk Gearing by Rotating Tools. ASME 2017 - 12th International Manufacturing Science and Engineering Conference (MSEC 2017), 04.-08.06.2017, Los Angeles, CA, USA
- Wernicke, S., Sieczkarek, P., Weddeling, C., Martins, P.A.F., Tekkaya, A. E., 2016. Local sheet thickening by in-plane swaging. *International Journal of Mechanical Sciences*, 119, S. 59-67
- Isik, K., Wernicke S., Silva M.B, Martins P.A.F., Tekkaya A. E., 2016. Failure by fracture in sheet-bulk metal forming. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 51(5), S. 387-394

- Gröbel, D., Schulte, R., Hildenbrand, P., Lechner, M., Engel, U., Sieczkarek, P., Wernicke, S., Gies, S., Tekkaya, A. E., Behrens, B.-A., Hübner, S., Vucetic, M., Koch, S., Merklein, M., 2016. Manufacturing of functional elements on sheet metal by sheet-bulk metal forming processes. *Production Engineering Research & Development* 10(1), S. 63-80
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Gies, S., Martins, P.A.F., Tekkaya, A. E., 2016. Incipient and repeatable plastic flow in incremental sheet bulk forming of gears. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 86, DOI 10.1007/s00170-016-8442-6, S. 3091-3100
- Kersting, P., Gröbel, D., Merklein, M., Sieczkarek, P., Wernicke, S., Tekkaya, A. E., Krebs, E., Freiburg, D., Biermann, D., Weikert, T., Wartzack, S., Stangier, D., Tillmann, W., Matthias, S., Reithmeier, E., Löffler, M., Beyer, F., Willner K., 2016. Experimental and numerical analysis of tribological effective surfaces for forming tools in Sheet-Bulk Metal Forming. *Production Engineering Research & Development* 10(1), S. 37-50
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Weddeling, C., Martins P.A.F., Tekkaya, A. E., 2016. Local forming of gears by indentation of sheets. *Journal of Engineering Manufacture* DOI: 10.1177/0954405416654190
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Gies, S., Tekkaya, A. E., Krebs, E., Wiederkehr, P., Biermann, D., Tillmann, W., Stangier, D., 2016. Wear Behavior of Tribologically Optimized Tool Surfaces for Incremental Forming Processes. *Tribology International*, 104, S. 64 - 72
- Wernicke, S., Gies, S., Tekkaya, A. E., 2016. Verfahren und Vorrichtung zur Verdickung des Randes eines Blechkörpers, Patentanmeldung vom 14.10.2016, DE102016012270
- Wernicke, S., Sieczkarek, P., Tekkaya, A. E., 2019. Vorrichtung und Verfahren zur Randaufdickung eines Werkstückes, erteiltes Patent vom 19.06.2019, EP3498394A1
- Wernicke, S., Sieczkarek, P., Gies, S., Ben Khalifa, N., Tekkaya, A. E., 2015. Verfahren zur Herstellung eines Blechkörpers aus wenigstens zwei Blechen, Patentanmeldung vom 01.12.2015, DE102015015388



## Formelzeichen und Abkürzungen

### Formelzeichen

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$a$	mm	Geometrische Ersatzgröße
$A$	-	Berührungspunkt $A$
$A_F$	mm <sup>2</sup>	Fügefläche
$a_g$	mm	Achsabstand
$A_g$	-	Gleichmaßdehnung
$A_K$	mm <sup>2</sup>	Kontaktfläche
$A_{\text{Scher}}$	mm <sup>2</sup>	Scherfläche
$a_y$	°	Tangentenwinkel im Radmittelpunkt
$B$	-	Berührungspunkt $B$
$b$	mm	Wandstärke der Verzahnung
$b_R$	mm	Ringbreite des äußeren Verbundpartners
$C$	-	Berührungspunkt $C$
$c$	mm	Kopfspiel
$C_0$	mm	Achsabstand zweier Zylinder
$C_n$	mm	Achsabstand nach $n$ Zustellinkrementen
$c_v$	MPa	Verfestigungsinkrement
$d$	mm	Teilkreisdurchmesser
$d_1$	mm	Teilkreisdurchmesser treibendes Rad
$d_2$	mm	Teilkreisdurchmesser getriebenes Rad
$d_a$	mm	Kopfkreisdurchmesser
$d_{\text{Dorn}}$	mm	Dorndurchmesser
$d_f$	mm	Fußkreisdurchmesser
$d_{\text{Ff}}$	mm	Fuß-Formkreisdurchmesser
$d_{\text{N,a}}$	mm	Außendurchmesser der Napfhalbzeuge
$d_{\text{Ring}}$	mm	Innendurchmesser Kammerungswerkzeug
$e_n$	mm	Lückenweite des Werkstücks
$e_p$	mm	Lückenweite des Bezugprofils
$F$	N	Umformkraft
$f_a$	mm/s	Axiale Vorschubgeschwindigkeit
$F_{\text{Feder}}$	N	Federkraft der Federelemente
$F_k$	N	Axialkraft variabler Kammerungswerkzeuge

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$F_{\text{Klemm}}$	N	Klemmkraft
$f_p$	mm	Teilungseinzelabweichung
$f_r$	mm·s <sup>-1</sup>	Radiale Vorschubgeschwindigkeit
$F_r$	mm	Rundlaufabweichung
$f_t$	mm·s <sup>-1</sup>	Tangentiale Vorschubgeschwindigkeit
$f_{u,\text{max}}$	mm	Maximaler Teilungssprung
$f_w$	mm·s <sup>-1</sup>	Wälzvorschubgeschwindigkeit
$F_{\text{zug}}$	N	Auszugkraft
$F_\alpha$	mm	Maximale Profilgesamtabweichung
$g$	°	Taumelwinkel
$h$	mm	Zahnhöhe
$H$	HV0,1	Vickershärte
$h_{\text{aP}}$	mm	Kopfhöhe
$h_{\text{fP}}$	mm	Zahnfußhöhe
$h_p$	mm	Zahnhöhe des Bezugprofils
$h_{\text{Spalt}}$	mm	Höhe des Kammerungsspalt
$h_z$	mm	Zargenhöhe
$i$	mm	Werkzeugeindringtiefe
$i_{\ddot{U}}$	-	Übersetzungsverhältnis
$J$	-	Invariante der v. Mises-Vergleichsspannung
$K$	-	Berührungspunkt $K$
$k_f$	MPa	Fließspannung
$k_{f,0}$	MPa	Anfangsfließspannung
$k_{f,\text{kin}}$	MPa	Fließspannung nach Lastwechsel
$L$	-	Lode-Parameter
$l_{\text{krit}}$	mm	Kritische Auskraglänge
$m$	mm	Verzahnungsmodul
$M$	Nm	Drehmoment
$m_B$	kg	Bauteilmasse
$N$	-	Ganzzahlige Laufvariable
$n_v$	-	Verfestigungsexponent
$p$	mm	Teilung
$P_1, P_2$	-	Punkte entlang der Evolvente

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$q$	mm	Geometrische Ersatzgröße
$r$	mm	Radius
$r_A$	-	Anisotropiekoeffizient
$Ra$	$\mu\text{m}$	mittlere arithmetische Oberflächenrauheit
$r_K$	mm	Radius der taktilen Messkugel
$R_m$	$\text{N}\cdot\text{mm}^{-2}$	Zugfestigkeit
$r_n$	-	Senkrechte Anisotropie
$R_{p0,2}$	$\text{N}\cdot\text{mm}^{-2}$	Dehngrenze
$R_S$	mm	Zahndickenschwankung
$r_v$	mm	radiale Verschiebung
$r_y$	mm	Radius der Rollgeraden
$Rz$	$\mu\text{m}$	Rauheitstiefe
$s$	mm	Wandstärke
$S_1, S_2$	-	Schwierigkeitsgrad
$s_F$	mm	Zahnflankendicke
$s_{Fn}$	mm	Zahnfußdickensehne
$s_g$	$^\circ$	Radachswinkel
$s_H$	-	Standardabweichung
$s_n$	mm	Zahndicke am Teilkreisdurchmesser
$s_p$	mm	Zahndicke des Bezugprofils am Teilkreis
$S_p$	mm	Koordinate des Schnittpunktes
$T_{\text{Guss}}$	$^\circ\text{C}$	Gusstemperatur
$t_R$	mm	Rundheitstoleranzzone
$U$	mm	Umfang
$U_K$	mm	umfängliche Kontaktlänge
$V$	$\text{m}^3$	Volumen
$v_c$	$\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$	Schnittgeschwindigkeit
$v_i$	$\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$	Zustellgeschwindigkeit des Werkzeugs
$v_{\text{rot}}$	$^\circ\cdot\text{s}^{-1}$	Rotationsgeschwindigkeit um das Werkstück
$v_z$	$\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$	Zustellgeschwindigkeit in z-Richtung
$w$	-	Massenanteil
$x_p$	-	Profilverschiebungsfaktor
$x_r$	mm	Verschiebung in x-Richtung

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$z$	-	Zähnezahl
$\alpha$	°	Flankenwinkel
$\alpha_B$	-	Bauschinger-Koeffizient
$\alpha_p$	°	Profilwinkel des Bezugprofils
$\alpha_{SP}$	°	Winkel zwischen Schnittpunkt und Achslinie
$\beta$	°	Geometrischer Ersatzwinkel
$\gamma$	-	Scherdehnung
$\Delta i$	mm	Zustellinkrement
$\Delta r$	-	ebene Anisotropie
$\Delta \alpha_{rot}$	°	Rotationsinkrement
$\varepsilon$	-	technische Dehnung
$\zeta$	-	Fügezonenverhältnis
$\eta$	-	Triaxialität
$\theta$	°	Winkelkoordinate (Polarkoordinatensystem)
$\lambda$	-	Wandstärkenänderung
$\mu$	-	Reibbeiwert
$\xi$	mm	Randabstand
$\rho$	kg·m <sup>-3</sup>	Dichte eines Werkstoffs
$\rho_{fP}$	mm	Fußrundungsradius
$\sigma$	MPa	Spannung
$\zeta, \delta, \psi$	°	Verdrehwinkel im Ebenen Torsionsversuch
$\sigma_h$	MPa	Hydrostatischer Spannungsanteil
$\sigma_I, \sigma_{II}$	MPa	Hauptspannungen
$\sigma_K$	MPa	Kontaktnormalspannung
$\sigma_{rr}$	MPa	Hauptspannung in radialer Richtung
$\sigma_v$	MPa	Von Mises-Vergleichsspannung
$\sigma_{zz}$	MPa	Hauptspannung in z-Richtung
$\sigma_{\theta\theta}$	MPa	Hauptspannung in Umfangsrichtung
$\tau$	MPa	Scherspannung
$\tau_{max}$	MPa	Scherfließgrenze
$\tau_Z$	°	Teilungswinkel
$\Upsilon$	-	Formfüllung
$\varphi$	-	Formänderung (logarithmische Dehnung)

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Beschreibung</b>
$\dot{\varphi}$	$s^{-1}$	Vergleichsdehnrate
$\chi$	-	Volumenanteil des zentralen Werkstoffs
$\omega$	$^{\circ}\cdot s^{-1}$	Winkelgeschwindigkeit
$\omega_1$	$^{\circ}\cdot s^{-1}$	Winkelgeschwindigkeit treibendes Rad
$\omega_2$	$^{\circ}\cdot s^{-1}$	Winkelgeschwindigkeit getriebenes Rad

### *Indizes*

<b>Index</b>	<b>Beschreibung</b>
$\infty$	Größe mit final konvergierendem Verhalten
a	Außen
A	Größe des Werkstoffs A
Al	Größen der Aluminiumkomponente
B	Größe des Werkstoffs B
el	Elastisch
Exp	Experimentell
ges	Gesamt
FK	Größe in Höhe des Fußkreises
hyb	Hybrid
i	Innen
kin	Kinematisch
li	Links
m	Mitte
max	Maximal
min	Minimal
mono	Monolithisch
$\emptyset H$	Mittlere Härteänderung
pl	Plastisch
r	Radial
Re	Rechts
Sim	Simulation
St	Größen der Stahlkomponente
th	Theoretisch
Wst	Werkstückseitig
Wz	Werkzeugseitig
x	Größe in X-Richtung

$y$	Größe in Y-Richtung
0	Initialwert
1	Wert nach der Umformung

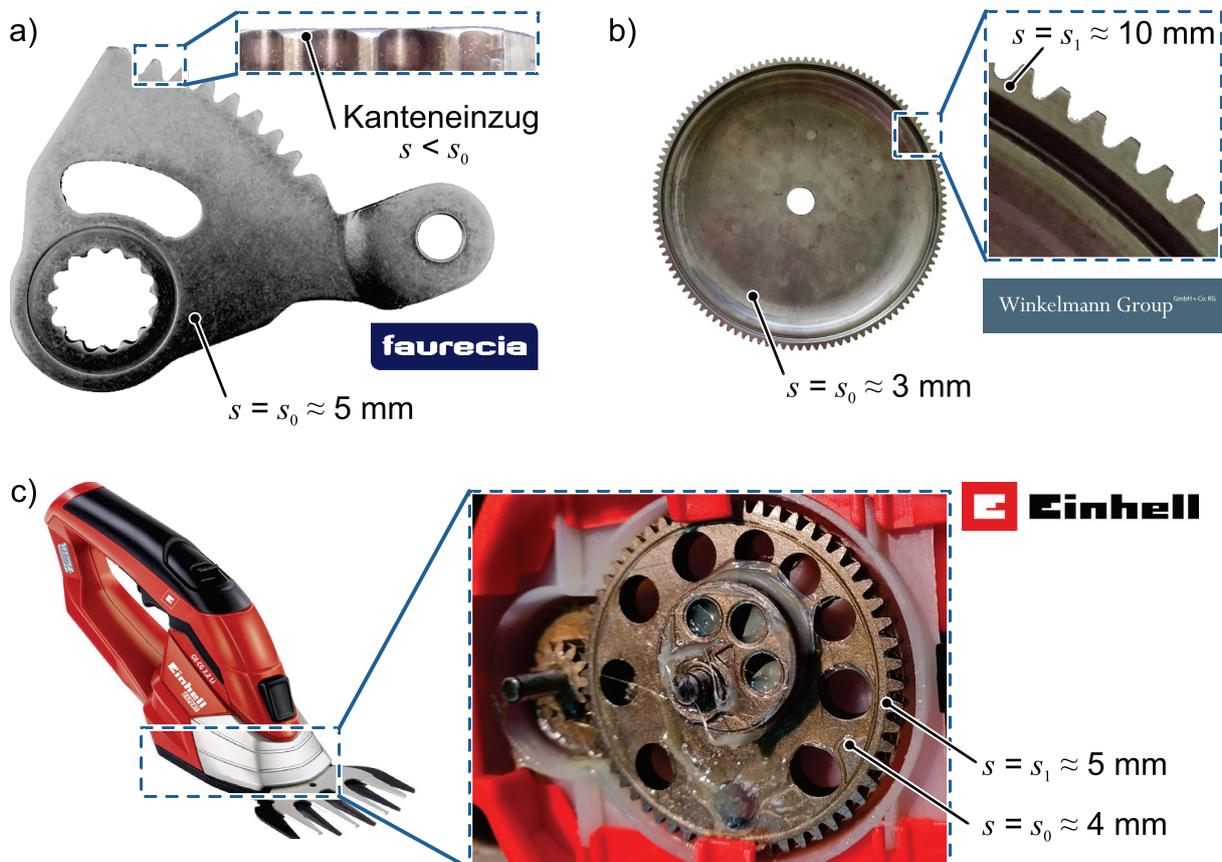
*Abkürzungen*

<b>Abkürzung</b>	<b>Beschreibung</b>
Abgl.	Abgleichend
Abw.	Abwärtend
Altern.	Alternierend
Best.	Bestimmt
BMU	Blechmassivumformung
BS	Bainitischer Stahl
CAD	Computer Aided Design
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid
DIN	Deutsches Institut für Normung
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
FEM	Finite-Elemente-Methode
Geom.	Geometrisch
GFK	Grenzformänderungskurve
GHz	Gigahertz
H-Mn	Hochmanganstahl
iBMU	Inkrementelle Blechmassivumformung
KEB	Karl-Ernst Brinkmann GmbH
MC	Thermomechanisch gewalzt
RA	Randaufdicken
RAM	Random Access Memory
REM	Rasterelektronenmikroskop
STL	Standard Triangulation/Tesselation Language
Uni.	Unidirektional
v. Chr.	Vor Christus
VZ	Verzähnen
WR	Walzrichtung



# 1 Einleitung

Die politischen Bestrebungen zur drastischen Reduzierung von CO<sub>2</sub>-Emissionen betreffen neben den Emissionen während der Nutzungsdauer auch die Emissionen im Herstellungsprozess. Am Beispiel von Kraftfahrzeugen beginnt daher auch der Lebenszyklus elektrifizierter Fahrzeuge mit einem signifikanten CO<sub>2</sub>-Fußabdruck. Zur Erfüllung der politischen Bestrebungen sind daher sowohl bauteilseitige Leichtbaumaßnahmen wie auch material- und energieeffizientere Fertigungsprozesse erforderlich (Tekkaya, 2014). Hinsichtlich ihrer bewegten Masse zeigen blechförmige Funktionsbauteile, wie zum Beispiel Sitzversteller (**Bild 1.1a**) oder Anlasserzahnkränze (**Bild 1.1b**), ein nennenswertes CO<sub>2</sub>-Einsparpotenzial in der Herstellungs- sowie in der Nutzungsphase. Sitzversteller müssen als Sicherheitskomponente hohen mechanischen Belastungen standhalten. Ebenso müssen Anlasserzahnkränze beim Starten konventioneller Verbrennungsmotoren seit der Einführung der „Start-Stop-Technologie“ einer enormen und tausendfach wiederkehrenden Belastung genügen. Die Massen der genannten Komponenten werden während der Fahrt permanent beschleunigt und abgebremst, sodass eine Massenreduktion zur Reduzierung der CO<sub>2</sub>-Emissionen von übergeordnetem Interesse ist (Kleiner et al., 2003).



**Bild 1.1:** a) PKW-Sitzversteller ohne- und b) Anlasserzahnkranz sowie c) Stirnrad mit belastungsangepasster Struktur

Einen weiteren Anwendungsbereich für verzahnte Funktionsbauteile stellen elektrisch angetriebene Handwerkzeuge dar. Als Beispiel sind Rasenscheren (**Bild 1.1c**) aufzuführen, bei denen dem Anwender eine Nutzung über einen längeren Zeitraum unabhängig von seiner körperlichen Konstitution ermöglicht werden soll. Dementsprechend stellt eine Verringerung des Produktgewichtes einen Wettbewerbsvorteil dar.

Aufgrund von Fertigungsrestriktionen müssen die genannten Bauteile meist über lange Prozessketten mittels spangebender Verfahren hergestellt werden. Insbesondere im Falle einer belastungsangepassten Konturierung von Funktionsbauteilen reduziert sich dabei die Materialeffizienz am Ende der Wertschöpfungskette. Zugleich reduzieren konventionelle Fertigungsverfahren die Belastbarkeit dieser Bauteile infolge von Schweißnähten oder unterbrochener Faserverläufe. Diese Bauteile machen daher eine weitere Überdimensionierung notwendig (Gu et al., 2011). Zur Erfüllung der mechanischen Anforderungen werden zudem nachgelagerte Wärmebehandlungen erforderlich (Felten, 2018). Die dazu erforderliche Energie führt zu einer weiteren Verschlechterung der herstellungsseitigen CO<sub>2</sub>-Bilanz.

Aus dem Bedarf an innovativen Fertigungstechniken zur ressourceneffizienten Herstellung von belastungsangepassten Funktionsbauteilen entstammt der Ansatz zur Blechmassivumformung (BMU). Dieser Ansatz stellt die Anwendung von Massivumformoperationen an Blechhalbzeugen dar (Merklein et al., 2012). Dies ermöglicht die lokale Adaption der Wandstärke an das zu erwartende Belastungskollektiv. Zugleich erlaubt dieser Ansatz die materialeffiziente Ausformung von Funktionselementen, wie zum Beispiel Verzahnungen. Darüber hinaus ist die Nutzung des werkstoffseitigen Verfestigungspotenzials als Prozessvorteil aufzuführen, wodurch nachgelagerte Wärmebehandlungs- und Entzunderungsprozesse entfallen können. Die inkrementelle Blechmassivumformung (iBMU) kombiniert die Vorteile der BMU mit den Vorteilen der inkrementellen Formgebung. Dabei ist die Umformzone auf einen Teilbereich der auszuformenden Geometrie begrenzt. Somit reduziert sich zum einen die erforderliche Prozesskraft und Limitierung maximaler Bauteilabmessungen. Zum anderen ergibt sich aus der inkrementellen Vorgehensweise eine beachtliche kinematische Flexibilität.

Den Vorteilen der iBMU stehen mehrere Herausforderungen gegenüber. So ergeben sich aus der inkrementellen Vorgehensweise komplexe Werkstoffflüsse, welche sich untereinander beeinflussen können. Darüber hinaus sind filigrane Umformwerkzeuge erforderlich, was die Realisierung industriell vertretbarer Werkzeugstandmengen und damit die industrielle Technologienutzung erschwert. Bislang liegt kein grundlegendes Prozessverständnis über die vielfältigen Formänderungshistorien der iBMU sowie deren Einfluss auf die resultierenden mechanischen und geometrischen Bauteileigenschaften vor. Ein solches Verständnis ist jedoch erforderlich, um die innovative Technologie der iBMU bestmöglich nutzbar zu machen.



## 2 Stand der Kenntnisse

In diesem Kapitel werden zunächst konventionelle Verfahren sowie deren Nachteile bei der Herstellung verzahnter Funktionsbauteile vorgestellt. Der Fokus liegt dabei auf geradverzahnte Stirnverzahnungen, welche aus Effizienz- und Leichtbaugründen den Großteil blechförmiger Funktionsbauteile darstellen (Pedrero et al., 2014). Darauf aufbauend wird ein innovativer Fertigungsansatz, die sogenannte Blechmassivumformung, vorgestellt. Diese Arbeit fokussiert dabei den Ansatz der inkrementellen Blechmassivumformung (iBMU). Aus der nachfolgenden Darstellung der geometrischen Anforderungen an Stirnradverzahnungen ergeben sich zugleich die Herausforderungen einer endkonturnahen Ausformung verzahnter Funktionselemente. Anschließend wird das umformtechnische Fügen vorgestellt, welches die Paarung artfremder Werkstoffe und damit die Steigerung des Leichtbaupotenzials von Funktionsbauteilen ermöglicht. Abschließend wird die Lastpfadabhängigkeit metallischer Werkstoffe veranschaulicht, welche an späterer Stelle als essenzieller Faktor inkrementeller Blechmassivumformprozesse identifiziert wird.

### 2.1 Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile

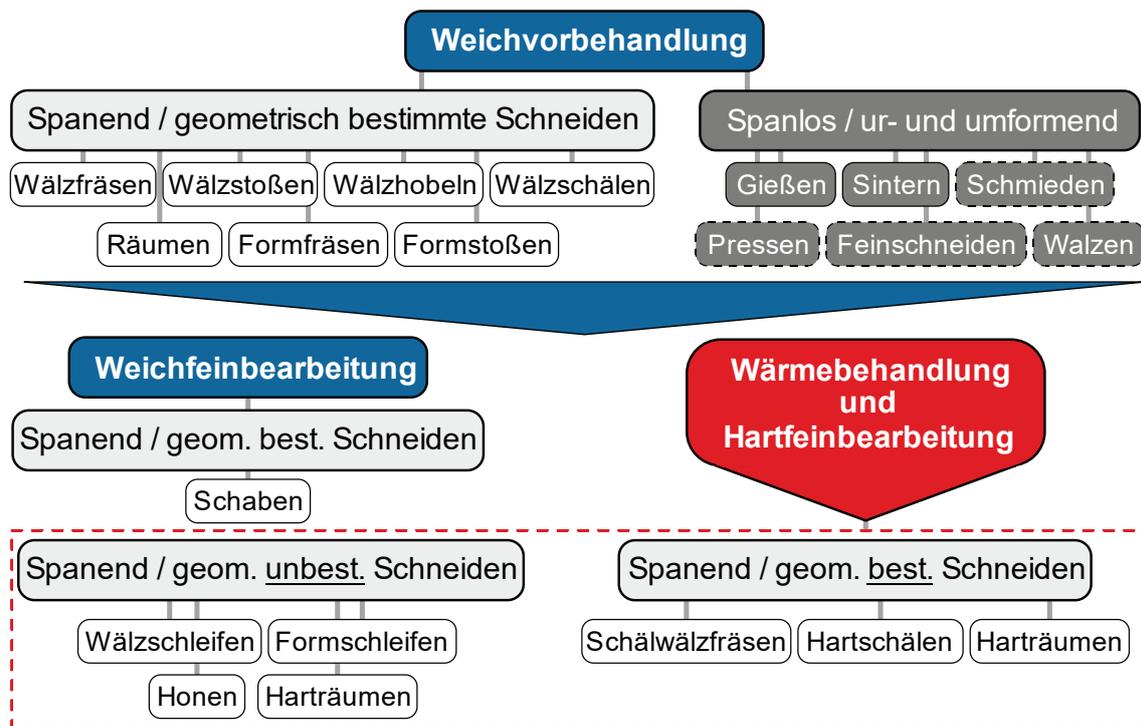
#### 2.1.1 Verfahren zur Herstellung geradverzahnter Funktionsbauteile

Über Jahrhunderte haben sich sowohl die für Verzahnungen verwendeten Werkstoffe wie auch die zur Herstellung eingesetzten Verfahren weitestgehend geändert. Alleine im wachsenden PKW-Bereich beträgt der zukünftige jährliche Bedarf dieser Komponenten mehrere Millionen Stück (Thomas, 2017). Damit steigen zunehmend die Anforderungen an die Wirtschaftlichkeit der Herstellungsprozesse. Ein Überblick über die dazu verfügbaren Fertigungsprozesse ist im **Bild 2.1** dargestellt.

Die Herstellung der Verzahnungen erfolgt nach Felten (2018) zunächst durch eine Weichvorbehandlung, auf welche wahlweise eine Weichfeinbearbeitung oder eine Wärmebehandlung mit anschließender Hartfeinbearbeitung folgen. Im Wesentlichen ist dabei zwischen der spangebenden und der spanlosen Herstellung mittels ur- oder umformender Verfahren zu unterscheiden. Obwohl ur- und umformende Fertigungsverfahren bei großen Losgrößen wirtschaftliche Vorteile aufweisen, überwiegt bei der Zahnradherstellung die Anzahl spangebender Verfahren (s. Bild 2.1).

Bei den spangebenden Verfahren bewegen sich die Zerspanungswerkzeuge mit einer radialen Vorschubgeschwindigkeit in Richtung des werkstückseitigen Zahnfußes, oder aber das Werkstück radial in Richtung des Werkzeugs. Zugleich bewegt sich die Schneide des Zerspanungswerkzeuges mit der Schnittgeschwindigkeit in Werkstückdickenrichtung. Abhängig vom verwendeten Wälzverfahren und Halbzeugwerkstoff ergibt sich die mögliche Spannungsdicke pro Schnitt. Diese Limitierung macht

in der Regel eine Vielzahl von Schnittbewegungen zur Erzeugung einer Zahnkontur erforderlich. Hieraus resultiert eine Oberflächentopografie, welche die Laufeigenschaften der Verzahnung wesentlich verschlechtern kann. Diese Oberflächentopografien werden Hülschnittabweichungen und Vorschubmarkierungen genannt. Eine Verbesserung der Laufeigenschaften der Verzahnung bedarf einer nachgelagerten Oberflächenbehandlung (Klocke und Brecher, 2016).



**Bild 2.1:** Verfahren zur Herstellung von Stirnradverzahnungen nach Felten (2018)

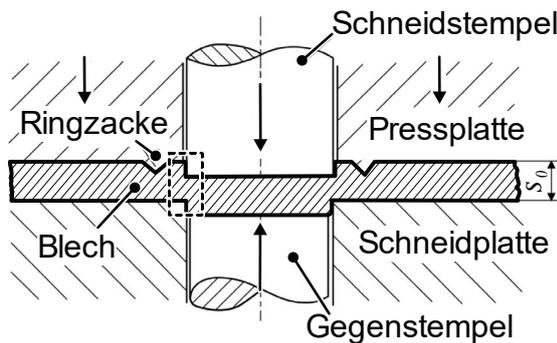
Allen spangebenden Verfahren gemein ist eine unvollständige Materialausnutzung, da mit den Spänen Werkstoff von dem Halbzeug entfernt wird. Da diese Separation am Ende der Wertschöpfungskette erfolgt, reduziert sich die Wirtschaftlichkeit des Fertigungsprozesses. Zudem erhöht dieser Umstand den Bedarf von Primärrohstoffen und damit den Ausstoß von CO<sub>2</sub>-Äquivalenten. Ausschlaggebender wird dieser Aspekt im Hinblick auf die Herstellung verzahnter Bauteile mit einer belastungsangepassten Kontur. In diesem Fall verringert sich die Materialeffizienz infolge einer gezielten großflächigen Wandstärkenabnahme zusätzlich. Eine Steigerung der Materialeffizienz ermöglichen ur- und umformende Fertigungsverfahren. Diese Verfahrensgruppen fassen Klocke und Brecher (2016) als alternative Verfahren zusammen, welche lediglich die endkonturnahe Zahnradfertigung ermöglichen.

Bei dem urformenden Gießen wird der Werkstoff zunächst auf eine Gusstemperatur  $T_{\text{Guss}}$  oberhalb der Solidustemperatur erhitzt und anschließend in eine Gußhohlform gegossen. Nachteilig zu nennen sind hierbei Schwindungen, mögliche Lunker, die Entfernung von Gussresten und, dass nicht jeder metallische Werkstoff eine gießfähige

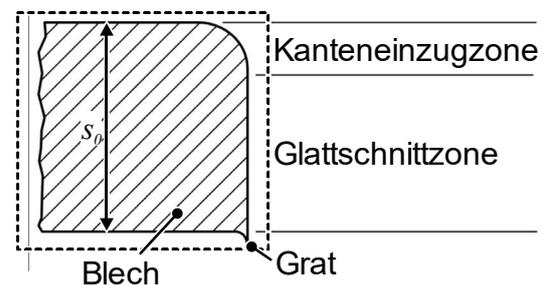
Schmelze liefert (Fritz, 2018). Anwendung findet das Gießen von Zahnrädern daher vorwiegend bei großen Zahnrädern mit Durchmessern bis zu  $d = 30$  m und einer Bauteilmasse  $m_B = 50.000$  kg (Felten, 2018). Das urformende Sintern stellt einen Fertigungsprozess dar, bei dem metallisches Pulver unter hohem Druck und unterhalb der Schmelztemperatur in eine Form gepresst wird. Wesentlicher Nachteil des Sinterns ist eine erhöhte Porosität, welche ein Nachverdichten erforderlich macht. Zudem werden komplexe Formwerkzeuge benötigt, sodass diese Technologie erst ab Losgrößen von 5000 Stück wirtschaftlich genutzt werden kann (Klocke, 2018).

Die umformtechnische Fertigung verzahnter Bauteile stellt eine Alternative zur spangebenden und urformenden Fertigung dar, mit der zugleich wesentliche Vorteile, aber auch Herausforderungen einhergehen. Zunächst ist das Feinschneiden zu nennen, welches mit bis zu 2000 Bauteilen pro Minute wirtschaftlich äußerst bedeutsam ist (Kolbe und Hellwig, 2018). Hierbei wird das Blechhalbzeug zu Prozessbeginn von einer Ringzacke gegen eine Schneidplatte gespannt. Anschließend wirkt ein Schneidstempel senkrecht zur Blechebene, wodurch der Blechabschnitt unterhalb des Schneidstempels vom übrigen Blechhalbzeug getrennt wird (**Bild 2.2a**).

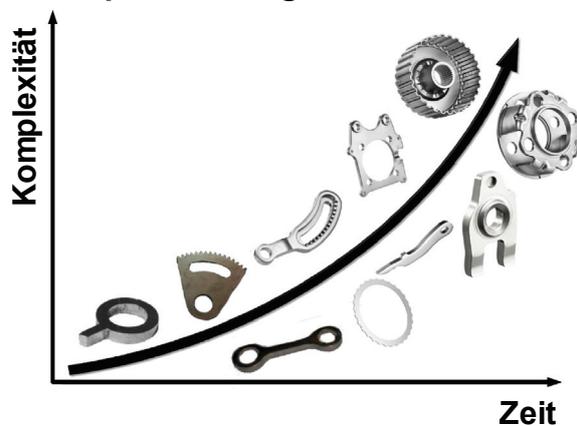
a) **Prozesskinematik - Feinschneiden**



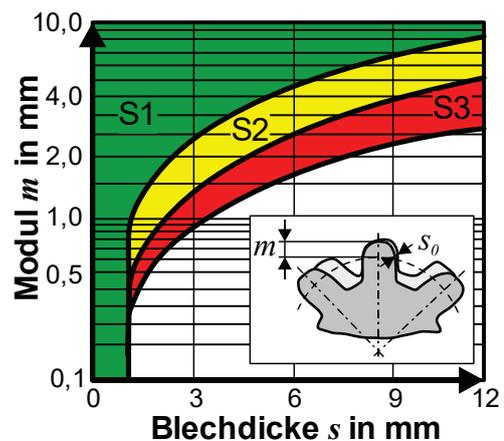
b) **Schnittfläche nach Feinschnitt**



c) **Komplexität feingeschnittener Teile**



d) **Schwierigkeitsgrad - Feinschneiden**



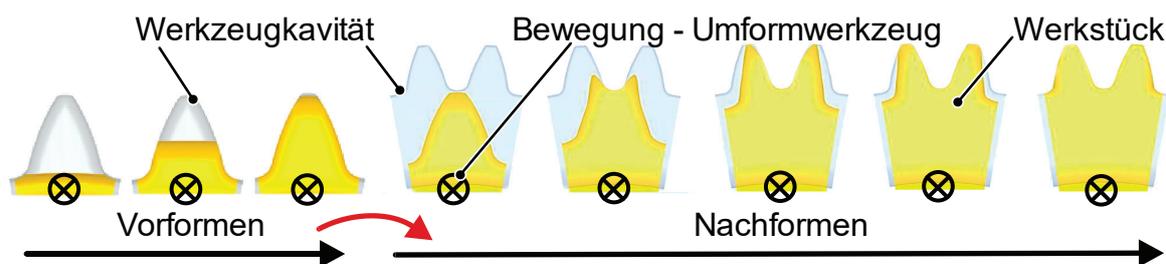
**Bild 2.2:** a) Kinematik und b) resultierende Schnittfläche beim Feinschneiden nach Birzer et al. (1997). c) Bauteilkomplexität (nach Zheng et al., 2019) und Grenzen beim Feinschneiden von Verzahnungen nach N.N. (2004)

Die Bauteilgeometrie wird beim Feinschneiden durch die Konturen von Schneidstempel und Schneidplatte definiert. Diese Konturen unterscheiden sich um die Breite des Schneidspaltes, welcher ca. 0,5 % der Blechdicke  $s_0$  beträgt (Birzer, 1997). Das Eindringen der Ringzacke überlagert einen hydrostatischen Druck in der Schnittzone und führt mit dem geringen Schneidspalt zu einer Glattschnittzone über nahezu die gesamte Blechhöhe (**Bild 2.2b**). Dies ist ein wesentlicher Vorteil gegenüber dem Normalschneiden, wonach die Schnittfläche zu zwei Dritteln eine Bruchfläche aufweist. Dennoch bildet sich beim Feinschneiden eine Kanteneinzugszone aus, welche im Falle einer Verzahnung die abwälzende Kontaktfläche reduziert. Die reduzierte Kontaktfläche muss durch Bleche mit größerer initialer Wandstärke  $s_0$  kompensiert werden, was mit einer unnötigen Zunahme des Bauteilgewichtes einhergeht. Das sogenannte „Durchsetzen“, also ein Feinschneiden ohne vollständiges Trennen, erhöht die Verwindungssteifigkeit der Bauteile (Kolbe und Hellwig, 2018). Der so erreichbare axiale Steifigkeitszuwachs bedingt, neben dem Kanteneinzug, eine zusätzliche Verringerung der tragfähigen Querschnittsfläche.

Über Jahrzehnte ist die Komplexität feingeschnittener Funktionsbauteile stetig gestiegen (Zheng et al., 2019). Dabei werden zunehmend mehr Funktionen in das Bauteil integriert (**Bild 2.2c**). Hinsichtlich der Verzahnungsgeometrie bestehen aber weiterhin Prozesslimitierungen beim Feinschneiden kleiner Verzahnungsmodule  $m$  und großer Blechdicken  $s$ . Diese Limitierungen hat die Firma Feintool im **Bild 2.2d** durch Schwierigkeitsgrade von S1 (einfach) bis zu S3 (schwierig) unterteilt (Feintool, 2004). Schwierigkeitsgrade oberhalb S3 gelten als sehr schwierig bis nicht möglich. Daher ist das Feinschneiden für die Herstellung komplexer, verzahnter Funktionsbauteile nur sehr eingeschränkt geeignet.

Neben den Stanzverfahren ermöglichen auch die Kalt- und Warmmassivumformverfahren Fließpressen bzw. Schmieden die Herstellung verzahnter Bauteile. Insgesamt steht hierzu knapp ein Dutzend Verfahrensvariationen zur Verfügung. Diese unterscheiden sich im Wesentlichen durch die Werkstoffflussrichtung, bezogen auf die Wirkrichtung der Umformwerkzeuge. Prozessübergreifend induziert das Umformwerkzeug den Werkstofffluss mit einem Hub in eine beliebig konturierte Matrize. Am Beispiel eines verzahnten Bauteils weist eine solche Matrize Kavitäten mit der Kontur einer Verzahnung auf. Als beachtliche Vorteile dieser Massivumformverfahren sind die hohe Produktivität, die nahezu vollständige Werkstoffausnutzung und eine Verbesserung der mechanischen Bauteileigenschaften hervorzuheben. So steigt die Dauerbelastbarkeit aufgrund einer vorteilhaften Textur und, sofern der Prozess im kalten Zustand erfolgt, infolge von Kaltverfestigung (Lange, 1988). Als wesentliche Nachteile der Massivumformverfahren sind die immensen Anforderungen an die Pressenkapazität und Umformwerkzeuge aufzuführen. So erfordert das Massivumformen größerer Bauteile Pressen mit einer Umformkraft  $F$  von 140 Meganewton und einer Überflurhöhe von 22 Metern (Schuler, 2014). Aus diesem Grund

liegt der Fokus vieler wissenschaftlicher Arbeiten auf einer Reduzierung der Prozesskräfte. Einen Ansatz zur Reduzierung der Prozesskräfte bei der Massivumformung von Zahnrädern stellt der als „Free Divided Flow“ bezeichnete Ansatz von Deliktas et al. (2019) dar (**Bild 2.3**). Hierbei erfolgt die Ausformung der Verzahnungskontur mit einer Vorformstufe. In dieser Vorformstufe fließt das zylindrische Halbzeug zunächst infolge axialer Werkzeugzustellung radial in die Verzahnungskavitäten. Dabei weist die radial angeordnete Matrize nur die Hälfte der finalen Zahnelemente auf. Die Kavität dieser Vorformstufe weist dafür einen größeren Verzahnungsmodul  $m$  auf. Im anschließenden Nachformprozess mit geringerem Verzahnungsmodul  $m$  erreicht das Bauteil die finale Geometrie und Zähnezahl  $z$ . Dabei werden die vorgeformten Zahnköpfe jeweils in zwei neue Zahnelemente aufgeteilt. Diese Prozessstrategie reduziert die radiale Kontaktfläche. Dadurch konnte die Umformkraft der konventionell einstufigen Vorgehensweise um ca. 40 % auf ca. 8000 kN reduziert werden. Trotz dieser signifikanten Reduktion der Prozesskraft bedarf das Massivumformen von Verzahnungen weiterhin enormer Umformpressen.

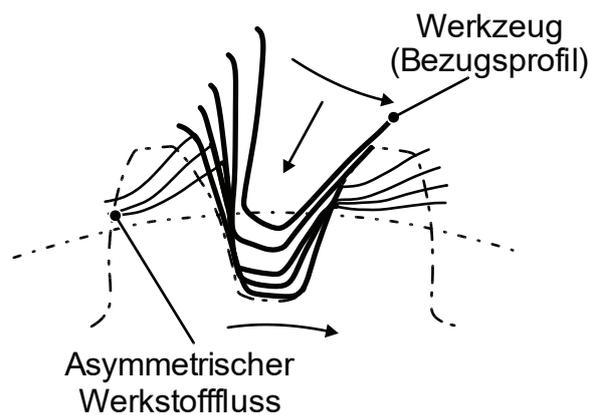


**Bild 2.3:** Werkstofffluss beim Querfließpressen einer Verzahnung mit Vorformschritt nach Deliktas et al. (2019)

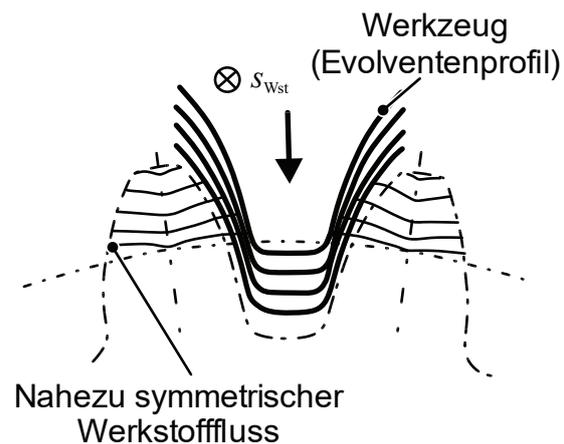
Neben den bisher genannten sind nach Felten (2018) auch die Profilwalzverfahren aufzuführen. Diese unterteilen sich nach Lange (1988) in Abwälzverfahren (Querwalzen) (**Bild 2.4a**) und Profilverfahren (Längswalzen) (**Bild 2.4b**). Dabei weisen die Werkzeuge abwälzender Verfahren lediglich ein Bezugsprofil der auszuformenden Verzahnung auf. Dieses Bezugsprofil ist in der Regel eine Gerade mit einem Profilwinkel  $\alpha_P = 20^\circ$  (DIN, 1986). Profilverfahren, bei denen sich das Werkzeug entlang der Halbzeugachse bewegt, weisen dagegen die Negativkontur der Evolventenverzahnung auf (Felten, 2018). Bei den Profilverfahren wird das gegenüberliegende Verzahnungswerkzeug radial zugestellt und formt so die Verzahnungsgeometrie in das rotierende Bauteil. Als Halbzeuge werden massive rotationssymmetrische Wellen verwendet. Trotz der inkrementellen Vorgehensweise ermöglicht dieser Prozess sowohl die umformtechnische Herstellung geradverzahnter wie auch schrägverzahnter Bauteile mit Verzahnungsqualitäten zwischen 9 und 10 gemäß DIN 3962 (Neugebauer et al., 2007).

Durch das umformtechnische Verzahnen kommt es zur Kaltverfestigung des Werkstoffs, wodurch sich die mechanischen Bauteileigenschaften der Verzahnung verbessern. In der finalen Kalibrierphase der Abwälzverfahren führen die Kaltverfestigung und die vergrößerte Kontaktfläche zu hohen Umformkräften. Daher sind trotz der inkrementellen Prozessabfolge komplexe und kostspielige Umformpressen mit großem Bauraum notwendig.

a) **Abwälzverfahren (Querwalzen)**

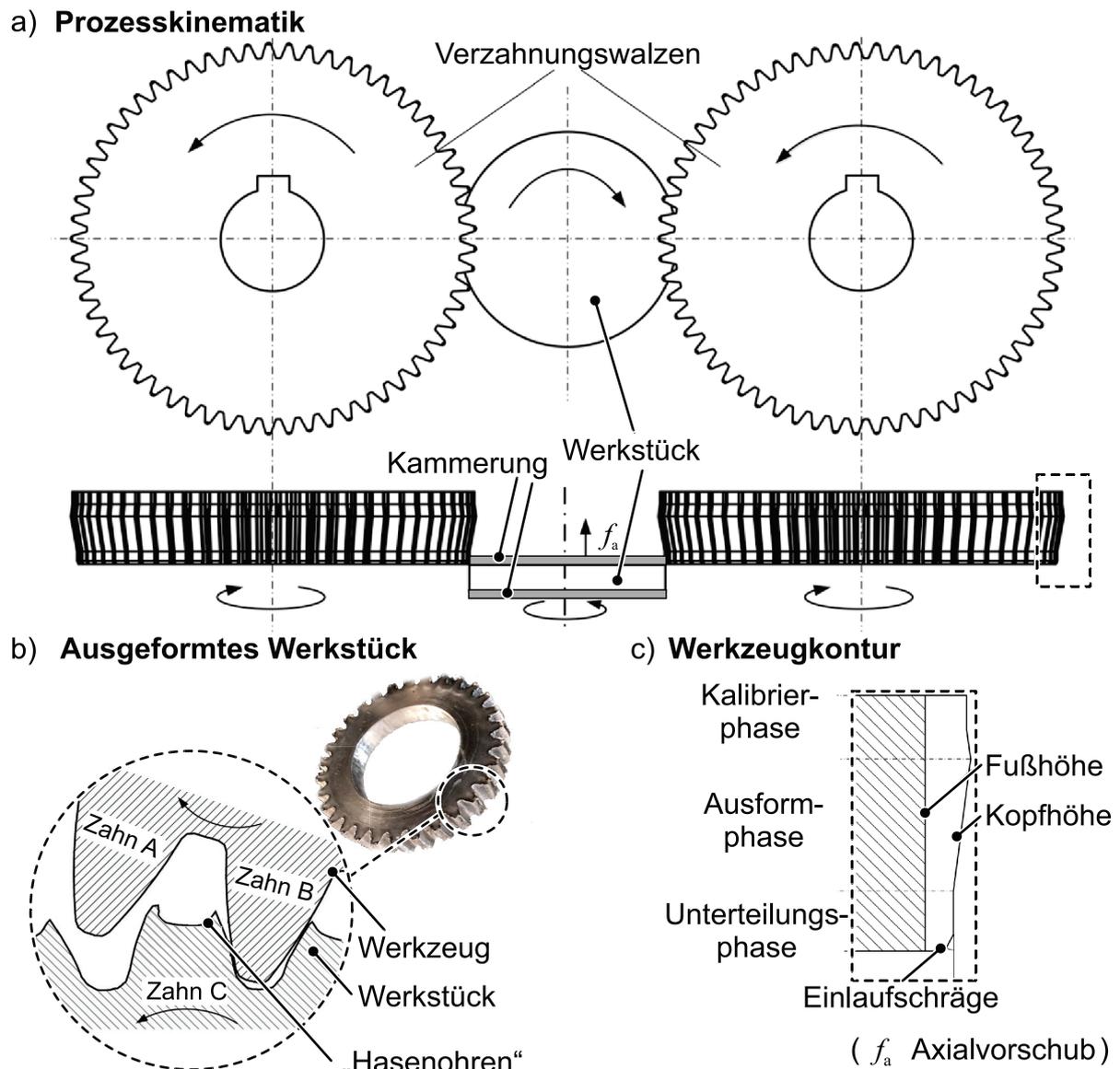


b) **Profilverfahren (Längswalzen)**



**Bild 2.4:** Umformvorgang beim a) Abwälzverfahren und b) Profilverfahren nach Lange (1988)

Wu et al. (2019) haben eine Prozessvariation vorgestellt, bei der auch Blechhalbzeuge verzahnt werden können (**Bild 2.5a**). Besonderes Interesse galt bei diesem Ansatz der Vermeidung sogenannter Hasenohren (**Bild 2.5b**), welche typisch für das Profilwalzen sind. Hierzu haben die Autoren der abwälzenden Kinematik eine axiale Halbzeugbewegung überlagert und die Verzahnungswerkzeuge mit einer Einlaufschräge versehen (**Bild 2.5c**). Daher stellt dieser Ansatz vielmehr ein kombiniertes Abwälz-Profilverfahren dar. Das Blechhalbzeug muss bei diesem Ansatz seitlich durch kammernde Bleche abgestützt werden. Ohne eine solche axiale Begrenzung des Werkstoffflusses fließt bzw. klappt ein signifikanter Teil des umgeformten Werkstoffs unkontrolliert in axialer Richtung (Ma et al., 2019). Daher ermöglicht dieser Ansatz kein belastungsangepasstes Konturieren der Blechstruktur. Durch die simultane Umformung der kammernden Bleche können diese lediglich einmalig verwendet werden, sodass auch ressourcenschonende Vorteile bei dieser Prozessstrategie entfallen. Darüber hinaus wurde dieser Ansatz bislang ausschließlich an Halbzeugen aus Reinaluminium (EN AW-1050) und Al6061 erprobt. Diese Werkstoffe sind bei der Zahnradanwendung von untergeordneter Bedeutung.



**Bild 2.5:** Verzahnungen dicker Bleche mit überlagerter axialer Halbzeugbewegung nach Wu et al. (2019). a) Verwendete abwälzende Prozesskinematik, b) Ausgeformtes Werkstück und c) entwickelte Werkzeugkontur

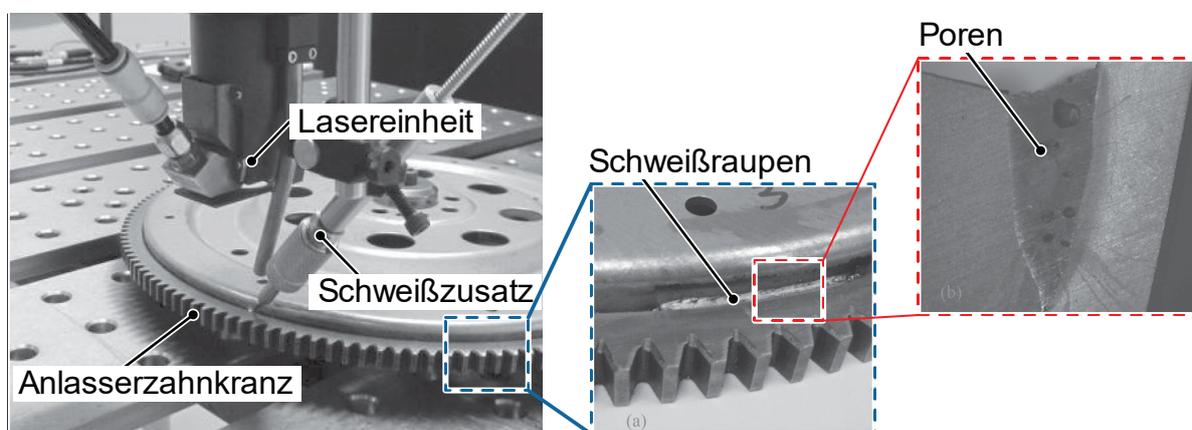
### 2.1.2 Konventionelle Verfahren zur Belastungsanpassung

Steigende ökologische, ökonomische, aber auch technologische Ansprüche an verzahnte Bauteile sowie eine vorteilhaftere Performance machen Fertigungsprozesse erforderlich, mit denen belastungsangepasste Bauteile effizient hergestellt werden können. Charakteristisch für ein solches Bauteil ist, dass jeder Bereich des Bauteils lediglich die Wandstärke  $s$  aufweist, die zur Bewältigung der dort vorherrschenden mechanischen Belastung erforderlich ist (Kleiner et al., 2003). Gleiches gilt für das Gewicht ganzer Baugruppen, was für die verbleibenden Komponenten eine starke Funktionsintegration erforderlich macht. Die im Kapitel 1 beispielhaft genannten Bauteile weisen häufig eine blechförmige, aber meist nicht belastungsangepasste

Struktur bei lediglich geringer Funktionsintegration auf. Dieser Umstand ist insbesondere auf die Restriktionen konventioneller Fertigungsverfahren zurückzuführen.

Massivumformverfahren, wie das Präzisionsschmieden von Zahnrädern ermöglichen zwar die Herstellung belastungsangepasster Zahnräder, aufgrund der hohen thermischen, mechanischen und tribologischen Beanspruchung kommt es jedoch zu einer sehr geringen Werkzeugstandmenge (Behrens und Huskic, 2005). Um die Nachteile spangebender Verfahren und die Herausforderungen einer umformtechnischen Belastungsanpassung zu umgehen, stehen zudem fügende Verfahren bereit. Dabei werden vorwiegend Blechhalbzeuge mit unterschiedlichen Wandstärken zu einem Bauteil gefügt. So werden beispielsweise Anlasserzahnkränze mit geringeren mechanischen Anforderungen oft aus mehreren Komponenten verschraubt, vernietet, aufgeschumpft oder verschweißt (Laigo und Acker, 2012). Die eigentliche Verzahnung wird jedoch weiterhin spangebend realisiert (Gu et al., 2011).

Das Fügen von Komponenten bringt mehrere Nachteile mit sich. Neben der entsprechend verlängerten Prozesskette steigt bei Verwendung von Verbindungselementen das Gesamtgewicht der Komponenten. Das schweißtechnische Fügen reduziert, verglichen mit monolithischen Bauteilen, zudem die Bauteilbelastbarkeit. Diesbezüglich ist speziell die Gefahr spröder und poröser Schweißnähte aufzuführen (Gu et al., 2011). Eine Fügezone mit derartigen Poren ist im **Bild 2.6** veranschaulicht.



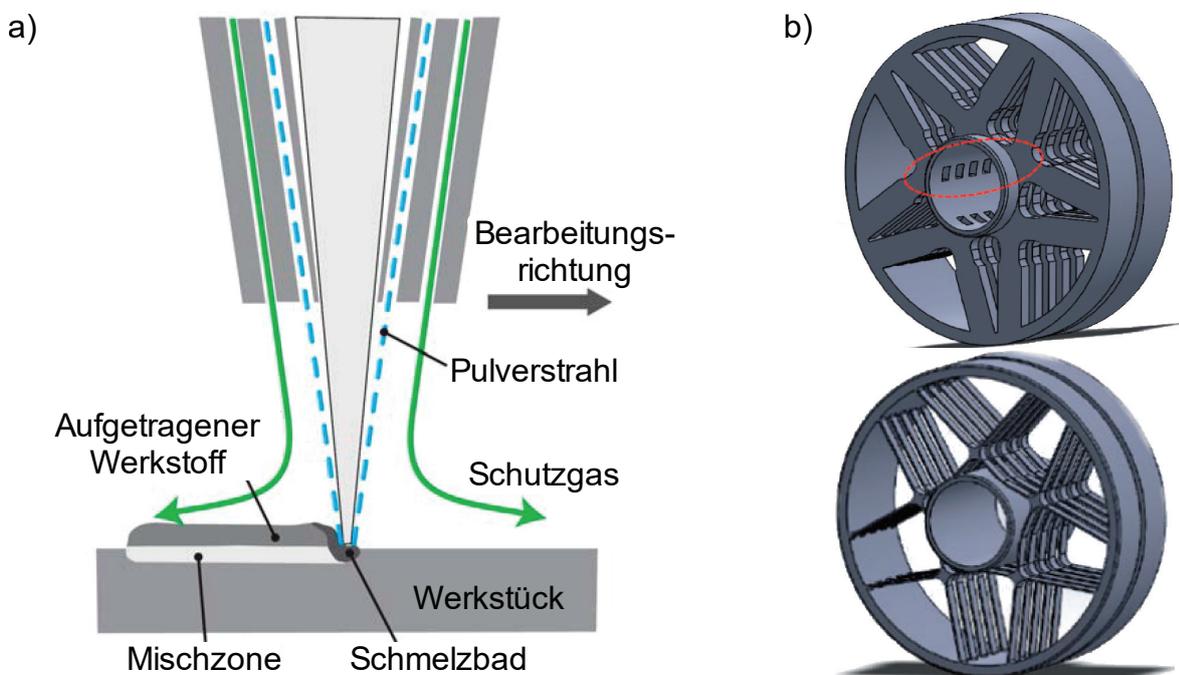
**Bild 2.6:** Poren in Schweißnähten laserstrahl-geschweißter Anlasserzahnkränze nach Gu et al. (2011)

Die Schweißnähte geschweißter Bauteile können augenscheinlich ordnungsgemäß erscheinen. Um einen vorzeitigen Bauteilausfall aufgrund kritischer Poren zu vermeiden, sind daher aufwendige Prüfungen notwendig. Hinsichtlich der Bauteilgeometrie besteht zudem die Gefahr, dass die induzierte Wärme zu einem Verzug führt (Gu et al., 2011). Diese Ungenauigkeiten erfordern eine anschließende spangebende Nachbearbeitung zu Lasten der Produktionskosten und der ohnehin geringen Materialausnutzung. Zudem ist dieser Ansatz auf Werkstoffe mit guter Schweißbeignung

begrenzt und gegebenenfalls wird ein nachgelagertes Entfernen von Verzunderungen erforderlich.

Innovative Ansätze zur Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile stellen die additiven Verfahren dar. In dieser Verfahrensgruppe wurden innerhalb der letzten Jahrzehnte viele verschiedene Verfahren entwickelt. Im Hinblick auf bisherige Arbeiten zur Herstellung belastungsangepasster Verzahnungsbauteile ist insbesondere das Laserauftragschweißen hervorzuheben (**Bild 2.7a**). Hierbei wird das Werkstück lokal durch einen Laserstrahl aufgeschmolzen. Zugleich wird dem Schmelzbad kontinuierlich pulver- oder drahtförmiger Werkstoff zugeführt (Klocke, 2015). Durch den schichtweisen Werkstoffauftrag können somit komplexe Geometrien generiert werden. Additive Verfahren sind daher ideal zur Erzeugung belastungsangepasster Konturen. Zum einen kann die Wandstärke von Halbzeugen in stark ausdünnenden Bereichen vor dem eigentlichen Umformprozess verstärkt werden (Bamberg, 2017). Andererseits kann mit diesen Verfahren auch das vollständige Bauteil erzeugt werden. Diesbezüglich haben Mura et al. (2017) unterschiedliche belastungsangepasste Strukturen von Zahnrädern untersucht (**Bild 2.7b**).

Wesentlicher Nachteil additiver Verfahren sind die langen Prozesszeiten, welche eine wirtschaftliche Technologienutzung lediglich für Prototypen und Kleinserien ermöglichen (Bambach et al., 2017). Hinzu kommt die Notwendigkeit einer mechanischen Nachbearbeitung von Funktionsflächen (Klocke, 2015).



**Bild 2.7:** a) Verfahrensprinzip des Laserauftragschweißens (Vollmer, 2016) und b) beispielhafte belastungsangepasste Zahnradstrukturen (Mura et al., 2017)

### 2.1.3 Lastanpassung und Funktionsintegration durch Blechmassivumformung

Die vorgenannten Fertigungsverfahren weisen diverse Schwächen auf. Insbesondere bei kombiniertem Leichtbauanspruch und kleinen bis mittleren Losgrößen werden allerdings alternative Fertigungsverfahren benötigt, welche die Fertigung von Funktionsbauteilen mit gesteigerter Belastbarkeit bei zugleich verringertem Fertigungsaufwand erlauben. Aus diesem Grund ist eine neue Prozessklasse entstanden, die sogenannte Blechmassivumformung (BMU). Diese kennzeichnet sich durch die Anwendung von Massivumformverfahren an Blechhalbzeugen. Dabei kommt es zu einem dreidimensionalen Werkstofffluss, wodurch die Blechdicke lokal an die Betriebslasten angepasst werden kann (Merklein et al., 2012). Diese Prozessklasse ermöglicht eine deutliche Verkürzung von Prozessketten bei zugleich verbesserter Werkstoffeffizienz (Baier, 2013). Merklein et al. (2013) haben bestehende Verfahren in einer Übersicht bezüglich der möglichen Blechdickenänderung sowie des resultierenden Umformkraftniveaus gegenübergestellt (**Bild 2.8**). Die Blechdickenänderungen können lokale Wandstärkenzunahmen (Verdickungen) sowie Wandstärkenabnahmen (Ausdünnungen) sein. Das Umformkraftniveau ist bei den klassischen Massivumformoperationen Stauchen, Fließpressen und Prägen überaus hoch. Hieraus resultieren die bereits aufgeführten Herausforderungen (vgl. Kapitel 2.1.2). Eine Möglichkeit zur Umgehung dieser Problematik stellen insbesondere die Prozessstrategien der inkrementellen Blechmassivumformung (iBMU) dar. Als inkrementell wird in diesem Zusammenhang verstanden, dass die Umformung zu jedem Zeitpunkt lediglich an einem Teilbereich des umzuformenden Werkstücks und damit schrittweise erfolgt (Tisza et al., 2012). Hierdurch konzentriert sich die Umformkraft auf eine limitierte Zone, wodurch sich das makroskopisch wirkende Kraftniveau reduziert. Diese Zone wandert bis zur vollständigen Formgebung entlang der Werkstückoberfläche (Lange, 1988).

	Lineare Werkzeugbewegung				Rotierende Werkzeugbewegung		
	Stauchen	Abstreckgleitziehen	Fließpressen	Prägen	Drückwalzen	Taumeln	Nabenanformen
Dickenänderung	↑ ↓	↓	↑ ↓	↑ ↓	↓	↑ ↓	↑ ↓
Umformkraft	Hoch	Mittelhoch	Hoch	Hoch	Gering	Mittelhoch	Mittelhoch

**Bild 2.8:** Einteilung von BMU-Verfahren nach Merklein et al. (2013)

Merklein et al. (2013) haben eine Kinematik-Matrix aufgestellt, in der die möglichen inkrementellen Bewegungsabläufe der Blechmassivumformung veranschaulicht sind

(Bild 2.9). Prinzipiell ist dabei zwischen kontinuierlichen und diskreten Bewegungsabläufen zu unterscheiden. Diese Umformoperationen können translatorisch oder rotierend zur Werkstückoberfläche erfolgen. Aufgrund der Vielzahl möglicher Bewegungsabläufe weist die iBMU ein hohes Maß an Flexibilität auf.

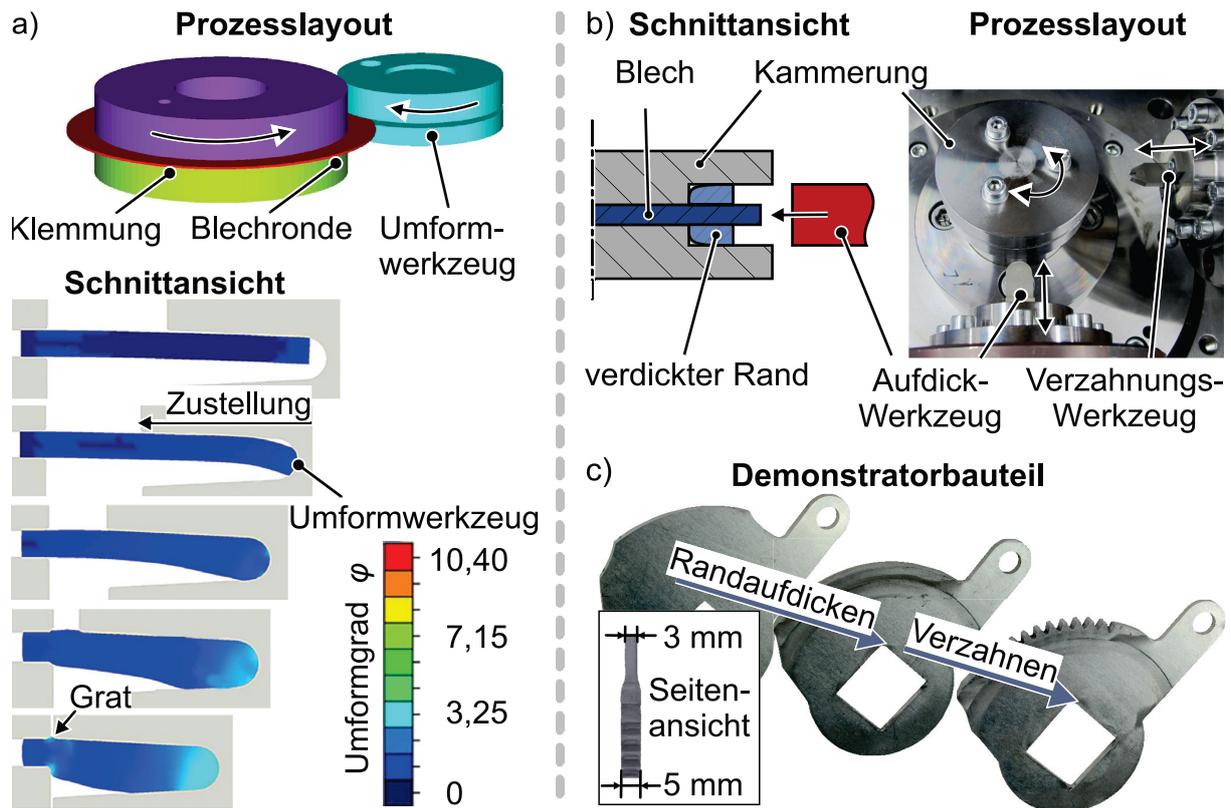
Kontinuierliche Umformung			Diskrete Umformung			
	Senkrecht	Schräg	Planar	Senkrecht	Schräg	Planar
Translation						
	K1	K2	K3	D1	D2	D3
Rotation						
	K4	K5	K6	D4	D5	D6

Werkzeug    Werkstück

**Bild 2.9:** Kinematik-Matrix der inkrementellen Blechmassivumformung nach Merklein et al. (2011)

Hinsichtlich einer inkrementellen umformtechnischen Belastungsanpassung an Blechbauteilen kann die Entwicklung des Drückwalzens in den fünfziger Jahren zu den Anfängen der Blechmassivumformung gezählt werden (Avizur, 1983). Beim Drückwalzen werden rotationssymmetrische Blechbauteile mittels einer umgebenen Walze über einen Dorn gedrückt. Diese Walze verfährt sowohl axial als auch radial, sodass die Wandstärke lokal ausgedünnt werden kann.

Mehrere Ansätze zur industriellen Anwendung der Blechmassivumformung meldeten Hartwig und Friese (2001) zum Patent an. Ziel dieser Entwicklungen war die wirtschaftliche Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile mit blechförmiger Kontur (Winkelmann, 1988). Dieser Ansatz sieht das axiale Spannen einer Blechrunde vor, welche um ihre Achse rotiert, während der Halbzeugdurchmesser durch radial zugestellte Profilwerkzeuge verringert wird (**Bild 2.10a**). Der dabei radial verdrängte Werkstoff führt, je nach Werkzeuggeometrie und Prozessführung, zu einer wahlweise symmetrischen oder asymmetrischen Wandstärkenzunahme in Blechdickenrichtung. Die axiale Steuerung der Wandstärkenänderung erfolgt mittels profilierter bzw. kammernder Werkzeuge (**Bild 2.10b**). Zur Vermeidung einer Knickung erfolgen diese Prozesse vorwiegend über mehrere Umformstufen mit unterschiedlichen Auskraglängen.



**Bild 2.10:** a) Inkrementelles Randaufdicken mit profiliertem (nach Jin et al., 2016) und b) profillosem Werkzeug, c) demonstrativer Prozessablauf zur Ausformung eines belastungsangepassten Sitzverstellers nach Sieczkarek (2018)

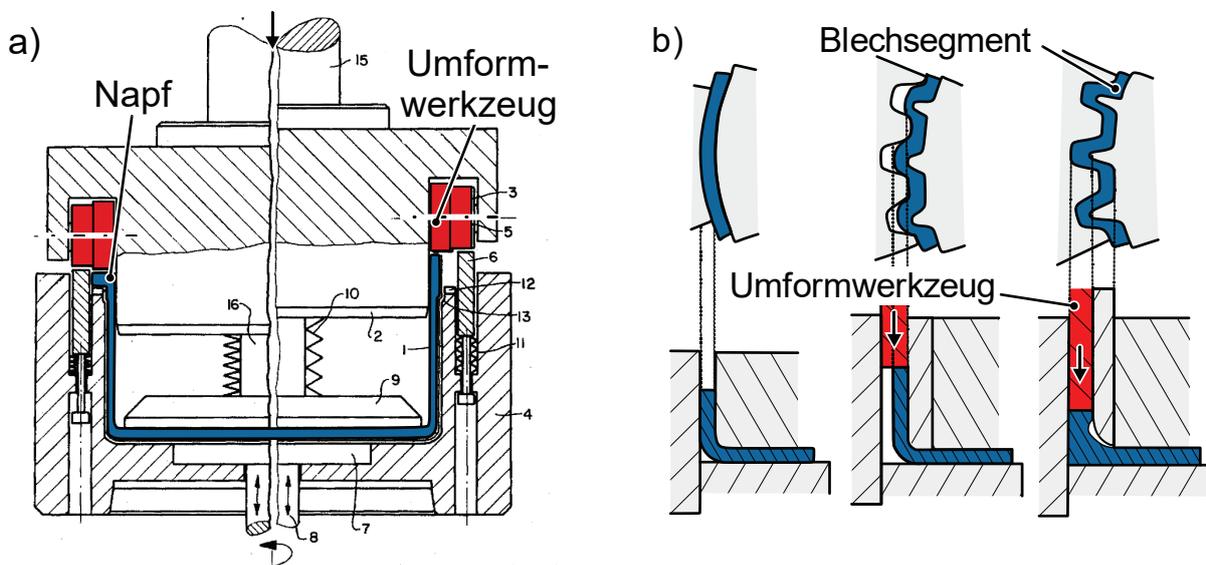
Auf Untersuchungen der charakteristischen Werkzeugbelastung (Kim et al., 2011) folgten wissenschaftliche Analysen zur Steuerung des Werkstoffflusses (Jin et al., 2016). Die Umformung mit verringerter Anzahl von Umformstufen untersuchten Wang et al. (2018). Diese Arbeiten verfolgen die iBMU als Instrument zur Herstellung eines belastungsangepassten Halbzeugs, bei dem die Funktionsintegration durch nachgelagerte Zerspanung und Wärmebehandlung erfolgt.

Bezüglich der ganzheitlichen BMU von Funktionsbauteilen gehen erste wissenschaftliche Untersuchungen zurück in die 70er-Jahre, als Rick (1972) Ergebnisse zum Massivumformen von Grobblechteilen vorstellte. Fokus dieser Arbeit sind verschiedenartige Stauchoperationen an Blechbauteilen. Ein großer Teil dieser Stauchoperationen ermöglicht eine lokale Adaption der Wandstärke. Beiläufig wird die Möglichkeit des umformtechnischen Verzahnens von Blechbauteilen mit einer Werkzeugzustellung senkrecht zur Blechkante präsentiert. Hierbei wurde eine Zahnstange der Aluminiumlegierung AlMg3 in einem Hub ausgeformt. Die eingeschränkten Werkzeugwerkstoffe und Kenntnisse über deren Wärmebehandlung führten jedoch zu einem unmittelbaren Werkzeugversagen und damit zum vorzeitigen Ende dieser Untersuchungen. Ein ausgiebiges Prozessverständnis und Kenntnisse über

die Eigenschaften blechmassivumgeformter Bauteile konnten aufgrund der experimentellen und numerischen Gegebenheiten nicht generiert werden.

Eine erfolgreiche umformtechnische Prozessabfolge zur iBMU verzahnter Funktionsbauteile zeigte Sieczkarek (2018) auf (**Bild 2.10b**). Im Rahmen dieser Arbeit wurden Bleche im Randbereich zunächst mittels radialer Werkzeugzustellung aufgedickt und anschließend von einem radial zugestellten Verzahnungswerkzeug verzahnt (**Bild 2.10c**).

Neben iBMU-Verfahren mit radialer Werkzeugwirkrichtung wurde in den letzten Jahrzehnten eine Vielzahl axial wirkender Verfahren zur BMU belastungsangepasster Funktionsbauteile entwickelt. So stellte Hinze (1975) ein inkrementelles Verfahren vor, bei dem Napfhalbzeuge vollumfänglich aufgedickt und mit Funktionselementen versehen werden können (**Bild 2.11**). Zum partiellen Ausformen von Funktionsbauteilen entwickelten Maeda und Araki (1996) ein BMU-Verfahren, bei dem das Werkstück in einem Hub ausgeformt wird. Bei diesem Verfahren werden abgewinkelte Bleche mittels axialer Werkzeugbewegung in eine Kavität gestaucht (**Bild 2.11b**). Dies erfordert gegenüber dem Prozessäquivalent mit inkrementeller Vorgehensweise ein deutlich höheres Kraftniveau, wodurch die Werkstoffauswahl wie auch die möglichen Bauteilabmessungen sehr begrenzt sind (Gröbel et al., 2016).

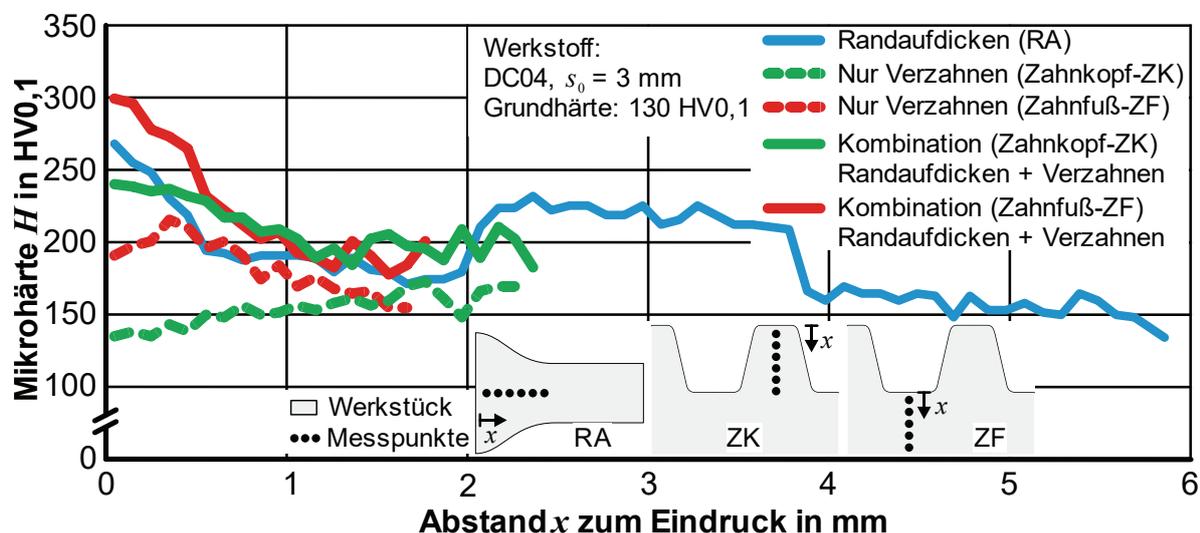


**Bild 2.11:** Wandstärkenänderung an einem a) Napfhalbzeug nach Hartwig und Friesse (2001) sowie einem Blechsegment nach Maeda und Araki (1996)

Als weiterer iBMU-Ansatz mit axial wirkendem Umformwerkzeug ist das Taumeln (**Bild 2.8**) aufzuführen. Bei diesem Ansatz wird der Blechwerkstoff radial verschoben, wodurch das Halbzeug im Randbereich einseitig (Hildenbrand, 2019) oder beidseitig (Vogel, 2019) aufgedickt werden kann. Derart angepasste Halbzeuge können beispielsweise nachgelagert in einem kombinierten Tiefzieh- und Stauchprozess zu einem belastungsangepassten Funktionsbauteil umgeformt werden (Merklein et al.,

2015). Trotz der inkrementellen Vorgehensweise erfordert dieser Ansatz bereits bei mittelfesten Werkstoffen der Güte DC04 eine Umformkraft von 3.000 kN, sodass die Pressenkapazität das Kalibrieren der Funktionselemente limitiert (Gröbel et al., 2016). Um die Füllung der Verzahnungskavitäten dennoch realisieren zu können, beschäftigen sich aktuelle Arbeiten mit einer lokalen Anpassung des tribologischen Systems mittels strukturierter und beschichteter Umformwerkzeuge (Löffler et al., 2016).

Die resultierenden geometrischen und mechanischen Bauteileigenschaften per iBMU ausgeformter Funktionsbauteile wurden bei den gegenwärtig vorliegenden Arbeiten vernachlässigt. Eine erste Gegenüberstellung des prozessspezifischen Kraftbedarfs und resultierender Formänderungsverteilungen erfolgte durch Gröbel et al. (2016). Bei dieser Gegenüberstellung werden jedoch geometrisch verschiedenartige Funktionselemente miteinander verglichen, sodass ein prozessspezifischer Vergleich nicht möglich ist. Darüber hinaus erfolgte keine Gegenüberstellung mechanischer oder verzahnungsspezifischer Größen. Sieczkarek (2018) konnte mittels lokaler Härtemessungen exemplarisch aufzeigen, dass die mechanischen Bauteileigenschaften bei der iBMU von Funktionsbauteilen bezogen auf die Ausgangshärte signifikant verbessert werden können (**Bild 2.12**). Hierbei wurde jedoch lediglich die im Bild 2.10b veranschaulichte Prozesstrategie verwendet. Während die Bauteile von der beobachteten Festigkeitszunahme des Werkstoffs profitieren, führt dies in den filigranen iBMU-Werkzeugen zu Standmengen-reduzierenden Werkzeugbelastungen.

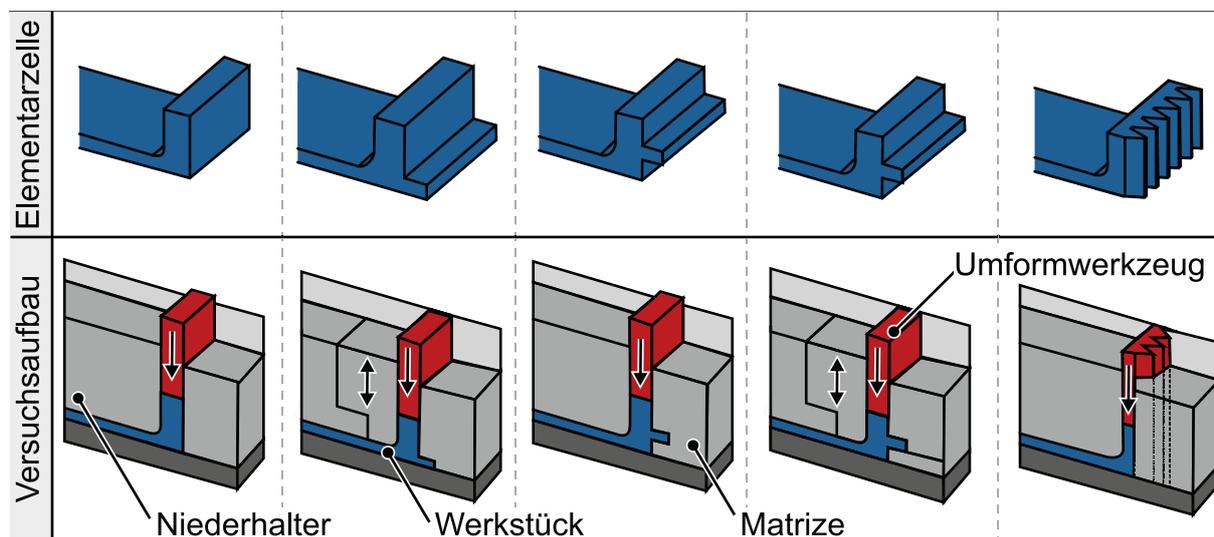


**Bild 2.12:** Lokale Härtesteigerung bei der iBMU von Funktionselementen (Sieczkarek, 2018)

Zur Reduzierung der Werkzeugbelastung beim Verzahnen durch iBMU wurde bereits auf mehrere Konzepte zurückgegriffen. So konnten die Belastungsspitzen durch die Überlagerung einer Zugspannung senkrecht zur Bewegung des eindringenden Verzahnungswerkzeugs um 15 % reduziert werden (Sieczkarek et al., 2016a). Zur vereinfachten Abschätzung der dabei benötigten Umformkraft wurde ein analytisches

Modell entwickelt, welches auf dem Verfahren der „Oberen Schranke“ basiert. Trotz der Forschungsaktivitäten mit dem Ziel einer Werkzeugbelastungsreduktion beläuft sich die gegenwärtige Standmenge auf eine Ausformung von ca. 1.000 Zahnelementen (Sieczkarek et al., 2016b).

Um die geometrischen und mechanischen Eigenschaften von BMU-Funktionsbauteilen gezielt gegenüberstellen zu können, entwickelten Magrinho et al. (2019) einen flexiblen BMU-Demonstratorprozess (**Bild 2.13**). Dieser erlaubt eine Gegenüberstellung charakteristischer Werkstoffflüsse bei axialen einstufigen BMU-Prozessen mittels vereinfachter Elementarzellen. Im Fokus dieser Arbeiten steht das prozessspezifische Versagen von Aluminiumblechen. Untersuchungen zur Ausformung von industriell relevanten Verzahnungen in Stahlwerkstoffen sind bislang nicht erfolgt. Darüber hinaus erlaubt der entwickelte Demonstratorprozess nicht die Abbildung der wiederkehrenden Umformsequenzen, welche die inkrementelle Blechmassivumformung definieren.

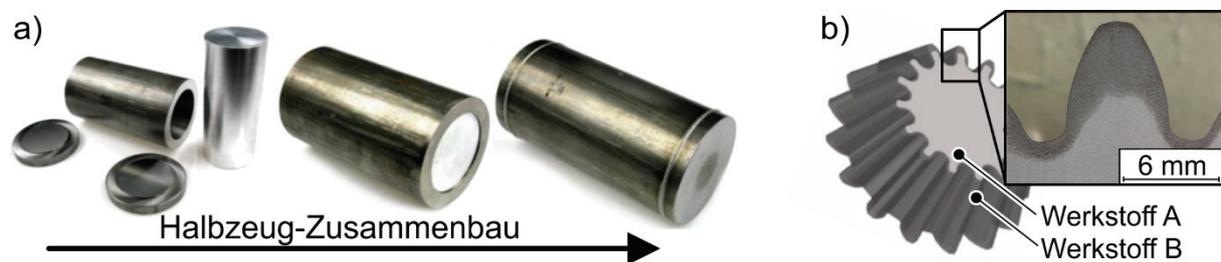


**Bild 2.13:** Flexibler Versuchsstand zur reproduzierbaren Versagensentstehung bei der Blechmassivumformung nach Magrinho et al. (2019)

## 2.2 Umformtechnisches Fügen verzahnter Hybridbauteile

Hybride Ansätze zur Herstellung verzahnter Bauteile zeigen attraktive Kompromisslösungen auf, um Bauteileigenschaften gezielt zu beeinflussen oder Prozessgrenzen zu überwinden. Hierfür stehen die Fügeprinzipien des Kraft-, Stoff- oder Formschlusses zur Verfügung (Groche et al., 2014). Hervorzuheben ist das umformtechnische Fügen, welches bei nennenswerten Festigkeitsansprüchen eine wirtschaftlich vorteilhafte Möglichkeit zur Verbindung zweier Bauteile ermöglicht (Kalweit et al., 2011). Bei Prozessen der Massivumformung wurden bereits hybride Prozessvarianten zur umformtechnischen Herstellung von Zahnrädern entwickelt. So kann durch kombiniertes Umformen von höherfesten Werkstoffen und Leichtbauwerkstoffen, welche eine vergleichsweise geringe Festigkeit aufweisen, die Umformkraft reduziert

werden (Politis, 2013). Dies ermöglicht es, Limitierungen der Pressenkapazität zu umgehen oder die Bauteilmasse weiter zu reduzieren. Zudem ermöglichen hybride Ansätze die Herstellung von Zahnrädern mit Werkstoffeigenschaften, die im höchsten Maße gradiert und an das anwendungsspezifische Belastungskollektiv angepasst sind. Ein solcher Ansatz ist im **Bild 2.14** veranschaulicht. Die dazu erforderlichen Halbzeuge werden entweder mehrteilig zusammengesetzt (**Bild 2.14a**) oder additiv erzeugt (Chugreeva et al., 2018). Nachfolgend können diese Halbzeuge beispielsweise geschmiedet werden, wodurch Verzahnungen mit gradiertem Werkstoffzusammensetzung entstehen (**Bild 2.14b**). Im Hinblick auf die Möglichkeiten der BMU existieren erste Ansätze zum Fügen artfremder Blechhalbzeuge durch das Stauchen einer Zapfenverbindung (Bragança et al., 2017). Diese Ansätze ermöglichen bislang allerdings keine Herstellung belastungsangepasster und verzahnter Funktionsbauteile.



**Bild 2.14:** Schmieden hybrider Zahnräder. a) Halbzeug nach Chavdar et al. (2016) und Schliffbild eines hybrid-geschmiedeten Zahnrades nach Behrens et al. (2017)

## 2.3 Dehnpfadabhängigkeit metallischer Werkstoffe

Die Flexibilität der iBMU ermöglicht die Ausformung nahezu identischer Konturen über unterschiedliche Werkzeugbewegungen. Unterdessen kann der Werkstoff verschiedene Spannungs-Dehnungs-Pfade durchlaufen. Metallische Werkstoffe weisen in der Regel ein spannungs-dehnungs-pfadabhängiges Verhalten auf, welches im Folgenden erläutert wird. Die Verläufe der Spannungszustände über die Formänderung werden im Folgenden als Formänderungshistorie bezeichnet.

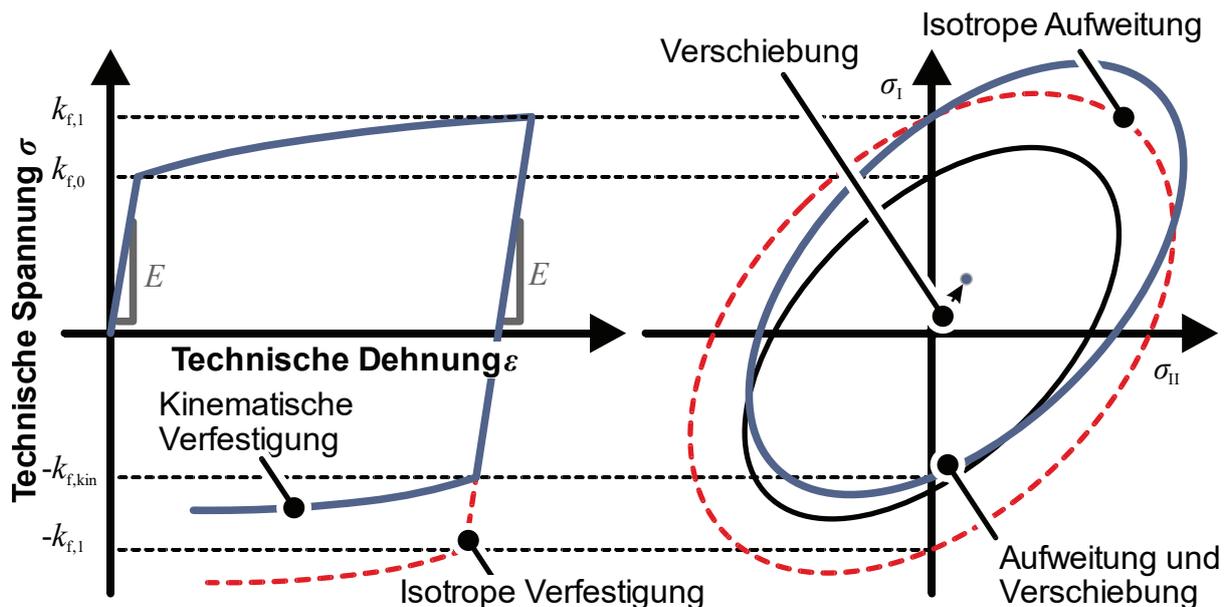
### 2.3.1 Kinematische Verfestigung

#### *Bauschinger-Effekt*

Johann Bauschinger (1881) entdeckte bei Untersuchungen zur Elastizitätsgrenze von Metallen, dass sich die Fließgrenze bei einer Lastumkehr gegenüber der vorherigen monotonen Belastung verringert. Jene als „Bauschinger-Effekt“ bezeichnete Eigenschaft metallischer Werkstoffe ist divergent zur gewöhnlichen Annahme eines isotropen Verfestigungsverhaltens. Dieser Effekt ist im **Bild 2.15** schematisch mittels einachsiger Spannungs-Dehnungsverläufe sowie zweidimensionaler Fließortkurven veranschaulicht. Bei einer Lastumkehr würde das erneute plastische Fließen eines isotrop verfestigenden Werkstoffs eine betragsmäßig gleiche Spannung wie vor der

Lastumkehr erfordern ( $|-k_{f,1}| = |k_{f,1}|$ ). Bei einem Werkstoff, der einen ausgeprägten Bauschinger-Effekt aufweist, beginnt das plastische Fließen jedoch bereits bei einer geringeren Spannung ( $k_f = |-k_{f,kin}| < |k_{f,1}|$ ). Die Sensitivität eines Werkstoffs gegenüber diesem Effekt wird durch das Verhältnis der Fließspannungen vor und nach Lastwechsel über den Bauschinger-Koeffizienten beschrieben zu

$$\alpha_B = \frac{k_{f,kin}}{k_{f,1}}. \quad (2.1)$$



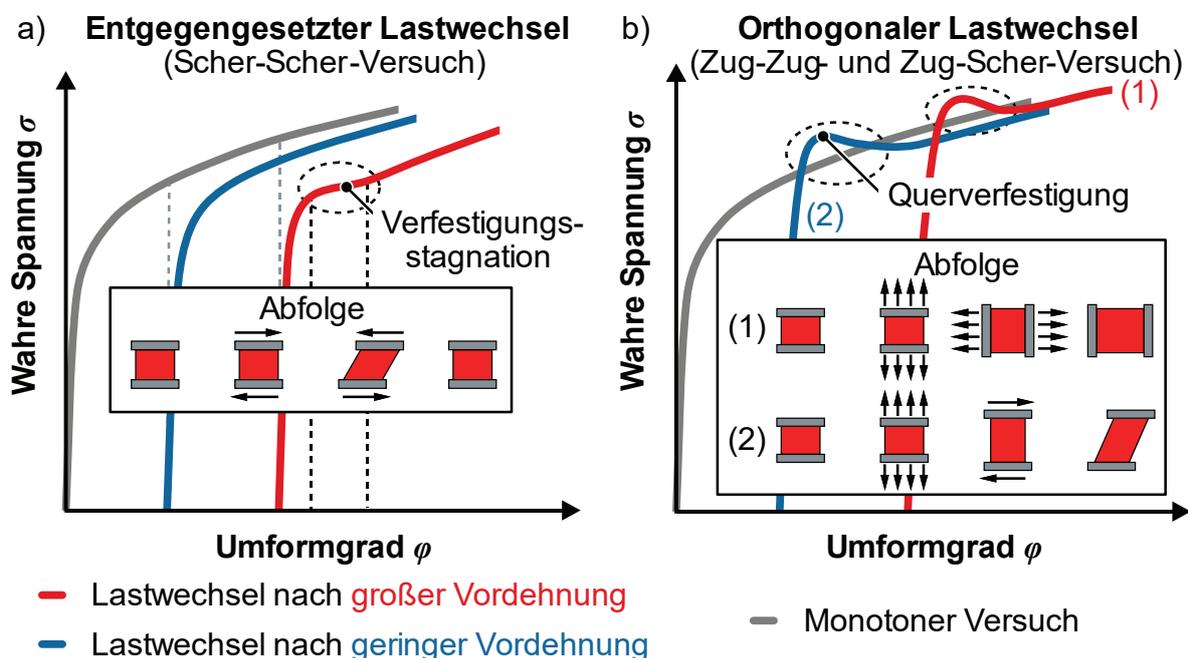
**Bild 2.15:** Schematische Darstellung des Bauschinger-Effektes nach Yin (2014)

Die mikrostrukturelle Beschreibung des Bauschinger-Effektes ist bis heute Gegenstand der Forschungen (Ma et al., 2017). Zurückgeführt wird der makroskopisch zu beobachtende Effekt im Wesentlichen auf die Bewegung von Versetzungen. Während einer monotonen Dehnung steigt die Zahl von Versetzung und staut sich an Korngrenzen, wodurch eine makroskopische Verfestigung zu beobachten ist. Infolge der Lastumkehr bewegen sich diese aufgestauten Versetzungen entgegen der Korngrenze, sodass sich aufgestaute Versetzungen entzerren. Dadurch wird zur weiteren Deformation makroskopisch eine geringere Fließspannung erforderlich (Hasegawa et al., 1975). Dieser Vorgang wird als überwiegende Ursache einer kinematischen Verfestigung betrachtet und ist weitestgehend unabhängig von der Legierungszusammensetzung und Festigkeit metallischer Werkstoffe zu beobachten (Perdahcioğlu und Geijselaers, 2011). Anders als bei isotrop verfestigenden Werkstoffen vergrößert sich die Fließortkurve daher nicht in alle Richtungen homogen, sondern mit einem verschobenen Mittelpunkt. Zur Beschreibung des Fließverhaltens infolge des Bauschinger-Effektes bestehen analytische und numerische Ansätze (Barlat und Bong, 2015). Zur Abbildung der Effekte wird im Regelfall eine kombinierte Vergrößerung und Verschiebung/Drehung der Fließortkurve angenommen. Diese

Ansätze ermöglichen eine adäquatere Vorhersage der benötigten Prozesskraft. Demgegenüber erhöhten sich sowohl der Aufwand zur Werkstoffcharakterisierung wie auch der zur numerischen Berechnung. Zudem ermöglicht die verbreitete Charakterisierung über Zug-Druck-Versuche lediglich geringe Dehnungsamplituden pro Lastzyklus ( $\bar{\varphi}_n \approx 0,05$ ). Bis zu einem Knicken der Probe werden so, über mehrere Lastwechsel akkumuliert, nur geringe Vergleichsdehnungen unterhalb  $\bar{\varphi} \approx 0,3$  erreicht (Yoshida, et al., 2002a). Daher wird das Materialverhalten lediglich für Formänderungen untersucht, welche deutlich geringer als jene infolge von iBMU-Prozessen sind.

### *Verfestigungsstagnation und Querverfestigung*

Neben dem Bauschinger-Effekt führt auch die sogenannte Rückplastifizierung (z. B. bei Dualphasenstählen) und Verfestigungsstagnation (z. B. bei niedriglegierten Stählen) zu einer kinematischen Verfestigung (Yoshida und Uemori, 2002b). Hierbei ist eine Verfestigungsstagnation insbesondere nach Lastwechseln mit einer ausgeprägten Vordehnung zu beobachten. Anschließend normalisiert sich das Verfestigungsverhalten mit zunehmender monotoner Dehnung (**Bild 2.16a**). Dies ist auf mikrostrukturelle Effekte zurückzuführen, bei denen ein Teil der im Vordehnungszyklus entstandenen Zellwände sowie Subkorn Grenzen instabil auf die Lastumkehr reagiert (Boers et al., 2010).



**Bild 2.16:** Schematische Darstellung der a) Verfestigungsstagnation und b) Querverfestigung nach Boers et al. (2010)

Sofern ein metallischer Werkstoff bei einem Lastwechsel orthogonal zur zuvor aufgetragenen Lastbelastung belastet wird, kann eine sogenannte Querverfestigung beobachtet werden (Boers et al., 2010). Anders als bei den zuvor genannten Effekten kommt es dabei zu einem temporär stärker ausgeprägten Verfestigungsverhalten

(Bild 2.16b). Dabei hindern die beim Vordehnen entstandenen und aufgestauten Versetzungen das Versetzungsgleiten entlang der lastabhängigen Gleitebenen. Das Verfestigungsverhalten normalisiert sich jedoch bereits nach einer geringen Formänderung (Behrouzi et al., 2014).

Unabhängig von einer zyklischen Werkstoffbeanspruchung ist abschließend der Strength-Differential-Effekt aufzuführen. Dieser beschreibt die Eigenschaft eines Werkstoffs unter Druckbeanspruchung, erst bei einer höheren Spannung plastisch zu fließen, als bei einer Zugbeanspruchung. Dieser Effekt ist auf die Eigenspannungen eines Gefüges zurückzuführen und sensitiv gegenüber Legierungszusätzen und einer Wärmebehandlung (Singh et al., 2000).

### 2.3.2 Schädigungsentwicklung

Neben dem Verfestigungsverhalten kann mit der Wahl der Formänderungshistorie auch die Schädigungsentwicklung innerhalb des Werkstückes beeinflusst werden. Hierdurch erhöht sich die Leistungsfähigkeit des Bauteils bei gleicher Bauteilmasse. Die Kenntnis und Beeinflussung der dehnfadabhängigen Schädigungsentwicklung ermöglicht daher eine prozessabhängige Anpassung der Bauteilgeometrie. Durch die Wahl eines schädigungsreduzierten Dehnpfades kann die Bauteilmasse somit ohne eine Reduzierung der Bauteil-Leistungsfähigkeit verringert werden (Hering und Tekkaya, 2020). McClintock (1968), wie auch Rice und Tracey (1969), haben mikromechanische Modelle zur Beschreibung der dehnfadabhängigen Schädigungsentwicklung entwickelt. Als Ursache werden dabei Formänderungen unter positiver Triaxialität  $\eta$  identifiziert. Diese führen während der Umformung zu einer Porenentstehung und einem Porenwachstum. Als Triaxialität  $\eta$  wird in diesem Zusammenhang das Verhältnis der hydrostatischen Spannung  $\sigma_h$  zur Vergleichsspannung  $\sigma_v$  bezeichnet.

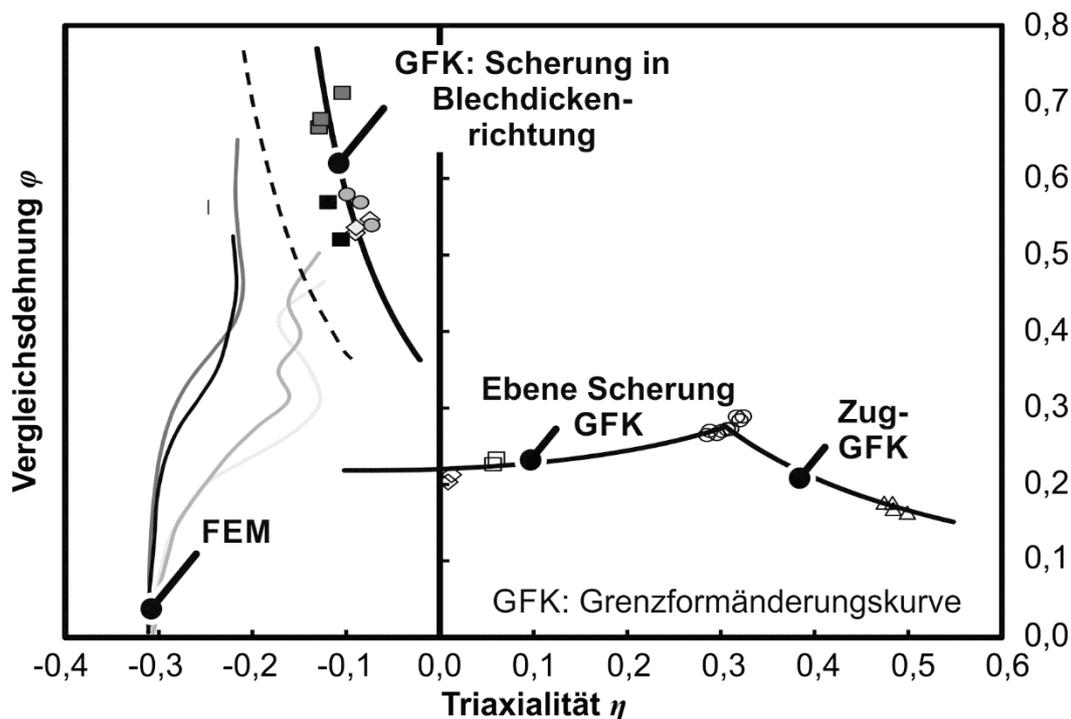
$$\eta = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} \quad (2.2)$$

Verallgemeinert lässt sich feststellen, dass Formänderungen während eines Zugzustandes ( $\eta > 0$ ) zu einer höheren Schädigungsentwicklung führen, als jene während eines Druckzustandes ( $\eta < 0$ ). Bai und Wierzbicki (2004) haben das Zusammenspiel von Triaxialität  $\eta$  und Lode-Parameter  $L$  hinsichtlich des Spannungszustandes während unterschiedlicher Umformoperationen gegenübergestellt. Die Kenntnis dieses Zusammenspiels während der Umformung erlaubt Rückschlüsse auf das Porenwachstum sowie die Porenform (Hering et al., 2018). Die normalisierte dritte Invariante der von Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_v$  ergibt den Lode-Parameter  $L$  dabei zu

$$L = \frac{27 \cdot J_3}{2 \cdot \sigma_v^3} \quad (2.3)$$

Die Schädigungsentwicklung während der Umformung stellt als solche zunächst kein Versagen dar (Tekkaya et al., 2017). Vielmehr kann die Kenntnis der Triaxialität  $\eta$

während der Umformung Rückschlüsse über das prozesscharakteristische Formänderungsvermögen liefern. Dies ist insbesondere in der iBMU interessant, wo hohe Formänderungen mit den Bruchmechanismen der Blech- als auch Massivumformung auftreten (Isik et al., 2016). Bei einem Versagen während der Umformung kann mit dem Wissen der prozesscharakteristischen Triaxialität  $\eta$  auf eine alternative Prozessroute ausgewichen werden. Diesbezüglich befassen sich aktuelle Untersuchungen mit der Charakterisierung des Formänderungsvermögens für unterschiedliche Formänderungshistorien bei der BMU (Leonardo et al., 2019). Dabei wird das Formänderungsvermögen bis zum Versagen mittels Zug-, Scher- und hydraulischer Tiefungsversuche charakterisiert (**Bild 2.17**).



**Bild 2.17:** Umformvermögen des Werkstoffs EN AW 7075 in Abhängigkeit der Triaxialität bei Blechmassivumformoperationen nach Leonardo et al. (2019)

## 2.4 Zusammenfassung und Fazit

Hinsichtlich der CO<sub>2</sub>-Emissionen weisen belastungsangepasste Funktionsbauteile sowohl im Herstellungsprozess als auch in der Nutzungsphase ein nennenswertes Einsparpotenzial auf. Die Herstellung derartiger Bauteile erfolgt bislang vorwiegend über spangebende oder fügende Verfahren. Um die erforderlichen anwendungsspezifischen Festigkeiten zu erreichen, erfordern diese Bauteile lange Prozessketten inklusive Wärmebehandlungs- und Entzunderungsprozessen. Die BMU stellt einen Ansatz zur alternativen Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile dar, durch den die aufgezeigten Nachteile entfallen können. Zum Beherrschen dieser Technologie sind die komplexen Formänderungsvorgänge der BMU sowie die resultierenden Bauteileigenschaften bis heute nicht hinreichend wissenschaftlich untersucht. So ist das

umformtechnische Verzahnen von Blechbauteilen weiterhin Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten deutscher Forschungsverbunde (Merklein et al., 2012) sowie im asiatischem Raum (Mori und Nakano, 2016). Die Vielzahl möglicher Kinematikvariationen führt zu der Frage, ob die geometrischen und mechanischen Eigenschaften der Funktionsbauteile durch eine ausgewählte Formänderungshistorie gezielt beeinflusst werden können. Dieser Aspekt ist insbesondere bei der iBMU von Interesse, da die inkrementelle Vorgehensweise die Ausformung vergleichbarer Geometrien über unterschiedliche Werkzeugbewegungen ermöglicht. Zudem erfordert die inkrementelle Vorgehensweise, verglichen mit einstufigen BMU-Prozessen, ein geringeres Kraftniveau, sodass diese Technologie ein besonderes Potenzial für die Herstellung von Leichtbaukomponenten aus höherfesten Werkstoffen aufweist. Daher wurde bereits ein Portfolio an möglichen iBMU-Prozessen entwickelt, analytisch beschrieben und technologisch umgesetzt. Durch die Nutzung des werkstoffseitigen Verfestigungspotenzials könnten belastungsangepasste Funktionsbauteile mit verbesserten mechanischen Eigenschaften hergestellt werden.

Für eine systematische Beeinflussung der mechanischen und geometrischen Eigenschaften von iBMU-Bauteilen durch die gezielte Wahl einer Formänderungshistorie besteht bislang keine wissenschaftliche Grundlage. Eine solche Grundlage könnte zur Verbesserung des Einsatzverhaltens der Bauteile genutzt werden, sodass Bauteile kleiner dimensioniert oder die Produktlebensdauer gesteigert werden kann.

Die geringe industrielle Verbreitung der iBMU kann auf eine außergewöhnlich hohe Werkzeugbelastung, eine verringerte Geometriegenauigkeit sowie eine lange Prozesszeit zurückgeführt werden. Verglichen mit dem Tiefziehstahl DC04 ( $k_{f0,DC04} = 172$  MPa) reduziert sich die Werkzeugstandmenge bei der Umformung von Hochmanganstählen ( $k_{f0,H-Mn} = 540$  MPa) um ca. 90 % auf eine Ausformung von ca. 100 Formelementen. Daher sind zur industriellen Nutzung dieser Technologie neue Dehnpfade mit potenziell geringerer Prozesszeit sowie weitere Untersuchungen mit dem Ziel einer Werkzeugbelastungsreduzierung erforderlich.

### 3 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist es, ein grundlegendes Verständnis über die Formänderungsvorgänge inkrementeller Blechmassivumformprozesse sowie deren Einfluss auf die mechanischen und geometrischen Eigenschaften von Funktionsbauteilen zu erarbeiten. Dieser neuartige umformtechnische Ansatz ermöglicht die Herstellung belastungsangepasster Bauteile bei Umgehung der Restriktionen konventioneller Fertigungsverfahren. Aufbauend auf der kinematischen Flexibilität dieser Technologie lassen sich belastungsangepasste Funktionsbauteile über unterschiedliche Strategien erzeugen. Die dabei vorherrschende Formänderungshistorie sowie deren Einflüsse auf die resultierenden Bauteileigenschaften sind bislang nicht bekannt. Im Hinblick auf eine ressourcenschonende und wirtschaftliche Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile ergeben sich daher folgende wissenschaftliche Fragestellungen:

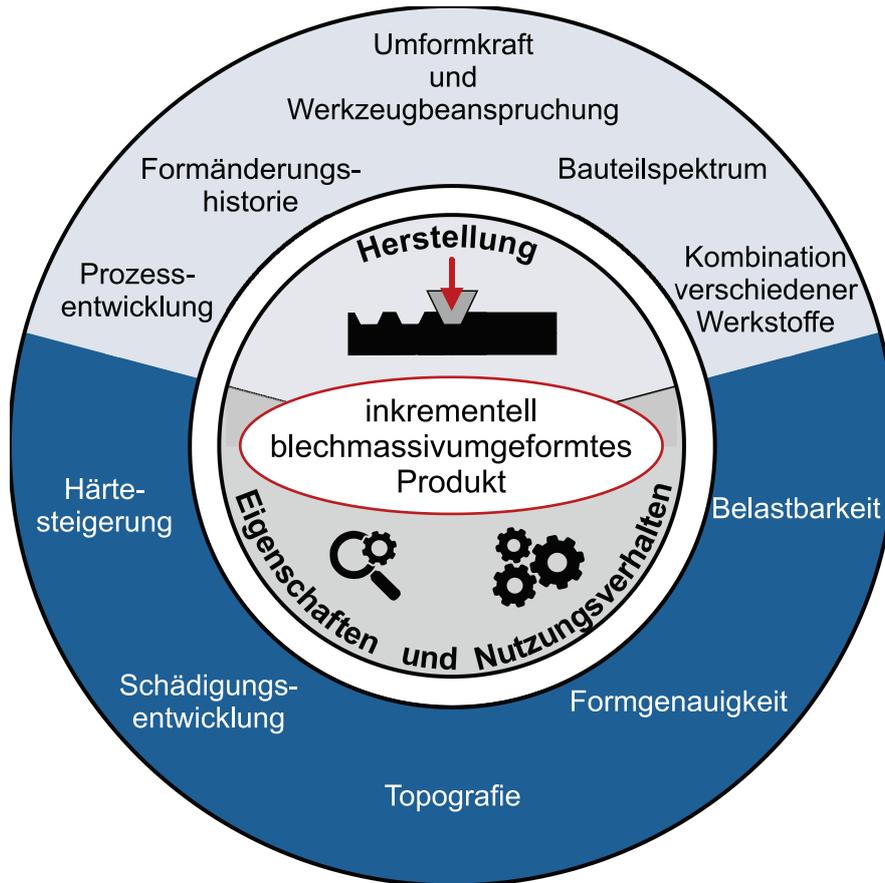
1. Welcher Zusammenhang besteht zwischen einer Variation der Prozesskinematik und der resultierenden Formänderungsverteilung? Welchen Einfluss hat dieser Zusammenhang auf die lokal erfolgte Formänderungsverteilung bei äquivalenter Geometrie?
2. Ist das monoton ermittelbare, werkstoffseitige Verfestigungspotenzial übertragbar auf die Prozessrouten der inkrementellen Blechmassivumformung (iBMU)? Können die unterschiedlichen Formänderungshistorien zur gezielten Einstellung der mechanischen Bauteileigenschaften genutzt werden?
3. Warum tritt bei den Verfahren der iBMU trotz enormer Formänderungen kein makroskopisches Bauteilversagen auf?

Neben der Beantwortung dieser wissenschaftlichen Fragestellungen sind zudem technologischen Fragestellungen zu klären. So ist zu prüfen, ob die Prozessstrategien eine endkonturnahe Fertigung verzahnter Funktionsbauteile zulassen oder negative Formabweichungen einen Einsatz als derartiges Bauteil ausschließen. Abschließend soll ein Ansatz zur iBMU hybrider Funktionsteile entwickelt werden. Dieser soll eine Gradierung der mechanischen Eigenschaften über das Potenzial monolithischer Bauteile hinaus ermöglichen und zugleich das Leichtbaupotenzial der Bauteile steigern. Durch die Kombination mit einem niedrigfesteren Fügepartner soll zugleich die mechanische Belastung der Werkzeuge reduziert werden.

Die Beantwortung dieser wissenschaftlichen und technologischen Fragestellungen bildet den Ausgangspunkt für zukünftige Prozessauslegungen und damit für die Nutzung dieser innovativen Fertigungstechnologie.

Eine Übersicht der im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Aspekte ist im **Bild 3.1** veranschaulicht. Entsprechend dieser Übersicht werden sowohl der Herstellungsprozess als auch die Eigenschaften und das Nutzungsverhalten der dabei erzeugten Bauteile

untersucht. Herstellungsseitig werden Formänderungsanalysen zur Vorhersage der erforderlichen Umformkraft, Reduzierung der Werkzeugbeanspruchung sowie der weiteren Prozessentwicklung verwendet. Eine dieser Prozessentwicklungen soll die Kombination verschiedener Werkstoffe ermöglichen, sodass das Leichtbaupotenzial für einen großen Teil des Bauteilspektrums gesteigert werden kann. Bauteilseitig werden die resultierenden mechanischen und geometrischen Eigenschaften analysiert. Diese Analysen sollen sowohl Erkenntnisse über das Produkt liefern als auch dem Verständnis der Herstellungsprozesse nutzen.



**Bild 3.1:** Überblick der Untersuchungsschwerpunkte dieser Arbeit

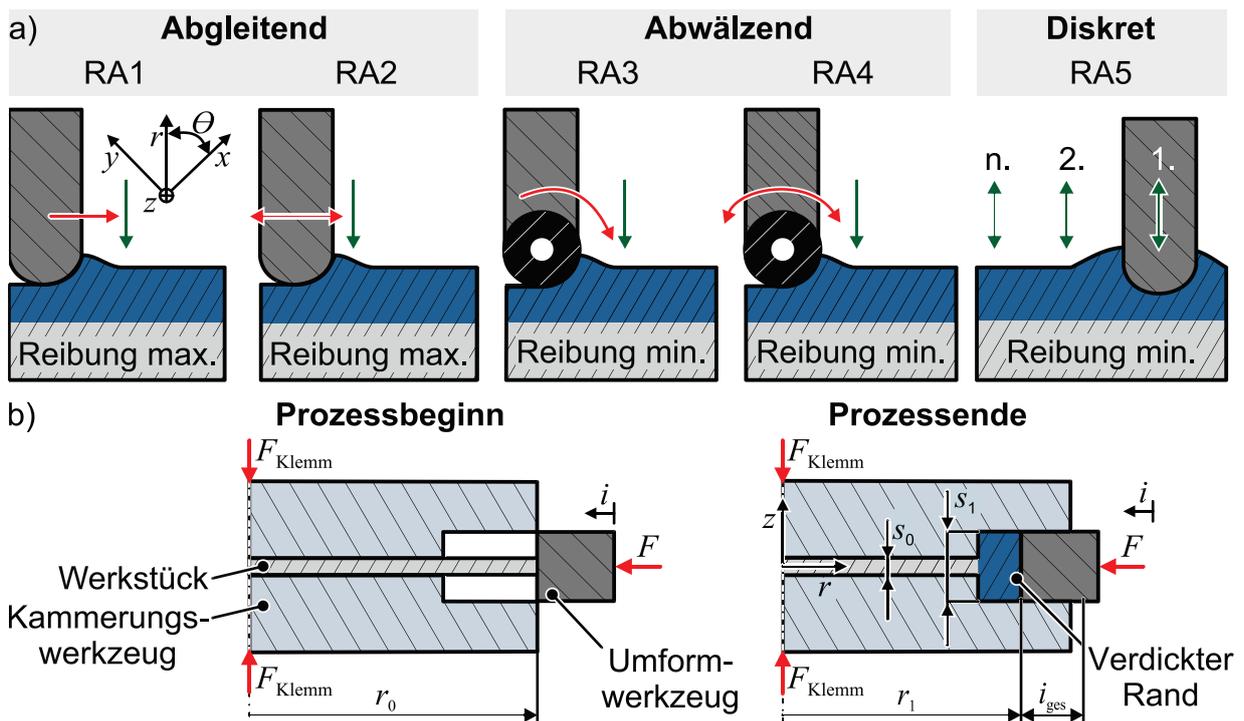


## 4 Experimentelle und numerische Randbedingungen

Für das Verständnis der in dieser Arbeit vorgestellten Ergebnisse sind Kenntnisse über die experimentellen und numerischen Randbedingungen der durchgeführten Untersuchungen erforderlich. Hierfür werden zunächst die Kinematik der einzelnen Prozessstrategien des Randaufdickens und Verzahnens, sowie die zur experimentellen Umsetzung verwendete Umformmaschine vorgestellt. Anschließend werden die Ergebnisse der Werkstoffcharakterisierung und Metallografie dargestellt. Abschließend wird das zur numerischen Prozessabbildung genutzte Modell vorgestellt.

### 4.1 Prozessstrategien: Randaufdicken

Die Wandstärkenänderung beim inkrementellen Randaufdicken basiert auf einer Volumenverschiebung, welche durch das Eindringen eines Umformwerkzeugs hervorgerufen wird. Somit besteht eine endliche Anzahl möglicher Werkzeugbewegungen, welche nachfolgend erläutert werden und im **Bild 4.1a** veranschaulicht sind.



**Bild 4.1:** a) Werkzeugbewegungen und b) Werkstoffkammerung beim Randaufdicken mit radialer Werkzeugzustellung

Allen Prozessstrategien gemein ist die Notwendigkeit der Stoffflusssteuerung in Blechdickenrichtung. Hierfür wird jeweils ein Kammerungswerkzeug oberhalb und unterhalb des Werkstücks angeordnet. Diese begrenzen die finale Blechdicke  $s_1 = 5$  mm. Beide Kammerungswerkzeuge weisen eine Kavität auf und klemmen das Halbzeug mit der Klemmkraft  $F_{Klemm}$  (**Bild 4.1b**). Aufgrund variierender Blechdickentoleranzen kommt

es zu einer undefinierten Erhöhung des Sollspalts zwischen Umformwerkzeug und den Kammerungswerkzeugen. Dadurch kann sich das nutzbare Werkstoffvolumen infolge einer Gratbildung proportional zur schwankenden Blechdickentoleranz reduzieren.

#### 4.1.1 Radial abgleitendes und abwälzendes Randaufdicken

Zunächst sind die Prozessstrategien mit abgleitender (RA1 und RA2) und abwälzender (RA3 und RA4) Werkzeugbewegung aufzuführen (Bild 4.1a). Das Umformwerkzeug weist dabei den Werkzeugradius  $r_{WZ} = 71$  mm auf. Das Werkstück mit initialer Blechdicke  $s_0$  rotiert, während das Umformwerkzeug radial bis zur Gesamteindringtiefe  $i_{ges} = 5$  mm zugestellt wird. Diese Zustelltiefe wird gewählt, da der aufgedickte Randbereich hierdurch soeben ausreichend Material für die nachfolgend eingebrachte Verzahnung mit Modul  $m = 1,5$  mm bereitstellt. Die radiale Werkzeugzustellung erfolgt kontinuierlich und simultan zur Werkstückrotation mit dem Zustellinkrement  $\Delta i$  pro Werkstückumdrehung.

Bei der abgleitenden Prozessstrategie hat das Umformwerkzeug keinen rotatorischen Freiheitsgrad. Hierdurch entsteht eine Relativgeschwindigkeit zwischen Werkzeug- und Werkstückoberfläche, sodass die vorliegende Tribologie die resultierende Formänderungshistorie beeinflussen kann. Im Gegensatz dazu können abwälzende Umformwerkzeuge frei um ihre Achse rotieren. Eine weitere Beeinflussung der Formänderungshistorie wird anhand einer wahlweise unidirektionalen (RA1 und RA3) oder alternierenden (RA2 und RA4) Werkstückrotation untersucht (Bild 4.1a).

#### 4.1.2 Radial diskretes Randaufdicken

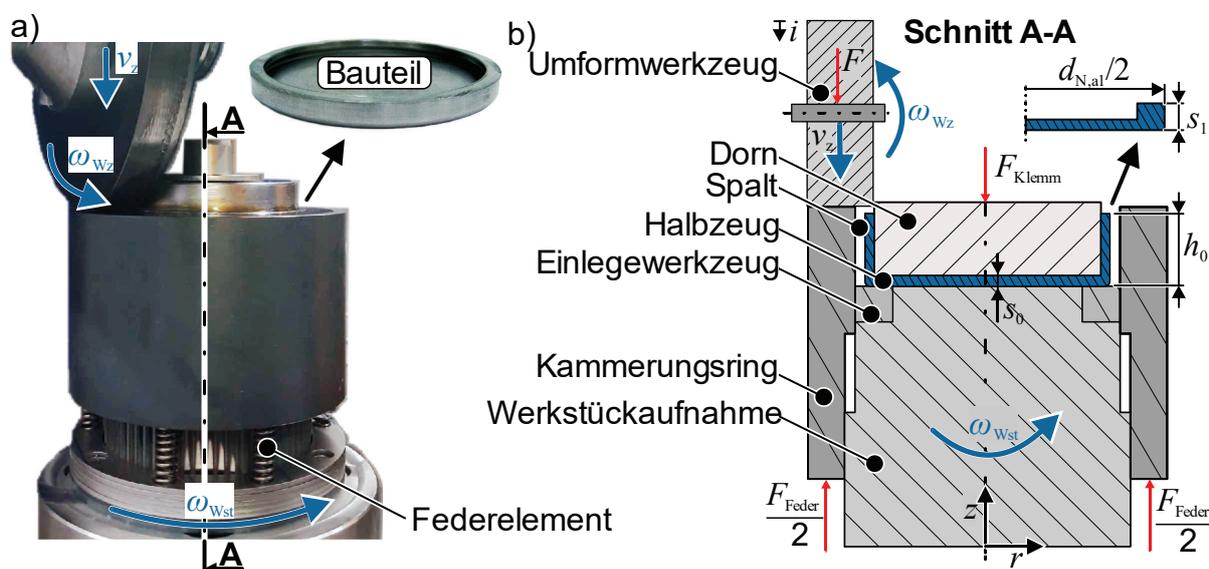
Die Prozessstrategie des diskreten Randaufdickens (RA5) zeichnet sich durch eine sequenzielle radiale Werkzeugzustellung aus, bei der das Umformwerkzeug keinen rotatorischen Freiheitsgrad besitzt (Bild 4.1a). Dabei wird das Umformwerkzeug zunächst radial um die Gesamteindringtiefe  $i_{ges}$  zugestellt. Nach der Werkzeugzustellung distanziert sich das Umformwerkzeug vom Werkstück, sodass das Werkstück um das Rotationsinkrement  $\Delta\alpha_{rot} = 10^\circ$  rotieren kann. Diese diskrete Umformsequenz wiederholt sich bis zur vollumfänglichen Umformung des Werkstücks.

#### 4.1.3 Axiales Randaufdicken abgewinkelter Halbzeuge

Bei dem Randaufdicken mit axialer Werkzeugzustellung (RA6) handelt es sich um eine zusätzliche Variante zu den in Bild 4.1a abgebildeten Prozessstrategien. Dabei werden Blechhalbzeuge verwendet, deren Rand zuvor um  $90^\circ$  abgewinkelt wurde. Dies schafft eine weitere potenzielle Möglichkeit zur Änderung der Formänderungsverteilung im Bauteil. Dabei werden lediglich einseitige Randverdickungen ausgeformt. Die erforderlichen Napfhalbzeuge können durch konventionelle Verfahren, wie beispielsweise Tiefziehen (Schneider, 2015) oder Drückverfahren (Avitzur, 1983), erzeugt werden. Die untersuchten Napfhalbzeuge wurden durch einen Drückprozess hergestellt,

wodurch die Napfzarge um ca. 10 % ausdünn<sup>1</sup>. Aufgrund der vielfältigen Möglichkeiten und Prozessvariablen zur Herstellung von Napfhalbzeugen, wird die Herstellung dieser Halbzeuge im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht berücksichtigt.

Entgegen dem von Schneider (2015) untersuchten BMU-Prozess zur einstufigen axialen Randverdickung von Napfhalbzeugen wurde eine inkrementelle Kinematik entwickelt (**Bild 4.2a**) und zum Patent angemeldet (Wernicke et al., 2018). Diese Kinematik verringert die Abmessungen der Umformzone, bezogen auf die Abmessungen des insgesamt umgeformten Bauteils. Hierdurch nehmen die Restriktionen der Maschinenkapazität bei der Ausformung von Funktionsbauteilen eine untergeordnete Rolle ein.



**Bild 4.2:** a) Versuchsstand und b) Schnittansicht für das axiale Randaufdicken von Napfhalbzeugen (RA6)

Zur Werkstückbefestigung und Vermeidung von Knickung wird das Napfhalbzeug auf der Innenseite von einem Dorn mit der Kraft  $F_{Klemm}$  geklemmt (**Bild 4.2b**). Die Steuerung des radialen Stoffflusses erfolgt über ein umfänglich angeordnetes Kammerungswerkzeug. Dieses weist einen radialen Spalt zum Napfhalbzeug auf. Während der Umformung rotiert das Halbzeug um seine z-Achse mit der Winkelgeschwindigkeit  $\omega_{wst} = 50$  °/s. Unterdessen drückt ein abwälzendes Umformwerkzeug mit der Zustellgeschwindigkeit  $v_z = 0,069$  mm/s und der Umformkraft  $F$  auf die Stirnflächen von Kammerungsring und Halbzeug. Dabei plastifiziert die Stirnfläche des Halbzeuges und das von Federn gestützte Kammerungswerkzeug verschiebt sich entlang der z-Achse. Die aufgebrauchte Federkraft  $F_{Feder}$  verhindert dabei einen

<sup>1</sup> Der Autor dankt Herrn Dr.-Ing. Benjamin Lossen vom Lehrstuhl für Umformende und Spanende Fertigungstechnik Paderborn für die Bereitstellung der Napfhalbzeuge.

Werkstofffluss zwischen Umformwerkzeug und Kammerungswerkzeug. Mit zunehmender Zustellung  $i$  des Umformwerkzeuges füllt der axial verschobene Werkstoff den ursprünglichen radialen Spalt zu einem aufgedickten Halbzeugrand aus und erhöht die Blechstärke  $s_0 = 3$  mm auf die Randdicke  $s_1 = 5$  mm. Damit einhergehend erhöht sich der Außendurchmesser  $d_N$  der Halbzeuge von  $d_{N,a0} = 92$  mm auf  $d_{N,a1} = 96$  mm.

Ein Einlegewerkzeug unterhalb des Halbzeugrandes stützt diesen ab, wodurch eine einseitige Randverdickung entsteht. Ohne dieses Einlegewerkzeug sind prinzipiell auch Randverdickungen mit symmetrischer Ausprägung um die Blechdickenebene denkbar. Diese Prozessabwandlung wird im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht. Da die Untersuchungen der radialen Prozessstrategien bereits den Einfluss abwälzender und abgleitender Werkzeuge beinhalten, erfolgen die Untersuchungen zum axialen Aufdicken von Napfhalbzeugen ausschließlich mit einem kontinuierlich unidirektional abwälzenden Umformwerkzeug. Um eine Kollision der benötigten Werkzeuglagerung mit der Werkstückklemmung zu vermeiden, beträgt der Durchmesser des verwendeten Umformwerkzeugs  $d_{Wz} = 180$  mm.

Eine Gegenüberstellung der Prozessparameter der verschiedenen Prozessstrategien des Randaufdickens erfolgt in **Tabelle 4.1**.

**Tabelle 4.1:** Gegenüberstellung der Prozessparameter für das Randaufdicken

	Anfangs- durchmesser $d_0$	End- durch- messer $d_1$	Anfangs- Wand- stärke $s_0$	Halbzeug- geometrie	Form der Rand- aufdickung
Radiale Prozess- strategien (RA1-RA5)	106 mm	96 mm	2 mm	Blech, eben	T-Form, symmetrisch
Axiale Prozess- strategie (RA6)	92 mm	96 mm	3 mm	Blech, 90° abgekantet	L-Form, asymmetrisch

## 4.2 Prozessstrategien: Verzahnen

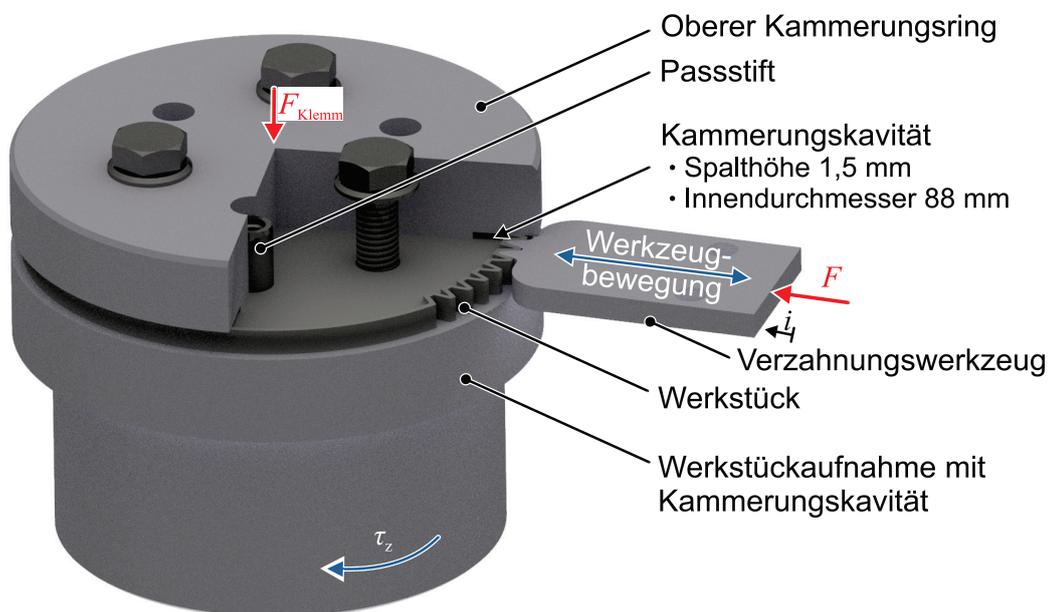
Für das Verzahnen durch iBMU sind drei charakteristische Werkzeugbewegungen möglich. Diese Prozessstrategien unterteilen sich in Prozesse mit kontinuierlich rotierender oder ausschließlich diskret translatorischer Werkzeugbewegung. Alle im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Funktionselemente beziehen sich auf eine Verzahnung mit einem Modul  $m = 1,5$  mm. Verzahnt werden Blechhalbzeuge mit und ohne vorherige Randverdickung. Aufgrund des Bauraums der Versuchsmaschine werden Halbzeuge mit einem Ausgangsdurchmesser  $d_0 = 96$  mm verwendet.

#### 4.2.1 Diskretes Verzahnen mit radialer Werkzeugzustellung (V1)

Zunächst ist das Verzahnen mit diskreter Werkzeugbewegung (V1) aufzuführen, welches bereits durch Sieczkarek et al. (2016c) vorgestellt und analytisch beschrieben wurde. Die Werkzeugbewegung dieser Prozessstrategie erfolgt äquivalent zum diskreten Randaufdicken und ist im **Bild 4.3** veranschaulicht. Das Verzahnungswerkzeug dringt mit der Zustellgeschwindigkeit  $v_i = 0,1 \text{ mm/s}$  bis zum Erreichen der Eindringtiefe  $i_{\text{ges}}$  radial in die Blechkante ein. Das hierbei verwendete Umformwerkzeug weist lediglich zwei Zahnelemente mit einem Bezugsprofil nach DIN 867 auf. Die Eindringtiefe  $i_{\text{ges}}$  beträgt das 2,25-Fache des Moduls  $m$ , sodass ein Kopfspiel von  $c = 0,25 \cdot m$  ausgeformt wird. Nach der radialen Werkzeugzustellung bewegt sich das Verzahnungswerkzeug zurück auf die Anfangsposition. Eine abschließende Werkstückrotation um den Teilungswinkel

$$\tau_z = 360^\circ \cdot \frac{m}{d} = 5,81^\circ \quad (4.1)$$

beendet die erste Umformsequenz. Insgesamt wiederholt sich diese Umformsequenz entsprechend der Zähnezahzahl  $z$ . Aufgrund der Flexibilität dieser Prozesskinematik wie auch der geringen Werkzeugabmessungen eignet sich diese Kinematik insbesondere für das Verzahnen asymmetrischer und nicht vollumfänglich verzahnter Funktionsbauteile.

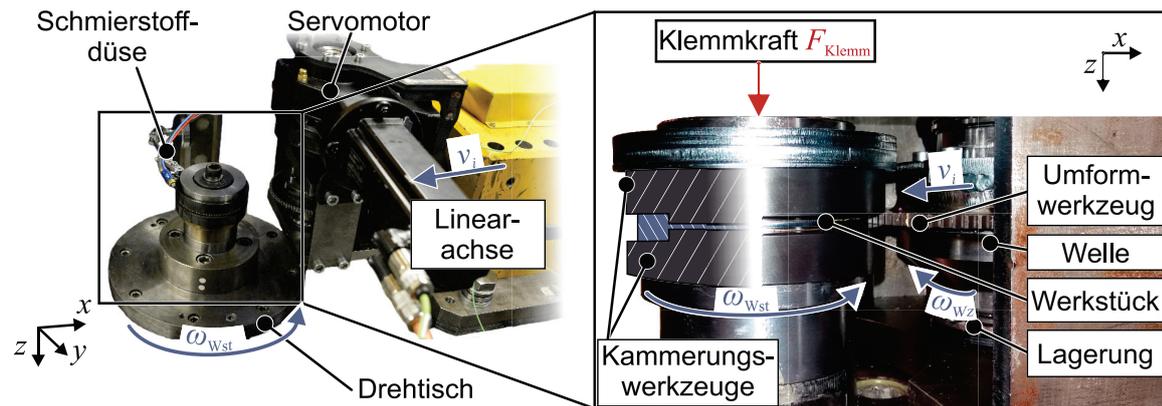


**Bild 4.3:** Kinematik beim Verzahnen mit diskreter Werkzeugzustellung (V1)

#### 4.2.2 Kontinuierliches Verzahnen mit radialer Werkzeugzustellung (V2)

Zur Verringerung der Prozesszeit beim umformtechnischen Verzahnen rotations-symmetrischer Funktionsbauteile wurde eine Prozessstrategie zum Verzahnen mit einem rotierenden Umformwerkzeug entwickelt (**Bild 4.4**).

Anders als bei der diskreten Verzahnungsstrategie wird ein rundes Umformwerkzeug mit der Geometrie eines Zahnrades mit Teilkreisdurchmesser  $d_{WZ} = 142 \text{ mm}$  verwendet. Dieses Umformwerkzeug wird über einen KEB-Kegelradtriebemotor (K33B) mitsamt Frequenzumrichter entsprechend der Halbzeug-Geschwindigkeit synchronisiert. Runde Verzahnungswerkzeuge ermöglichen einen zusätzlichen Dehnpfad infolge alternierender Werkzeugrotationen. Da die maschinenseitigen Gegebenheiten keine zeitsynchronen Richtungswechsel von Werkstück und Werkzeug erlauben, wird ein Alternieren beim kontinuierlichen Verzahnen im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet.

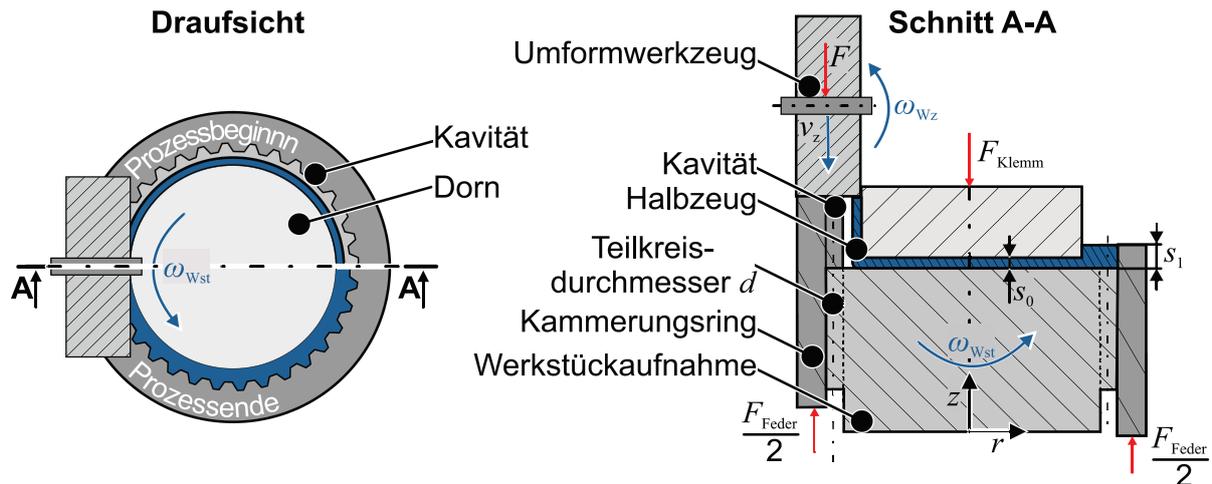


**Bild 4.4:** Prozesskinematik beim Verzahnen mit rotierender Werkzeugbewegung (V2)

Bei den Untersuchungen erfolgt die radiale Werkzeugzustellung  $i_{ges}$  über insgesamt  $n = 5$  Werkstückrotationen mit einer radialen Zustellgeschwindigkeit  $v_i = 0,1 \text{ mm/s}$ . Die Winkelgeschwindigkeit beträgt  $\omega = 53,33^\circ/\text{s}$ . Durch den Entfall der sequenziellen Zustellbewegung ist das kontinuierliche Verzahnen insbesondere für das Verzahnen symmetrischer Funktionsbauteile mit großer Zähnezahl  $z$  vorteilhaft.

### 4.2.3 Kontinuierliches Verzahnen mit axialer Werkzeugzustellung (V3)

Die verringerte Taktzeit eines kontinuierlichen Verzahnungsprozesses (Abschnitt 4.2.2) lässt sich auch auf das vorgestellte Konzept mit axialer Werkzeugzustellung übertragen (Abschnitt 4.1.3). Bei dem axialen Verzahnungsprozess weist das umfangliche Kammerungswerkzeug Kavitäten auf (**Bild 4.5**). Diese Kavitäten entsprechen einer Innenverzahnung mit einem Teilkreisdurchmesser  $d = 93 \text{ mm}$ . Die Oberfläche der Verzahnungskavitäten wird in  $z$ -Richtung entlang einer außenverzahnten Werkstückaufnahme geführt. Während der simultanen axialen Zustellbewegung  $v_z$  des Umformwerkzeugs und der Werkstückrotation  $\omega_{Wst}$  fließt der Werkstoff des Napfrandes radial in die Kavitäten des Kammerungsrings. Dadurch entsteht ein Zahnrad mit einer Wandstärke  $s_1 > s_0$ , sodass die Notwendigkeit eines vorgelagerten Randverdickungsprozesses entfällt. Demgegenüber werden vorgeformte Napfhalbzeuge erforderlich. Die jeweiligen Werkzeuggeschwindigkeiten und -abmessungen entsprechen denen des Randaufdickens von Napfhalbzeugen (Abschnitt 4.1.3).



**Bild 4.5:** Verfahrensprinzip zum axialen Verzahnung von Napfhalbzeugen

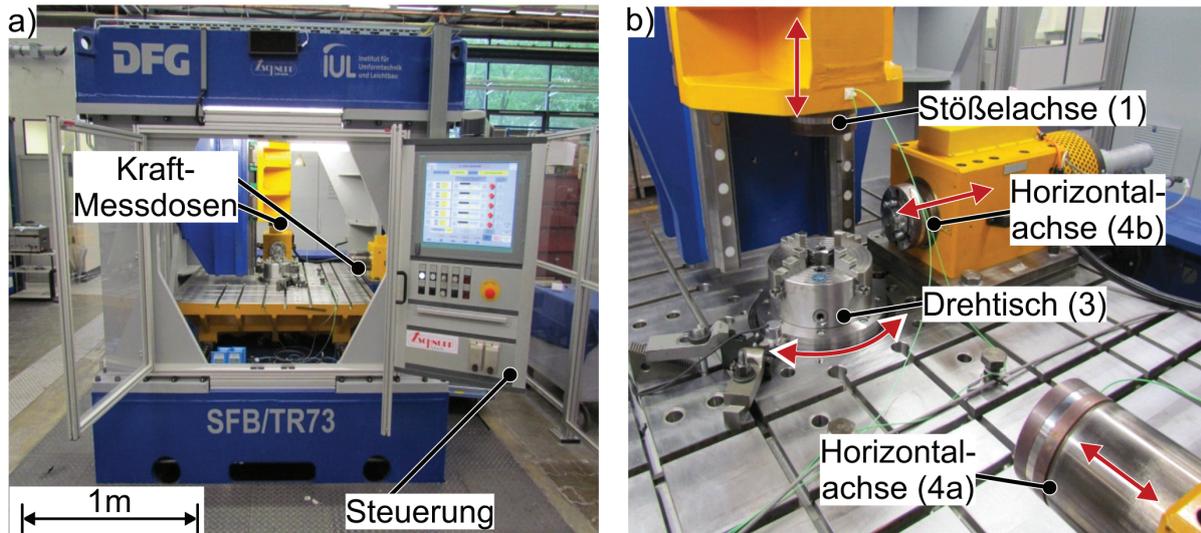
Anders als die Verzahnungsprozesse mit radialer Werkzeugaufstellung eignet sich die axiale Prozessstrategie V3 insbesondere für die Herstellung von Verzahnungen mit einer Wandstärkenzunahme asymmetrisch zur Blechebene. **Tabelle 4.2** stellt die wesentlichen Prozesscharakteristiken der verschiedenen Prozessstrategien des Randaufdickens gegenüber.

**Tabelle 4.2:** Gegenüberstellung der Prozesscharakteristiken für das Verzahnung

Prozessstrategie	Zähnezahl $z$	Anzahl Zustellinkremente pro Zahn	Wandstärke $s$ begrenzt durch	Halbzeuggeometrie	Form der Verzahnung
Diskret, radial (V1)	beliebig	1	Kammerung	Blech, eben	T-Form, symmetrisch
Kontinuierlich, radial (V2)	vollumfänglich	$\geq 5$	Kammerung	Blech, eben	T-Form, symmetrisch
Kontinuierlich, axial (V3)	beliebig	$\geq 5$	Zustellung	Blech, 90° abgekantet	L-Form, asymmetrisch

### 4.3 Versuchsstand

Die nachfolgend vorgestellten experimentellen Untersuchungen erfolgen an einer servo-hydraulischen Mehrachspressen, welche von der Firma Schnupp gefertigt und von Sieczkarek et al. (2013) erstmals vorgestellt wurde. Anhand der Vorderansicht (**Bild 4.6a**) und der Innenansicht (**Bild 4.6b**) wird deutlich, dass diese Presse bei kompakten Abmessungen eine außergewöhnliche kinematische Flexibilität aufweist.



**Bild 4.6:** a) Vorder- und b) Innenansicht der verwendeten Mehrachspressen

Die Maschinenspezifikationen sowie die Abweichungen unter Last hat Sieczkarek (2018) bereits gegenübergestellt (**Tabelle 4.3**). Zu den Stellabweichungen der hydraulischen Achsen addieren sich elastische Deformationen und Fertigungsungenauigkeiten der im Kapitel 4.2 aufgeführten Versuchsaufbauten. Bei der durchschnittlich für das radiale Verzahnen erforderlichen Umformkraft  $F = 20 \text{ kN}$  ist über eine Messuhr eine elastische Deformation von  $0,08 \text{ mm}$  messbar. Die Koaxialität der Halbzeugeinspannung beträgt  $0,05 \text{ mm}$ .

**Tabelle 4.3:** Maschinenspezifikationen und -abweichungen nach Sieczkarek (2018)

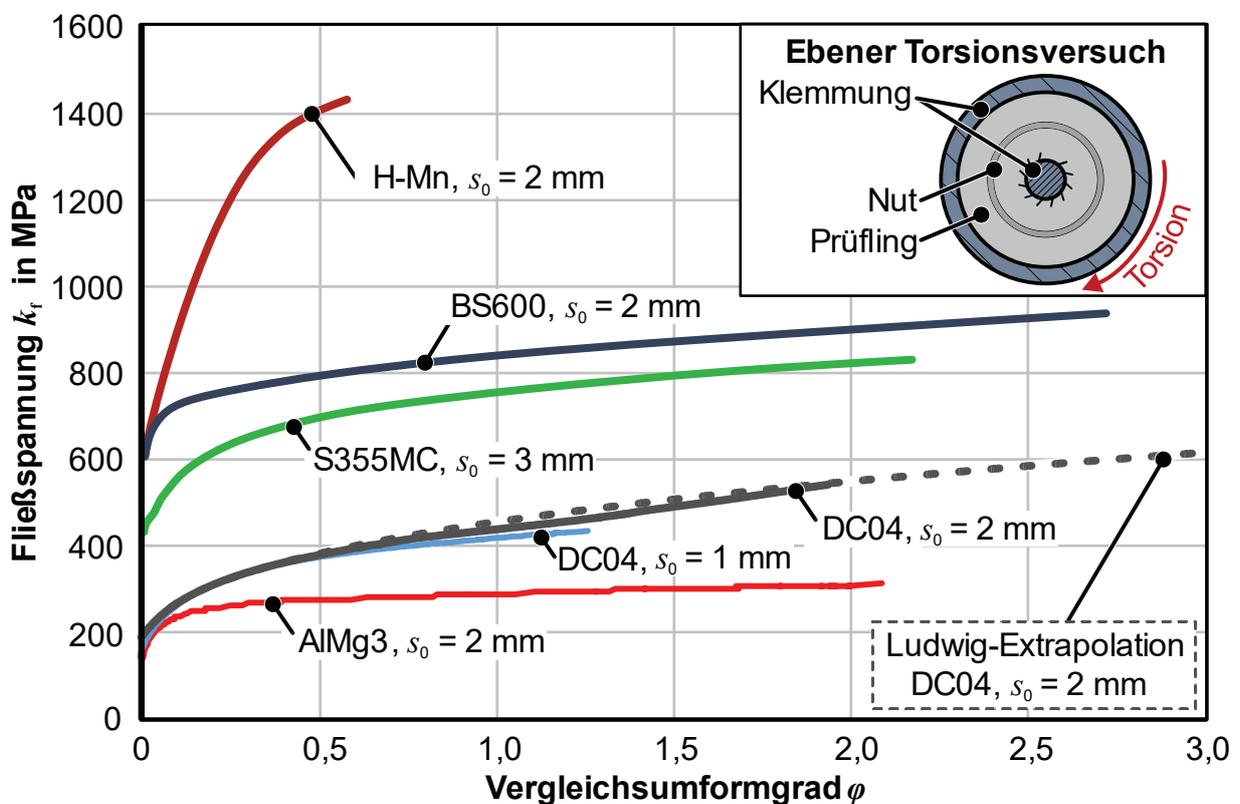
Achse	Komponente	Kraft / Moment	Verfahrweg	Querkraft	Abweichung (unter Last)
1	Stößel	100 kN	400 mm	40 kN	max. 0,03 mm
3	Drehtisch	1000 Nm	$\infty^\circ$	40 kN	max. 0,4 °
4a	Kurzhubzylinder	50 kN	150 mm	20 kN	max. 0,015 mm
4b	Kurzhubzylinder	50 kN	150 mm	20 kN	max. 0,015 mm

#### 4.4 Halbzeuge und Werkstoffkennwerte

Zur Untersuchung des Fließ- und Verfestigungsverhaltens sowie für numerische Prozesssimulationen werden Werkstoffkennwerte benötigt. Der Fokus dieser Arbeit liegt auf Untersuchungen mit dem Werkstoff DC04 (1.0338) der Wandstärke  $s_0 = 2 \text{ mm}$ . Dieser kaltgewalzte Tiefziehstahl enthält keine Legierungselemente und ist daher besonders kostengünstig. Zudem weist DC04 ein hohes Umformvermögen bei beachtlichem Verfestigungspotenzial auf. Sofern die iBMU-Prozesse das werkstoffseitige Verfestigungspotenzial weitestgehend ausnutzen können, kann dieser Werkstoff bei der Herstellung von Funktionsbauteilen teurere Werkstoffgüten oder Wärmebehandlungen unnötig machen. Zur Überprüfung der Übertragbarkeit der

Ergebnisse erfolgen zudem experimentelle Untersuchungen an den höherfesten Stählen BS600 (1.0988) und S355 MC (1.0976) sowie dem höchstfesten Hoch-Manganstahl (H-Mn). Verwendet werden diese Bleche mit einer initialen Wandstärke  $s_0$  von 2 und 3 mm. Für die Herstellung hybrider Funktionsbauteile wird darüber hinaus DC04 mit einer Wandstärke  $s_0 = 1$  mm und die Aluminiumlegierung AlMg3 (EN AW-5754) mit  $s_0 = 2$  mm verwendet.

Während gängige Verfahren der Werkstoffcharakterisierung eine Fließkurvenaufnahme lediglich für geringe Formänderungen  $\varphi < 1$  ermöglichen, haben Traphöner et al. (2019) im ebenen Torsionsversuch deutlich höhere Formänderungen mittels einer Neuberasterung der Proben erreichen können. Die mit diesem Ansatz ermittelten Fließkurven sind für die genannten Werkstoffe im **Bild 4.7** dargestellt.



**Bild 4.7:** Fließkurven der verwendeten Werkstoffe nach der Ermittlung im ebenen Torsionsversuch

Die im ebenen Torsionsversuch verwendeten Proben werden zur Fließkurvenermittlung zunächst spangebend mit einer umlaufenden Nut versehen. Anschließend wird ein stochastisches Muster auf die Probe appliziert, dessen Verzerrung die optische Dehnungsmessung (Aramis der Firma GOM) ermöglicht. Während der Prüfung wird der innere gegen den äußeren Klemmbereich tordiert. Unmittelbar bevor die Verzerrungen des stochastischen Musters keine weitere Dehnungsmessung zulassen, wird ein neues stochastisches Muster appliziert. Dieses Vorgehen wird bis zum Versagen der Probe wiederholt. Das Spannungs-Dehnungsverhalten des Werkstoffs

wird abschließend über das gemessene Drehmoment  $M$  und die lokal gemessenen Scherdehnungen  $\gamma$  berechnet.

Für die numerischen Untersuchungen mit dem Werkstoff DC04 ( $s_0 = 2$  mm) werden Werkstoffkennwerte oberhalb experimentell ermittelbarer Formänderungen benötigt. Diese werden über den Extrapolationsansatz nach Ludwik (1909) durch eine Minimierung der Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme berechnet zu

$$k_f = 171,60 + 330 \cdot \varphi^{0,36} \text{ (MPa)} \quad (4.2)$$

In **Tabelle 4.4** sind weitere essenzielle Werkstoffparameter des Werkstoffs DC04 aufgeführt. Diese wurden mittels Zugversuchen ermittelt und finden Anwendung bei der analytischen Modellierung.

**Tabelle 4.4:** Mittels Zugversuchen ermittelte Kennwerte von DC04 ( $s_0 = 2$  mm)

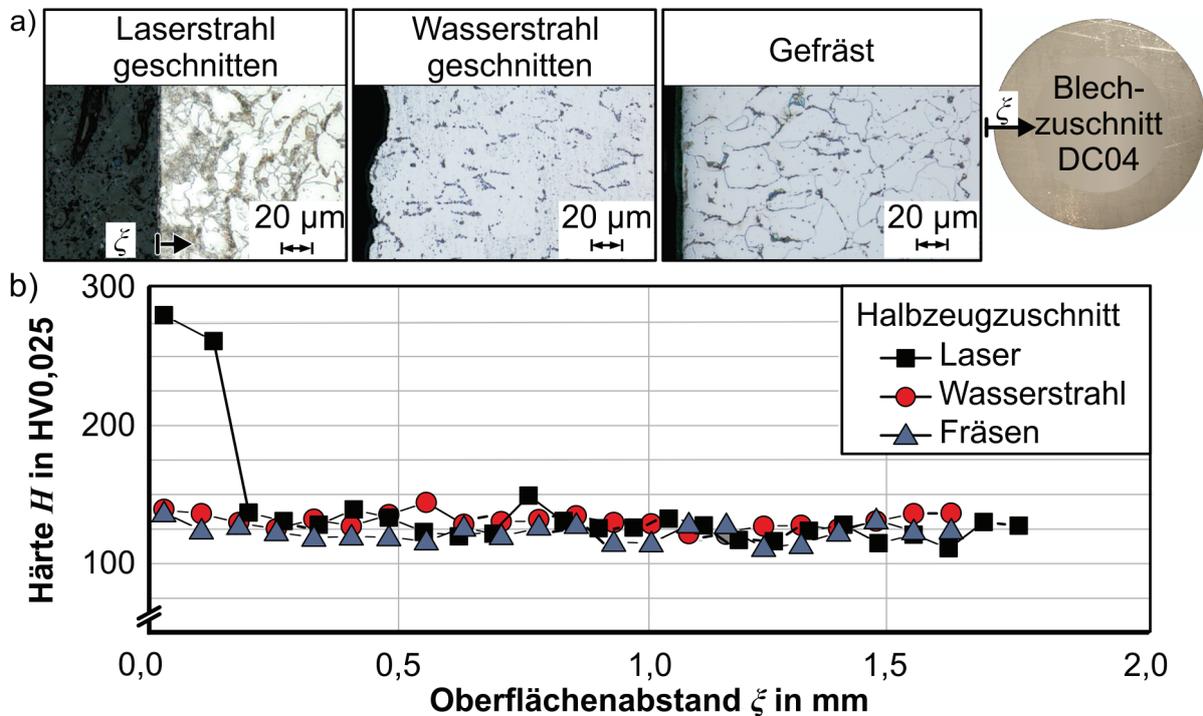
Kennwert	0° WR	45° WR	90° WR	Mittelwert
E-Modul $E$ (GPa)	221	238	222	227
Streckgrenze $R_{p0,2}$ (MPa)	165	179	171	171,6
Zugfestigkeit $R_m$ (MPa)	302	319	305	308,6
Gleichmaßdehnung $A_g$ (%)	23,2	20,0	22,4	21,86
Anisotropie-Koeffizient $r_A$ (-)	1,93	1,30	2,26	$r_n = 1,69$ $\Delta r = 0,795$

### **Halbzeugherstellung**

Die vorgestellten Prozessstrategien erfordern sowohl ebene- als auch napfförmige Halbzeuge. Aufgrund verschiedener Halbzeugabmessungen wird ein flexibles Verfahren zur Herstellung der Blechhalbzeuge benötigt. Dieser Anforderung werden beispielsweise das Laserstrahl-Schmelzschnneiden, das Wasserstrahl-Abrasivschneiden und das Fräsen gerecht. Zur Identifikation der jeweiligen Schnittkantenbeeinflussung erfolgte eine metallografische Analyse der Gefüge- (**Bild 4.8a**) und Härtebeeinflussung (**Bild 4.8b**) für den Werkstoff DC04. Das ferritische Gefüge des Werkstoffs zeigt im Fall lasergeschnittener Halbzeuge eine Martensitbildung, welche unmittelbar im Randbereich ( $\xi = 0,1$  mm) abnimmt. Eine derartige Gefügeumwandlung kann bei den anderen Trennverfahren nicht beobachtet werden, wohingegen die Blechkante wasserstrahl-geschnittener Bleche eine inhomogene wellenförmige Struktur aufweist. Dementsprechend offenbaren lediglich laserstrahl-schmelzgeschnittene Proben eine abweichende Härte  $H$  im Bereich der Schnittkante (**Bild 4.8b**).

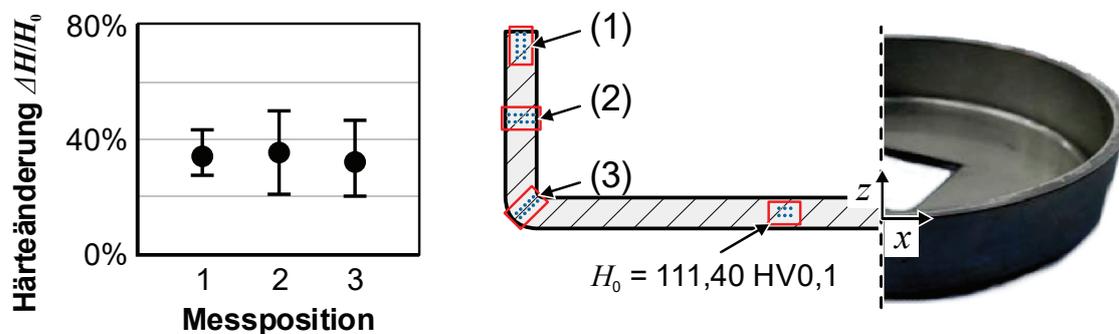
Trotz der oberflächennahen Härtebeeinflussung erfolgen die Untersuchungen an laserstrahl-schmelzgeschnittenen Halbzeugen. Diese Schnittkante kommt der Halbzeugherstellung bei einer späteren industriellen Technologieanwendung am nächsten, da auch ein umformtechnischer Beschnitt einen randnahen Festigkeitsanstieg bedingen würde. Eine spanende Halbzeugherstellung, bei der im Randbereich keine Verfestigung

erfolgt, ist aufgrund der geringen Produktivität in umformtechnischen Fertigungsketten vernachlässigbar. Die thermische Halbzeugherstellung bildet aufgrund der höheren Randfestigkeit insgesamt eine „obere Schranke“ bei der Festigkeitsverteilung in Halbzeugen ab.



**Bild 4.8:** Einfluss des Trennverfahrens auf a) das Gefüge und b) die resultierende Härte  $H$  auf halber Blechhöhe  $s_0$  im Bereich der Schnittkante

Die Herstellung der Napfhalbzeuge erfolgt umformtechnisch mittels Drückwalzen. Hierdurch kommt es zu einer homogenen Härtezunahme  $\Delta H/H_0$  von ca. 37 % im Bereich der abgewinkelten Zarge (**Bild 4.9**). Die Vorverfestigung der drückgewalzten Napfhalbzeuge ist damit deutlich geringer als der Festigkeitszuwachs im Rahmen der iBMU. Die herstellungsspezifische Festigkeitssteigerung wird im Folgenden nicht weiter berücksichtigt.



**Bild 4.9:** Härteänderung  $\Delta H/H_0$  aufgrund des Drückwalzens bei der Napfherstellung aus Blechen des Werkstoffs DC04

## 4.5 Ermittlung der Bauteileigenschaften

Die mechanischen und geometrischen Bauteileigenschaften werden über verschiedene Prüfmethoden ermittelt. Diese werden im Folgenden vorgestellt.

### *Quasistatischer Belastungsprüfstand*

Zur Charakterisierung der prozessspezifischen Beeinflussung der mechanischen Belastbarkeit verzahnter Funktionsbauteile wird ein quasistatischer Prüfstand verwendet. Dieser Prüfstand basiert auf einer Universalprüfmaschine (Zwick Z100) und verfügt über einen Servomotor mit Schneckengetriebe. Das maximal messbare Drehmoment beträgt  $M = 5.000 \text{ Nm}$  und wird über einen Drehmomentsensor mit einer Genauigkeit von 0,1 % erfasst (Traphöner et al., 2019). Der dabei zurückgelegte Drehwinkel  $\theta$  wird über einen inkrementellen Drehwinkelsensor mit einer Auflösung von  $0,018^\circ$  erfasst (Yin, 2014). Der Maschinentisch der Universalprüfmaschine verspannt während der Prüfung das zu prüfende Funktionsbauteil mit einer Klemmkraft  $F_{\text{Klemm}}$  von 100 kN. Ein am Maschinentisch befestigtes Verzahnungswerkzeug ist während der Prüfung mit einem zu prüfenden Verzahnungselement des zu prüfenden Bauteils im Eingriff. Diese Eingriffssituation wird durch das vorherige Abtrennen benachbarter Zahnelemente sichergestellt.

### *Härtemessungen und Metallografie*

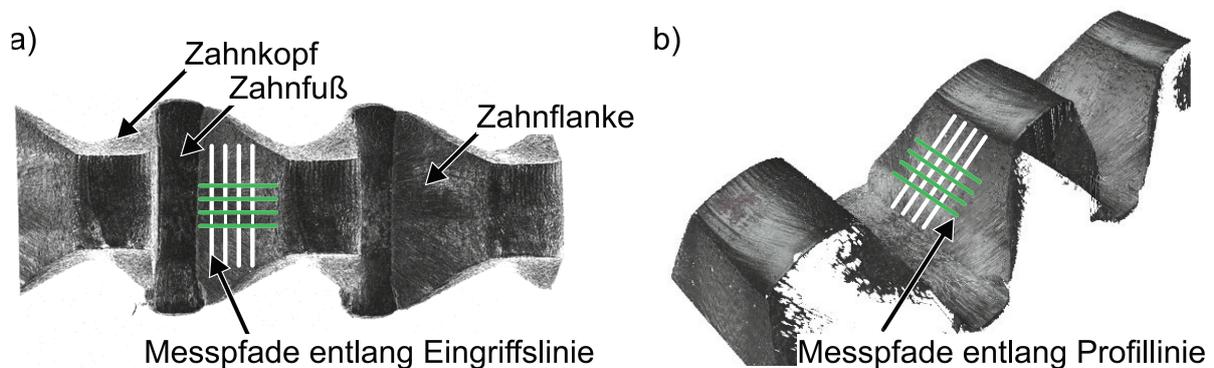
Eine Quantifizierung der mechanischen Eigenschaftsgradierung erfolgt über Vickers-Härtemessungen nach DIN 6507 (2006). Diese Messungen ermöglichen Rückschlüsse auf die dehnfadabhängige Beeinflussung der resultierenden Kaltverfestigung (Tekkaya und Lange, 2000). Hierfür werden die zu prüfenden Bereiche mit einer Nasstrennscheibe getrennt und in einer Kalteinbettmasse (EpoFix, Struers GmbH) eingebettet. Anschließend folgen Nassschleifschritte bis zu einer Körnung von  $3 \mu\text{m}$ , um eine ebene Oberfläche herzustellen. Die eigentlichen Härtemessungen erfolgen an der Mikrohärtepüfvorrichtung DURAMIN-5 der Struers GmbH mit einer Prüfkraft von 0,1 N (HV0,1). Die durchschnittliche Härte  $H_0$  des Werkstoffs DC04 ( $s_0 = 2 \text{ mm}$ ) beträgt  $H_0 = 118,3 \text{ HV0,1}$  mit einer Standardabweichung von  $s_H = 2,35 \%$ . Zur experimentellen Ermittlung von makroskopischen Überwetzungen bis hin zu mikroskopischen Poren werden die Proben nach dem gleichen Schema präpariert. Die Einbettung erfolgt jedoch in der Kalteinbettmasse EpoThin (Struers GmbH) mit elektrisch leitendem Additiv. Die Proben werden in einem Auflichtmikroskop (AxioImager.M1m, Carl Zeiss Jena GmbH) und Rasterelektronenmikroskop (SUPRA 55 VP, Carl Zeiss Jena GmbH und MIRA 3 FE-REM-XM, Tescan) untersucht. Bei einer bis zu 5000-fachen Vergrößerung ergibt sich eine maximale Auflösung von 1,2 nm zur Detektion von Poren. Die Porenmessungen finden in gerasterten Arealen mit Abmessungen zu  $115 \times 85 \mu\text{m}$  statt. Die Auswertung der Porenanzahl und -größe

erfolgt über eine Auswertesoftware (Steam Image Analysis, Olympus) mittels Schwellwertanalyse. Dabei kann die Wahl der Helligkeit, der Gamma-Werte und des Kontrastes zu weiteren Messabweichungen führen (Besserer et al., 2016). Um diese Abweichungen möglichst gering zu halten, erfolgten alle Messungen mit identischen Einstellungen.

### ***Geometrische Bauteileigenschaften***

Insbesondere bei kleinen Zahnrädern stellt die Ermittlung der Verzahnungsqualität eine große Herausforderung dar (Klocke und Brecher, 2016). Zur Bestimmung der geometrischen Bauteileigenschaften werden sowohl taktile als auch optische Messverfahren eingesetzt. Konturmessungen der ausgeformten Verzahnungselemente erfolgen mittels taktilem Koordinatenmessung (Prismo Vast, Zeiss) mit einer Auswertung über die dazugehörige, Software CALYPSO und dem CAD Programm CATIA V5 R20. Die taktile Messung erfolgt mit einer Tastkugel, welche einen Durchmesser von einem Millimeter aufweist und kraftgesteuert kontinuierlich entlang der Bauteilkontur gleitet. Dabei wird die Position der Tastkugel jeweils nach einem Abtastabstand von 0,1 mm aufgezeichnet. Anhand der aufgezeichneten Kraftvektoren und der Kenntnis des Tastkugeldurchmessers errechnet die verwendete Software die Bauteilkontur mit einer Standardabweichung von  $s_H \approx 1 \mu\text{m}$ .

Aussagen über die Oberflächenqualität werden über flächenbezogene Rauheitsmessungen nach DIN 25718 (2012) getroffen. Dazu wird das optische 3D-Messsystem InfiniteFocus G5 der Alicona Imaging GmbH genutzt. Dieses basiert auf dem Prinzip der Fokusvariation, bei dem die geringe Tiefenschärfe der Optik ausgenutzt wird. Dadurch kann beim Verfahren der Objektivhöhe eine Objektabbildung vollständig scharf zusammengesetzt werden, wobei zugleich Informationen über die Höhentopografie entstehen (Walton et al., 2016). Die Messungen erfolgen mit einem zehnfach vergrößernden Objektiv. Daraus ergeben sich horizontale und vertikale Abtastabstände von  $0,88 \mu\text{m}$ . Eine exemplarische optische Diskretisierung ausgeformter Verzahnungselemente ist, einschließlich späterer Messpfade, im **Bild 4.10a** für eine Draufsicht und eine Schrägansicht (**Bild 4.10b**) veranschaulicht.



**Bild 4.10:** a) Draufsicht und b) Schrägansicht von Messpfaden entlang der Bauteiltopografie nach dem diskreten Verzahnen mit Wandstärkenzunahme (V1)

## 4.6 Numerische Prozessmodellierung

Die Ermittlungen der prozessspezifischen Formänderungshistorien erfolgt mittels numerischer Prozessmodellierungen, basierend auf der kommerziellen Finite-Elemente-Software Simufact Forming 16. Diese Software nutzt die impliziten Lösungsverfahren von MSC.Marc. Die räumliche wie auch zeitliche Diskretisierung ergibt sich aus einer aktualisierten Lagrange-Beschreibung. Bei der BMU kommt es zu großen lokalen Formänderungen. Daher wird eine adaptive Diskretisierung durch Hexaeder-Elemente genutzt. Eine Gegenüberstellung der modellspezifischen Netzparameter erfolgt in **Tabelle 4.5**. Die verwendeten Modelle erfordern zudem dehnungsabhängige Neuvernetzungen, um Simulationsabbrüche und Ungenauigkeiten infolge übermäßiger Netzverzerrungen zu vermeiden. Modelliert wird der Werkstoff DC04 mit einem isotropen Fließverhalten nach Gleichung (4.2). Die erforderlichen Halbzeug- und Werkzeuggeometrien werden in der CAD-Software CATIA V5 mit der höchstmöglichen Konturgenauigkeit erstellt und über das STL-Format in das Modell übertragen.

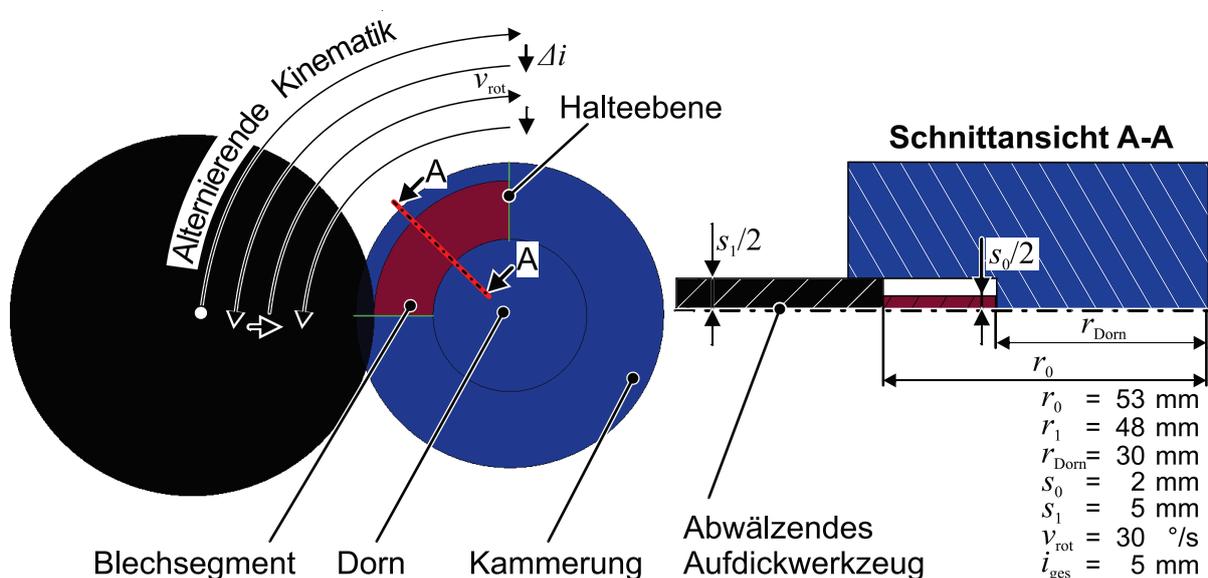
**Tabelle 4.5:** Verwendete Elementkantenlänge, Segmentgröße und Elementanzahl der einzelnen Modelle des Randaufdickens und Verzahns

Prozessstrategie	Kleinste Element-Kantenlänge	Winkel des Segments	Elementanzahl insgesamt
Radiales Randaufdicken (RA1-RA5)	0,30 mm	90°	ca. 10.000
Axiales Randaufdicken (RA6)	0,25 mm	90°	ca. 30.000
Diskretes Verzahnen (V1)	0,20 mm	45°	ca. 50.000
Kontinuierlich radiales Verzahnen (V2)	0,25 mm	90°	ca. 110.000
Kontinuierlich axiales Verzahnen (V3)	0,25 mm	90°	ca. 130.000

Aufgrund der Vielzahl benötigter Simulationen, der inkrementellen Prozessabfolge und des dreidimensionalen Werkstoffflusses werden mehrere vereinfachende Annahmen getroffen. Diese bezwecken eine möglichst geringe Simulationsdauer mit gleichbleibender Ergebnisgüte. Zunächst wird angenommen, dass die radialen Werkzeugstellungen beim Randaufdicken und Verzahnen eine um die Blechebene symmetrischen Werkstofffluss herbeiführen. Darüber hinaus wird angenommen, dass die Prozesscharakteristik auf ein repräsentatives 90°-Segment abstrahiert werden kann (**Bild 4.11**). Dabei können die Elementknoten der beim Segmentieren entstandenen Stirnflächen frei entlang sogenannter Halteebenen abgleiten. Dadurch sind die Werkstücke aller Modelle während der Simulation ortsfest. Abschließend ist ein Teil des radialen Klemmbereiches, in dem keine Formänderungen vorliegen, durch einen starren Dorn mit Durchmesser  $d_{\text{Dom}} = 30$  mm vereinfacht.

Um eine Beeinflussung der numerischen Ergebnisse durch Randeffekte an Halteebenen zu vermeiden, erfolgt die spätere Auswertung in radialer Richtung lediglich entlang der 45°-Schnittfläche A-A. Für Größen entlang des Halbzeugumfangs werden lediglich Bereiche innerhalb von  $\pm 30^\circ$  zur Schnittfläche (A-A) ausgewertet. Bei einem direkten Vergleich eines vollständigen Modells und des vereinfachten Modells konnten im Auswertebereich mit maximal 2,4 % keine signifikanten Abweichungen der Umformkraft  $F$  und Formänderungsverteilung festgestellt werden.

Bei allen Modellen wird die Umformbewegung über sogenannte Tabellenpressen für zeitdiskrete Punkte vorgegeben. Ein solcher Bewegungsablauf ist im **Bild 4.11** schematisch für das alternierende Randaufdicken dargestellt. Dabei rotiert die Werkzeugmitte auf einem kontinuierlich kleiner werdenden Radius um das Werkstück. An den Stirnflächen des Segmentes dringt das Werkzeug jeweils um ein Zustellinkrement  $\Delta i$  radial in das Werkstück ein. Dieser Vorgang wiederholt sich bis zum Erreichen der Gesamtzustellung  $i_{\text{ges}}$ . Bei den abwälzenden Prozessen ist das Werkzeug in seinem Mittelpunkt frei gelagert. Die Modelle mit abgleitender Kinematik weisen keine Lagerung auf. Reibung wird über das Coulomb'sche Reibmodell mit einem Reibkoeffizienten  $\mu = 0,15$  berücksichtigt (Sieczkarek et al., 2017). Eine grafische Darstellung der übrigen numerischen Modelle erfolgt im Kapitel 5.



**Bild 4.11:** Numerisches Modell für das Randaufdicken mit alternierender Werkzeugbewegung (RA2 und RA4)

Die Berechnungen werden auf einer Workstation (4 Kerne, Intel Xeon E5-2643 v3; 3,4 GHz; 64GB RAM) durchgeführt. Die Berechnungsdauer der einzelnen Prozessmodelle liegt zwischen fünf Tagen und vier Wochen. Dagegen beträgt die Berechnungsdauer ohne die vorgenannten Vereinfachungen ca. zwei Monate. Im Rahmen einer Konvergenzanalyse des diskreten Verzahnungsprozesses (V1) konnte für die geprüften Elementkantenlängen zwischen 0,1-0,5 mm keine signifikante Netzsensibilität

identifiziert werden. Zudem erfolgte eine experimentelle Validierung dieses Modells über Kraft-Weg-Verläufe, welche an späterer Stelle umfassend dargestellt wird.

#### **4.7 Zusammenfassung und Fazit**

In diesem Kapitel wurden die experimentellen und numerischen Randbedingungen erläutert, welche zum Verständnis der nachfolgend aufgeführten Ergebnisse erforderlich sind. Übergeordnet ist hierbei die Vielfalt der betrachteten Prozessstrategien, welche sich aus der hohen Flexibilität der inkrementellen Vorgehensweise ergibt. So stehen sechs Strategien zum Randaufdicken sowie drei Strategien zur Ausformung von Verzahnungen zur Verfügung. Mit diesen Strategien kann ein belastungsangepasstes Funktionsbauteil prinzipiell über 13 unterschiedliche Formänderungshistorien umgeformt werden.

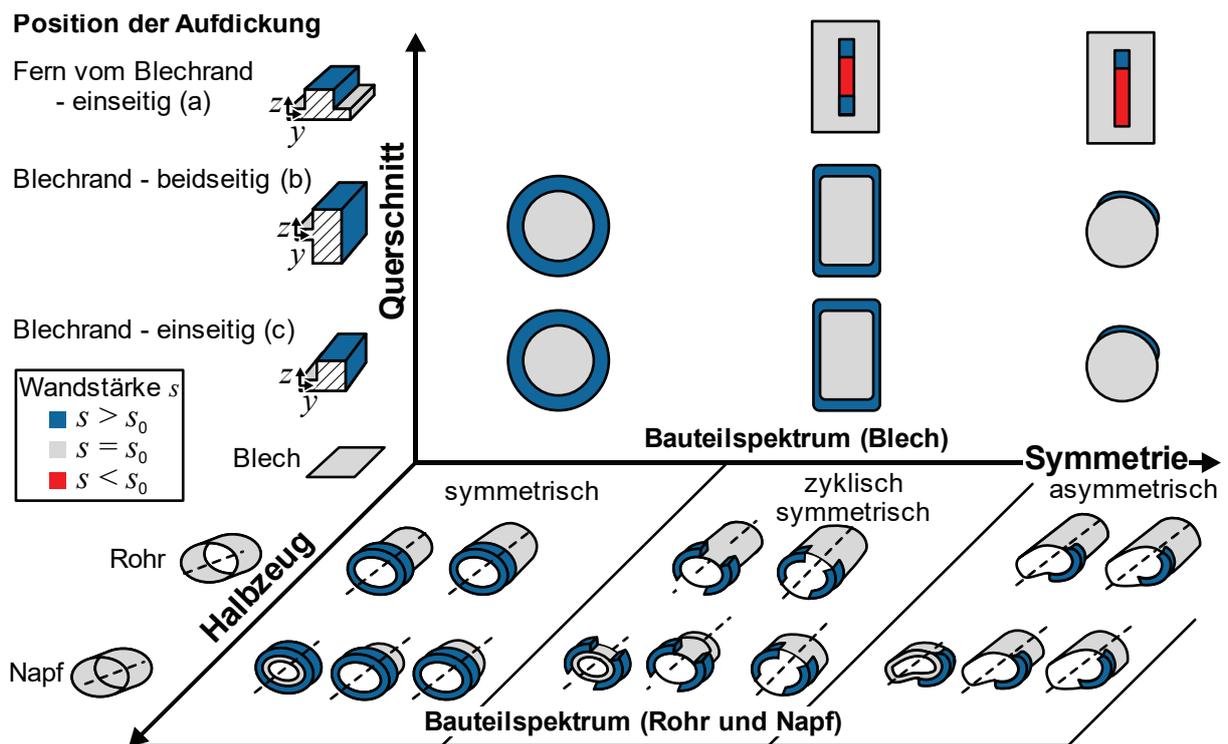
Zur Beurteilung des isotropen Verfestigungsverhaltens wurden die Fließkurven mehrerer Werkstoffe mittels ebener Torsionsversuche charakterisiert und gegenübergestellt. Der Fokus der nachfolgenden Arbeiten liegt auf dem Werkstoff DC04 mit einer initialen Wandstärke  $s_0 = 2$  mm. Die für diesen Werkstoff ermittelten Kennwerte werden nachfolgend in der kommerziellen Simulationssoftware Simufact Forming 16 zur numerischen Prozessabbildung genutzt.

## 5 Analyse der Prozessmechanik und Formänderungshistorien

Dieses Kapitel liefert zunächst eine Übersicht des potenziellen Bauteilspektrums der iBMU. Um derartige Bauteile umformtechnisch fertigen zu können, wird anschließend der Werkstofffluss der einzelnen Prozessstrategien zum Randaufdicken und Verzahnen separat analysiert. Hierbei werden jeweils die prozessabhängige Formänderungshistorie sowie die mechanischen und geometrischen Bauteileigenschaften analysiert. Zudem wird die prozessspezifische Schädigungsentwicklung und das quasistatische Einsatzverhalten ermittelt.

### 5.1 Bauteilspektrum

Die inkrementelle Vorgehensweise der BMU eröffnet ein vielfältiges Spektrum möglicher Bauteilgeometrien. Dieses Spektrum ist im **Bild 5.1** schematisch veranschaulicht. Für eine systematische Geometrieunterteilung ist zwischen dem resultierenden Querschnitt, dem verwendeten Halbzeug sowie der Bauteilsymmetrie zu unterscheiden.



**Bild 5.1:** Spektrum möglicher Wandstärkenadaptionen a) fern vom Blechrand sowie b) beidseitig und c) einseitig am Blechrand mittels iBMU

Mit dem Ziel einer lokalen Wandstärkenadaption kann der Bauteilquerschnitt innerhalb der Blechebene oder am Blechrand verändert werden. Das dabei bereitgestellte Werkstoffvolumen kann nachgelagert zur Funktionsintegration genutzt werden. Zunächst sind Volumenverschiebungen innerhalb der Blechebene aufzuführen

(Bild 5.1a). Dadurch wird das Halbzeug lokal ausgedünnt, um in anderen Bereichen eine Blechdickenzunahme zu realisieren. Diese Blechdickenzunahme kann anschließend mit Gewinden versehen und somit für Befestigungselemente genutzt werden. Darüber hinaus kann die lokale Verdickung in der Blechebene für eine örtliche Erhöhung der Bauteilsteifigkeit genutzt werden. Die bei der iBMU innerhalb der Blechebene vorliegende Prozessmechanik haben Wernicke et al. (2016) bereits numerisch, experimentell und analytisch erläutert. Zudem eignet sich diese Strategie nicht zur Herstellung stirnverzahnter Funktionsbauteile. Deshalb wird dieser Ansatz hier nur vollständigshalber aufgeführt, nicht aber im Rahmen dieser Arbeit tiefgehend betrachtet. Demgegenüber eignet sich eine Wandstärkenanpassung im Randbereich der Halbzeuge zur Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile mit Stirnverzahnungen. Hierbei kann die Randverdickung beidseitig (Bild 5.1b) oder einseitig (Bild 5.1c) zur Blechebene erfolgen. Des Weiteren grenzt die Symmetrie der Randverdickung mögliche Anwendungsfelder ein. Während randaufgedickte Bauteile mit Symmetrie beispielsweise als Zahnräder nutzbar sind, kann eine zyklische Symmetrie etwa als Gehäuse für Smartphones genutzt werden. Funktionsbauteile mit asymmetrischer Geometrie können Bauteile mit einer Positionieraufgabe, wie etwa Sitzversteller, sein.

Die Wahl der Halbzeuge erweitert das Bauteilspektrum um eine weitere Dimension. Diesbezüglich sind Rohre und Napfhalbzeuge nutzbar, welche auch als gekrümmte Blechhalbzeuge betrachtet werden können. Durch die Nutzung von Rohrhalbzeugen können Rohre oder Profile mit Positionierelementen wie zum Beispiel verzahnte Lenkstangen erzeugt werden. Durch eine stirnseitige Umformung symmetrischer Napfhalbzeuge können Rastscheiben bzw. Spannbauteile mit einer Hirth Stirnverzahnung hergestellt werden. Einen exemplarischen Anwendungsfall für das Randaufdicken asymmetrischer Napfhalbzeuge stellen Befestigungselemente an fließgepressten Batteriegehäusen dar.

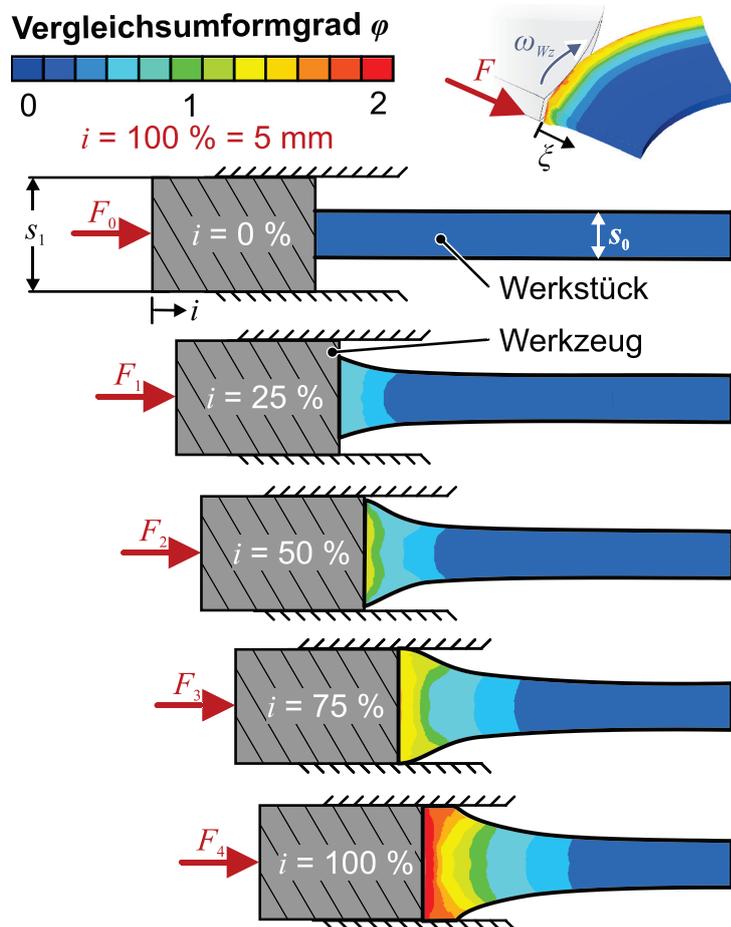
## 5.2 Prozess- und Bauteilanalyse – Randaufdicken

Das Randaufdicken bildet den ersten Umformprozess in der Prozesskette zur Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile. Die gezielte Einstellung der späteren Bauteileigenschaften erfordert daher eine Kenntnis über die Eigenschaftsänderung, welche aus den unterschiedlichen Prozessstrategien zum Randaufdicken hervorgehen. Hierfür werden im Folgenden die Formänderungshistorien numerisch untersucht. Anschließend erfolgt eine numerische und experimentelle Untersuchung der prozessindividuellen Schädigungsentwicklung. Abschließend werden die resultierenden mechanischen und geometrischen Bauteileigenschaften experimentell charakterisiert.

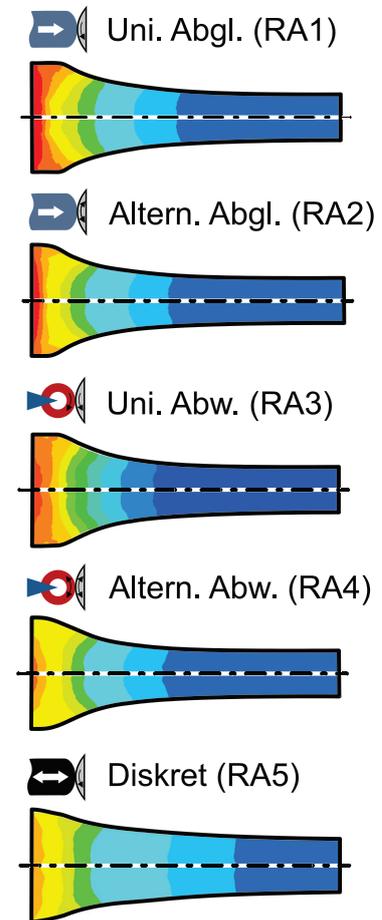
### 5.2.1 Formänderungsanalyse

Die vorgestellten Strategien des Randaufdickens mit radialer Werkzeugzustellung ermöglichen allesamt eine nahezu identische beidseitige Blechdickenänderung im Randbereich der Halbzeuge. Demgegenüber sind die verwendeten Werkzeugbewegungen verschieden. Für ein Verständnis der Prozessmechanik des Randaufdickens ist die Analyse der Querschnittsevolution während des Randaufdickens erforderlich. Diese Evolution ist im **Bild 5.2a** für das unidirektionale Randaufdicken mit abgleitender Werkzeugbewegung (RA1) dargestellt. Ausgehend von einer initialen Wandstärke  $s_0 = 2$  mm nimmt die Wandstärke aufgrund der axialen Werkstoffflussbegrenzung mit zunehmender Werkzeugzustellung einen Wert von  $s_1 = 5$  mm an.

#### a) Querschnittsevolution (RA1)



#### b) Prozessende ( $i = 100\%$ )



**Bild 5.2:** a) Querschnittsevolution und b) Gegenüberstellung der finalen Querschnitte nach dem Randaufdicken mit einer Zustellung  $i_{ges} = 5$  mm (DC04)

Unmittelbar zu Beginn des Umformprozesses ist festzustellen, dass die Plastifizierung des Werkstoffs nicht innerhalb des Halbzeugquerschnitts einsetzt ( $\Delta i = 25\%$ ). Dies wäre bei einem ebenen Stab der Fall, in dem an jeder Stelle ein homogener Querschnitt und damit eine gleichbleibende Spannungsverteilung vorläge. Stattdessen plastifiziert der Werkstoff beginnend vom Randbereich, von dem aus sich die mechanischen

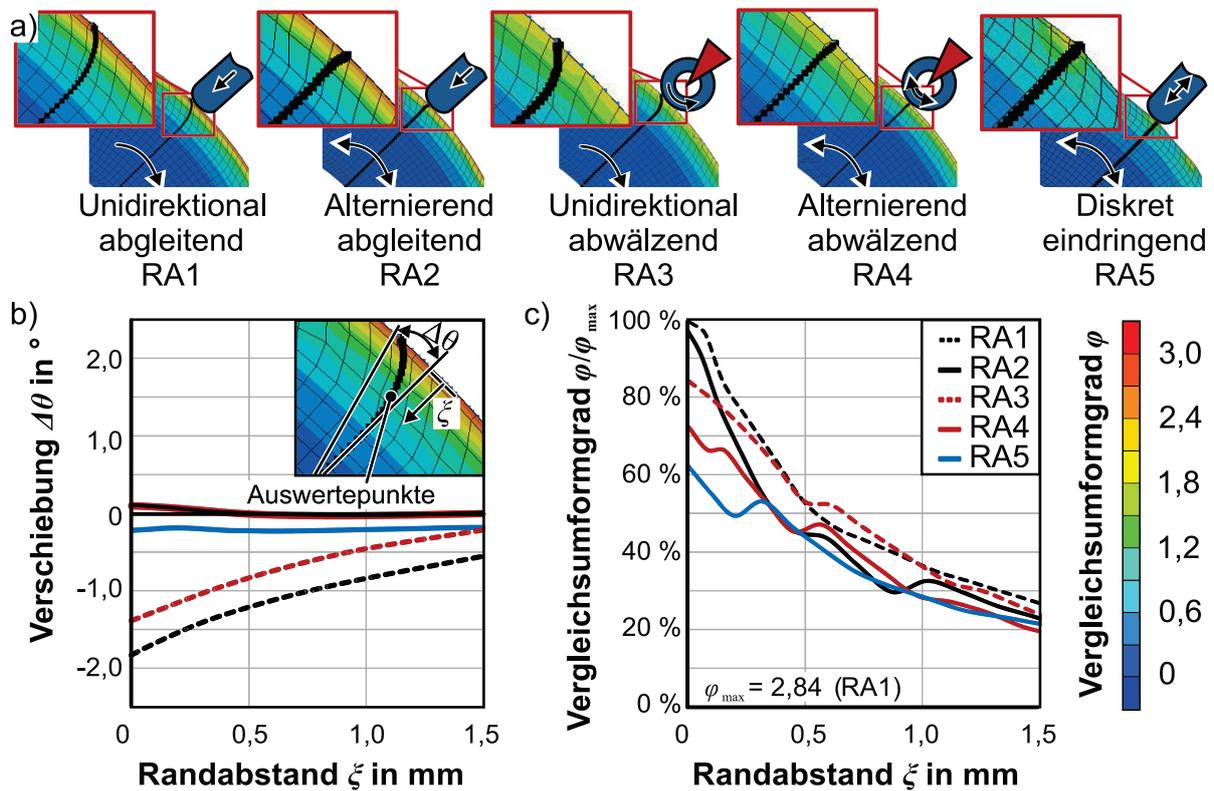
Spannungen infolge des lokalen Werkzeugkontaktes exponentiell verringern. Somit kommt es im Randbereich zu einem lokalen Erreichen der Fließspannung  $k_f$ . Ausgehend von diesem Punkt fällt die Vergleichsspannung  $\sigma_v$  zunehmend ab. Mit zunehmender Werkzeugzustellung  $i$  fließt der radial verdrängte Werkstoff im Randbereich axial in Blechdickenrichtung, sodass sich die lokale Wandstärke erhöht. Nachdem der axial fließende Werkstoff an den Kammerungswerkzeugen anliegt, überlagert ein axialer Druck zunehmend den eigentlich radialen Spannungszustand. Der geänderte Spannungszustand und die axiale Begrenzung führen dazu, dass der Werkstoff fortschreitend an Stellen mit größerem Randabstand  $\xi$  fließt ( $i = 75\%$ ). Während die maximale Wandstärke nicht weiter ansteigt, führt eine weitere radiale Werkzeugzustellung daher dazu, dass ein größerer radialer Bereich die maximale Wandstärke  $s_1$  annimmt.

**Bild 5.2b** stellt die jeweiligen Formänderungsverteilungen für die Prozessstrategien zum Randaufdicken mit radialer Werkzeugzustellung (RA1-RA5) gegenüber. Hierbei ist qualitativ festzustellen, dass in allen Fällen der Vergleichsumformgrad  $\varphi$  mit zunehmendem Randabstand  $\xi$  abfällt. Zur Blechmitte reduziert sich die Formänderung bei allen Prozessstrategien konvexförmig. Während sich der radial beeinflusste Bereich bei den Prozessstrategien mit abgleitender und abwälzender Werkzeugkinematik nur geringfügig unterscheidet, ist bei diskreter Werkzeugzustellung (RA5) eine signifikante radiale Verlagerung der Umformzone festzustellen. Diese geht zugleich mit einer Reduzierung der maximalen Formänderung und Wandstärke im Randbereich einher. Insgesamt ist lediglich bei diskreter Werkzeugzustellung (RA5) eine charakteristisch abweichende Querschnittsgestalt zu beobachten.

Zur Analyse des Werkstoffflusses in Umfangsrichtung wurden den Werkstücken entlang der Symmetrieebene auf der Geraden  $A-A$  (s. **Bild 5.3**) numerische Partikel zugefügt. Diese Partikel lagen vor der Umformung allesamt auf einer Geraden mit einem Punktabstand von 0,1 mm. Der umfängliche Winkelversatz  $\Delta\theta$  der Partikel infolge der Umformung ist im **Bild 5.3b** dargestellt. Hierbei ist zu erkennen, dass beide unidirektionalen Prozessstrategien zu einem signifikanten Werkstofffluss in Umfangsrichtung führen. Ein solcher Werkstofffluss konnte bei den alternierenden wie auch den diskreten Prozessstrategien nicht festgestellt werden. Eine Auswertung der Formänderungen der Partikel zeigt, dass die Winkelverschiebung  $\Delta\theta$  zu einer ausgeprägten Erhöhung der jeweiligen Gesamtformänderung  $\varphi$  führt (**Bild 5.3c**).

Bild 5.3c veranschaulicht die prozessindividuellen Formänderungen  $\varphi$ , bezogen auf die maximal ermittelte Formänderung  $\varphi_{\max}$ . Die Formänderung  $\varphi_{\max}$  liegt im Randbereich einer unidirektional-abgleitend randaufgedickten (RA1) Blechrunde vor und beträgt  $\varphi_{\max} = 2,84$ . Diese normierte Darstellung zeigt, dass durch unidirektionale Prozessrouten eine um bis zu 11 % höhere Formänderung erreicht werden kann. Während sich dieser Anstieg der Formänderung mit zunehmendem Randabstand  $\xi$

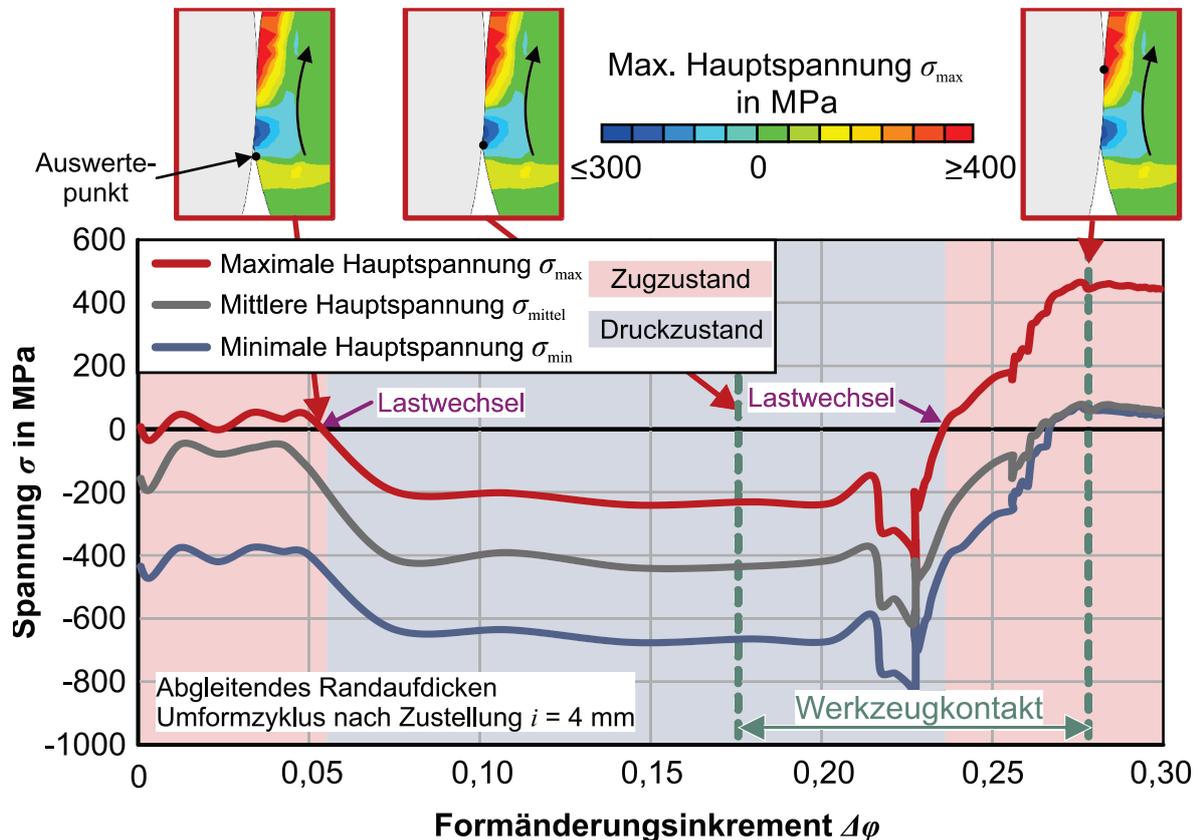
verringert, ist prozessübergreifend eine Formänderung  $\varphi$  bis zu einem Randabstand  $\xi \approx 5 \text{ mm}$  vorhanden. Die mit der Formänderung einhergehende Festigkeitszunahme soll zur Steigerung der Festigkeit nachfolgend eingebrachter Funktionselemente genutzt werden. Umgekehrt erscheint die Wahl eines Randverdickungsverfahrens mit niedrigerer Formänderung  $\varphi$  und Vorverfestigung ideal zur Reduzierung der Umformkraft bzw. Werkzeugbelastung.



**Bild 5.3:** a) Partikelverfolgung, b) umfängliche Verschiebung und c) resultierende radiale Formänderungsverteilung  $\varphi/\varphi_{\max}$  für die jeweiligen Randverdickungsprozesse

Bei der Analyse der Prozessmechaniken beim Randaufdicken zeigen alle Randverdickungsverfahren eine Gemeinsamkeit. Beim Randaufdicken wird das Umformwerkzeug mit dem Zustellinkrement  $\Delta i$  senkrecht zur Blechdickenrichtung zugestellt, wodurch sich eine Volumenverschiebung in Blechdickenrichtung ergibt. Ein geringer Anteil des umgeformten Werkstoffs umfließt jedoch das Umformwerkzeug innerhalb der Blechebene. Dabei staut sich der Werkstoff im Einlaufbereich des Umformwerkzeugs. Bei der abgleitenden Bewegung des radial zugestellten Umformwerkzeugs (RA1) stellt sich hierdurch unmittelbar vor dem Umformwerkzeug ein Druckspannungszustand ein, welcher im **Bild 5.4** exemplarisch veranschaulicht ist. Die dargestellte Formänderungshistorie zeigt den Verlauf der Hauptspannungen am äußersten Blechrand während des einmaligen Durchlaufes des Walzspalts nach einer kontinuierlichen radialen Zustellung von  $i = 4 \text{ mm}$ . Die Formänderung unter negativen

maximalen Hauptspannungen und damit unter einem Druckspannungszustand ist aufgrund der Prozesskinematik erwartungsgemäß. Auffällig ist dagegen das anschließende Auftreten plastischer Formänderungen unter positiven maximalen Hauptspannungen. Dies spricht für Lastwechsel im Blechrand, welche sich mit jeder Umdrehung beim zyklischen Randaufdicken wiederholen.



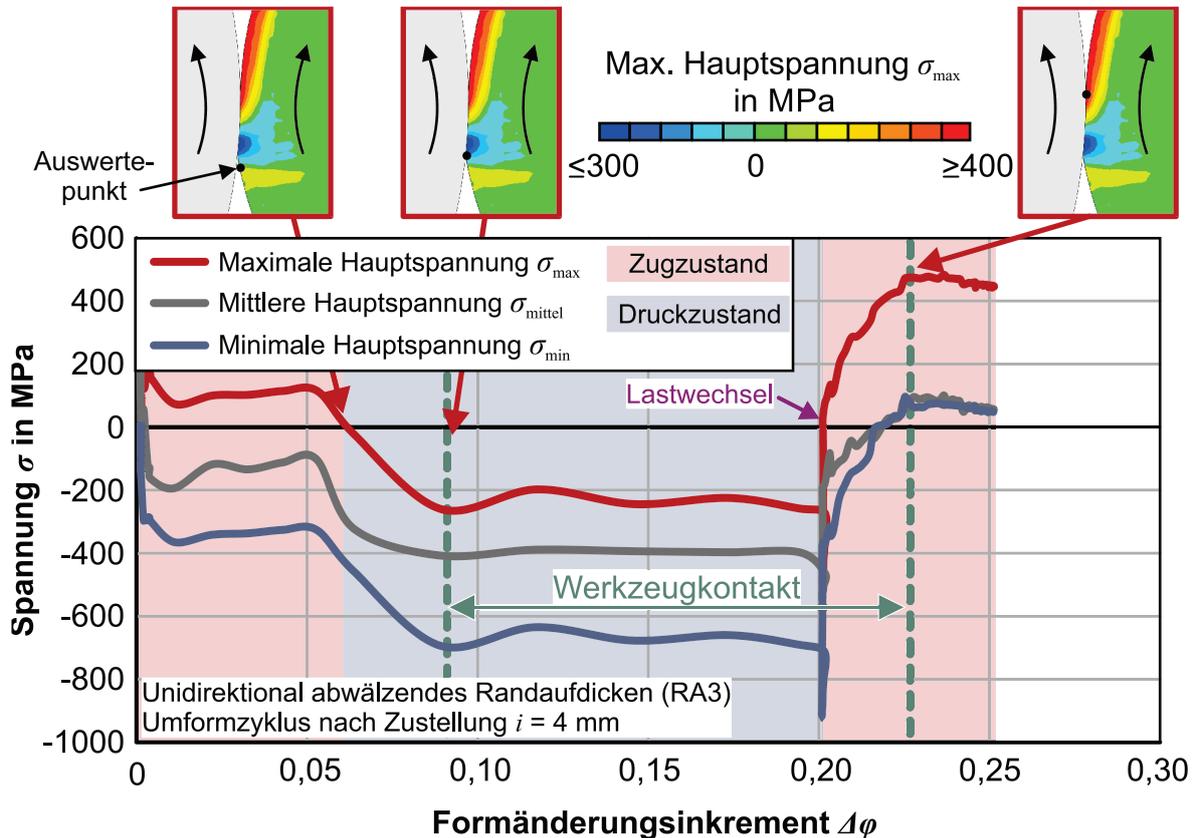
**Bild 5.4:** Formänderungshistorie eines materiellen Punktes am Rand beim Durchlaufen des Walzspalts während des unidirektional abgleitenden Randaufdickens (RA1) auf halber Blechdicke

Untersuchungen des abwälzenden Randaufdickens (RA3) zum gleichen Umformzeitpunkt zeigen, trotz einer abweichenden Prozessmechanik, eine qualitativ übereinstimmende Formänderungshistorie (**Bild 5.5**). Ebenso ist dieser Effekt an diversen Punkten entlang der Blechhöhe feststellbar und durchdringt die gesamte Umformzone auch mit größer werdendem Randabstand  $\xi$ .

Mit der Werkzeugablösung des auslaufenden Werkstoffs kommt es zu einem Lastwechsel infolge des Wegfalls der radialen Druckspannungskomponente. Zusätzlich unterliegt der abgelöste Werkstoff fortan einer tangentialen Zugspannungskomponente. Diese tangentiale Zugspannungskomponente entsteht durch das Zusammenspiel aus der Rotationsbewegung der Blechrunde und dem entgegengesetzt gerichteten Werkstoffstau im Einlaufbereich. Die abgleitenden Prozessstrategien steigern diesen tangentialen Zugspannungszustand infolge einer zusätzlichen Reibspannungskomponente, welche

der Blechrotation entgegengesetzt ist. Hierdurch erhöht sich der Formänderungsanteil während eines Zugspannungszustandes bei den abgleitenden Prozessstrategien.

Bei der Betrachtung des plastischen Formänderungsinkrementes  $\Delta\varphi$  ist festzustellen, dass der Rondenrand mit jedem Umformzyklus zwischen einem Drittel und der Hälfte der Formänderung während eines Zugspannungszustandes erfährt. Der übrige Anteil der Formänderung erfolgt während eines Druckspannungszustandes.



**Bild 5.5:** Formänderungshistorie der Hauptspannungen eines materiellen Punktes am Rand beim Durchlaufen des Walzspalts während des unidirektional abwälzenden Randaufdickens (RA3) auf halber Blechdicke

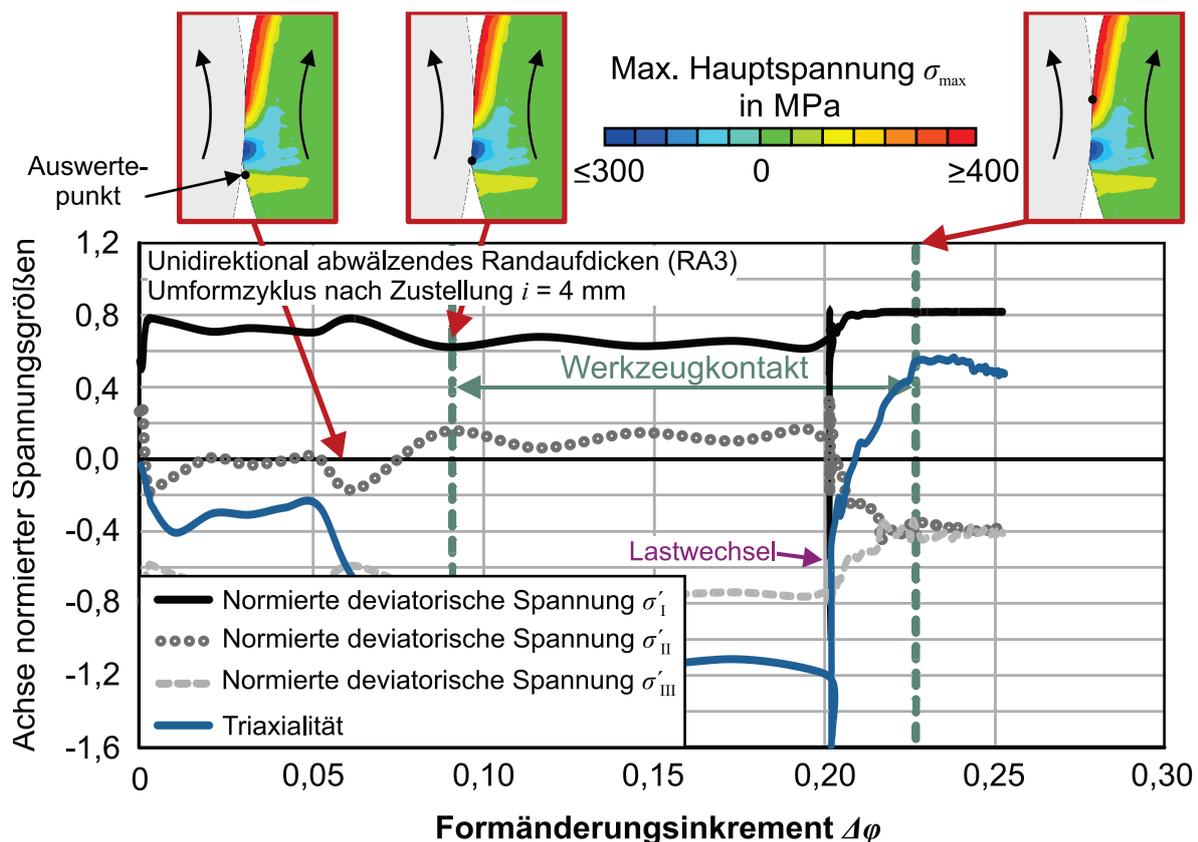
Ein Vorzeichenwechsel der maximalen Hauptspannung kann auch bei einem Richtungswechsel des Werkstoffflusses vorkommen, ohne dass ein Lastwechsel stattgefunden hat. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der hydrostatische Spannungsanteil keinen Einfluss auf die Formänderungsgeschwindigkeit hat. Der Beweis von Lastwechseln während des Randaufdickens erfordert daher eine Analyse der jeweiligen deviatorischen Spannungen, welche gemäß der Levi-Mises-Fließregel proportional zur Formänderungsrichtung sind. Der deviatorische Spannungstensor  $\sigma'$  ergibt sich dabei aus der Differenz des Hauptspannungstensors  $\sigma$  und des hydrostatischen Spannungsanteils zu

$$\text{dev}(\boldsymbol{\sigma}) = \boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \cdot \text{Sp}(\boldsymbol{\sigma}) \cdot \mathbf{I} \quad (5.1)$$

Zur Identifikation eines Lastwechsels ist daher ist zu prüfen, ob die Richtung der deviatorischen Spannungen  $\sigma_I'$ ,  $\sigma_{II}'$  und  $\sigma_{III}'$  entlang der Formänderungshistorie wechselt. Ein solcher Richtungswechsel liegt dann vor, wenn sich die Größe der deviatorischen Spannungen  $\sigma_I'$ ,  $\sigma_{II}'$  und  $\sigma_{III}'$  normiert auf den Betrag des deviatorischen Spannungstensors  $|\boldsymbol{\sigma}'|$  ändert. Bei Darstellung in deviatorischen Hauptspannungen ergibt sich die Richtung der deviatorischen Spannungen  $\sigma_I'$  zu

$$\frac{\sigma_I'}{|\boldsymbol{\sigma}'|} = \frac{\sigma_I'}{\sqrt{\sigma_I'^2 + \sigma_{II}'^2 + \sigma_{III}'^2}}. \quad (5.2)$$

**Bild 5.6** veranschaulicht die mittels Gleichung (5.2) normierten deviatorischen Spannungskomponenten  $\sigma_I'$ ,  $\sigma_{II}'$  und  $\sigma_{III}'$  eines Randpunktes während des Durchlaufens des Walzspaltes beim unidirektional abwäldenden Randaufdicken (RA3).



**Bild 5.6:** Normierte deviatorische Spannungen und Triaxialität eines materiellen Punktes am Rand beim Durchlaufen des Walzspaltes während des unidirektional abwäldenden Randaufdickens (RA3) auf halber Blechdicke

Die Spannungskomponenten weisen nach einem Formänderungsincrement  $\Delta\phi$  eindeutige Richtungswechsel auf und bestätigen damit die über die maximale

Hauptspannung  $\sigma_{\max}$  identifizierten Lastwechsel. Zudem zeigt auch der Nulldurchlauf der Triaxialität  $\eta$  zu diesem Zeitpunkt einen Lastwechsel auf. Damit kann auch die gebräuchlichere Größe der Triaxialität als Maß zur Identifikation von Lastwechseln beim Randaufdicken genutzt werden.

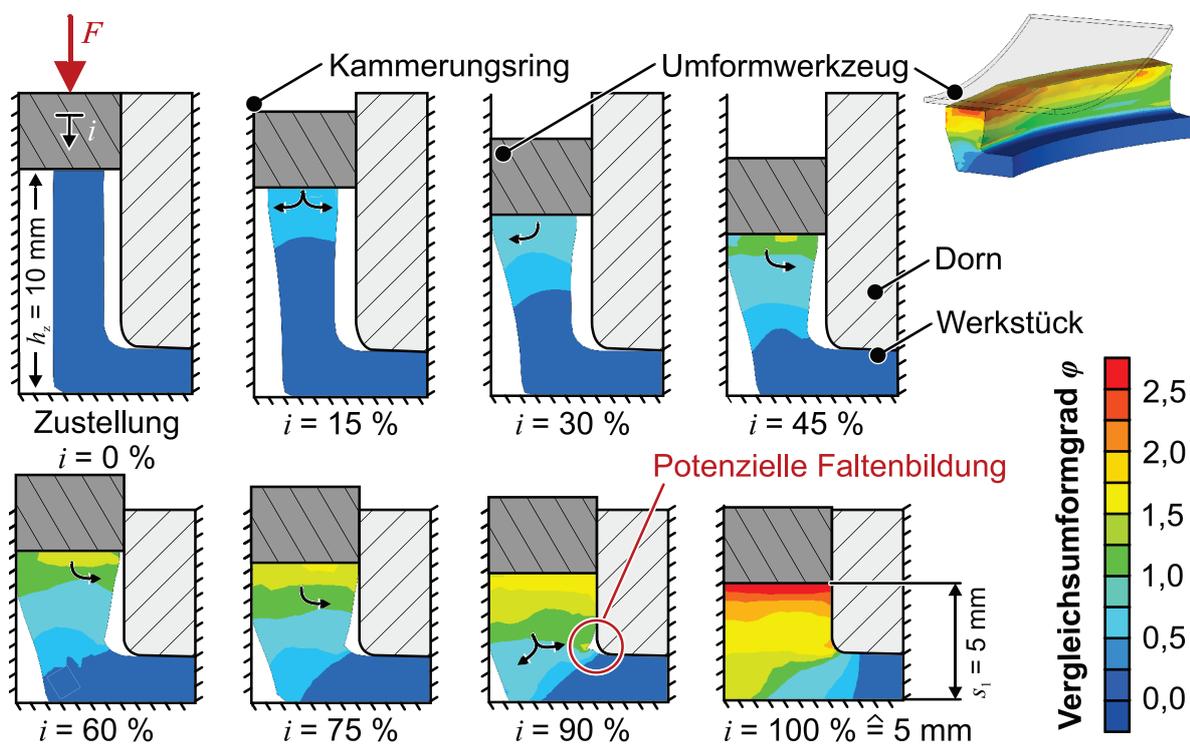
Die iBMU-Verfahren zum Randaufdicken ermöglichen keine direkte Umformung mit der Gesamtzustellung  $i_{\text{ges}}$ , da es infolge zu weit auskragender Bleche andernfalls experimentell zu einem Knicken der Blechenden kommt. Zur Vermeidung eines Ausknickens waren mindestens fünf Zustellinkremente notwendig. Daher sind Halbzeuge beim Randaufdicken zwangsläufig mehrfachen Lastwechseln ausgesetzt. Dementsprechend ist eine Charakterisierung des Einflusses zyklischer Lastwechsel auf das Verfestigungsverhalten der Werkstoffe notwendig und wird an späterer Stelle vorgestellt.

### ***Axiales Randaufdicken von Napfhalbzeugen***

Zur numerischen Formänderungsanalyse beim Randaufdicken von Napfhalbzeugen wird ein Napfhalbzeug ohne Umformhistorie verwendet. Damit wird sowohl der vorgelagerte Walzprozess wie auch der zwischengelagerte Drückwalzprozess umformtechnisch vernachlässigt. Somit wird eine isolierte Analyse der prozessspezifischen Formänderungsverteilung möglich. Dies ist deshalb zweckdienlich, da die Herstellung eines Napfes über mehrere Prozessrouten wie beispielsweise durch Tiefziehen oder Drückwalzen erfolgen kann. **Bild 5.7** veranschaulicht die Formänderungsverteilung über mehrere Zeitpunkte des Umformprozesses mittels eines Schnittes entlang der Werkstückachse. Im dabei abgebildeten Prozess wird, äquivalent zu den Prozessen mit radialer Werkzeugbewegung, ein Napfhalbzeug von einer initialen Wandstärke  $s_0 = 2$  mm auf eine Wandstärke von  $s_1 = 5$  mm aufgedickt. Die Begrenzung des radialen Werkstoffflusses erfolgt durch einen Dorn mit einem Außendurchmesser  $d_{\text{Dorn}} = 86$  mm sowie durch einen Kammerungsring mit einem Innendurchmesser  $d_{\text{Ring}} = 96$  mm. Die initiale Zargenhöhe des Napfhalbzeugs beträgt  $h_z = 10$  mm und wird durch eine unidirektional abwäzende Prozesskinematik um  $i_{\text{ges}} = 5$  mm verringert.

Unmittelbar zu Prozessbeginn ( $i = 15$  %) ist der Randbereich bereits geringfügig verfestigt. Die höchste Vergleichsspannung  $\sigma_v$  liegt daher unmittelbar im Kontaktbereich zwischen Napfhalbzeug und Umformwerkzeug vor. Der dort plastifizierte Werkstoff fließt radial sowohl nach innen als auch nach außen. Mit zunehmender Zustellung steigt der Anteil des nach außen fließenden Werkstoffs. Ein radial nach innen fließender Werkstoff würde einer Umfangsverringering entsprechen und damit dem axialen Druck- einen zusätzlichen tangentialen Druckzustand überlagern. Ein nach außen fließender Werkstoff führt dagegen zu einer Umfangsvergrößerung, wodurch sich der Druckzustand verringert. Nachdem der radial nach außen fließende Werkstoff die Oberfläche des Kammerungsringes berührt, überlagert auch dieser Kontakt eine Druckspannung. Fortan fließt der Werkstoff in den dornseitigen Spalt ( $i = 45$  %). Die

bis dahin erfolgte Formänderung führt zu einer signifikanten Nutzung des werkstückseitigen Verfestigungspotenzials. Diese Verfestigung sowie der am äußeren Kammerungsring anliegende Werkstoff verlagern den Ort plastischen Fließens zunehmend in Richtung des Napfbodens ( $i = 75\%$ ). Zuletzt füllen sich die umlaufenden Eckbereiche. Dabei besteht die Gefahr, dass sich der Werkstoff im Bereich der inneren Ecke faltet. Dieser Faltenbildung wirkt in diesem Umformstadium der radial nach innen fließende Werkstoff entgegen. Zwei Möglichkeiten zur Vermeidung einer potenziellen Faltenbildung stellen die Vergrößerung des Dorndurchmessers  $d_{\text{Dorn}} = 86\text{ mm}$  und der Einsatz von Napfhalbzeugen mit geringerem Durchmesser dar. Hierdurch erhöht sich der Anteil des radial nach außen fließenden Werkstoffs.



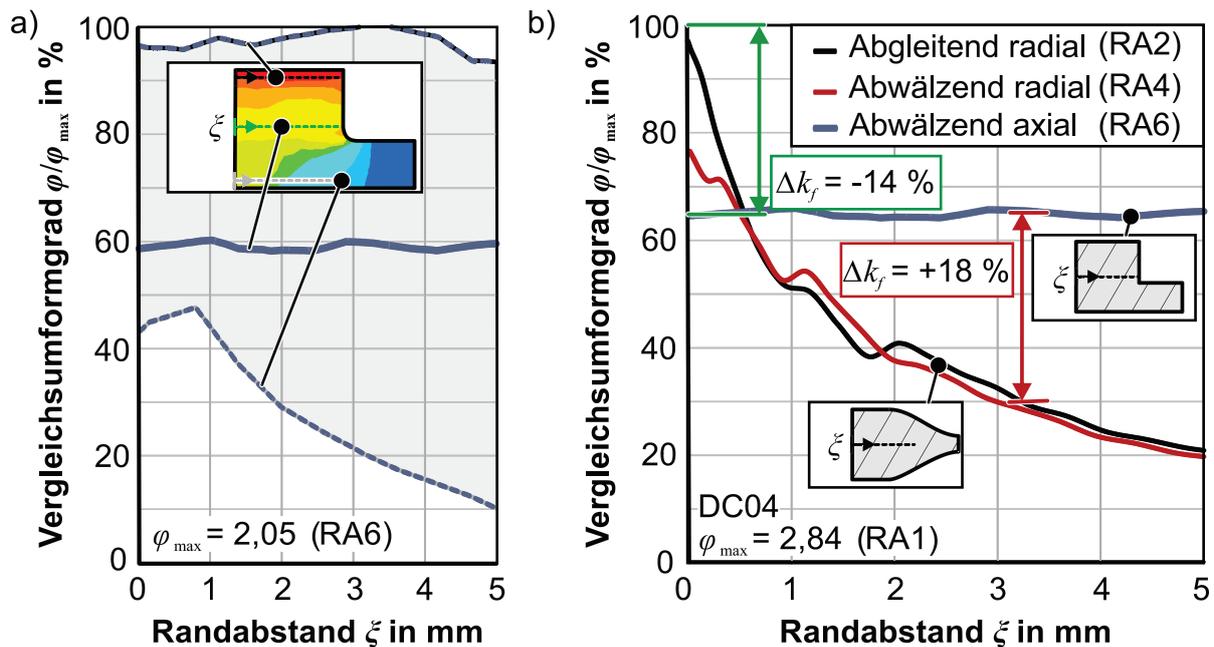
**Bild 5.7:** Werkstofffluss und Vergleichsumformgrad  $\varphi$  beim axialen Randaufdicken von Napfhalbzeugen

Anders als bei den Prozessen mit radialer Werkzeugzustellung liegt beim axialen Randaufdicken kein signifikanter Formänderungsgradient in radialer, sondern in axialer Richtung vor. Die radiale Formänderungsverteilung ist im **Bild 5.8a** für die Pfade entlang der Oberseite, der Mitte und des Bodenbereiches dargestellt.

Die lokale Formänderung ist auch in diesem Fall auf den maximalen, beim unidirektional abgleitenden Randaufdicken (RA1) gemessene Formänderung  $\varphi_{\text{max}}$  normiert (vgl. **Bild 5.3**). Bei einer späteren radialen Ausformung einer Verzahnung liegt demnach eine im Mittel geringere sowie asymmetrische Formänderung  $\varphi$  vor. Infolge dieser Formänderungsverteilung kann im nachgelagerten Verzahnungsprozess ein asymmetrischer Werkstofffluss wie auch eine asymmetrische Lastverteilung im

Verzahnungswerkzeug auftreten. Dies kann die Lebenserwartung von Verzahnungswerkzeugen negativ beeinflussen.

Die Gegenüberstellung der axialen und radialen Randverdickungsprozesse im **Bild 5.8b** zeigt, dass entsprechend dem monotonen Verfestigungsverhalten im Randbereich eine ca. 14 % geringere Kaltverfestigung als beim axialen Randaufdicken zu erwarten ist. Demgegenüber ist im Bereich der späteren Funktionselemente ab einem Randabstand  $\xi > 1$  mm eine um bis zu 18 % höhere mittlere Festigkeit als bei radial randaufgedickten Bauteilen zu erwarten.



**Bild 5.8:** a) Formänderungsverteilung  $\varphi/\varphi_{\max}$  an der Oberseite, Mitte und dem Boden axial aufgedickter Napfhalbzeuge. b) Vergleich der Formänderungsverteilung gegenüber radial randaufgedickten Blechen (DC04)

### 5.2.2 Schädigungsentwicklung beim Randaufdicken

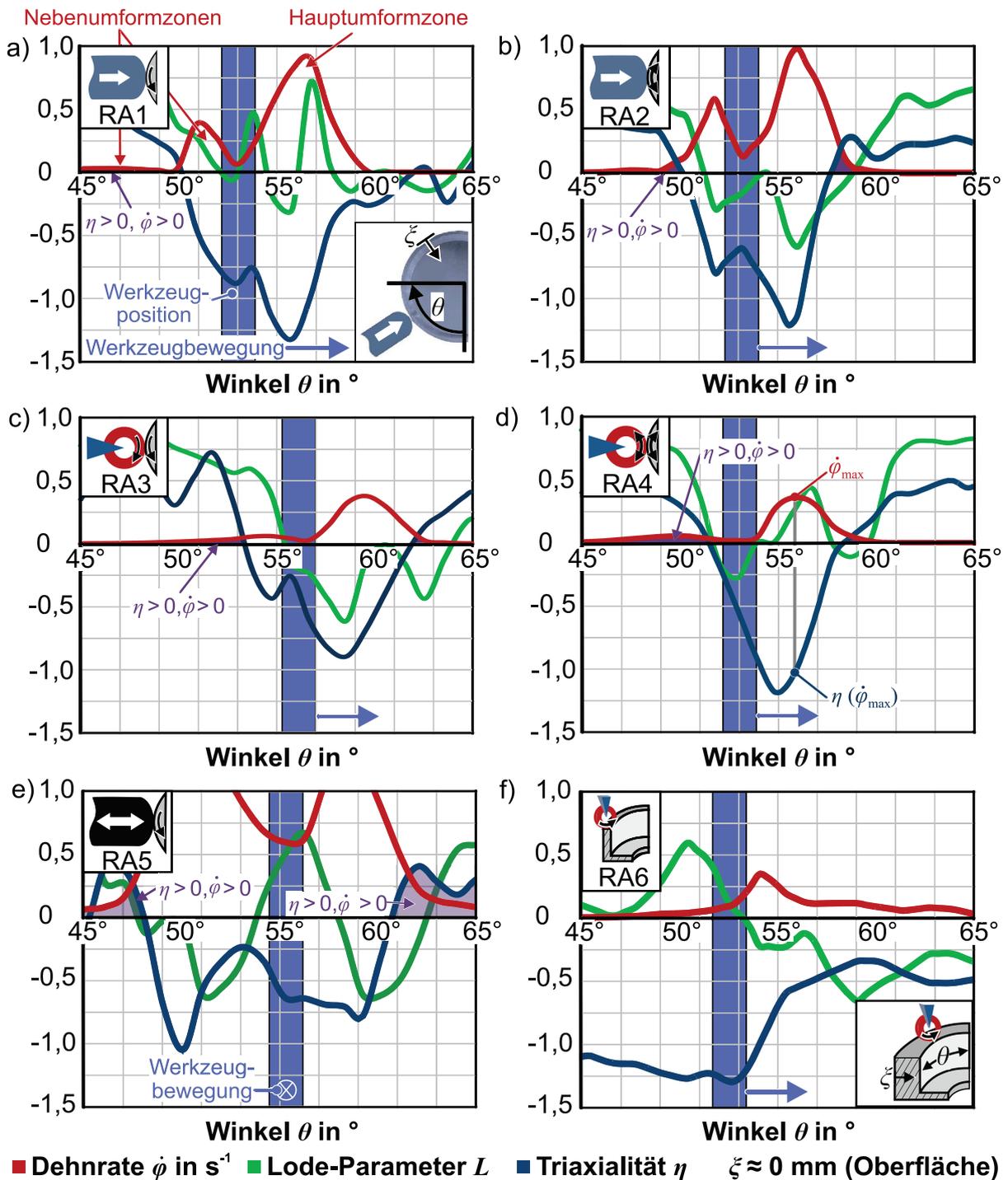
Das Randaufdicken überführt Bleche mit homogener Wandstärke in ein belastungsangepasstes Halbzeug für eine nachgelagerte Funktionsintegration. Eine Schädigungsentwicklung in diesem Umformschritt beeinflusst somit auch die Schädigung in den nachfolgend eingebrachten Funktionselementen. Zur Nachvollziehung der prozessroutenabhängigen Schädigungsentwicklung ist daher die individuelle Betrachtung einer potenziellen Schädigungsentwicklung während des Randaufdickens erforderlich. Hierfür bietet sich die Analyse der Triaxialität  $\eta$  sowie des Lode-Parameters  $L$  über die Formänderung an. Dabei steigt das Risiko der Porenentstehung und des Porenwachstums für eine Umformung mit größer werdender Triaxialität  $\eta$ . Der Lode-Parameter  $L$  hat dabei eine untergeordnete Funktion und ermöglicht im Bedarfsfall Rückschlüsse über die Form der entstandenen Poren (Hering et al., 2018). Die Analyse der potenziellen Schädigungsentwicklung erfolgt für alle

randaufgedickten Bauteile im unmittelbaren Randbereich ( $\xi \approx 0$  mm) sowie an einem Randabstand  $\xi \approx 3$  mm, welcher in etwa der radialen Position der später eingebrachten Verzahnung entspricht. Die axiale Auswerteposition entspricht mit  $z = s_1/2$  der Mitte des randaufgedickten Bereiches. Ausgewertet wird die Triaxialität  $\eta$  über den Umfang eines  $90^\circ$ -Blechsegmentes.

Beginnend mit dem abgleitenden Randverdickungsprozess mittels unidirektionaler Werkzeugbewegung (RA1) (**Bild 5.9a**) ist festzustellen, dass im Werkstück vor und hinter der Position des Umformwerkzeugs zwei voneinander weitestgehend getrennte Umformzonen entstehen. Diese Umformzonen weisen unterschiedliche plastische Vergleichsdehnraten  $\dot{\phi}_v$  auf, sodass im Einlaufbereich von einer Hauptumformzone und im Auslaufbereich hinter dem Umformwerkzeug von einer Nebenumformzone zu sprechen ist. Unterhalb des Umformwerkzeugs fällt die Umformgeschwindigkeit dagegen auf nahezu null ab. Bis zu dieser Position erfährt der einlaufende Werkstoff eine Umformung mit zunehmend negativer Triaxialität  $\eta$ . In der Nebenumformzone hinter dem Umformwerkzeug wird der austretende Werkstoff infolge von Reibung durch das Umformwerkzeug gezogen. Hierbei steigt die Triaxialität  $\eta$  zunehmend an und nimmt schließlich positive Werte an, sodass der Werkstoff während eines Umformzyklus einen Lastwechsel sowie eine Umformung unter potenzieller Schädigungsentwicklung erfährt. Ein Alternieren der Drehrichtung verstärkt diesen Effekt aufgrund einer Dehnungslokalisation infolge der lokal geringeren Verfestigung. Hierdurch staucht sich der Bereich des Lastwechsels und eine größere Formänderung findet unter positiver Triaxialität  $\eta$  beziehungsweise einem potentiellen Porenwachstum statt (**Bild 5.9b**). Verglichen mit den abgleitenden Strategien findet bei den abwälzenden Prozessrouten (RA3 und RA4) lediglich eine sehr geringe Formänderung in der Nebenumformzone statt (**Bild 5.9c** und **Bild 5.9d**). Dennoch kommt es auch bei der abwälzenden Vorgehensweise zu Lastwechseln mit Formänderungsanteilen unter positiver Triaxialität  $\eta$ . Der Entfall der Reibbeeinflussung sowie die geringere Vorverfestigung des Randes begünstigen hierbei den Werkstofffluss. Hierdurch fließt der Werkstoff verstärkt auch in Bereichen mit höherem Randabstand  $\xi$ , wodurch die plastische Vergleichsdehnraten  $\dot{\phi}_v$  lokal geringer ausfällt. Insgesamt ist für die Prozessstrategien mit abgleitender und abwälzender Werkzeugbewegung lediglich eine geringfügige Schädigungsentwicklung im Randbereich der Halbzeuge anzunehmen.

Anders als bei den abgleitenden oder abwälzenden Verfahren weist die diskrete Vorgehensweise (RA5) einen stärker ausgeprägten Anteil der Formänderung unter positiver Triaxialität  $\eta$  auf. Dies ist einerseits auf eine Dehnungslokalisation im äußeren Randbereich aufgrund der dort geringeren Verfestigung zurückzuführen. Andererseits liegt bei dieser Prozessstrategie ein andersartiger Werkstofffluss vor. Bei der diskreten Zustellung teilt sich der Werkstofffluss in zwei entgegengesetzte Werkstoffflüsse auf. Ausgehend von einem Druckzustand unter dem Umformwerkzeug steigt die Triaxialität

mit zunehmendem Abstand zur Zustellachse in beide Umfangsrichtungen an. Vor und hinter dem Umformwerkzeug weisen große Teile der Umformzone schließlich eine positive Triaxialität  $\eta$  auf. Daher ist bei dem diskreten Randaufdicken potenziell eine größere Schädigungsentwicklung anzunehmen.

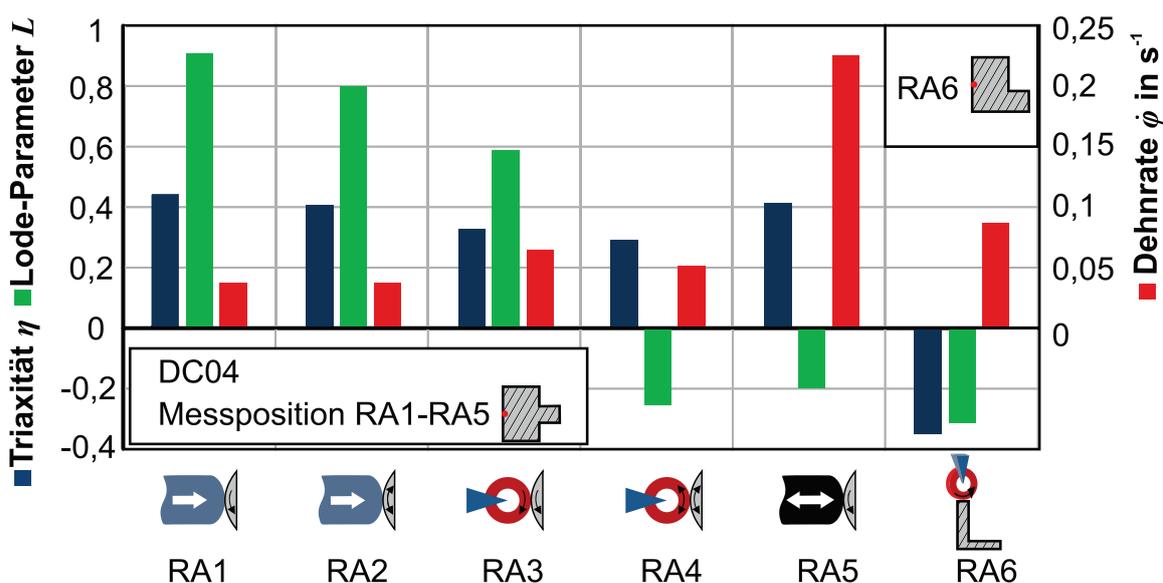


**Bild 5.9:** Gegenüberstellung der Spannungszustände in den Haupt- und Nebenumformzonen beim Randaufdicken (RA1-RA6)

Da die Triaxialität mit zunehmendem Randabstand ( $\zeta = 3 \text{ mm}$ ) für alle Prozessrouten mit radialer Werkzeugzustellung abnimmt, ist dort von einer wesentlich geringeren Schädigungsentwicklung auszugehen. Die mit anderen Verfahren der Blechumformung verglichenen enormen Formänderungen beim Randaufdicken durch iBMU sind daher zum einen auf eine Umformung unter größtenteils negativer Triaxialität zurückzuführen. Zudem verringert sich die Triaxialität  $\eta$  bereits unmittelbar hinter dem werkzeugseitigen Kontaktbereich, sodass eine potenzielle Schädigungsentwicklung weitestgehend unterbunden wird.

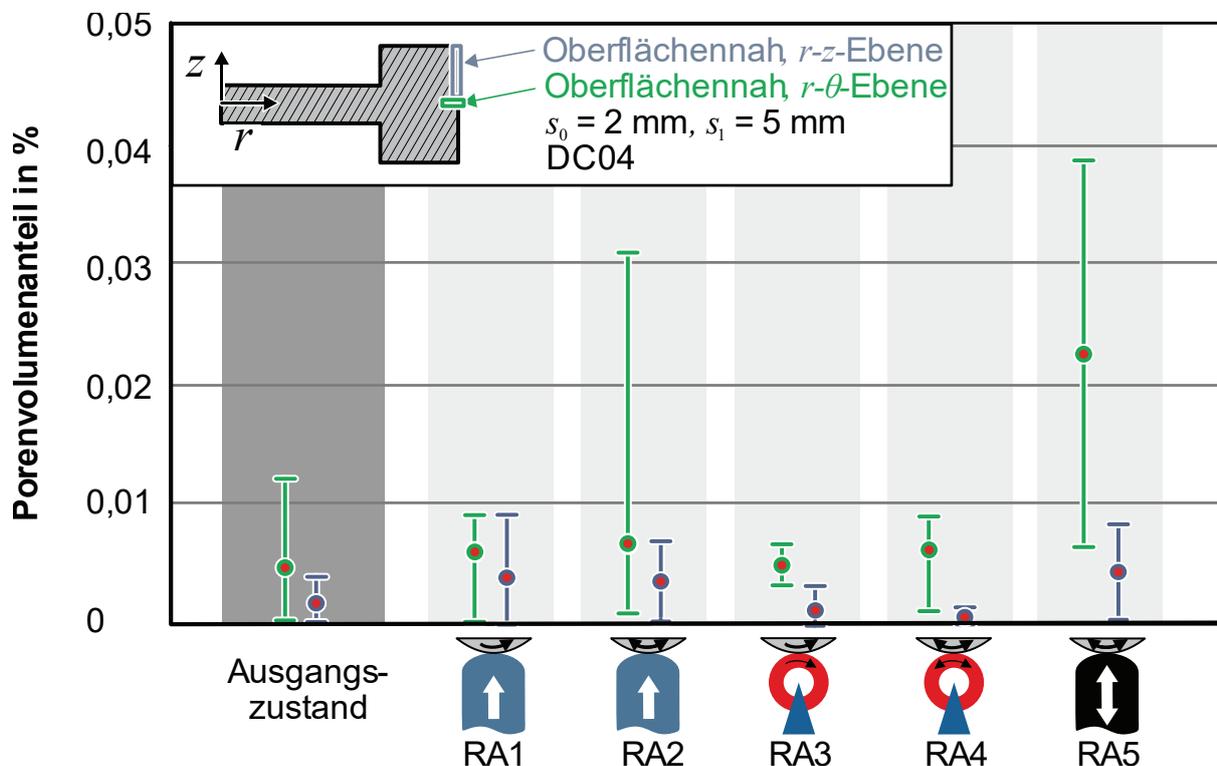
Anders als bei den Prozessrouten mit radialer Werkzeugzustellung erfolgt die Analyse der potenziellen Schädigungsentwicklung bei der axialen Strategie (RA6) am äußeren Radius ohne Werkzeugkontakt. Hinsichtlich der nachgelagerten radialen Ausformung von Verzahnungselementen ist die Schädigungsentwicklung in diesem Randbereich von übergeordnetem Interesse. Der dort vorliegende Spannungsverlauf ist im **Bild 5.9f** dargestellt und weicht grundlegend von den Verläufen der Strategien RA1-RA5 ab. Durch den Abstand zwischen Umformwerkzeug und Auswertebereich erfolgt die Umformung im Randbereich des Napfes ausschließlich unter negativer Triaxialität  $\eta$ . Daher ist nach dem Randaufdicken mittels axialer Zustellung (RA6) auf halber Werkstückhöhe die geringste Schädigungsentwicklung zu erwarten ( $\zeta = 0 \text{ mm}$ ). Demgegenüber ist jedoch von einer inhomogenen Schädigungsentwicklung über die Blechhöhe auszugehen.

Eine abschließende Gegenüberstellung der Spannungszustände für alle Verdickungsprozesse ist im **Bild 5.10** abgebildet. Hierbei sind die Spannungs-Dehnungszustände jeweils an dem Ort der Umformzone ausgewertet, an dem die Umformung unter höchster Triaxialität  $\eta$  erfolgt.



**Bild 5.10:** Spannungs-Dehnungszustände zum Zeitpunkt höchster Triaxialität beim Randaufdicken

Insgesamt zeigt die axiale Prozessstrategie (RA6) die geringste potenzielle Schädigungsentwicklung, da die Umformung im Randbereich durchweg mit einer deutlich negativeren Triaxialität stattfindet. Zur Überprüfung der Schädigungsentwicklung im realen Prozess erfolgt eine metallografische Porenuntersuchung randaufgedickter Blechenden des Werkstoffs DC04. Eine divergente Porenentwicklung entlang der axialen und radialen Halbzeugachse ist dabei nicht auszuschließen. Daher erfolgte eine Bestimmung der Porenvolumenanteile sowohl in radialer als auch in axialer Richtung. Die Ergebnisse der experimentellen Porenvermessungen sind im **Bild 5.11** gegenübergestellt. Es ist festzustellen, dass bereits die Ausgangsbleche je nach Messebene unterschiedliche Porenvolumenanteile aufweisen. Dies ist auf den Herstellungsprozess zurückzuführen, bei dem das Blech durch Walzen in Blechdickenrichtung gestaucht und innerhalb der Blechebene gelängt wird (Wu et al., 2019).<sup>2</sup>



**Bild 5.11:** Prozentuale Porenvolumenanteile im Randbereich randaufgedickter Blechenden des Werkstoffs DC04

Die radialen Werkzeugzustellungen (RA1-RA5) erfolgen senkrecht zur Blechdickenrichtung, sodass bereits vorhandene Poren einen Lastwechsel durchlaufen. Beim

<sup>2</sup> Porenmessungen im Rahmen der Masterarbeit von M. Kuntze: *Belastungspfadabhängige Schädigungsentwicklung bei der Blechmassivumformung*. Leibniz Universität Hannover, 2018. Betreut durch G. Gerstein, A. Dalinger, H. J. Maier und S. Wernicke.

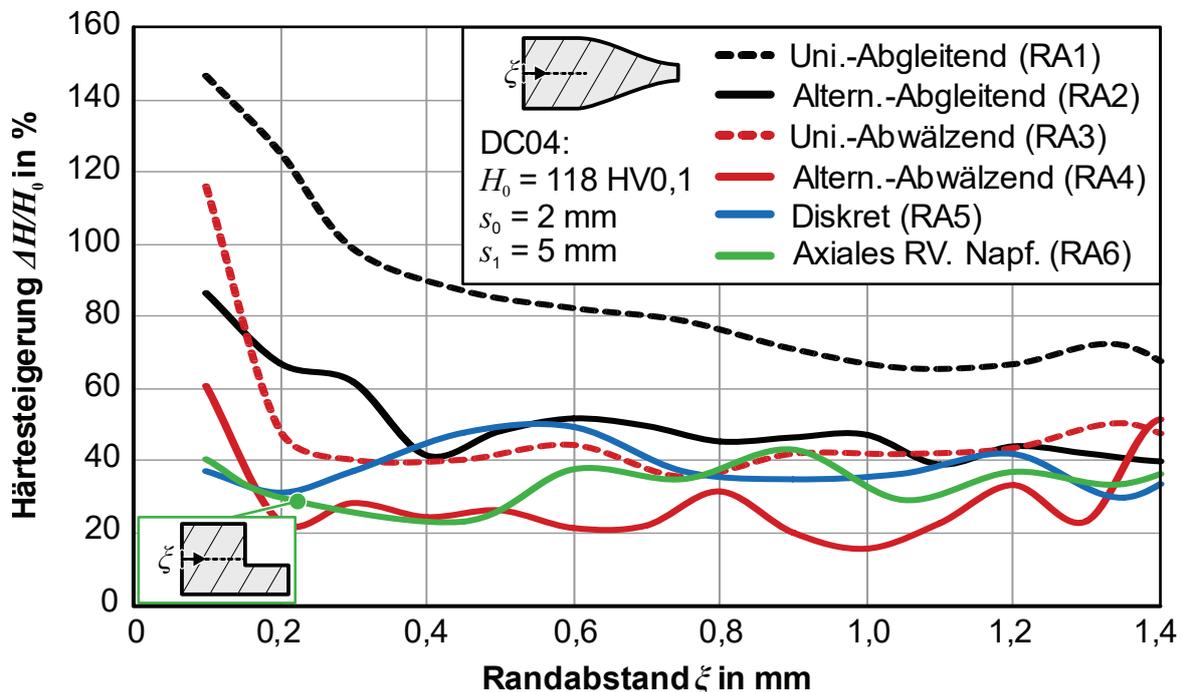
unidirektionalen Randaufdicken mit abgleitender (RA1) sowie abwälzender (RA3) Kinematik ist hierdurch eine reduzierte Streuung der Porenvolumenanteile innerhalb der Blechebene zu beobachten. Durch das Alternieren der abgleitenden Werkzeuge (RA2) steigt die Streuung der Porenvolumenanteile innerhalb der Blechebene signifikant an. Dies kann auf den höheren Anteil der Formänderung unter positiver Triaxialität  $\eta$  zurückgeführt werden (vgl. **Bild 5.9b**). Die abwälzende Prozessstrategie mit alternierender Werkzeugbewegung (RA4) führt dagegen zu keiner signifikanten Erhöhung des Porenvolumenanteils innerhalb der Blechebene. Demgegenüber kann in Blechdickenrichtung vielmehr eine geringfügige Reduzierung des initialen Porenvolumenanteils beobachtet werden. In Übereinstimmung mit dem hohen Formänderungsanteil unter positiver Triaxialität (vgl. **Bild 5.9e**) weist der Porenvolumenanteil nach der Umformung mit diskreter Werkzeugzustellung (RA5) die stärkste Zunahme auf. Durch diese Prozessstrategie hat sich der Porenvolumenanteil innerhalb der Blechebene gegenüber dem initialen Zustand nahezu verzehnfacht.

### 5.2.3 Dehnpfadabhängige Verfestigung beim Randaufdicken

Die Formänderung beim Randaufdicken von Blechen beeinflusst die lokale Kaltverfestigung im Randbereich der Werkstücke. Eine lokal variierende Verfestigung beeinflusst einerseits die Umformkraft und damit die Werkzeugbelastung nachgelagerter Umformprozesse. Andererseits bestimmt die Vorverfestigung durch das Randaufdicken die Festigkeit anschließend ausgeformter Funktionselemente. Die beobachteten Formänderungsverteilungen (**Bild 5.3**) erlauben keine unmittelbaren Rückschlüsse über den resultierenden Härteanstieg. Ein solcher Härteanstieg korreliert primär mit dem werkstoffseitigen Verfestigungsverhalten. Im **Bild 5.12** sind daher die Härteverläufe nach der Umformung über die einzelnen Prozessstrategien gegenübergestellt. Diese erlauben eine Identifikation der prozesscharakteristischen Härteänderung  $\Delta H/H_0$ . Die dargestellten Härtemessungen werden auf halber Blechhöhe am Blechrand ( $s_1 = 5$  mm) durchgeführt. Ausgehend von dem Randabstand  $\xi = 0,1$  mm ist festzustellen, dass die prozessabhängige Härteänderung  $\Delta H/H_0$  qualitativ mit der jeweiligen Formänderung (vgl. **Bild 5.3c**) übereinstimmt.

Im direkten Vergleich der unidirektional abgleitenden (RA1) und diskret (RA5) zugestellten Prozessstrategien beträgt der Unterschied der maximalen randnahen Härteänderung  $\Delta H/H_0$  ca. 100 %. Damit ist die Härteänderung  $\Delta H/H_0$  überproportional höher, als der Unterschied der jeweiligen maximalen Formänderung  $\varphi_{\max}$  erwarten lässt (vgl. **Bild 5.3**). Der Werkstoff DC04 verfestigt im Bereich äquivalenter Formänderungen  $2 < \varphi_{\max} < 3$  bei monotoner Materialcharakterisierung um  $\Delta k_f \approx 20$  % (vgl. **Bild 4.7**). Die beobachtete überproportionale Härteänderung  $\Delta H/H_0$  ist daher vielmehr darauf zurückzuführen, dass das werkstoffseitige Verfestigungspotenzial beim Randaufdicken mit  $\Delta H_{\max}/H_0 \approx 140$  % gegenüber  $\Delta k_f/k_{f,0} \approx 250$  % nur marginal ausgeschöpft wird. Die unterschiedliche Verfestigung legt somit einen kausalen Zusammenhang zwischen den

beobachteten Lastwechseln beim Randaufdicken und einem kinematischen Verfestigungsverhalten nahe, welcher an späterer Stelle dieser Arbeit untersucht wird.

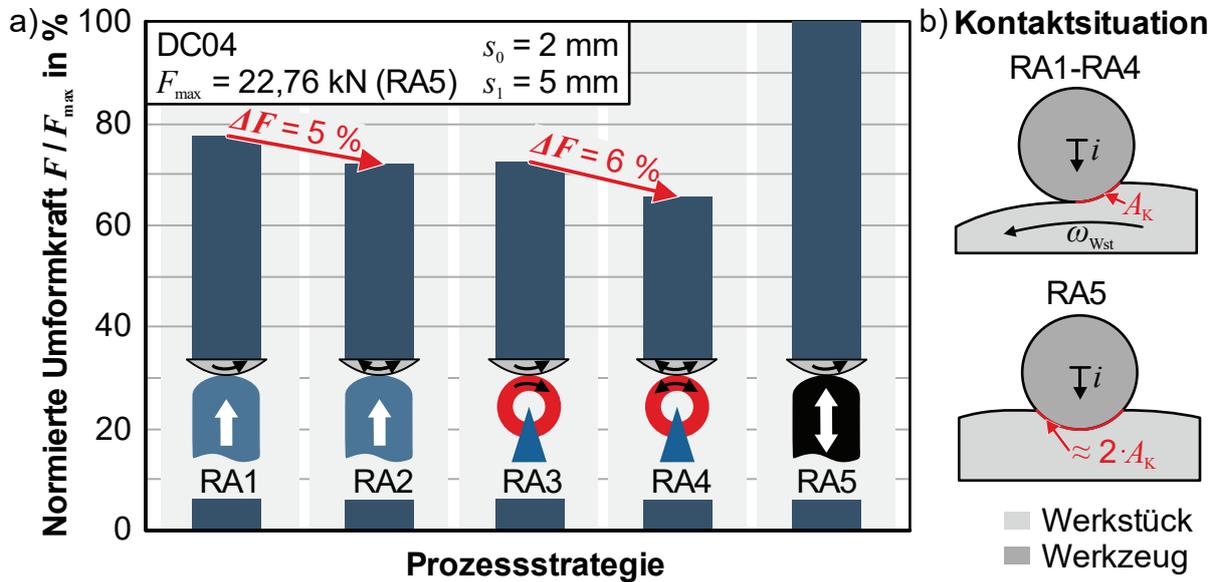


**Bild 5.12:** Gegenüberstellung experimentell ermittelte radialer Härteänderungen  $\Delta H/H_0$  nach dem Randaufdicken mittels unterschiedlicher Prozessstrategien (Abstand benachbarter Messpunkte: 0,1 mm)

Mit zunehmendem Randabstand  $\xi$  fällt die Härtezunahme  $\Delta H/H_0$  für alle Prozesse mit radial abgleitender und abwälzender Werkzeugbewegung exponentiell ab. Nach der Umformung mit diskreter (RA5) oder axialer (RA6) Werkzeugzustellung stellt sich über den Randabstand  $\xi$  dagegen ein vergleichsweise homogenes Härteplateau ein. In diesen Fällen liegt das Härteniveau  $H(\xi)$  bei ca. 40 % der Ausgangshärte  $H_0$ . Ab einem Randabstand von  $\xi = 1,5 \text{ mm}$  unterscheiden sich die Härtezunahmen  $\Delta H/H_0$  aller Prozessstrategien nur noch um ca. 30 % und fallen zu einem Randabstand  $\xi = 8 \text{ mm}$  auf die Ausgangshärte  $H_0$  ab. Im Hinblick auf die nachträgliche Einbringung einer Verzahnung mit einem Modul  $m = 1,5$  und entsprechender Zahnhöhe  $h \approx 3,4 \text{ mm}$  ist die Festigkeit daher lediglich im Bereich der Zahnflanken prozessindividuell beeinflussbar.

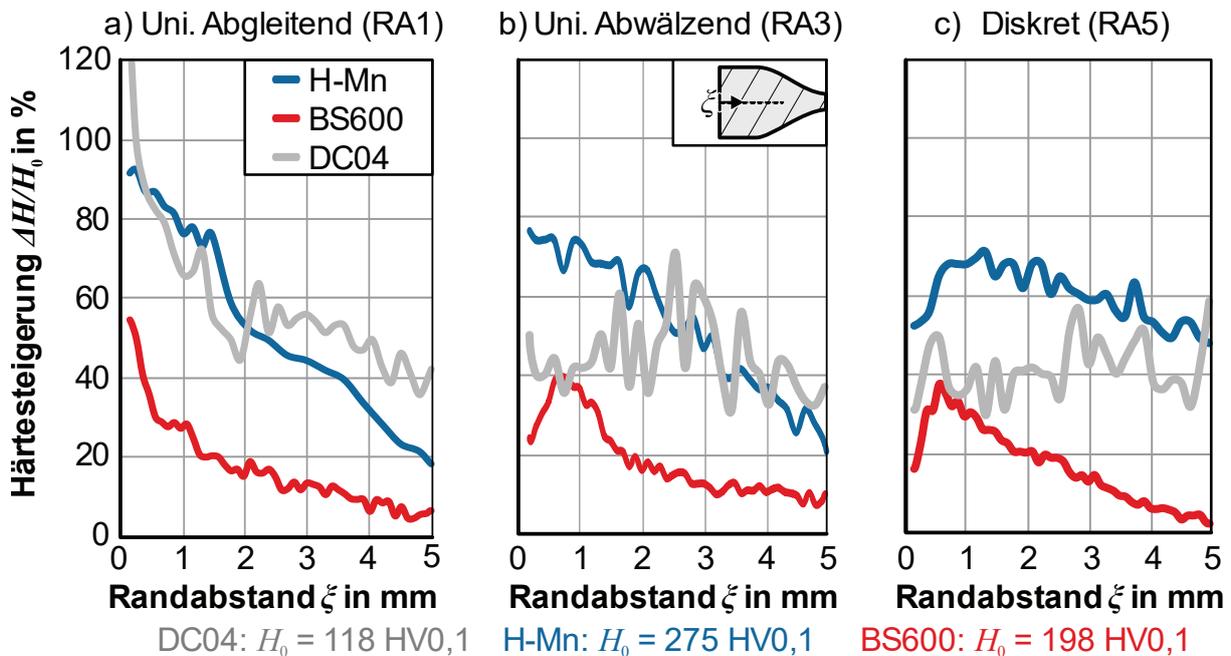
Bei großen Wandstärkenänderungen  $s_1/s_0$  kann die Umformkraft  $F$  und die resultierende Werkzeugbelastung eine prozesslimitierende Größe darstellen. Die unterschiedlichen Härteänderungen (**Bild 5.12**) können zur Beeinflussung dieser Prozessgrenze genutzt werden. Die prozessspezifischen, experimentell erforderlichen Umformkräfte werden im **Bild 5.13** verglichen. Gegenüberstellend mit einer unidirektional abgleitenden Werkzeugbewegung (RA1) kann die Umformkraft  $F$  durch die Wahl einer alternierend abwälzenden Prozessstrategie (RA4) trotz kontinuierlicher Schmierstoffzufuhr um ca. 15 % reduziert werden. Die verringerte Härtesteigerung infolge diskret zugestellter

Umformwerkzeuge (RA5) führt nicht zur Reduzierung der Umformkraft. In diesem Fall ändert sich mit der Kinematik auch die werkzeugseitige Kontaktfläche  $A_k$ , sodass die Umformkraft insgesamt signifikant vergrößert wird.



**Bild 5.13:** a) Normierte Umformkraft  $F$  beim Randaufdicken und b) schematische Gegenüberstellung der prozesscharakteristischen Kontaktverhältnisse

Zur Prüfung der Übertragbarkeit der prozessspezifischen Härteanstiege erfolgt eine Gegenüberstellung der Härteanstiege für die Werkstoffe DC04, H-Mn und BS600 (Bild 5.14).



**Bild 5.14:** Experimentelle Härteverteilungen nach dem Randaufdicken mit unidirektional a) abgleitender, b) abwäzender und c) diskreter Werkzeugbewegung

Diese untersuchten Werkstoffe verfestigen anhand unterschiedlicher Verfestigungsmechanismen. Die Ergebnisse dieses Vergleichs basieren auf dem Randaufdicken mit unidirektional a) abgleitender (RA1), b) abwälzender (RA3) und c) diskreter (RA5) Werkzeugbewegung. Die experimentellen Härtemessungen an diesen verschiedenen Werkstoffen zeigen qualitativ übereinstimmende Härteverteilungen. Einzig bei der abwälzenden Prozessstrategie sind geringfügige qualitative Unterschiede im Randbereich festzustellen. Dabei reduziert sich die Randhärte der Proben des Werkstoffs BS600, während die Randhärte der beiden anderen Proben auf einem Härteniveau stagniert.

#### 5.2.4 Oberflächengüte und Geometrie randaufgedickter Halbzeuge

Für das nachgelagerte umformtechnische Verzahnen sind auch die geometrischen Eigenschaften der randaufgedickten Halbzeuge von besonderem Interesse. Diesbezüglich sind insbesondere die Oberflächengüte und Rundheit relevant. Eine geringe Oberflächengüte nach dem Randaufdicken kann die beim Verzahnen erreichbare Oberflächen-Toleranzklasse negativ beeinflussen. Unrunde Halbzeuge bedingen dagegen eine inhomogene Materialverteilung entlang des Umfangs, welche bei der Ausformung von Zahnelementen zu einer schwankenden Formfüllung führen kann.

Bei der mikroskopischen Gegenüberstellung der Stirnflächen randaufgedickter Halbzeuge ist festzustellen, dass jede Prozessstrategie eine individuelle Oberflächenbeschaffenheit herbeiführt (**Bild 5.15**).<sup>3</sup>

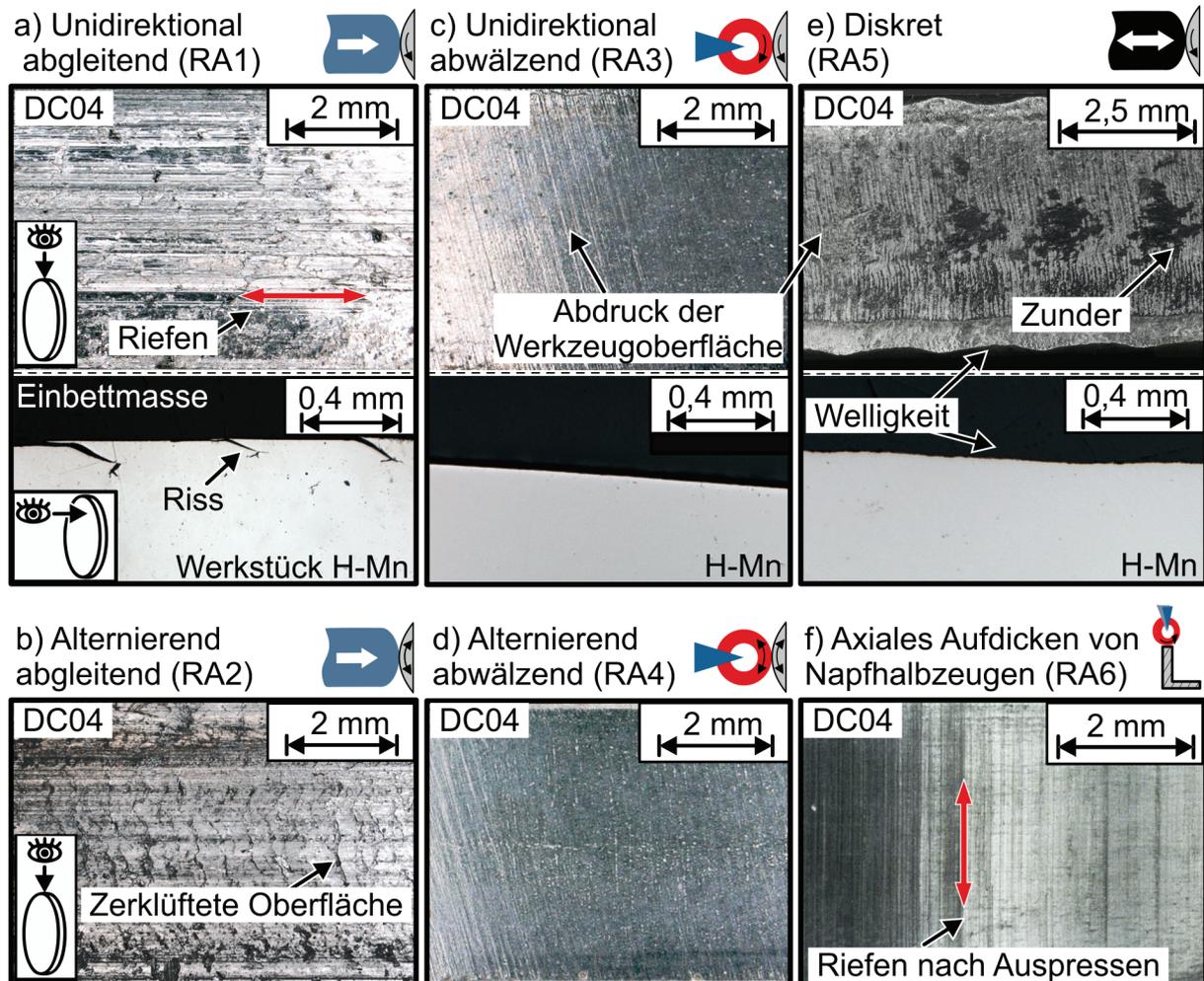
Bei den abgleitenden Prozessstrategien RA1 und RA2 ist eine Riefenbildung in Umfangsrichtung zu beobachten (**Bild 5.15a** und **Bild 5.15b**). Diese Riefen bilden sich durch das Kollektiv aus umfänglicher Relativbewegung und Kontaktnormalspannungen  $\sigma_K$  oberhalb von 2.000 MPa. Dieses Kollektiv schließt die Aufrechterhaltung eines kontinuierlichen hydrodynamischen Schmierfilms nahezu aus. Dabei kommt es immer wieder zu oberflächlichen Materialabplatzungen, die im Prozessverlauf auf benachbarte Oberflächenabschnitte einwirken.

Aufgrund der Kerbwirkung der Oberflächenbeschädigungen sind bei dem höchstfesten Werkstoff H-Mn oberflächliche Anrisse innerhalb der Blechebene zu beobachten. In Kombination mit einer alternierenden Werkzeugbewegung (RA2) ist werkstoffunabhängig eine zerklüftete Oberfläche zu beobachten (**Bild 5.15b**). Der Entfall einer Relativbewegung beim abwälzenden Randaufdicken (RA3 und RA4) ermöglicht die Herstellung einer vergleichsweise glatten Oberfläche (**Bild 5.15c** und **Bild 5.15d**). Auf

---

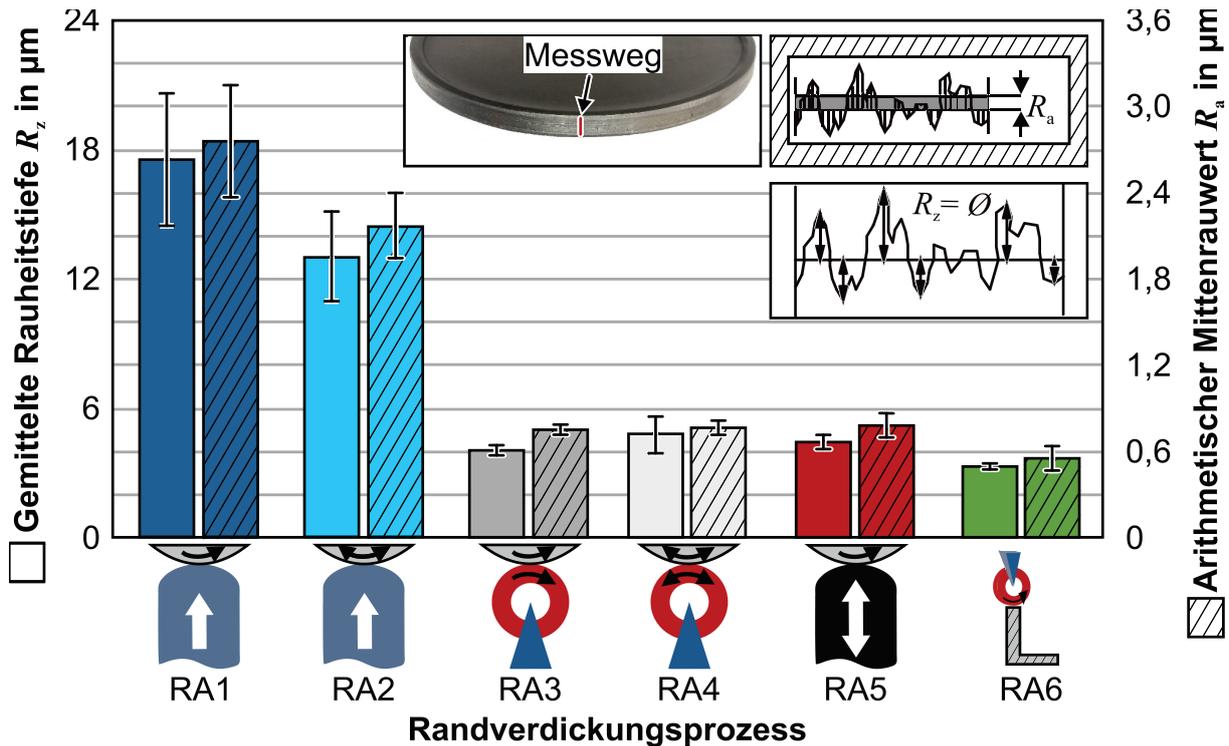
<sup>3</sup> Metallografische Untersuchungen im Rahmen der Bachelorarbeit von F. Sultane: *Einfluss unterschiedlicher Prozessrouten auf die Bauteileigenschaften eines inkrementell blechmassivumgeformten Zahnrades*, Technische Universität Dortmund, 2017, betreut durch S. Wernicke, P. Sieczkarek und A. E. Tekkaya.

dieser Oberfläche sind lediglich Abdrücke der Oberflächentopografie des verwendeten Umformwerkzeuges vorzufinden. Infolge einer diskreten Werkzeugbewegung (RA5) ist eine umfangliche wie auch axiale Welligkeit festzustellen (**Bild 5.15e**).



**Bild 5.15:** Mikroskopische Gegenüberstellung der prozesscharakteristischen Oberflächenbeschaffenheit nach dem Randaufdicken

Anders als bei den Prozessstrategien mit kontinuierlicher Werkzeugbewegung bleiben bei der diskreten Werkzeugbewegung Zunderpartikel der vorangegangenen Halbzeugherstellung erhalten. Das Demontieren der axial randaufgedickten Blechranden erfordert ein axiales Auspressen dergleichen. Durch das axiale Auspressen aus dem umgebenden Kammerungsring entstehen auf der Oberfläche dieser Bauteile axiale Riefen (**Bild 5.15f**). **Bild 5.16** stellt die Ergebnisse der konfokal über die Blechrandhöhe ermittelten Rauheitstiefe  $R_z$  sowie des Mittenrauwerts  $R_a$  quantitativ gegenüber. Diese Ausgangsmessungen bilden die Referenz bei der Analyse nachfolgend verzahnter Bauteile. Bei diesen Messungen ist festzustellen, dass die Oberflächengüte abgleitend randaufgedickter Bauteile (RA1 und RA2) signifikant geringer ist als jene nach der Umformung mit den übrigen Prozessstrategien. Die Oberflächen nach der Umformung über die Prozessstrategien RA3 bis RA6 unterscheiden sich quantitativ nur marginal.



**Bild 5.16:** Gemittelte Rauheitstiefe  $R_z$  und arithmetischer Mittenrauwert  $R_a$  nach dem Randaufdicken senkrecht zum Blechumfang (DC04)

Eine qualitative Gegenüberstellung mehrerer Prozessgrößen auf die mikroskopische Oberflächenqualität ist in **Tabelle 5.1** aufgeführt. Hinsichtlich der resultierenden Oberflächenqualität konnten die aufgeführten Parameter, verglichen mit dem Einfluss der Prozessrouten, insgesamt nur als untergeordnete Einflussgrößen identifiziert werden.

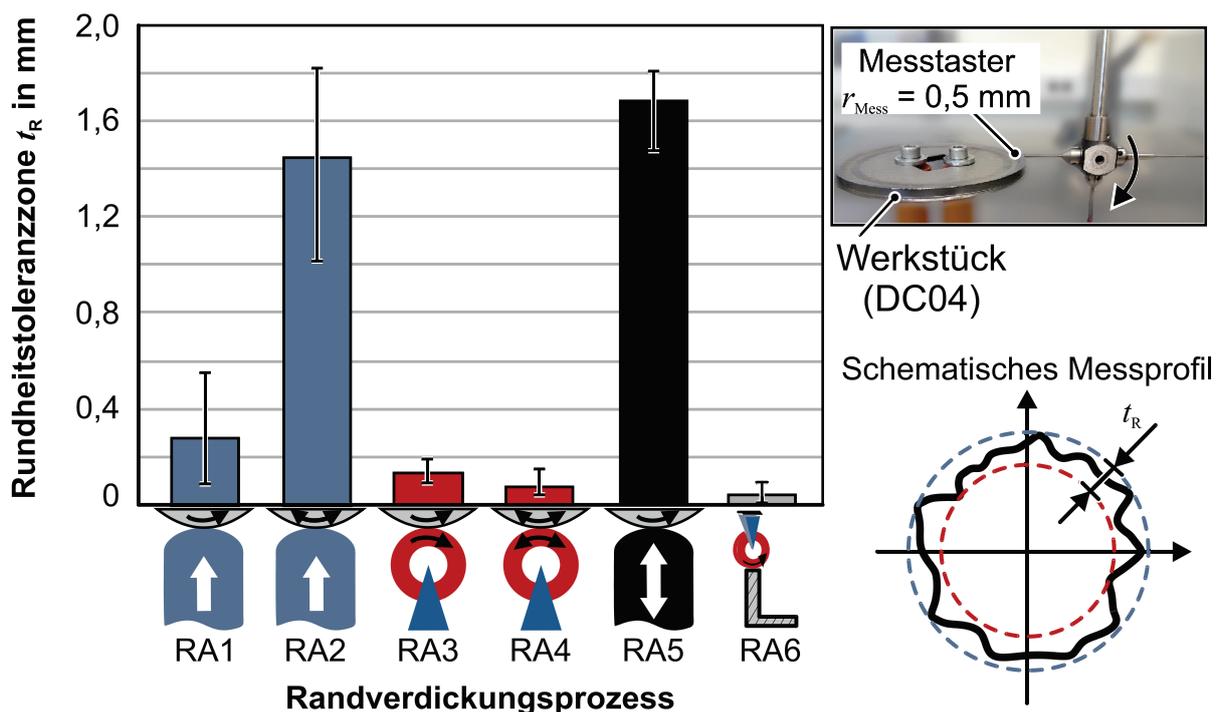
**Tabelle 5.1:** Qualitativer Einfluss auf die Oberflächengüte nach dem Randaufdicken

	Steigerung der Zustellung/Umdrehung	Steigerung der Rotationsgeschwindigkeit	Zugabe von Schmierstoff
Abgleitend (RA1 und RA2)	↓	↓	↑
Abwälzend (RA3 und RA4)	↓	–	↑
Diskret (RA5)	↓	–	–
Axial (RA6)	–	–	–
	↑ Verbesserung	↓ Verschlechterung	– kein Einfluss

Die Rundheit der randaufgedickten Halbzeuge wurde taktil entlang des Umfangs auf halber Höhe der Randverdickung gemessen. Nach DIN EN ISO 1101 ist diese Größe als Radiendifferenz zweier konzentrischer Kreise definiert. Die dabei festgestellten Rundheitstoleranzzonen  $t_R$  der Randverdickungsprozesse sind im **Bild 5.17** gegenübergestellt. Die geringste Rundheit ist bei der diskreten Prozessstrategie (RA5) vorzufinden, was primär auf die Größe der Rotationsinkremente  $\Delta\alpha_{\text{rot}}$  zurückzuführen ist. Die Rundheit dieser Prozessstrategie kann durch eine Verringerung der

Rotationsinkremente  $\Delta\alpha_{\text{rot}}$  gesteigert werden. Abgesehen von der diskreten Prozessstrategie ist die Rundheit alternierend abgleichend randaufgedickter (RA2) Halbzeuge trotz Schmiermittelzufuhr signifikant schlechter als die der übrigen Prozessrouten. Dies ist auf den sogenannten „Stick-Slip-Effekt“ zurückzuführen. Hierbei kommt es zu einem Rattern durch abwechselnd haftende und gleitende Bewegungsanteile. Das temporäre Haften lässt sich durch einen diskontinuierlichen Schmierstofffilm begründen. Die Zerklüftung der umlaufenden Oberfläche (RA2) kann tribologisch betrachtet nicht für sogenannte Schmierstofftaschen genutzt werden, da bei diesem Prozess ein verstärktes Auftreten des Stick-Slip-Effektes zu beobachten ist. Bei den abwälzenden Prozessstrategien RA3 und RA4 ist dieser Effekt nicht feststellbar, sodass dabei deutlich bessere Rundheitswerte erreicht werden.

Die geringste Rundheitstoleranzzone  $t_R = 0,04$  mm weisen axial umgeformte Napfhalbzeuge (RA6) auf. Diese gesteigerte Rundheit gegenüber radial abwälzenden Prozessstrategien ergibt sich vorrangig aus dem Entfall des umfänglichen Werkstoffstaus (vgl. Kapitel 5.2.1). Darüber hinaus reduzieren sich die maschinenseitigen Rundlaufabweichungen infolge geringerer radial wirkender Umformkräfte.

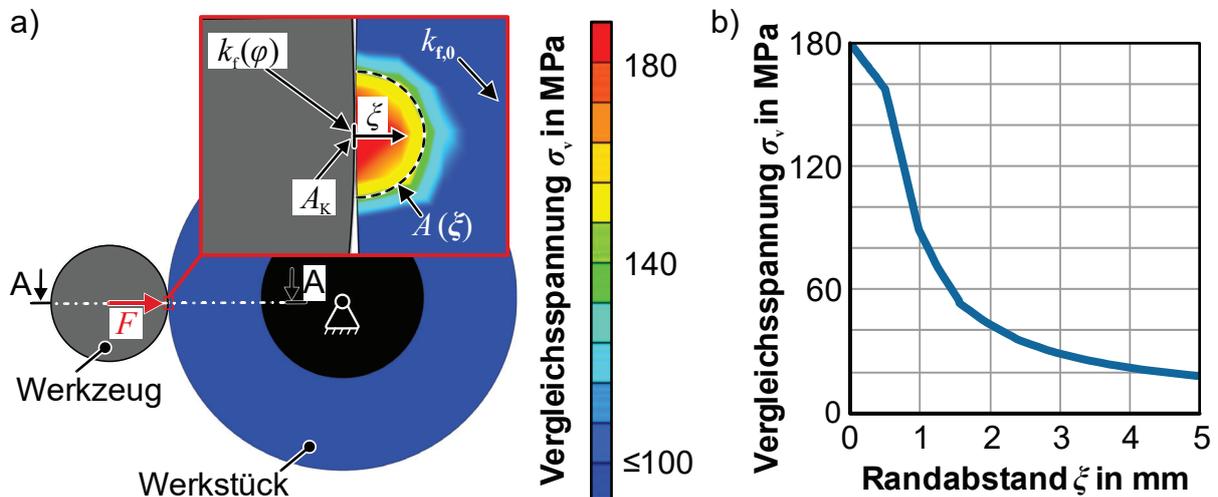


**Bild 5.17:** Taktill ermittelte Rundheitstoleranzzone  $t_R$  nahe der halben Wandstärke der randaufgedickten Bauteile (DC04)

### 5.2.5 Einfluss des Verfestigungsverhaltens auf die Blechdickenzunahme

Für das Randaufdicken mit definierter Blechdickenzunahme ist eine axiale Steuerung des Stoffflusses unumgänglich. Die Querschnittsgeometrie hängt dabei im Wesent-

lichen von dem verwendeten Werkstoff des Halbzeugs ab. Insbesondere bei dem härtesten Hochmanganstahl ist festzustellen, dass der Werkstoff bis zum Kontakt mit dem Kammerungswerkzeug lediglich im äußersten Randbereich aufgedickt ist. **Bild 5.18a** zeigt die Verteilung der Vergleichsspannung  $\sigma_v$  unmittelbar nach Prozessbeginn.



**Bild 5.18:** a) Verteilung der Vergleichsspannung  $\sigma_v$  sowie b) radialer Abfall der Vergleichsspannung  $\sigma_v$  zu Beginn des Randaufdickens (DC04)

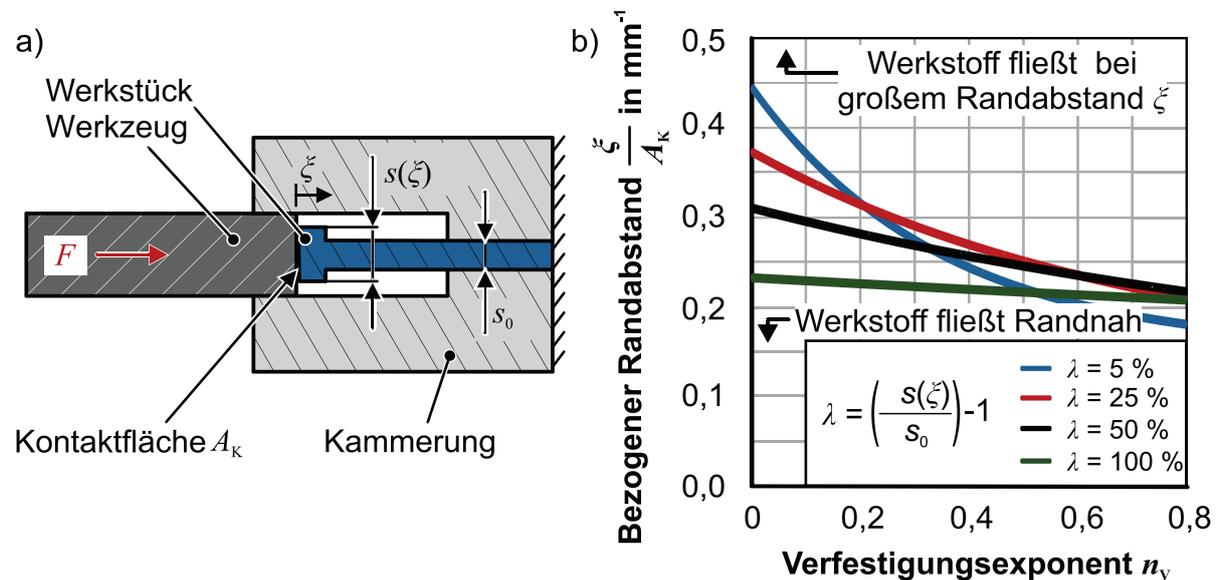
Zu Prozessbeginn fällt die Vergleichsspannung  $\sigma_v$  exponentiell, mit zunehmendem radialen Abstand von der Kontaktfläche  $A_k$ , ab (**Bild 5.18b**). Mit zunehmender Werkzeugzustellung verfestigt der plastifizierte Bereich, bis die damit einhergehende Vergleichsspannung  $\sigma_v$  auch an einem größeren Randabstand  $\xi$  die Fließspannung  $k_{f,0}$  erreicht. Bevor plastisches Fließen an einem großen Randabstand  $\xi$  einsetzt, kann die maximale Zustelltiefe  $i_{ges}$  bereits erreicht und der Umformprozess abgeschlossen sein. Um das Halbzeug jedoch gleichmäßiger und damit auch an einem weiter entfernten Randabstand  $\xi$  aufzudicken, wäre eine geringere Verfestigung des Werkstoffs notwendig.

Im Folgenden wird der Einfluss des werkstoffseitigen Verfestigungsverhaltens an dem größten Randabstand  $\xi$ , an dem das Halbzeug plastifiziert, analytisch betrachtet. Dabei wird ein zylindrisches Umformwerkzeug radial der Blechkante zugestellt und der Werkstoff axial nicht gekammert (**Bild 5.19a**). Angenommen wird dafür ein Kräftegleichgewicht an der Kontaktfläche  $A_k$ . An dieser Stelle entspricht die Vergleichsspannung  $\sigma_v(\xi)$  der lokalen Fließspannung  $k_f(\varphi)$  des Blechhalbzeugs.

$$F = \sigma_v \cdot A_K = k_f(\varphi) \cdot A_K \quad (5.3)$$

Die Umformkraft  $F$  steigt, da sich mit zunehmender Werkzeugzustellung  $i$  die Kontaktfläche  $A_K$  wie auch die Formänderung  $\varphi$  und damit die Fließspannung  $k_f(\varphi)$  erhöhen. Der mechanische Spannungsabfall (**Bild 5.18b**) ist darauf zurückzuführen,

dass die aufgebrachte Umformkraft  $F$  mit zunehmendem Randabstand  $\xi$  auf eine größer werdende Kreisumfangsfläche  $A(\xi)$  wirkt (**Bild 5.18a**).



**Bild 5.19:** a) Angenommene Blechdickenänderung  $s(\xi)$  und b) bezogener Randabstand  $\xi/A_K$  bis zu dem das Aufdicken in Abhängigkeit des Verfestigungsexponenten  $n$  und der bisherigen Wandstärkenänderung  $\lambda$  fortschreitet

Die Form und Lage der einzelnen Kreisumfangsflächen  $A_i(\xi)$  entsprechen den Linien identischer Vergleichsspannungen im **Bild 5.18a**. Unter der Annahme eines Kräftegleichgewichtes zum äußeren Rand und einer anfangs homogenen Randverdickung auf die Blechdicke  $s(\xi)$  plastifiziert der Werkstoff mit der Anfangsfließspannung  $k_{f,0}$  zu

$$\sigma_v \cdot A_K = k_{f,0} \cdot A(\xi). \quad (5.4)$$

Das Gleichsetzen von Gleichung (5.2) und Gleichung (5.1) sowie Einsetzen der Größen der Kreisumfangsfläche  $A_i(\xi)$  ergibt somit die Gleichgewichtsbedingung

$$k_f(\varphi) \cdot A_K = k_{f,0} \cdot s(\xi) \cdot \pi \cdot \xi. \quad (5.5)$$

Das Lösen dieser Gleichgewichtsbedingung erfordert die Beschreibung des Vergleichsumformgrades  $\varphi$ . Es wird vereinfachend angenommen, dass der radial vom Umformwerkzeug verschobene Blechwerkstoff unmittelbar am Rand, primär in Blechdickenrichtung und nicht in Umfangsrichtung, fließt. Dadurch wird der Umformgrad  $\varphi_U$  in Umfangsrichtung zu null und es folgt aus der Volumenkonstanz

$$\varphi_z = -\varphi_r. \quad (5.6)$$

Der Vergleichsumformgrad  $\varphi$  im plastifizierten Kontaktbereich  $A_K$  berechnet sich mit

$$\varphi = \sqrt{\frac{2}{3}(\varphi_U^2 + \varphi_F^2 + \varphi_Z^2)} \quad (5.7)$$

zu dem Vergleichsumformgrad  $\varphi$  in Gleichung (5.8).

$$\varphi(\xi) = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln\left(\frac{s(\xi)}{s_0}\right) \quad (5.8)$$

Die Charakterisierung des Werkstoffs DC04 zeigt eine gute Übereinstimmung mit der Fließspannungsextrapolation nach Ludwik (1909), welche mit dem Verfestigungsexponenten  $n_v$  beschrieben ist als

$$k_f(\varphi) = k_{f,0} + C \cdot \varphi^{n_v}. \quad (5.9)$$

Die Kombination der Gleichungen (5.3), (5.6) und (5.8) ermöglicht die Bestimmung eines normierten Randabstandes  $\xi$ , an dem der Werkstoff plastifiziert, zu

$$\frac{\xi}{A_K} = \frac{1 + \frac{C}{k_{f,0}} \cdot \left[ \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln\left(\frac{s(\xi)}{s_0}\right) \right]^{n_v}}{\pi \cdot s(\xi)}. \quad (5.10)$$

Damit ist der Randabstand  $\xi$ , an dem der Werkstoff plastifiziert, abhängig von der Größe der werkzeugseitigen Kontaktfläche  $A_K$ , dem werkstückseitigen Verfestigungsexponenten  $n_v$  und der Wandstärkenänderung. Für eine anschaulichere Gegenüberstellung der durch Nutzung von Gleichung (5.8) erzielbaren Ergebnisse wird im Folgenden die Wandstärkenänderung  $\lambda$  mit

$$\lambda = \left( \frac{s(\xi)}{s_0} - 1 \right) \cdot 100 \% \quad (5.11)$$

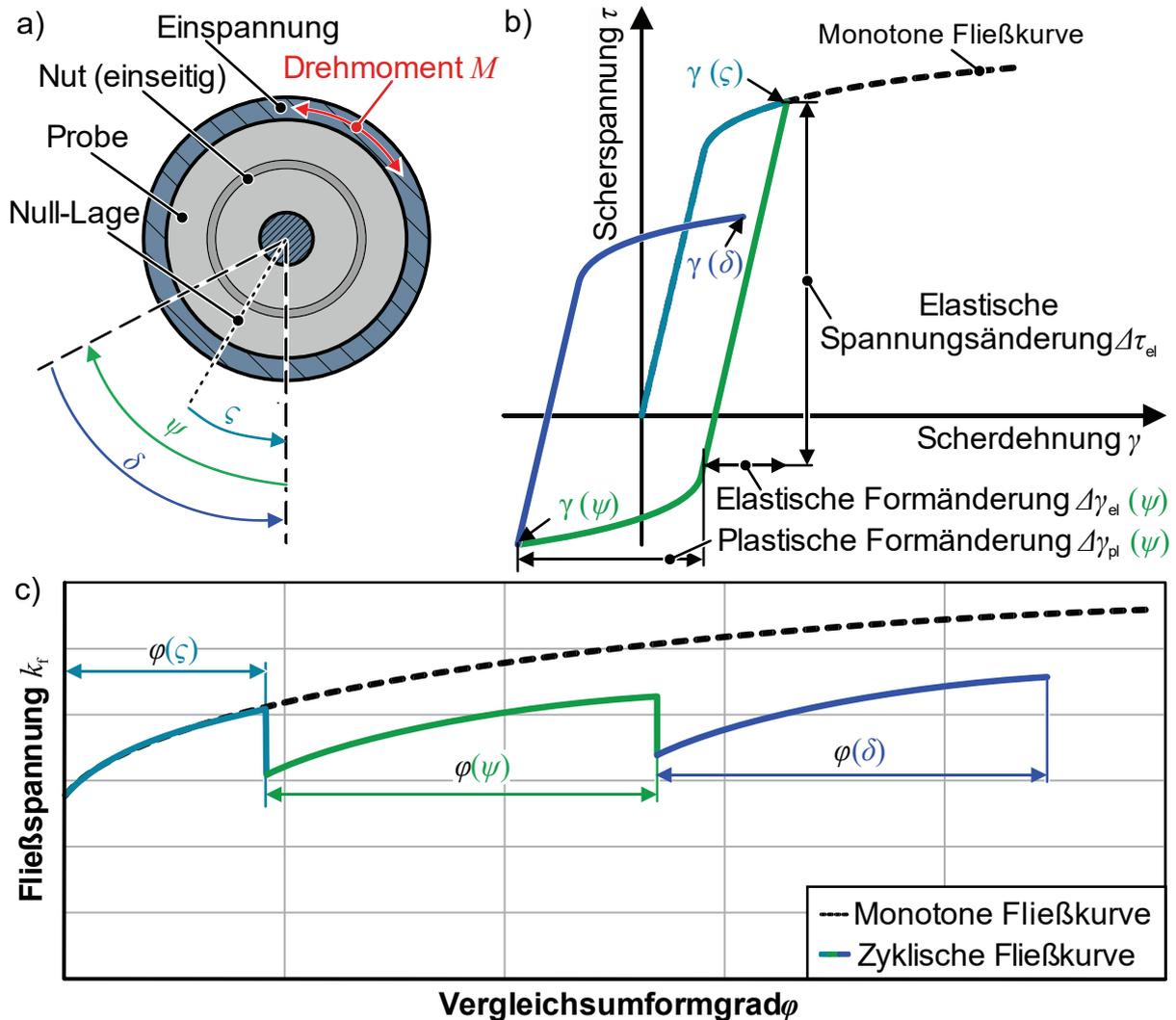
eingeführt. Der sich aus Gleichung (5.8) ergebende Einfluss verschiedener Verfestigungsexponenten  $n_v$  auf einen bezogenen Randabstand  $\xi/A_K$ , bis zu dem der Werkstoff plastifizieren wird, ist im **Bild 5.19b** für mehrere vorangegangene Wandstärkenänderungen  $\lambda$  dargestellt. Bei der aufgezeigten Werkstoffvariation wird eine gleichbleibende Kontaktfläche  $A_K$  angenommen. Dabei ist festzustellen, dass der Verfestigungsexponent  $n_v$  insbesondere zu Prozessbeginn, wenn noch keine signifikante Wandstärkenänderung  $\lambda$  stattgefunden hat, ausschlaggebend ist. Kleine Wandstärkenänderungen  $\lambda$  sind allerdings das Ergebnis geringer Zustellinkremente  $\Delta i$ , welche zur Vermeidung einer Knickung der Blechrunde erforderlich sind. Kleine Wandstärkenänderungen  $\lambda$  entsprechen darüber hinaus dem Beginn des Randverdickungsprozesses. Der Verfestigungsexponent  $n$  der betrachteten Werkstoffe variiert für geringe Formänderungen zwischen 0,2 (DC04) und 0,74 (H-Mn). Dies verdeutlicht den Grund für das beobachtete, am Rand lokalisierende Fließverhalten des stärker verfestigenden Werkstoffs H-Mn.

### 5.3 Einfluss der Formänderungshistorie auf das Verfestigungsverhalten

Die prozentualen Härtezunahmen  $\Delta H/H_0$  (Abschnitt 5.2.3) zeigen, dass trotz der enormen Formänderungen das werkstoffseitige Verfestigungspotenzial bei der iBMU nicht dem Materialverhalten bei monotonen Materialcharakterisierungsversuchen (vgl. Bild 4.7) entspricht. Diesbezüglich ist von einer Beeinflussung des Verfestigungsverhaltens durch zyklisch wiederkehrende Lastwechsel (vgl. Kapitel 5.2.1) auszugehen. Das Verfestigungsverhalten unter Lastwechseln wurde bereits vielfach beschrieben (Prager, 1935) und modelliert (Chaboche et al., 2008). Bei den gegenwärtig vorliegenden Materialcharakterisierungs-Untersuchungen wurden jedoch vorwiegend kleine Formänderungsinkremente  $\Delta\varphi$  und eine geringe Anzahl von Lastzyklen umgesetzt. Dadurch wurde insgesamt nur eine geringe Gesamtformänderung  $\varphi$  unter Lastwechseln untersucht. Zurückzuführen ist dies insbesondere auf die geringen erreichbaren homogenen Formänderungen von einachsigen Zug- und Druckversuchen. Die beobachteten Formänderungen bei iBMU-Prozessen übersteigen die konventionell untersuchten zyklischen Formänderungen deutlich. Eine Möglichkeit zur zyklischen Beanspruchung von Blechwerkstoffen für höhere Formänderungen ermöglicht der ebene Torsionsversuch. Hierbei wird eine Torsionsprobe mit umlaufender Nut, wie im **Bild 5.20a** dargestellt, zunächst auf die Innenfläche geklemmt und im Bereich der äußeren Einspannung um einen Winkel  $\zeta$  tordiert.

Das erste Tordieren um einen Winkel  $\zeta$  (Bild 5.20a) erfolgt ausschließlich für Proben, bei denen die Last um die Null-Lage der Probe alterniert. Versuche, bei denen die Lastzyklen nicht symmetrisch um die Null-Lage erfolgen, beginnen mit einer Torsion um den Winkel  $\psi$  (Bild 5.20a). Abschließend erfolgt die Rückstellbewegung mit einem Winkel  $\delta$ . Das jeweils einmalige Tordieren um die Winkel  $\psi$  und  $\delta$  stellt einen Lastzyklus dar, welcher insgesamt  $n$ -mal wiederholt wird. Die mit dem drehwinkelgesteuerten Tordieren einhergehenden Formänderungsinkremente  $\Delta\varphi$  werden durch eine optische Dehnungsmessung auf der nicht gefrästen Probenseite erfasst. Mit jeder Lastumkehr wird das plastische Fließen im ebenen Torsionsversuch temporär unterbrochen. Die darauffolgende Belastung führt zunächst zu einer elastischen Scherdehnung  $\gamma_{el}$ , welche nach Erreichen der Scherfließgrenze  $\tau(\gamma, n)$  in eine plastische Formänderung übergeht. Dieses Verhalten wird konventionell durch Hysteresekurven in einem Spannungs-Dehnungsdiagramm entsprechend **Bild 5.20b** veranschaulicht. Diese Hysteresekurven beinhalten sowohl elastische als auch plastische Formänderungsanteile. Das abgebildete Änderungsinkrement der Scherdehnung  $\Delta\gamma$  innerhalb eines Lastwechsels entspricht daher

$$\Delta\gamma = \gamma_{el} + \Delta\gamma_{pl} \quad (5.12)$$



**Bild 5.20:** Schematische Darstellung des a) zyklischen ebenen Torsionsversuchs mit b) resultierendem Spannungs-Dehnungsverlauf sowie der c) resultierenden Fließkurve

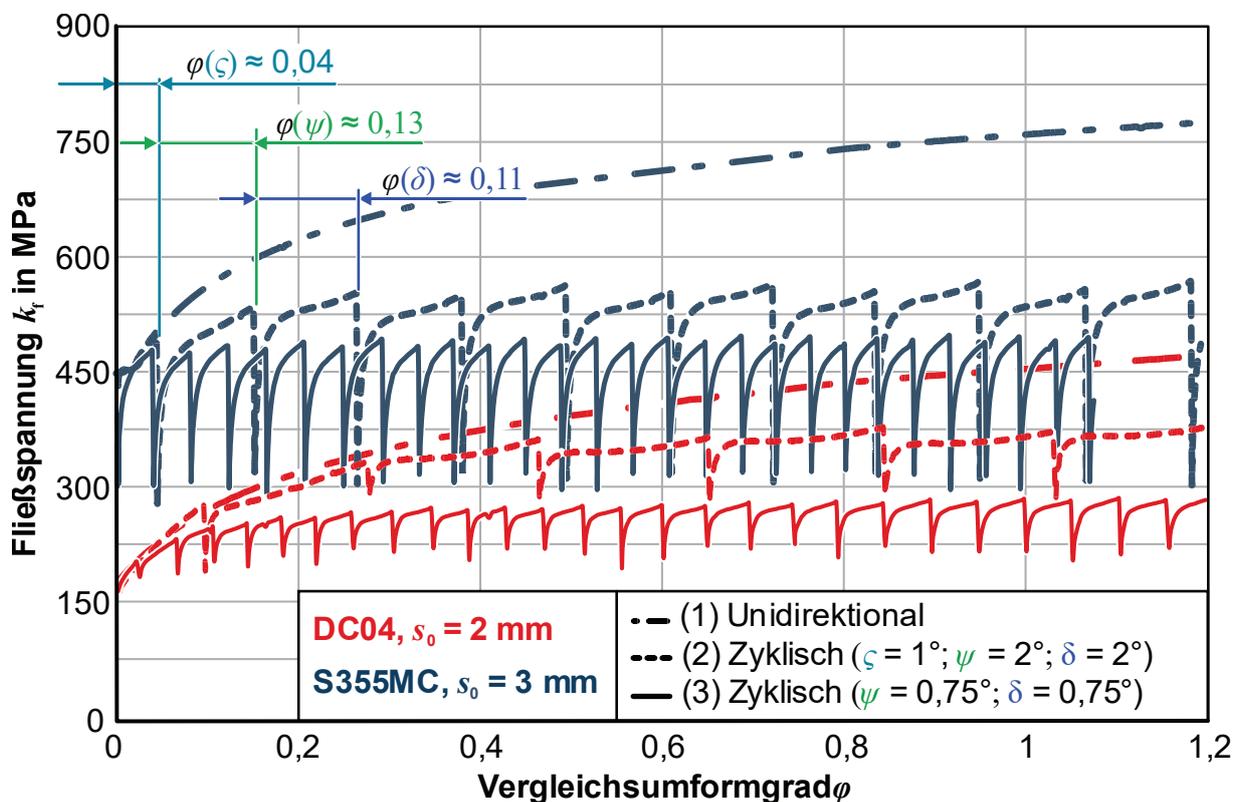
Zur Gegenüberstellung des Fließverhaltens unter zyklischer Lastumkehr mit einer Vielzahl von Lastzyklen und des monotonen Verfestigungsverhaltens wird im Rahmen dieser Arbeit eine alternative Betrachtungsweise gewählt. Eine solche Betrachtungsweise wurde bereits von Ludwig (1909) beschrieben und bei zyklischen Torsionsversuchen an Aluminiumrohren von Takahashi und Shiono (1991) angewandt. Hierbei werden die elastischen Formänderungsanteile  $\Delta\gamma_{el}$  jedes Lastwechsels entfernt und lediglich der Betrag der plastischen Scherdehnung  $|\Delta\gamma_{pl}|$  aufaddiert. Zudem werden die auftretenden Scherspannungen  $\tau$  und Scherdehnungen  $\gamma$  zur Fließkurvenabbildung in eine vergleichbare Fließspannung  $k_f$  umgerechnet. Nach von Mises (1864) lässt sich die Fließspannung  $k_f$  für isotrop verfestigende Werkstoffe errechnen zu

$$k_f = \sqrt{3} \cdot \tau \quad (5.13)$$

Die entsprechende Vergleichsdehnung  $\varphi$  errechnet sich nach Shrivastava et al. (1982) zu

$$\varphi = \frac{\gamma}{\sqrt{3}} \quad (5.14)$$

Derart zusammengesetzte Fließkurven sind im **Bild 5.20c** exemplarisch für eine Zyklusabfolge der Winkel  $\zeta$ ,  $\psi$  und  $\delta$  dargestellt. Geprüft werden Verdrehwinkel zwischen  $0,75^\circ$  und  $2^\circ$ , da im verwendeten Versuchsaufbau unterhalb von  $0,75^\circ$  überwiegend elastische Deformationen des Versuchsaufbaus auftreten und keine reproduzierbaren plastischen Formänderungen im Prüfling. Aufgrund einer kinematischen Verfestigung liegen die Fließspannungen nach Lastumkehr nicht auf dem Niveau unmittelbar vor der Lastumkehr, sodass es bei dieser Darstellungsweise zu einer Unstetigkeit kommt. Ein experimentell bestimmtes Fließspannungs-Formänderungsdiagramm ist im **Bild 5.21** für die Werkstoffe DC04 und S355MC dargestellt.<sup>4</sup>



**Bild 5.21:** Fließkurven im ebenen Torsionsversuch mit zyklischen Lastwechseln

Im Bild 5.21 ist sowohl das Verfestigungsverhalten unter monotoner Belastung, als auch unter Lastwechseln dargestellt. Hierbei weisen die äquidistant-gestrichelten

<sup>4</sup> Experimente im Rahmen der Projektarbeit von N. Kortum: *Verfestigungsverhalten des Tiefziehstahls DC04 im ebenen Torsionsversuch unter alternierender Belastung*. Technische Universität Dortmund, 2019, betreut durch S. Wernicke und A. E. Tekkaya.

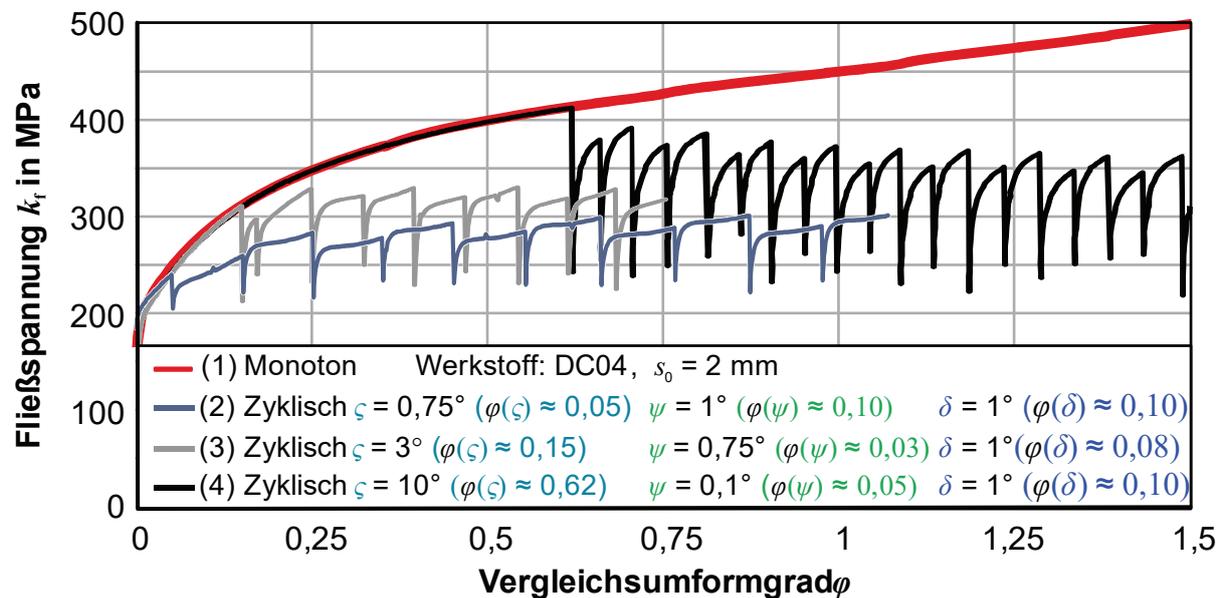
Fließkurven (2) eine initiale Vordehnung um den Winkel  $\zeta = +1^\circ$  auf. Anschließend erfolgten mehrere Lastwechsel mit Amplituden von  $\psi = -\delta = 2^\circ$  um die Null-Lage der Probe.

Bei dieser Form der Darstellung ist festzustellen, dass sich das Verfestigungsverhalten bei Lastwechseln signifikant reduziert. Hierbei entspricht das Fließverhalten beider Werkstoffe in der ersten Lastphase ( $0 < \zeta \leq 1^\circ$ ) naturgemäß dem des monoton belasteten Werkstoffs. Ein abweichendes Fließverhalten beginnt unmittelbar nach der ersten Lastumkehr ( $0 < \psi$ ), welche den Werkstoff entfestigt. Somit findet der erneute Fließbeginn auf einem ca. 40 % (S355MC) bzw. 26 % (DC04) geringeren Fließspannungsniveau statt. Innerhalb der zweiten Belastung um den Winkel  $\psi$  kann letztmalig ein signifikanter Anstieg der maximalen Fließspannung festgestellt werden.

Zum Ende des ersten Lastzyklus ( $\psi \leq 2^\circ$ ) ist das Fließspannungsniveau gegenüber der Anfangsfließspannung somit deutlich gestiegen. Verglichen mit der Fließspannung der monoton verfestigenden Probe ist jedoch eine Fließspannungsdifferenz  $\Delta k_f(\varphi, n)$  festzustellen. Bei der anschließenden Lastumkehr ( $0 < |\delta| \leq 2^\circ$ ) ist allerdings zu beobachten, dass das Fließspannungsniveau gegen Lastende ( $|\delta| = 2^\circ$ ) das Fließspannungsniveau des vorangegangenen Lastzyklus ( $|\delta| = 0^\circ$ ) nur noch unwesentlich übersteigt. Demgegenüber hat sich die Fließspannungsdifferenz  $\Delta k_f(\varphi, n)$  zur monotonen Fließkurve um 16 % (S355MC) erhöht. Dieses lastabhängige Verfestigungsverhalten setzt sich mit zunehmender Zyklusanzahl fort, während der Werkstoff unter monotoner Formänderung stetig verfestigt. Betrachtet man lediglich die lokalen Maxima der Fließspannung über alle nachfolgenden Lastzyklen, so ist eine Verfestigungsstagnation erkennbar, welche die Fließspannungsdifferenz  $\Delta k_f(\varphi, n)$  zur monotonen Fließkurve mit steigender Formänderung zunehmend vergrößert. Für hohe Formänderungen über mehrere Lastwechsel führt dieser Umstand dazu, dass sich die Fließspannung signifikant von der monoton ermittelten Fließspannung unterscheidet. Eine zu geringe Formänderung nach einem Lastwechsel führt dazu, dass das zuvor vorherrschende Fließspannungsniveau in keinem der nachfolgenden Lastzyklen bedeutsam überschritten werden kann.

Das aufgezeigte Verfestigungsverhalten ist qualitativ für beide untersuchten Werkstoffe zu beobachten und wurde auch von Ludwig (1909) bei dem artfremden Werkstoff Kupfer festgestellt. Somit ist hierbei von einem Effekt auszugehen, welcher werkstoffübergreifend, aber unterschiedlich stark ausgeprägt vorzufinden ist. Die im Abschnitt 5.2.1 für die Prozessketten des Randaufdickens vorgestellten Lastwechsel weisen je Lastwechsel unterschiedlich große Formänderungen auf. Dabei überwiegt der Formänderungsanteil unter Druckumformung. Der Beginn einer Lastumkehr infolge einer Werkstoffstauung vor der Umformzone kann mit der Anzahl der Zustellinkremente abweichen. Aus diesem Grund erfolgt auch eine Analyse des

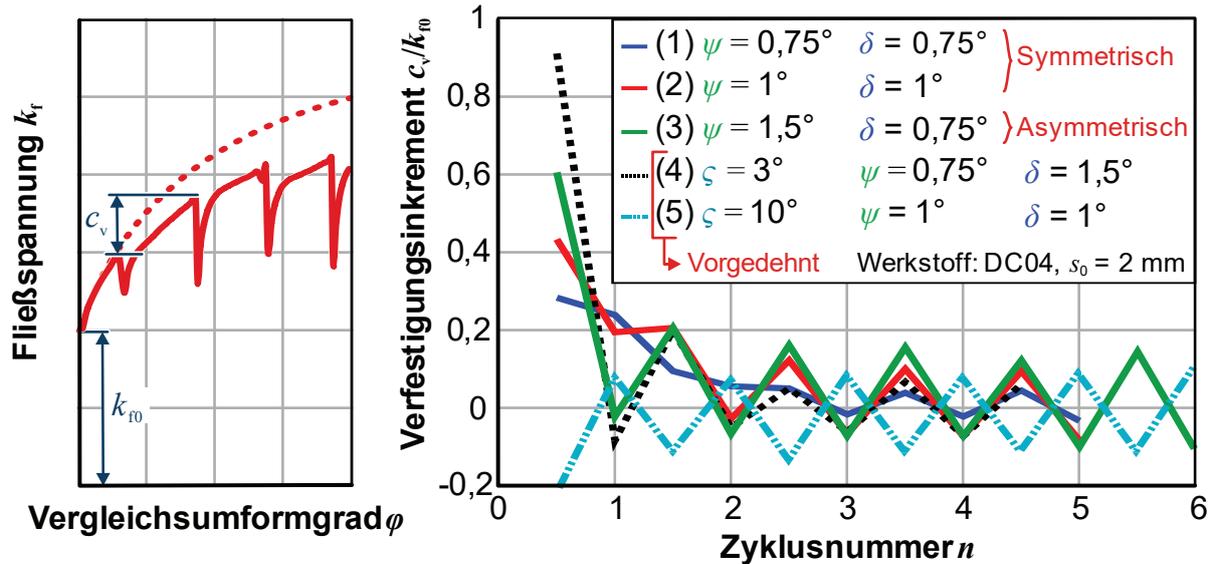
Verfestigungsverhaltens unter Lastwechsel mit unterschiedlich großer monotoner Vordehnung  $\varphi(\zeta)$  (**Bild 5.22**).



**Bild 5.22:** Einfluss einer monotonen Vordehnung  $\varphi(\zeta)$  auf die Fließspannung  $k_f(\varphi)$  nach zyklischen Lastwechseln

Bei der Analyse unterschiedlich großer monotoner Vordehnungen ist festzustellen, dass das Niveau der späteren Verfestigungsstagnation deutlich stärker von der monotonen Vordehnung  $\varphi(\zeta)$  als von der Größe der unterschiedlichen Lastwechselamplituden  $\varphi(\psi)$  und  $\varphi(\delta)$  abhängt. Hierbei führt eine geringere monotone Vordehnung  $\varphi(\zeta)$  zu einer signifikanten Reduzierung der später erreichbaren Verfestigung bzw. Fließspannung  $k_f(\varphi)$ . Darüber hinaus ist festzustellen, dass bei einer großen monotonen Vordehnung die nachfolgenden zyklischen Lastwechsel sogar zu einem dauerhaften Abfall der Fließspannung führen. Dementsprechend liegt die finale Fließspannung deutlich unter dem erreichten Maximalwert der Fließspannung einer monotonen Vordehnung.

**Bild 5.23** veranschaulicht das Verfestigungsverhalten für unterschiedliche Lastwechselamplituden  $\zeta$ ,  $\psi$  und  $\delta$ . Hierfür wurde die Verfestigung  $c_v$  nach jedem Lastwechsel auf die initiale Fließspannung  $k_{f0}$  bezogen. Dabei kann festgestellt werden, dass die Amplitude der Lastwechselwinkel  $\psi$  und  $\delta$  die Fließspannung  $k_f(\varphi)$  vorwiegend während der ersten zwei Lastzyklen beeinflusst. Spätestens nach Beendigung des dritten Lastzyklus ist lediglich ein periodisches Verfestigen und Entfestigen des Werkstoffs zu beobachten. Innerhalb eines Zyklus heben sich Verfestigung und Entfestigung jedoch auf. Einzig bei asymmetrischen Amplituden  $|\psi| \neq |\delta|$  gleichen sich Ver- und Entfestigung nicht vollständig aus, wodurch sich die Fließspannung  $k_f$  über  $n$  Lastzyklen geringfügig verändert. Ein späterer Anstieg der Fließspannung  $k_f$  infolge ungleichförmiger Lastwechsel kann allerdings nur bei Proben mit geringer monotoner Vordehnung  $\zeta$  und somit nur bei geringfügig vorverfestigten Proben beobachtet werden.



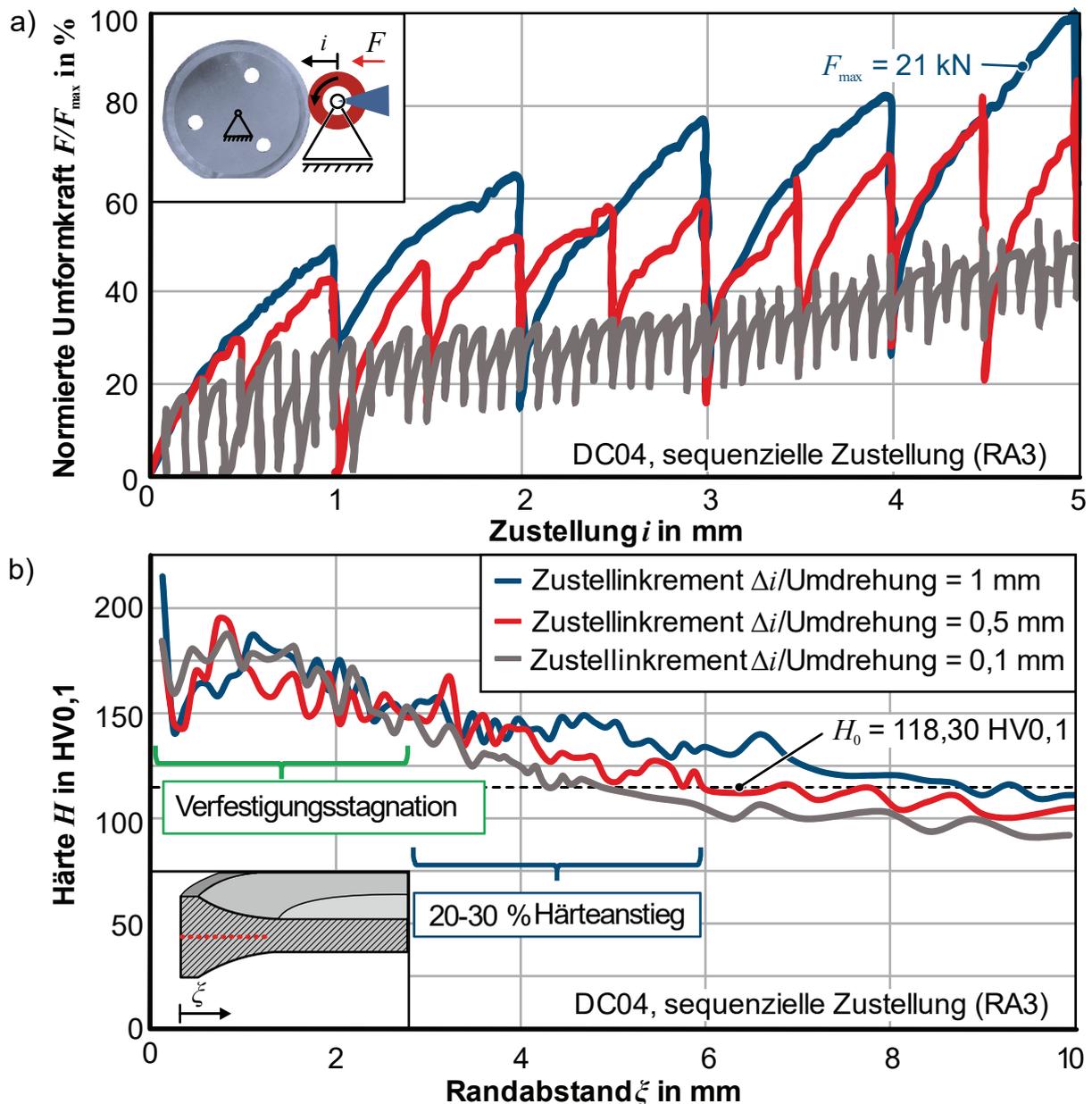
**Bild 5.23:** Verfestigungsinkrement  $c_v$  pro Lastwechsel, bezogen auf die Anfangsfließspannung  $k_{f0}$

Der Umstand, dass eine geringere monotone Vordehnung  $\varphi$  ( $\zeta$ ), gefolgt von zyklischen Lastwechseln, zu einer signifikanten Reduzierung der später erreichbaren Fließspannung  $k_f(\varphi)$  führt, ist insbesondere für die iBMU von Bedeutung. Durch Variation des Zustellinkrementes  $\Delta i$  pro Umforminkrement kann das Formänderungsinkrement  $\Delta\varphi(n)$  während der ersten Lastzyklen beeinflusst werden. Dies ermöglicht eine Steuerung des Verfestigungsverhaltens während der iBMU-Prozesse. Somit kann durch eine Erhöhung der Umforminkremente die resultierende Umformkraft  $F$  reduziert werden. Dies reduziert die erforderliche Pressenkapazität und ermöglicht eine Erhöhung der Werkzeugstandmenge.

Infolge der Weiterbearbeitung von geringer verfestigten Halbzeugen beeinflusst dies auch die Werkzeugbelastung nachgelagerter Umformprozesse. Eine Validierung dieser Hypothesen, wie auch der Erkenntnisse der alternierenden Werkstoffcharakterisierung, erfolgt nachfolgend basierend auf der erforderlichen radialen Umformkraft  $F$ . Dazu wird der Werkstoff DC04 mit kontinuierlich abwälzender Werkzeugbewegung über unterschiedlich viele Lastzyklen randaufgedickt (s. **Bild 5.24a**).

Nach jeder Werkstückrotation wird der Prozess temporär unterbrochen und das Werkzeug um das Zustellinkrement  $\Delta i$  zugestellt, um die exakte Anzahl der Umdrehungen bestimmen zu können. Die beabsichtigte Zustellung von  $i = 5$  mm innerhalb eines Umforminkrementes führte zum Knicken der Blechronden. Daher erfolgte das Randaufdicken mit mindestens  $n = 5$  Umforminkrementen, sodass die dabei ermittelte maximale radiale Umformkraft  $F_{\max} = 21$  kN als Referenzwert betrachtet wird. Bei dieser Analyse ist festzustellen, dass im jeweils ersten Umforminkrement  $n$  die radiale Umformkraft  $F$  zunächst weitestgehend identisch ansteigt. Bereits nach der ersten Umdrehung reduziert sich die Umformkraft  $F$  signifikant und erreicht gegen

Ende des zweiten Umforminkrementes nicht mehr das gleiche Kraftniveau des Referenzversuchs. Die Kraftreduktion  $\Delta F$  ist somit um ein Vielfaches größer, als durch eine alleinige geometrische Änderung der Kontaktfläche  $A_k$  infolge eines gesteigerten Zustellinkrementes  $\Delta i$ . Insgesamt reduziert sich die radiale Umformkraft  $F$  durch eine Steigerung der Umforminkremente  $n$ , und damit durch eine Vervielfachung der Lastwechsel, um ca. 20 % ( $n = 10$ ) bzw. 50 % ( $n = 50$ ). Angesichts der hohen Formänderungen beim Randaufdicken liegt die Reduktion der Umformkraft  $F$  in der gleichen Größenordnung wie die im ebenen Torsionsversuch beobachtete Verfestigungsstagnation.



**Bild 5.24:** a) Normierte Umformkraft  $F/F_{\max}$  bei Variation des Zustellinkrementes  $\Delta i$  pro Umdrehung und b) Härteänderung  $\Delta H/H_0$  in der Randverdickung

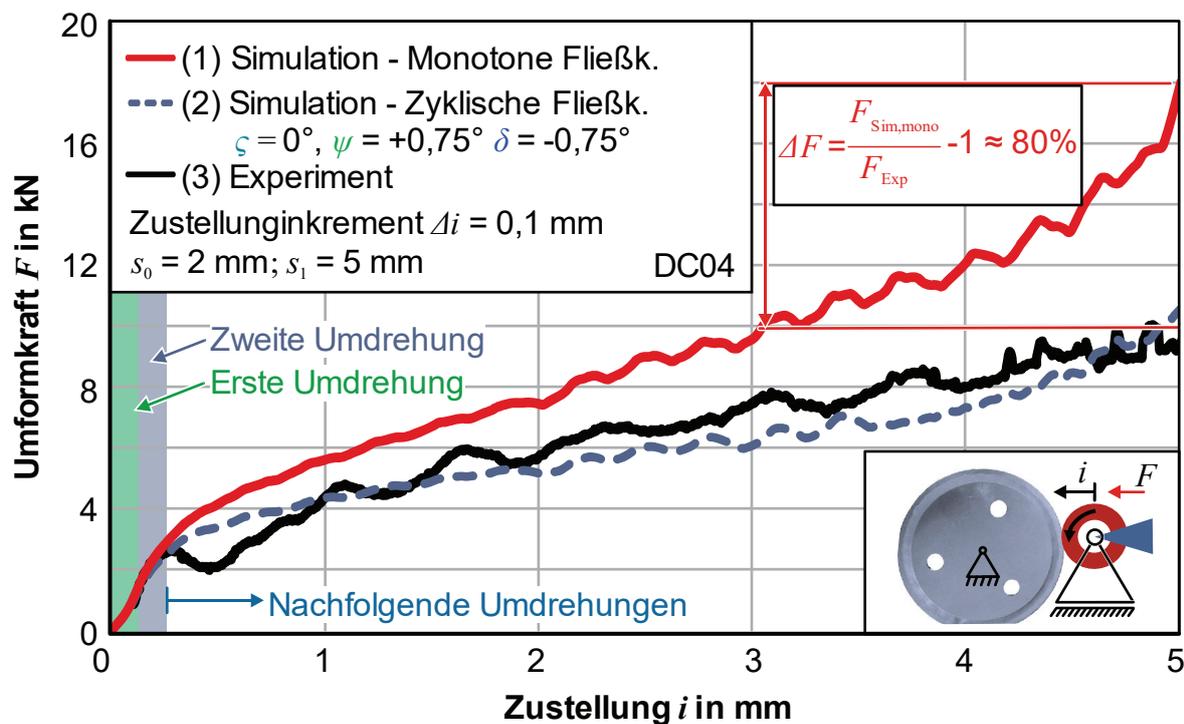
Zusätzlich zur Änderung der radialen Umformkraft  $F$  kann die Beeinflussung des Verfestigungsverhaltens infolge zyklischer Lastwechsel auch bei anschließenden Härtemessungen beobachtet werden. Hierfür wird die Vickershärte (HV<sub>0,1</sub>) der zunächst kontinuierlich abwäzchend randaufgedickten Blechronden vermessen. Die resultierenden Härteverläufe sind im **Bild 5.24b** dargestellt und wurden auf halber Blechdicke  $s$ , beginnend vom Rand des aufgedickten Werkstoffs gemessen. Diese Härtemessungen zeigen eine Plateaubildung im äußeren Randbereich  $0 < \xi < 2$  mm. Demgegenüber ist die Formänderung  $\varphi$  in diesem Randbereich stark inhomogen (vgl. Bild 5.3a).

Die aufgezeigte Beeinflussung des Verfestigungsverhaltens von Stahlwerkstoffen unter den zyklischen Lastwechseln der inkrementellen Blechmassivumformung ist nicht nur hinsichtlich der späteren Werkstückeigenschaften interessant. Vielmehr beeinflusst dieser Effekt auch die numerische Prozessauslegung. Eine solche Prozessauslegung soll eine obere Schranke darstellen, jedoch nicht zur unverhältnismäßigen Überdimensionierung von Umformmaschinen und -werkzeugen führen. Darüber hinaus kann eine damit verbundene Überschätzung der Werkzeugbelastung die umformende Herstellung neuartiger, belastungsangepasster Produkte bereits bei der Prozessauslegung ausschließen. Zur Berücksichtigung einer kinematischen Verfestigung bestehen bereits mehrere numerische Modelle, welche von Chaboche (2008) gegenübergestellt wurden. Derartige numerische Modelle berücksichtigen die einzelnen Lastwechsel über zusätzliche Prozessvariablen entlang der gesamten Prozesssimulation. Diese Variablen müssen in jedem Berechnungssinkrement der Simulation berechnet werden, sodass sich der zeitliche Aufwand deutlich erhöhen kann. Die numerische Abbildung von Prozessen der iBMU erfordert eine beträchtliche Anzahl von Berechnungssinkrementen und finiten Elementen. Im Hinblick auf die ohnehin wochen- bis monatelange Simulationsdauer dieser Prozesse kann die Verwendung derartiger Modelle die Prozessauslegung weiter verzögern. Um dies zu vermeiden, wurde im Rahmen dieser Arbeit die Anwendbarkeit der Ergebnisse des ebenen Torsionsversuches mit alternierender Belastung zur ersten Abschätzung der Umformkraft  $F$  geprüft. Hierfür wurde eine neue Fließkurve erstellt. Diese Fließkurve basiert auf dem Extrapolationsansatz nach Voce (1948) und berücksichtigt zunächst das anfängliche Fließverhalten aus der monotonen Werkstoffcharakterisierung (vgl. Abschnitt 4.4). Allerdings wird in diesem Fall eine maximale Fließspannung angenommen, für welche die Verfestigungsanstiege  $c$  der zyklischen Werkstoffcharakterisierung aufsummiert und in das numerische Modell implementiert werden. Das stagnierende Verfestigungsverhalten nach einigen Lastzyklen kann mit

$$k_{f\infty} (\varphi \rightarrow \infty) = k_{f,0} + \frac{1}{n} \sum_{i=0}^n c_{v,i} \approx \text{konst.} \quad (5.15)$$

zur Beschreibung einer maximalen Fließspannung  $k_{f\infty}$  berücksichtigt werden. Eine solche finale Fließspannung wird für monoton belastete Werkstoffe bereits im

Fließkurvenextrapolationsansatz nach Voce (1948) beschrieben. Verwendet wurden hierfür die Ergebnisse des alternierenden ebenen Torsionsversuchs mit zehn Lastzyklen, da weitere Lastzyklen keinen Einfluss auf die Fließspannung zeigten. Die Winkelamplituden der Lastzyklen betragen  $\zeta = 0^\circ$ ,  $|\gamma| = |\delta| = 0,75^\circ$ . Diese Parameter entsprechen sowohl der kleinsten beobachteten Formänderung nach einem Lastwechsel (**Bild 5.5**), als auch den geringsten Amplituden des ebenen Torsionsversuches, bei denen trotz elastischer Deformationen des Versuchsaufbaus noch plastische Formänderungen im Prüfling erfolgen. Diese Parameter ermöglichen damit die Vorhersage der Umformkraft  $F$  für iBMU-Prozesse, bei denen die Umformung über viele Umforminkremente erfolgt. Die Ergebnisse der experimentell und numerisch ermittelten Umformkraft  $F$  für das unidirektionale Randaufdicken mit abwälzender Werkzeugbewegung (RA1) sind im **Bild 5.25** dargestellt. Dabei werden die Ergebnisse unter Anwendung einer monoton (1) und einer zyklisch (2) ermittelten Fließkurve gegenübergestellt.



**Bild 5.25:** Radiale Umformkraft beim kontinuierlichen unidirektionalen Randaufdicken mit abwälzender Werkzeugbewegung

Geometrisch konnte kein signifikanter Unterschied zwischen der numerisch und experimentell ermittelten Wandstärkenverteilung festgestellt werden. Hinsichtlich der Umformkraft  $F$  ist jedoch zu beobachten, dass alle drei Verläufe für die ersten zwei Umdrehungen einen identischen Kraft-Weg-Verlauf aufzeigen. Mit fortschreitender Umformung überschätzt die Simulation mit monoton ermittelter Fließkurve zunehmend die experimentell ermittelte Kraft. Gegen Prozessende überschätzt dieses Modell die experimentell ermittelte Umformkraft  $F$  um ca. 80 %. Das Modell mit einer Fließkurve,

welche unter alternierender Belastung ermittelt wurde, sagt die maximal vorherrschende Umformkraft  $F$  mit einer Abweichung von 8 % jedoch in guter Übereinstimmung voraus. Bei der Berechnung von iBMU-Prozessen ist somit festzuhalten, dass der Fehler durch Vernachlässigung des stagnierenden Verfestigungsverhaltens um ein Vielfaches größer ist, als jener infolge einer Überschätzung der alternierenden Lastwechselamplituden  $\zeta$ ,  $\psi$  und  $\delta$  bei der Werkstoffcharakterisierung.

Die weiteren Ergebnisse dieser Arbeit werden für eine konsistente Gegenüberstellung aller Formänderungs- und Spannungsanalysen weiterhin mit einer monolithischen Fließkurve ermittelt. Hierdurch können diese Analysen unabhängig von der jeweils verwendeten Anzahl an Umforminkrementen  $n$  verglichen werden, da diese beliebig variieren kann.

## 5.4 Prozess und Bauteilanalyse – Verzahnen

Die Prozessstrategien zum Verzahnen bilden den zweiten und letzten Umformprozess in der Prozesskette zur Herstellung belastungsangepasster Funktionsbauteile. Die gezielte Einstellung der Verzahnungseigenschaften erfordert daher die Kenntnis über die Eigenschaftsänderung, welche aus den jeweiligen Verzahnungsprozessen hervorgeht. Hierfür erfolgt zunächst eine Werkstoffflussanalyse der einzelnen Verzahnungsprozesse. Anschließend werden die charakteristischen mechanischen und geometrischen Bauteileigenschaften gegenübergestellt. Abschließend erfolgt ein Vergleich der statischen Belastbarkeit. Die prozessroutenabhängigen Belastbarkeiten werden anhand von Schädigungsuntersuchungen in Form numerischer Lastpfadanalysen und experimenteller Porenuntersuchungen erörtert.

### 5.4.1 Werkstoffflussanalyse für die Prozessstrategien des Verzahnens

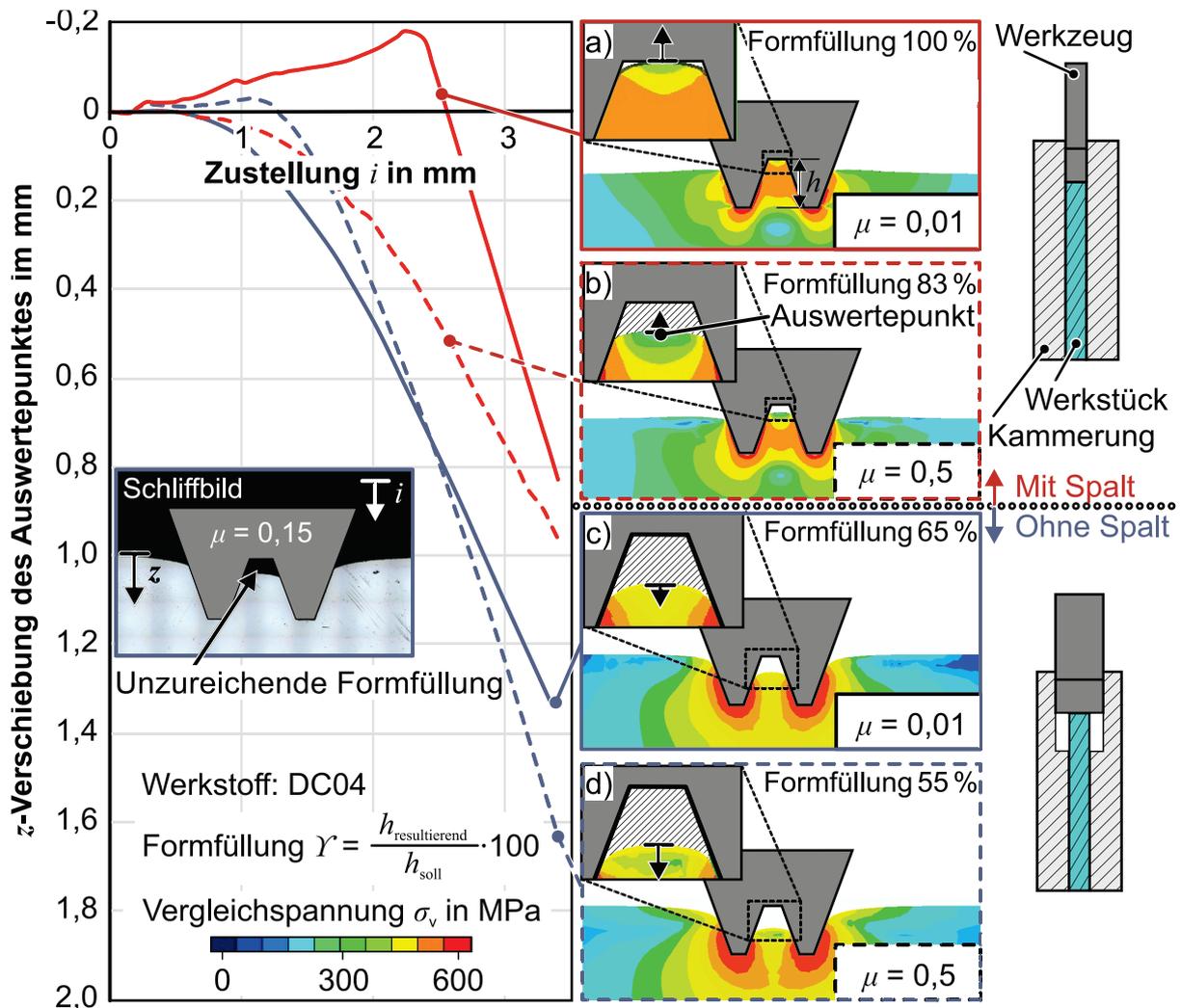
Das Verständnis über den prozessindividuellen Werkstofffluss ermöglicht Rückschlüsse auf Geometrieabweichungen, wie beispielsweise eine unzureichende Formfüllung. Dieses Verständnis bildet die Grundlage zur Steigerung der Konturgenauigkeit. Im Folgenden wird daher der Werkstofffluss der jeweiligen Verzahnungsprozesse analysiert.

#### *Verzahnungen mit diskreter Werkzeugzustellung (V1)*

Hinsichtlich des Werkstoffflusses muss beim Verzahnen mit diskreter Werkzeugzustellung (V1) zwischen der Ausformung des ersten Zahnelementes und der Ausformung nachfolgender Zahnelemente unterschieden werden. Darüber hinaus ist zu unterscheiden, ob der Werkstoff während der Umformung frei in Blechdickenrichtung fließen kann, oder ob dies durch eine Kammerung des Werkstoffs unterbunden wird.

Bei der Ausformung des ersten Zahnelementes sind beide Stirnflächen der werkzeugseitigen Zahnköpfe in Kontakt mit dem Werkstück. Mit zunehmender Werkzeugzustellung  $i$  wird der Werkstoff in Zustellrichtung verdrängt. Sofern eine

Zunahme der Wandstärke  $s$  durch eine Kammerung unterbunden wird, plastifiziert der Werkstoff zwischen den Zahnflanken und fließt entgegen der Werkzeugbewegung (**Bild 5.26a**).



**Bild 5.26:** Ausfüllung der Werkzeugkavität beim diskreten Verzahnen (a-b) ohne und (c-d) mit Kammerungsspalt in Abhängigkeit des Reibwerts  $\mu$

Mithilfe einer numerischen Sensibilitätsanalyse kann gezeigt werden, dass die resultierende Füllung der Werkzeugkavität signifikant durch die Tribologie bestimmt wird. Für eine nahezu reibungsfreie Umformung ( $\mu = 0,01$ ) führt der entgegenfließende Werkstoff bereits bei einer siebzig-prozentigen Werkzeugzustellung zu einer vollständigen Formfüllung der Zahnkavität. Durch eine Erhöhung des Reibungskoeffizienten auf  $\mu = 0,5$  reduziert sich die Formfüllung  $\gamma$ , welche das Verhältnis der resultierenden Zahnhöhe  $h$  zur Tiefe der Werkzeugkavität beschreibt. Hierdurch kommt es zu einer unzureichenden Formfüllung  $\gamma < 100\%$ , unabhängig von der finalen Werkzeugzustellung. Das Ermöglichen einer Blechdickenzunahme durch einen Spalt zwischen Werkstück und der Kammerung führt zu einer weiteren Reduzierung der Formfüllung  $\gamma$  (**Bild 5.26c** und **Bild 5.26d**). In diesem Fall reduziert sich die Vergleichsspannung  $\sigma_v$

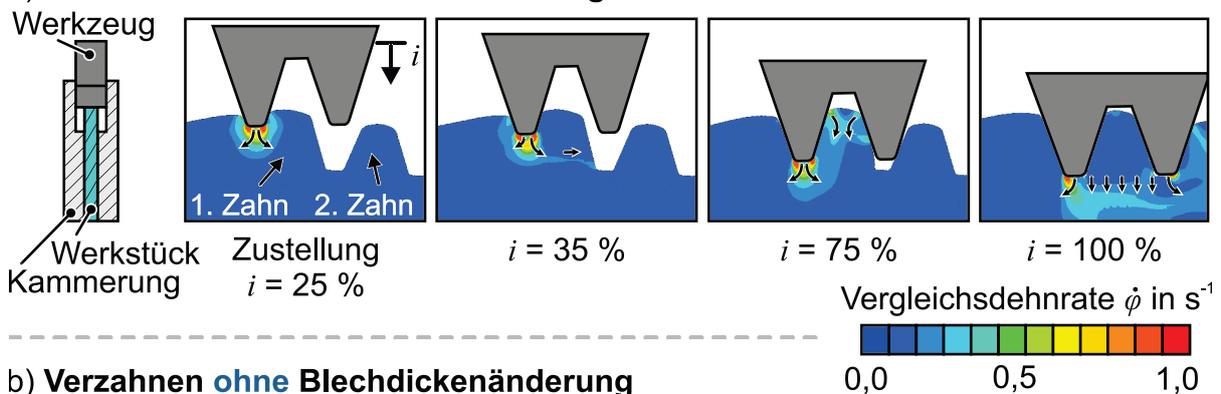
zwischen den eindringenden Werkzeugflanken, sodass der Werkstoff an dieser Stelle nicht mehr plastifiziert. Statt der dortigen Plastifizierung kommt es zur Bildung einer Totzone, welche mit der Werkzeugzustellung in Zustellrichtung verschoben wird. Der Anstieg der Vergleichsspannung  $\sigma_v$  unterhalb der Werkzeugstirnfläche plastifiziert den dortigen Werkstoff. Dieser Werkstoff fließt bei fortschreitender Werkzeugzustellung vorwiegend in Blechdickenrichtung und kann dadurch nicht mehr zur Füllung der Werkzeugkavität genutzt werden. Dieser Unterschied beeinflusst maßgeblich auch das zur Ausformung weiterer Zahnelemente zur Verfügung stehende Werkstoffvolumen.

Die zweite sowie alle weiteren Ausformungen müssen im Fall kreisförmiger Halbzeuge um den Teilungswinkel  $\tau_z$  versetzt erfolgen, um abschließend eine ganzzahlige Zähneanzahl  $z$  zu erreichen. Entsprechend dem allgemeinen Verzahnungsgesetz ergibt sich der Teilungswinkel  $\tau_z$  im vorliegenden Fall zu

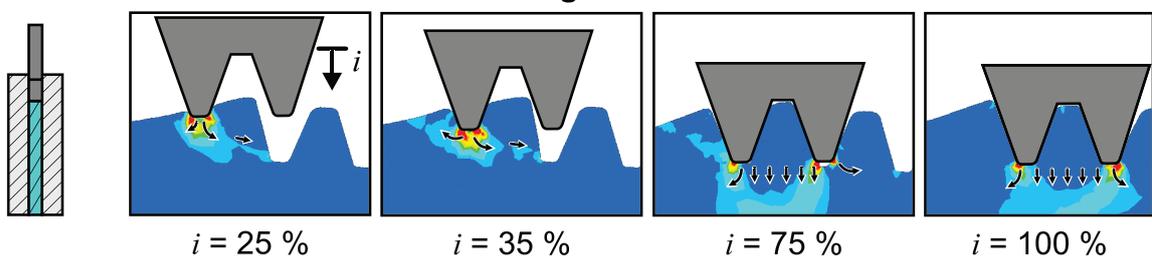
$$\tau_z = \frac{360^\circ}{z} = 360^\circ \cdot \frac{m}{d} = 5,8065^\circ \quad (5.16)$$

Nach der Werkstückrotation um den Teilungswinkel  $\tau_z$  ist bei erneuter Werkzeugzustellung lediglich eine Stirnfläche des Werkzeugs in Kontakt mit dem Werkstück (**Bild 5.27a**).

#### a) Verzahnen mit Blechdickenänderung



#### b) Verzahnen ohne Blechdickenänderung



**Bild 5.27:** Werkstofffluss bei der Ausformung des zweiten Zahnelementes a) mit und b) ohne Blechdickenänderung bei diskreter Zustellung eines Zwei-Zahn-Werkzeugs (V2)

Für das Verzahnen mit Blechdickenänderung infolge eines Kammerungsspaltens fließt der Werkstoff unterhalb des kontaktierten Werkzeuges bei der Ausformung des zweiten Zahnelementes zunächst quer zur Zustellrichtung. Die zuvor ausgeformte Zahnflanke

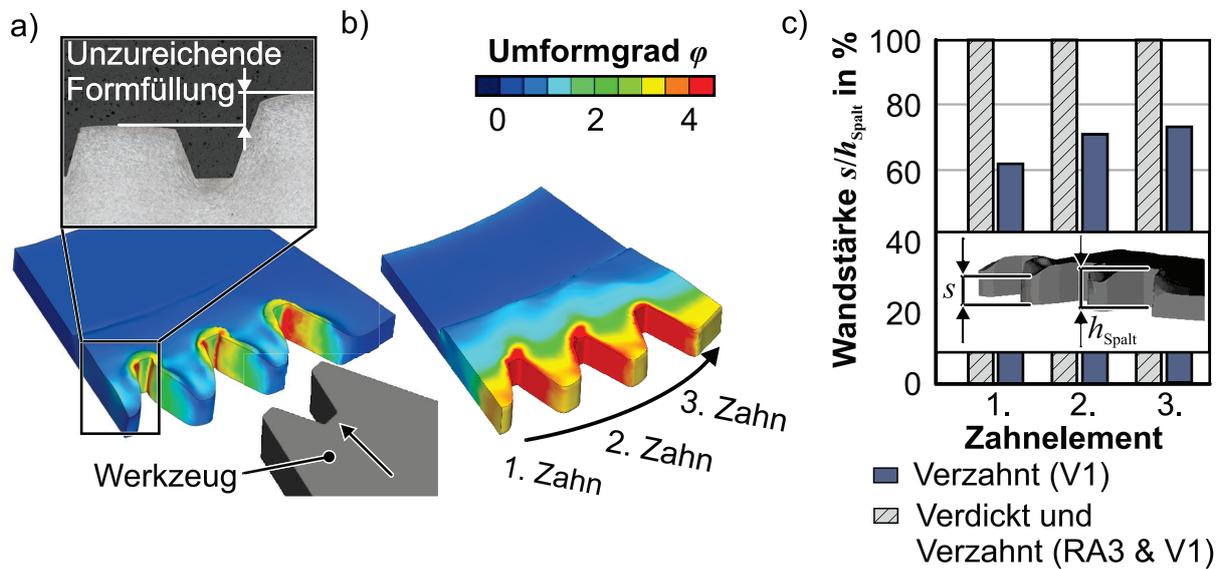
ist zu diesem Zeitpunkt nicht in Kontakt mit dem Umformwerkzeug. Hierdurch schert das auszuformende Verzahnungselement, beginnend mit einer Zustellung  $i > 35\%$ , vorwiegend in Umfangsrichtung ab. Dieser Werkstofffluss setzt sich fort, bis die freie Zahnflanke das Verzahnungswerkzeug kontaktiert ( $i \approx 75\%$ ). Erst zu diesem Zeitpunkt erfolgt eine aktive Ausformung des Zahnelementes. Bei dem Kalibrieren mit weiterer Zustellung  $i < 75\%$  unterbindet die Tribologie innerhalb der Werkzeugkavität einen Werkstofffluss radial nach außen. Folglich bildet das ausgeformte Zahnelement eine Totzone, welche gegen Ende der Werkzeugzustellung in Zustellrichtung verschoben wird ( $i \approx 100\%$ ).

Beim Verzahnen ohne Blechdickenänderung steht der vom Umformwerkzeug verdrängte Werkstoff nahezu vollständig zur Ausformung von Zahnelementen bereit (**Bild 5.27b**). Zusammen mit dem umfänglich verdrängten Werkstoffvolumen des ersten Ausformschrittes bedingt dies, dass die zuvor ausgeformte Zahnflanke bereits bei einer geringeren Zustellung  $i$  das Umformwerkzeug kontaktiert. Darüber hinaus führt dieser ebene Formänderungszustand zu einer fast vollständigen Formfüllung  $\gamma$ . Eine Gegenüberstellung von Schliffbildern der Formänderungsverteilungen nach dem diskreten Verzahnen von Blechen ohne und mit vorgelagertem Randaufdicken zeigt zugleich den Nachteil einer gesteigerten Formfüllung  $\gamma$  auf. Durch ein vorzeitiges Füllen der Werkzeugkavität kann umfänglich verdrängter Werkstoff unter die Stirnfläche des Verzahnungswerkzeugs fließen. Mit fortschreitender Werkzeugzustellung  $i$  wird dieses Werkstoffvolumen abgeschert, wodurch im Bereich des werkstückseitigen Zahnfußes ein Einschluss entstehen kann. Ein solcher Einschluss verschlechtert die Kraftumleitung im späteren Lastfall und kann daher zu einem vorzeitigen Bauteilversagen führen.

Im Hinblick auf die Formänderungsverteilung ist festzustellen, dass mit dem alleinigen Verzahnen von Blechen innerhalb des ausgeformten Funktionselementes keine wesentliche Formänderung einhergeht (**Bild 5.28a**). Demgegenüber führt ein vorgelagertes Randaufdicken zu einer höheren Formänderung innerhalb des Funktionselementes und an den Zahnflanken sowie zu einer homogeneren Formänderungsverteilung (**Bild 5.28b**).

Infolge der radialen Werkzeugzustellung plastifiziert der Werkstoff unmittelbar im Bereich der werkzeugseitigen Stirnflächen. Von dort aus fließt ein Teil des Werkstoffflusses in Blechdickenrichtung. Dies führt dazu, dass im Bereich des werkstückseitigen Zahnfußes nach der Umformung die höchste Wandstärke  $s$  vorliegt. Innerhalb des ausgeformten Elementes ist die Wandstärke jedoch nahezu unverändert (**Bild 5.28c**). Mit jedem weiteren ausgeformten Zahnelement fließt ein Teil des Werkstoffes in Umfangsrichtung und erhöht dort das bereitstehende Werkstoffvolumen, sodass die Wandstärke  $s$  in der Mitte der Zahnelemente fortschreitend zunimmt. Bei

zuvor randaufgedickten entspricht die Wandstärke  $s$  an dieser Stelle hingegen stets der Höhe  $h_{\text{Spalt}}$  des Kammerungsspalt.



**Bild 5.28:** Formänderungsverteilung beim Verzahnen a) ohne und b) mit vorgelagertem Randaufdicken durch unidirektional abwäzende Werkzeuge sowie c) resultierende bezogene Wandstärke der Zahnelemente (DC04)

### ***Kontinuierliches Verzahnen mit radialer Werkzeugzustellung (V2)***

Bei der Analyse des Werkstoffflusses beim Verzahnen mit kontinuierlicher Werkzeugbewegung (V2) zeigen sich grundlegende Unterschiede zu der Prozessmechanik bei diskreter Werkzeugzustellung (V1). Dieser geänderten Prozessmechanik liegt eine zusätzliche Umfangsverschiebung von Verzahnungselementen während der Werkzeugzustellung  $i$  zugrunde. Dabei ist zu unterscheiden, ob die werkzeugseitige Winkelgeschwindigkeit  $\omega_{\text{Wz}}$  synchron zur werkstückseitigen Winkelgeschwindigkeit  $\omega_{\text{Wst}}$  ist, oder ob das Werkzeug während des Prozesses frei rotieren kann. Im synchronen Fall muss die Winkelgeschwindigkeit  $\omega_{\text{Wz}}$  im Einklang mit dem Übersetzungsverhältnis  $i_{\text{Ü}}$  stehen. Dieses ergibt sich aus dem Quotienten der werkzeug- und werkstückseitigen Zähneanzahl  $z$ .

$$\omega_{\text{Wz}} = i_{\text{Ü}} \cdot \omega_{\text{Wst}} = \frac{z_{\text{Wst}}}{z_{\text{Wz}}} \cdot \omega_{\text{Wst}} \quad (5.17)$$

Für den Fall frei rotierender Werkzeuge ist festzustellen, dass der werkstückseitige Teilkreisdurchmesser  $d_{\text{Wst}}$  und damit die Zähneanzahl  $z_{\text{Wst}}$  während der Umformung variieren. Bei Prozessbeginn tangieren die Zahnköpfe des Werkzeuges das Werkstück am initialen Blechdurchmesser  $d_{0,\text{Wst}}$ . Von diesem Moment beginnt der Werkstückumfang  $U_{\text{Wst}}$  das Umformwerkzeug anzutreiben. Beide Umfangsgeschwindigkeiten  $U_{\text{Wst}}$  und  $U_{\text{Wz}}$  synchronisieren sich aufgrund der Reibung und eines zunehmenden Formschlusses infolge der radial zugestellten Werkzeugzähne.

Die mit infinitesimal geringer Zustellung  $i$  auf diesem initialen Blechdurchmesser  $d_0$  eingebrachte Anzahl von Verzahnungselementen  $z_{0,Wst}$  berechnet sich durch das allgemeine Verzahnungsgesetz zu

$$z_{0,Wst} \approx \frac{d_{0,Wst}}{m} \quad (5.18)$$

Alle Verzahnungselemente haben dabei eine vernachlässigbare Zahnhöhe  $h$ , sodass der initiale Blechdurchmesser  $d_{0,Wst}$  zu diesem Zeitpunkt dem Teilkreisdurchmesser  $d_{Wst}$  entspricht. Mit zunehmender radialer Werkzeugzustellung  $i$  bilden sich Zahnelemente aus, bis die Zahnhöhe  $h$  dem 2,25-Fachen des Zahnmoduls  $m$  entspricht.

$$h = 2,25 \cdot m = i_{\max} \quad (5.19)$$

Die damit einhergehende Verringerung des Teilkreisdurchmessers  $d_{Wst}$  ergibt sich mit Gleichung (5.18) in Abhängigkeit der Zustellung  $i$  zu

$$d_{Wst} = d_{0,Wst} - 2 \cdot m = d_{0,Wst} - 2 \cdot \frac{i_{\max}}{2,25}. \quad (5.20)$$

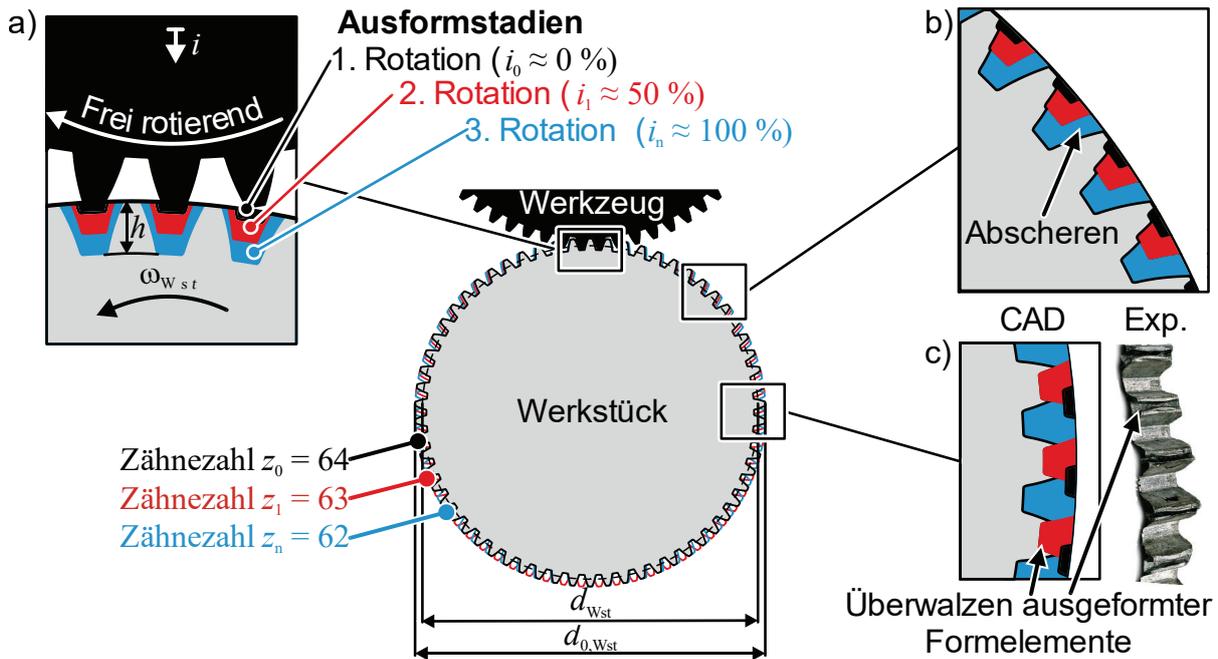
Bis zur vollständigen Zustellung  $i_{\max}$  ändert sich die Anzahl der Verzahnungselemente  $z$  daher gemäß Gleichung (5.21) zu

$$z_n = \frac{1}{m} \left( d_{0,Wst} - 2 \cdot \frac{i}{2,25} \right). \quad (5.21)$$

Für eine kontinuierliche radiale Werkzeugzustellung muss ein frei rotierendes Verzahnungswerkzeug die Anzahl der Formelemente während des Prozesses daher um die Anzahl

$$\Delta z_{Wst} = z_{0,Wst} - z_{n,Wst} = \frac{d_{0,Wst}}{m} - \frac{1}{m} \left( d_{0,Wst} - 2 \cdot \frac{i_{\max}}{2,25} \right) = 2 \quad (5.22)$$

verringern. Diese Prozesscharakteristik ist am Beispiel eines Zahnrades mit drei verschiedenen radialen Zustelltiefen  $i$  und entsprechendem Teilkreisdurchmesser im **Bild 5.29** dargestellt. Dabei sind während des Umformens mit frei rotierendem Verzahnungswerkzeug Überwalzungen bereits ausgeformter Verzahnungselemente zu beobachten. Aufgrund der ganzzahligen Abnahme der Zähnezahl  $z$  sind die Überwalzungen lediglich abschnittsweise vorzufinden. Im Bereich des ersten Werkzeugkontaktes liegen die ausgeformten Zahnelemente übereinander, sodass an dieser Stelle kein Überwalzen vorzufinden ist (**Bild 5.29a**). Zahnelemente, welche sich um einen Winkel von ca.  $45^\circ$  versetzt dazu befinden, weisen hingegen abgescherte Zahnflanken auf (**Bild 5.29b**). Weitere  $45^\circ$  versetzt führt die Änderung der Zähnezahl  $z$  dazu, dass der werkzeugseitige Zahnkopf auf bereits ausgeformte Zahnelemente trifft und diese überwalzt (**Bild 5.29c**).



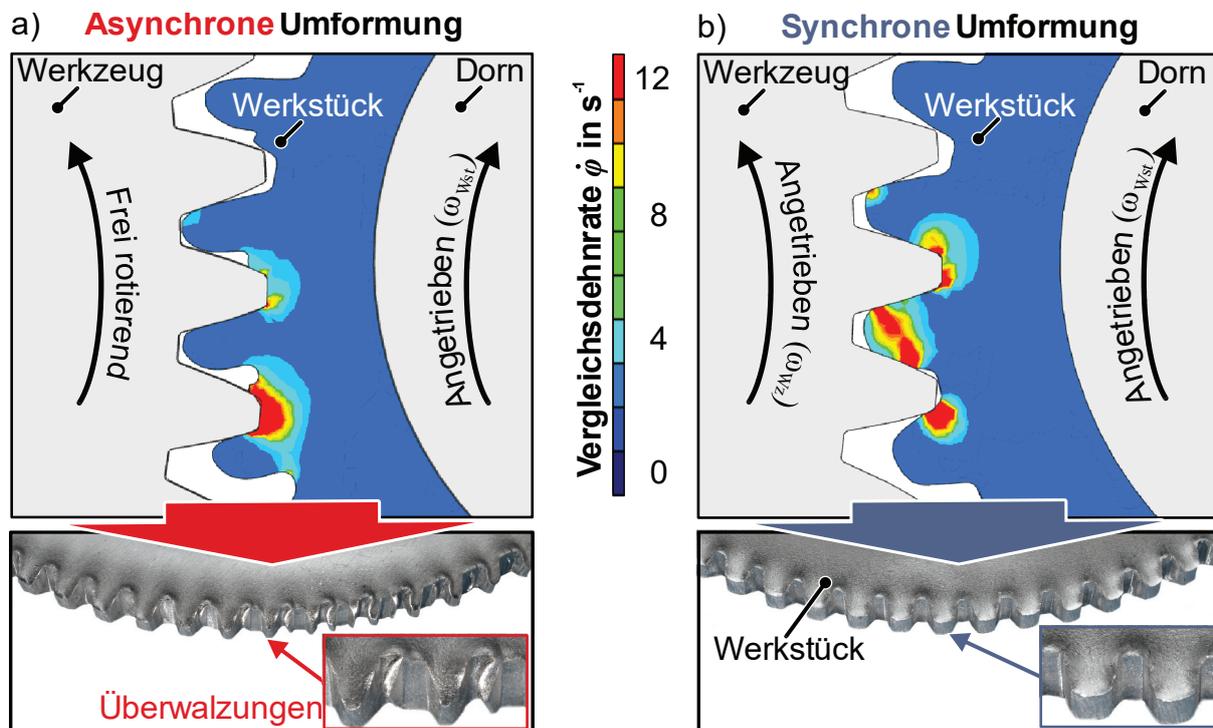
**Bild 5.29:** Entwicklung des Werkzeugeingriffs während der radialen Zustellung  $i$  im Bereich des ersten Werkzeugkontaktes sowie b)  $45^\circ$  und c)  $90^\circ$  versetzt

Die numerische und experimentelle Werkstoffflussanalyse validieren diese theoretischen Stadien der Verzahnungsausformung und sind im **Bild 5.30a** dargestellt.<sup>5</sup> Das Überwalzen bereits ausgeformter Zahnelemente kann daher nur durch eine Synchronisation von werkzeugseitiger und werkstückseitiger Winkelgeschwindigkeit verhindert werden (**Bild 5.30b**). Eine derartige Synchronisation ermöglicht dem Werkzeug zu Beginn der Umformung das Ausformen der finalen Zähnezahl  $z_n$ . Die dadurch entstehende Relativgeschwindigkeit zwischen Werkzeug und Werkstück wird durch eine umfangliche Verschiebung des Werkstoffs ausgeglichen. Aus diesem Grund wird im Rahmen dieser Arbeit lediglich das Verzahnung mit einer synchronisierten Werkzeuggeschwindigkeit betrachtet.

Der Werkstofffluss beim synchronisierten Verzahnung von Blechbauteilen führt zu charakteristisch ausgeformten Oberflächenabschnitten der Verzahnungselemente. Diese sind im **Bild 5.31** anhand von Schlibbildern des Werkstoffs BS600 veranschaulicht. Zunächst ist festzustellen, dass die Verzahnungselemente im Kopfbereich stets eine Rundung aufweisen. Da die Kavität des Verzahnungswerkzeugs an dieser Stelle einen ebenen Zahnfuß aufweist, weicht die resultierende Bauteilgeometrie geometrisch sowohl von dem Werkzeug als auch von diskret verzahnten (V1) Verzahnungs-

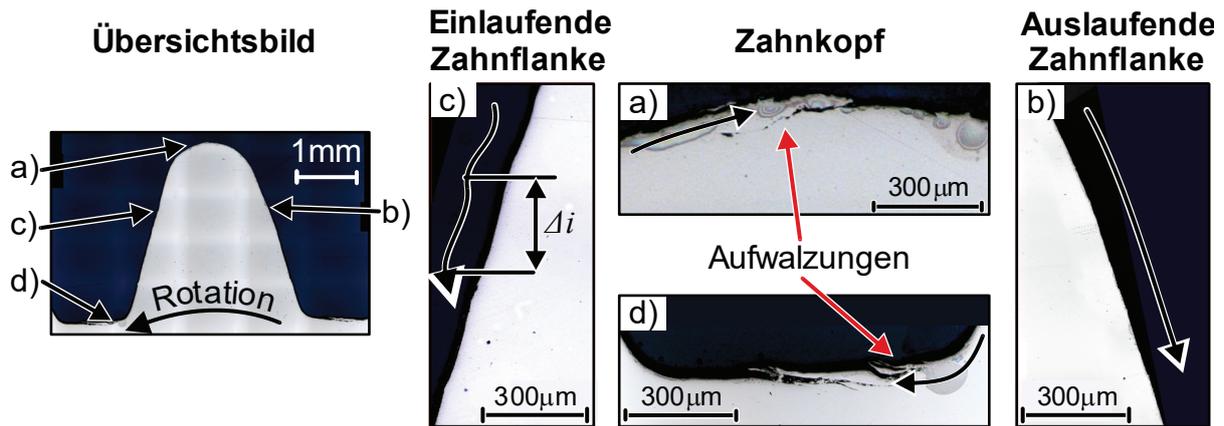
<sup>5</sup> Numerische Modellierung im Rahmen der Masterarbeit von J. V. Grodotzki: *Analysis and Control of the incremental Sheet-Bulk Gear Forming Process with rotating Gearing Tools*, Technische Universität Dortmund, 2016, betreut durch S. Wernicke, S. Chatti und A. E. Tekkaya.

elementen ab. Diese Abweichung ist auf die Abwälzbewegung des Verzahnungswerkzeugs zurückzuführen. Dabei wird ein geringer Teil des Werkstückmaterials mit jeder Umdrehung entlang der Oberfläche geschert und dem Zahnkopf aufgewalzt (**Bild 5.31a**). Die Dicke dieser Aufwalzungen beträgt in etwa  $50\ \mu\text{m}$ . Hinsichtlich der Bauteilbelastbarkeit sind diese Aufwalzen daher unbedeutend, besonders da der Zahnkopf im Anwendungsfall kontaktlos ist.



**Bild 5.30:** Werkstofffluss beim a) asynchronen und b) synchronen Umformen von Verzahnungselementen mit abwälzender Werkzeugbewegung (BS600)

Die auslaufenden Zahnflanken (**Bild 5.31b**) weisen eine glatte, evolventenförmige Oberfläche auf. Derartige Oberflächen sind darauf zurückzuführen, dass das Umformwerkzeug bei der auslaufenden Bewegung entlang der Zahnflanke abgleitet. Demgegenüber weisen die einlaufenden Zahnflanken eine wellenförmige Oberfläche auf (**Bild 5.31c**). Die Länge der einzelnen Wellen entspricht hierbei dem Zustellinkrement  $\Delta i$  jeder Werkstückrotation. Die Ursache für diese Wellenform liegt in der ausschließlich einlaufenden und dabei eindringenden Werkzeugbewegung, welche mit jeder Werkstückrotation einen Teil der Zahnflanke in Richtung Zahnfuß abschert, begründet. Im Bereich des Zahnfußes ist daher unterhalb der einlaufenden Zahnflanken aufgewalzter Werkstoff zu erkennen (**Bild 5.31d**). Die Dicke dieser Aufwalzungen beträgt bis zu  $0,1\ \text{mm}$ .



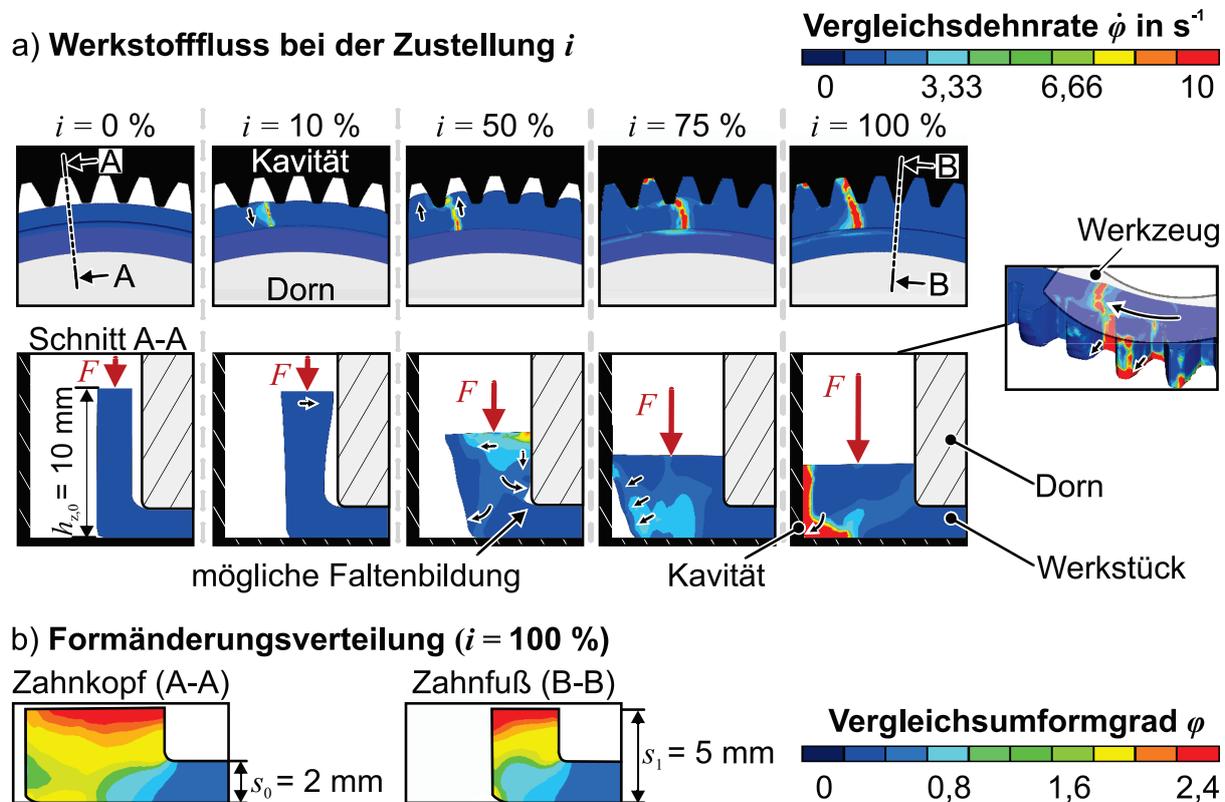
**Bild 5.31:** Charakteristische Werkstoffverteilung am a) Zahnkopf, b) der auslaufenden Zahnflanke, c) der einlaufenden Zahnflanke und d) des Zahnfußes nach dem kontinuierlichen Verzahnen mit synchronisiertem Werkzeug (BS600)

### *Kontinuierliches Verzahnen mit axialer Werkzeugzustellung (V3)*

Anders als bei den Prozessstrategien V1 und V2 erfolgt die Formänderung beim axialen Verzahnen von Napfhalbzeugen durch eine axiale Werkzeugzustellung. Hierdurch stellt sich ein grundsätzlich abweichender Werkstofffluss ein. Veranschaulicht ist dieser Werkstofffluss im **Bild 5.32a**, basierend auf einer numerischen Prozessanalyse mit der initialen Zargenhöhe  $h_{z,0} = 10$  mm und Wandstärke  $s_0 = 2$  mm. Dabei wälzt das Umformwerkzeug bis zum Erreichen der Gesamtzustellung  $i_{\max} = 5$  mm unidirektional entlang der Napf-Stirnfläche. Der Werkstoff plastifiziert zunächst im Bereich der Stirnfläche und legt sich radial gegen den Dorn sowie den Zahnkopf der Werkzeugkavität ( $i < 10$  %). Die damit einhergehende radiale Abstützung verhindert ein Knicken der Zarge. Der Werkstofffluss nahe dem Umformwerkzeug führt während der Umformung zu einem Wandstärkengradienten entlang der Zargenhöhe  $h_z$ , wodurch das Risiko einer Faltenbildung entsteht ( $0\% < i < 50$  %). Mit fortschreitender Zustellung beginnt der radiale Werkstofffluss die Werkzeugkavität wie auch den potenziellen Faltenbereich zu füllen. Ab einer Zustellung  $i = 75$  % ist die Kavität im werkzeugseitigen Kontaktbereich bereits vollständig ausgefüllt. Von diesem Moment erfährt das bereits ausgeformte Zahnelement lediglich eine axiale Verschiebung, wodurch sich die Umformzone in Richtung Napfboden verlagert. Im Gegensatz zum Verzahnen mit diskreter Werkzeugzustellung (V1), wo das ausgeformte Zahnelement eine Totzone darstellt, bedingt dies eine werkzeugseitige Relativgeschwindigkeit des ausgeformten Zahnelementes. Insgesamt ist hierdurch eine wesentliche Steigerung der Formfüllung  $\gamma$  zu beobachten. Demgegenüber erhöht die gesteigerte Reibfläche die zum Kalibrieren erforderliche Umformkraft  $F$  signifikant.

Hinsichtlich der Formänderungsverteilung axial ausgeformter Verzahnungselemente ist festzustellen, dass diese im Vergleich zu radial ausgeformten Elementen um  $90^\circ$  versetzt

vorliegt (**Bild 5.32b**). Dementsprechend weisen axial ausgeformte Verzahnungselemente über die Blechhöhe eine variierende Formänderungsverteilung auf. Demgegenüber ist die radiale Formänderungsverteilung vergleichsweise homogen.



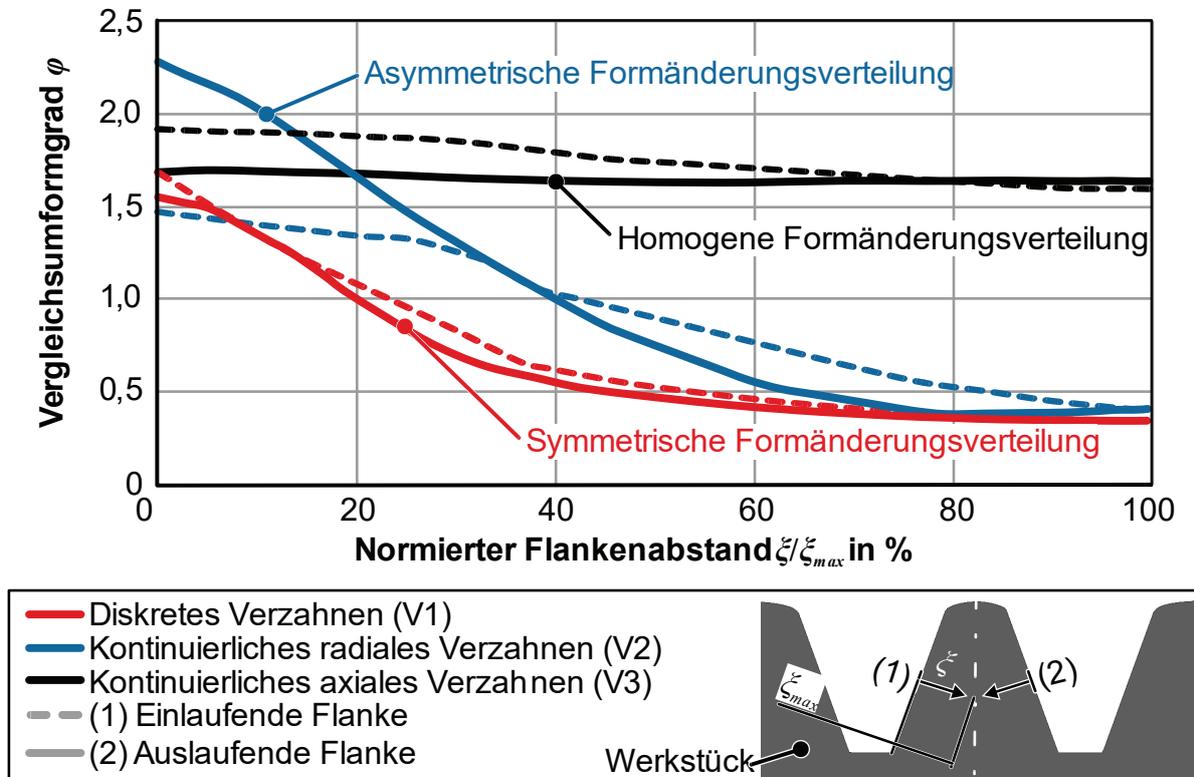
**Bild 5.32:** a) Werkstofffluss und b) Formänderungsverteilung beim axialen Verzahn von Napfhalbzeugen (V3) mit unidirektionaler Werkzeugbewegung (DC04)

### Gegenüberstellung der Formänderungsverteilungen

Ein abschließender Vergleich der prozessspezifischen Formänderungsverteilung erfolgt durch eine lokale Gegenüberstellung der jeweiligen Vergleichsumformgrade  $\phi_v$  auf halber Wandstärke  $s$  der Verzahnungselemente (**Bild 5.33**). Eine solche Gegenüberstellung bildet die Grundlage für die spätere Beurteilung der prozessspezifischen Umsetzung des werkstoffseitigen Verfestigungspotenzials.

Erstrebenswert für ein richtungsunabhängiges Einsatzverhalten ist eine symmetrische Formänderungsverteilung innerhalb der ausgeformten Verzahnungselemente. Diesbezüglich erfolgt eine Auswertung der gegenüberliegenden Zahnflanken auf Messpfaden senkrecht zur jeweiligen Zahnflanke. Bei dem diskreten Verzahn (V1) sind symmetrische Formänderungsverteilungen feststellbar. Demgegenüber stellt sich bei dem kontinuierlichen Verzahn (V2) eine deutlich asymmetrische Formänderungsverteilung ein, welche allerdings für Lastfälle mit einer Vorzugsrichtung durchaus

vorteilhaft sein kann. Eine weitestgehend symmetrische, aber auch homogene Formänderungsverteilung weisen die Flanken axial ausgeformter Verzahnungselemente (V3) auf.

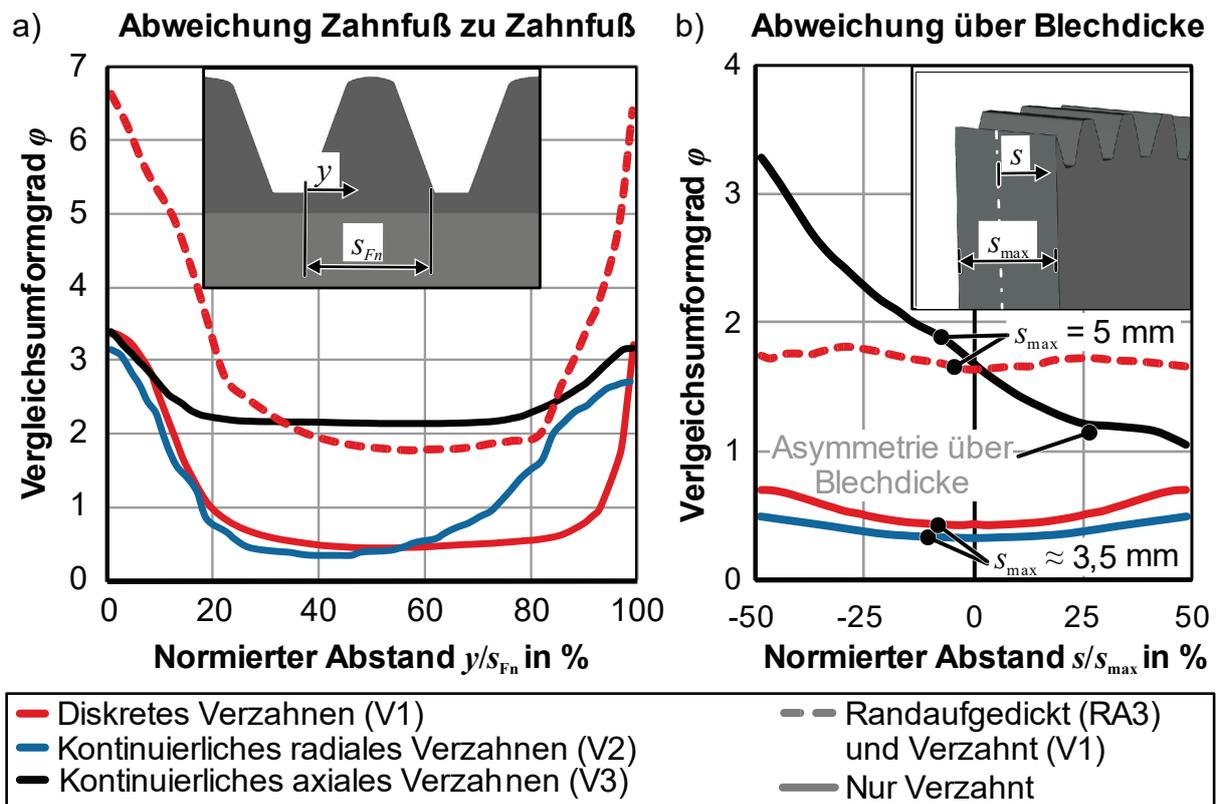


**Bild 5.33:** Numerische Formänderungsverteilung senkrecht zur Oberfläche der einlaufenden und auslaufenden Zahnflanke auf halber Blechdicke (DC04)

Zur Interpretation der nachfolgenden Untersuchungen bezüglich der quasistatischen Belastbarkeit iBMU-ausgeformter Verzahnungselemente sind Kenntnisse über die Formänderungsverteilung in Höhe des Zahnfußdurchmessers  $d_F$  zweckmäßig. Diese Verteilung ist im **Bild 5.34a** über die jeweiligen normierten Abstände aufgetragen. Auffällig ist hierbei, dass das diskrete Verzahnungen (V1) sowie das kontinuierliche radiale Verzahnungen (V2) ohne vorheriges Randaufdicken auf der überwiegenden Länge der Zahnfußdickensehne  $s_{Fn}$  nur eine marginale Formänderung herbeiführen. Erst durch das vorgelagerte Randaufdicken steigt die geringfügige Formänderung in der Mitte des Formelementes auf das Niveau axial ausgeformter Verzahnungselemente. Durch eine Prozesskombination aus Randaufdicken (RA3) und diskretem Verzahnungen (V1) nimmt der exponentiell ansteigende Vergleichsumformgrad im Bereich der Zahnflanken ( $y/s_{Fn} = 0\%$  und  $y/s_{Fn} = 100\%$ ) beachtliche Werte an. In diesen Bereichen wird im Lastfall der Kraftfluss umgelenkt.

Die Formänderungsverteilung in Blechdickenrichtung offenbart nach dem Verzahnungen mit radialer Werkzeugzustellung (V1 und V2) eine maximale Abweichung von ca. 10 % und ist damit weitestgehend homogen (**Bild 5.34b**). Ein vorgelagertes Randaufdicken

(RA3) bewirkt eine weitere Homogenisierung mit einer maximalen Abweichung von 4,5 %. Demgegenüber variiert der Vergleichsumformgrad  $\varphi$  in Blechdickenrichtung infolge des axialen Werkstoffflusses beim Verzahnen mit axialer Werkzeugbewegung (V3) um 73 %. Dementsprechend liegt über die Dicke der Funktionselemente ein signifikanter Formänderungsgradient vor.

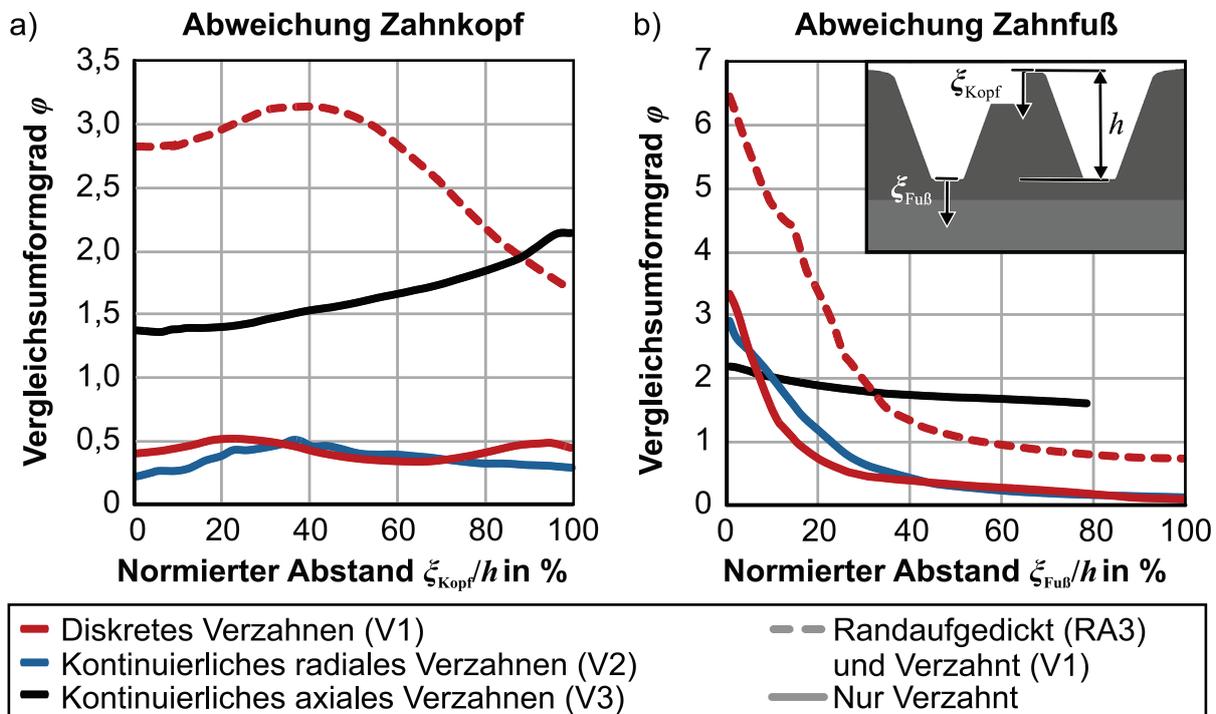


**Bild 5.34:** Numerische Formänderungsverteilungen in Höhe des Zahnfußkreismessers  $d_f$  a) entlang der Zahnfußdickensehne  $s_{Fn}$  und b) in Blechdickenrichtung, ausgehend von der halben Blechdicke (DC04)

Senkrecht zur Oberfläche des Zahnkopfes ist bei diskret (V1) und kontinuierlich (V2) verzahnten Formelementen lediglich eine geringe, aber homogene Formänderung festzustellen (**Bild 5.35a**). Durch vorgelagertes Randaufdicken (RA3) kann der oberflächennahe Vergleichsumformgrad  $\varphi$  um ein Vielfaches erhöht werden, ohne dass sich die oberflächennahe Formänderungsverteilung qualitativ ändert. Verglichen mit dem axialen Verzahnen (V3), welches zu einem entgegengesetzten Verlauf führt, ist der oberflächennahe Vergleichsumformgrad  $\varphi$  nach Prozesskombination (RA3 und V1) in etwa doppelt so hoch. Oberflächenfern ist ab einem normierten Oberflächenabstand  $\xi_{kopf}/h > 60$  % bei der Prozesskombination (RA3 und V1) dennoch eine qualitative Änderung gegenüber dem Verlauf in ausschließlich verzahnten (V1) Zahnköpfen zu beobachten.

Senkrecht zum Zahnfuß weisen radial (V1 und V2) ausgeformte Verzahnungselemente einen exponentiell abfallenden Vergleichsumformgrad  $\varphi$  auf. Durch ein vorheriges

Randaufdicken (RA3) kann der Vergleichsumformgrad  $\varphi$  bis zu einem Oberflächenabstand, welcher der Zahnhöhe  $h$  bzw. Zustelltiefe  $i_{ges}$  entspricht, weitestgehend verdoppelt werden. Das axiale Verzahnen (V3) führt dagegen zu einer wesentlich homogenen Formänderungsverteilung mit geringerer Amplitude.



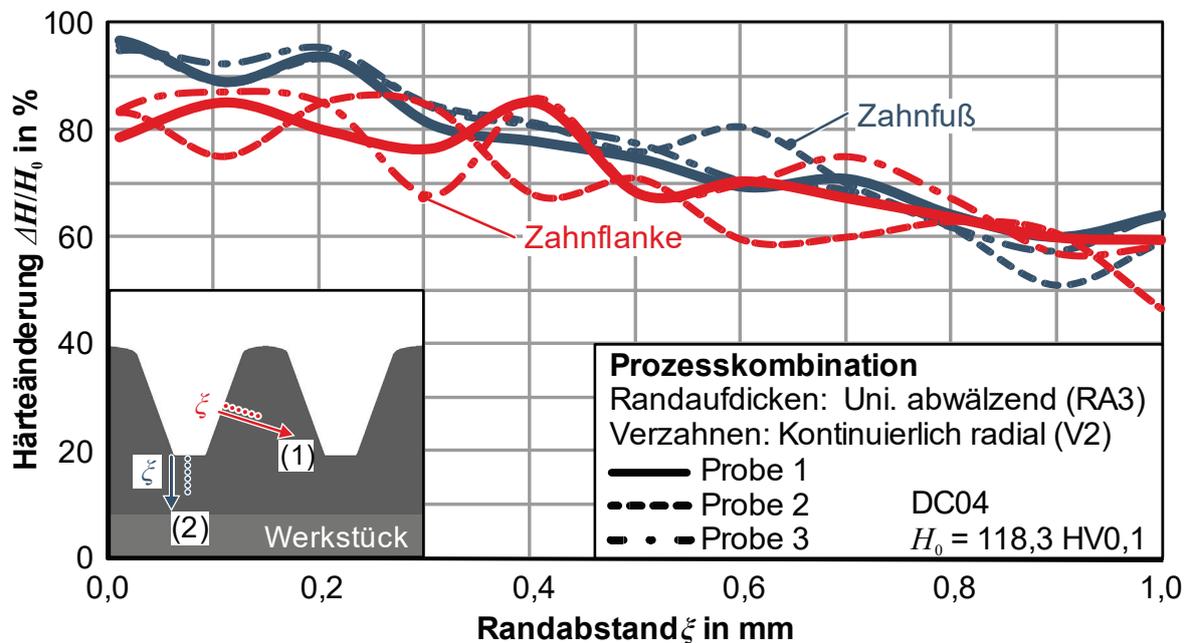
**Bild 5.35:** Numerisch ermittelte Formänderungsverteilungen senkrecht zur Oberfläche des a) Zahnkopfes und b) Zahnfußes auf halber Blechdicke  $s$  (DC04)

### 5.4.2 Prozessroutenabhängige Festigkeitsänderung

Für die Auslegung blechmassivumgeformter Funktionsbauteile ist die Kenntnis über die prozessroutenabhängige Festigkeitsverteilung innerhalb der Funktionsbauteile bedeutend. Anforderungen an die Festigkeitsverteilung können abhängig vom individuellen Einsatzfall variieren. Bei crashrelevanten Funktionsbauteilen mit einer Positionieraufgabe kann eine geringere Festigkeit mit erhöhter Duktilität innerhalb des Funktionselementes vorteilhaft sein. Demgegenüber kann bei dauerhaft abwälzenden Verzahnungselementen eine erhöhte Festigkeit im Bereich der Zahnflanken erstrebenswert sein.

Für Aussagen über prozessroutenabhängige Härteänderungen ist neben der Kenntnis der messtechnischen Varianz ein Überblick über die prozessbedingte Reproduzierbarkeit notwendig. Letztere kann beispielsweise hervorgerufen werden durch Abweichungen bei der Halbzeugherstellung, der Gesamtzustellung  $i_{ges}$  oder einer Gratbildung zwischen Umformwerkzeug und Kammerung. Die maximalen Abweichungen der Härteänderung  $\Delta H/H_0$  konnten nach der Prozesskombination Randaufdicken und Verzahnen identifiziert werden. Die dabei auftretenden Abweichungen sind im **Bild 5.36** für

jeweils einen Messpfad senkrecht zur Zahnflanke (1) und zum Zahnfuß (2) dargestellt. Die dargestellten Messungen erfolgten an drei identisch umgeformten Verzahnungen nach dem unidirektional abwäldendem Randaufdicken (RA3) und dem kontinuierlich radialen Verzahnen (V2).

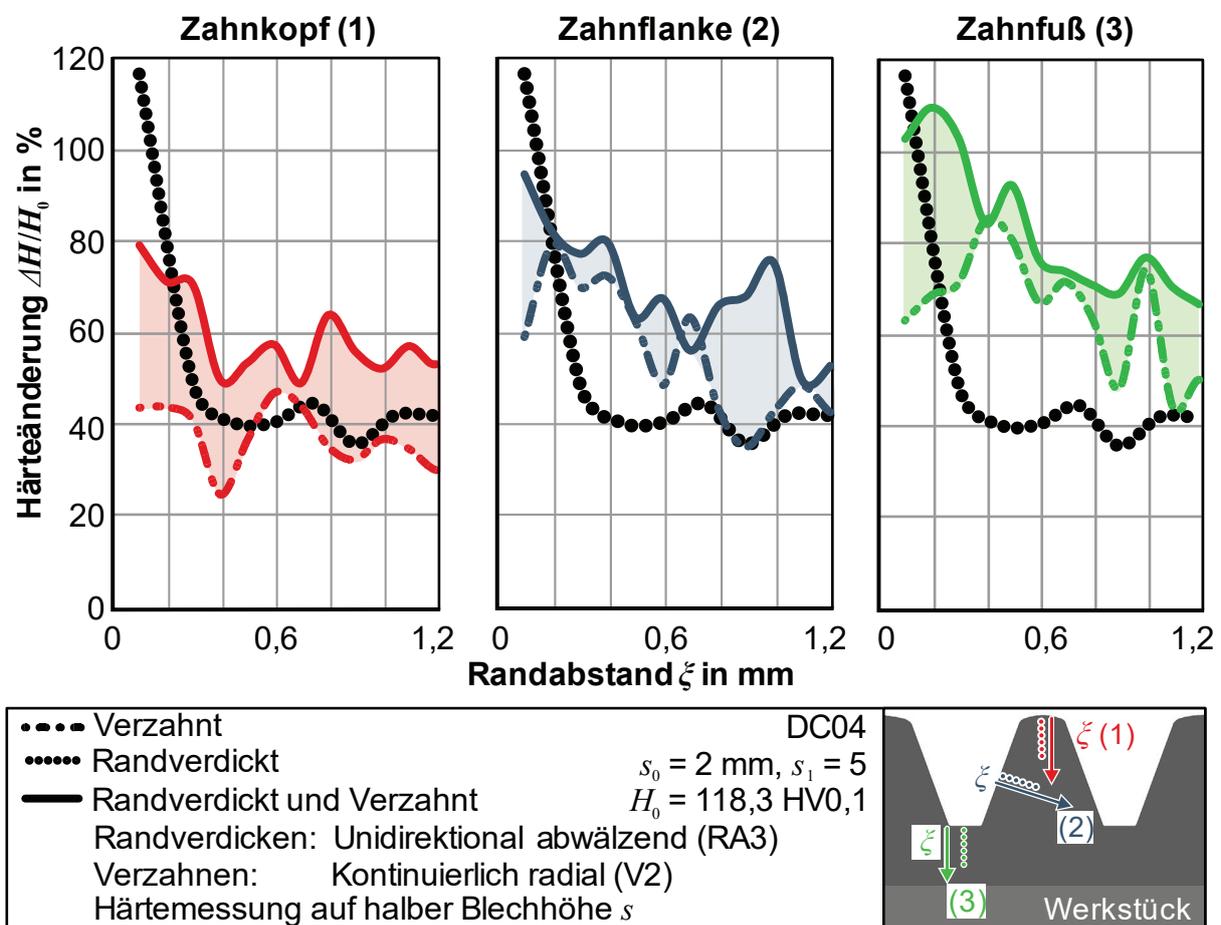


**Bild 5.36:** Reproduzierbarkeit der lokalen Härtesteigerung  $\Delta H/H_0$  für Messpfade senkrecht zur Zahnflanke und des Zahnfußes nach dem Randaufdicken und Verzahnen

Hinsichtlich der Reproduzierbarkeit der Härtemessungen erhöht sich die am Ausgangswerkstoff (DC04) gemessene Standardabweichung  $s_H = 2,35 \%$  im Mittel über alle Messstellen senkrecht zur Zahnflanke auf  $4,79 \%$ , bzw. senkrecht zum Zahnfuß auf  $3,86 \%$ . Härteänderungen  $\Delta H/H_0$  oberhalb dieser Werte können daher als signifikant betrachtet werden.

Die Härteverteilung innerhalb der ausgeformten Verzahnungselemente unterscheidet sich charakteristisch und ist im **Bild 5.37** anhand von Messungen senkrecht zum Zahnkopf (1), zur Zahnflanke (2) und zum Zahnfuß (3) gegenübergestellt. Diese Messungen erfolgten an Bauteilen nach dem Verzahnen, dem Randaufdicken sowie dem kombinierten Randaufdicken und Verzahnen. Aufgrund der vergleichsweise geringen Formänderung im Bereich des Zahnkopfes ist an dieser Stelle durch alleiniges Verzahnen eine vergleichsweise homogene, aber moderate Härtesteigerung  $\Delta H/H_0$  festzustellen. Durch ein vorgelagertes Randaufdicken kann der Härteanstieg unmittelbar im Randbereich nahezu verdoppelt werden. Zusätzlich steigt das Härteniveau auch in Bereichen mit größerem Randabstand  $\xi$  an. Gleiches kann an der Zahnflanke (2) und dem Zahnfuß (3) beobachtet werden, wenngleich der prozentuale Härteanstieg  $\Delta H/H_0$  infolge des Randaufdickens deutlich geringer als am Zahnkopf (1) ausfällt. Das

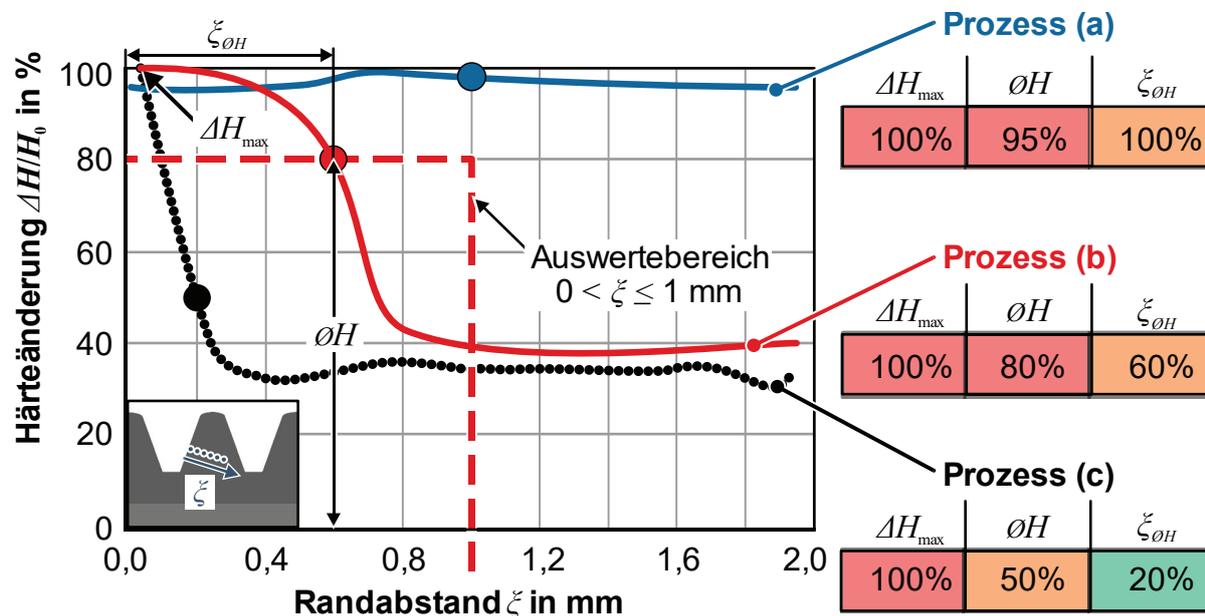
insgesamt höhere Härteniveau in den Bereichen der Zahnflanke und des Zahnfußes ist auf die dort höheren Formänderungen zurückzuführen. Zusammenfassend trägt das vorgelagerte Randaufdicken somit maßgeblich zum Härteanstieg in den Bereichen bei, welche beim Verzahnen eine vergleichsweise geringe Formänderung aufweisen (1). In den Bereichen, die beim Verzahnen eine hohe Formänderung erfahren (2 und 3), führt die zusätzliche Formänderung durch ein vorgelagertes Randaufdicken zu keiner proportionalen Härtesteigerung  $\Delta H/H_0$ . Insgesamt liegt die Härte im Randbereich ( $\xi \approx 0$  mm) unterhalb der Härtesteigerung durch das alleinige Randaufdicken. Ein derartiger Härteabfall nach dem Prozesswechsel korreliert mit dem lastpfadabhängigen Verfestigungsverhalten und ist auch bei Versuchen mit dem Werkstoff BS600 zu beobachten.



**Bild 5.37:** Charakteristische Härteanstiege  $\Delta H/H_0$  an Zahnkopf (1), Zahnflanke (2) und Zahnfuß (3) in Abhängigkeit der Prozessroute

Zur bauteileigenschafts-orientierten Prozessauslegung ist eine prozesscharakteristische Gegenüberstellung zielführend. Die Gegenüberstellung der vielfältig kombinierbaren Randverdickungs- und Verzahnungsprozesse erfordert eine Parametrisierung der charakteristischen Härteverläufe. Dazu sind charakteristische Härteverläufe schematisch im **Bild 5.38** veranschaulicht. Eine zweckmäßige Größe ist der maximale

Härteanstieg  $\Delta H_{\max}$ , welcher vorwiegend am äußersten Rand ( $\zeta \approx 0$  mm) vorzufinden ist. Bei allen untersuchten Proben ist eine prozesscharakteristische Beeinflussung der Härte lediglich im unmittelbaren Randbereich  $0 \leq \zeta \leq 1$  mm vorzufinden.



**Bild 5.38:** Schematische Parametrisierung der Härteänderungen  $\Delta H/H_0$  mittels der maximalen Härteänderung  $\Delta H_{\max}$ , der mittleren Härteänderung  $\varnothing H$  und des Randabstands, an dem die mittlere Härteänderung  $\zeta_{\varnothing H}$  vorliegt

Ab einem Randabstand  $\zeta > 1$  mm vereinheitlichen sich die prozessroutenabhängigen Härtemessungen, sodass eine Parametrisierung, bezogen auf einen Randabstand  $\zeta = 1$  mm, sinnvoll erscheint. Der im Bereich  $0 \leq \zeta \leq 1$  mm durchschnittlich messbare Härteanstieg  $\varnothing H$  wird daher als zweiter charakteristischer Parameter definiert. Eine Aussage darüber, in welchem Randabstand  $\zeta$  diese mittlere Härteänderung  $\varnothing H$  vorliegt, ergibt sich durch den Parameter  $\zeta_{\varnothing H}$ , welcher auf die Auswertelänge von einem Millimeter normiert ist. Hierdurch kann beschrieben werden, ob ein großer Härteanstieg nahezu im gesamten Messbereich (**Bild 5.38a**) oder lediglich am Rand vorliegt (**Bild 5.38c**). Zur Vernachlässigung der gemessenen Varianz, welche zur deutlichen Unterschätzung des relativen Randabstandes  $\zeta_{\varnothing H}$  und der mittleren Härteänderung  $\varnothing H$  führen kann (vgl. **Bild 5.38a**), berücksichtigt der Randabstand  $\zeta_{\varnothing H}$  die Position, an der die Härte unter die mittlere Härteänderung  $\varnothing H$  abzüglich der dortigen Standardabweichung  $s_H$  fällt. Die Gegenüberstellung ist auf Basis der vorgenannten drei charakteristischen Parameter im **Bild 5.39** zusammengefasst.<sup>6</sup>

<sup>6</sup> Härtemessungen im Rahmen der Bachelorarbeit von F. Sultane: *Einfluss unterschiedlicher Prozessrouten auf die Bauteileigenschaften eines inkrementell blechmassivumgeformten Zahnrades*, Technische Universität Dortmund, 2017, betreut durch S. Wernicke, P. Sieczkarek und A. E. Tekkaya.

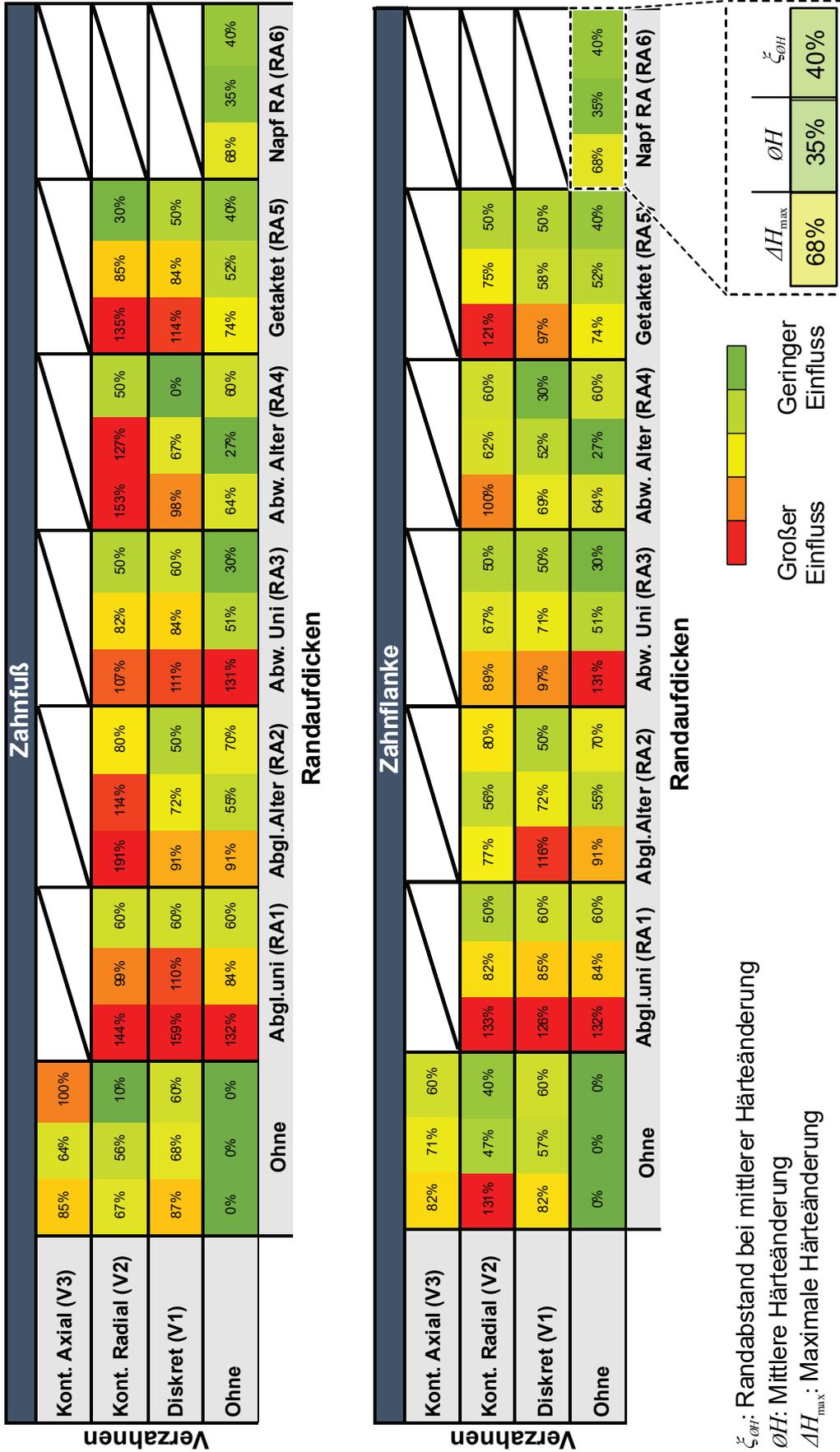


Bild 5.39: Gegenüberstellung der prozessroutenabhängigen Härteänderungen (DC04)

Die Gegenüberstellung der prozesscharakteristischen Härtebeeinflussung im **Bild 5.39** ermöglicht die eigenschaftsorientierte Prozessauslegung für den Blechwerkstoff DC04. Vergleichende Untersuchungen mit dem Werkstoff BS600 und S355MC zeigen ein ähnliches prozessroutenabhängiges Verfestigungsverhalten auf.<sup>7</sup> Dieses Verhalten kann mit den entwickelten charakteristischen Parametern werkstoffunabhängig parametrisiert werden.

#### 5.4.1 Beeinflussung benachbarter Umformzonen

Bei der axialen Prozessstrategie (V3) erfahren bereits ausgeformte Verzahnungselemente eine kontinuierliche Abstützung durch über den Umfang angeordnete Kavitäten im Kammerungswerkzeug. Eine derartige Abstützung ist aus Gründen der Prozesskinematik bei den Verzahnungsstrategien mit radialer Werkzeugzustellung nicht realisierbar. Daher kann die radiale Zustellung zu einer Deformation bereits ausgeformter Verzahnungselemente führen und bedarf einer gesonderten Betrachtung. Bei allen vorangegangenen Untersuchungen wurde eine Werkzeugkontur mit einem konstanten Bezugsprofil von  $\alpha_{p,Wz} = 20^\circ$  angenommen. Diese ist näherungsweise bei Verzahnungen mit einer Zähnezahl  $z > 100$  vorzufinden und erleichtert die analytische Prozessbeschreibung der Prozesskräfte (Sieczkarek et al., 2016c). Mit abnehmender Zähnezahl  $z$  weicht diese bezugsprofilerte Flankenkontur zunehmend von der markanter werdenden Evolventenkontur ab. Daher führt die bezugsprofilerte Werkzeugkontur gegen Prozessende und bei der betrachteten Zähnezahl  $z = 62$  zu einer geometrischen Überschneidung mit dem zuvor ausgeformten Verzahnungselement (**Bild 5.40a**). Infolge der genannten Überschneidung berührt das Umformwerkzeug gegen Prozessende auch bereits ausgeformte Verzahnungselemente, wodurch diese in radialer- und in Umfangsrichtung mit einer Geschwindigkeit  $v_r$  bzw.  $v_x$  verschoben werden. Darüber hinaus erreicht ein bezugsprofilertes Werkzeug nicht den Bereich des Zahnfußes eines Verzahnungselementes, sodass es dort zu einem Übermaß kommt (**Bild 5.40a**).<sup>8</sup>

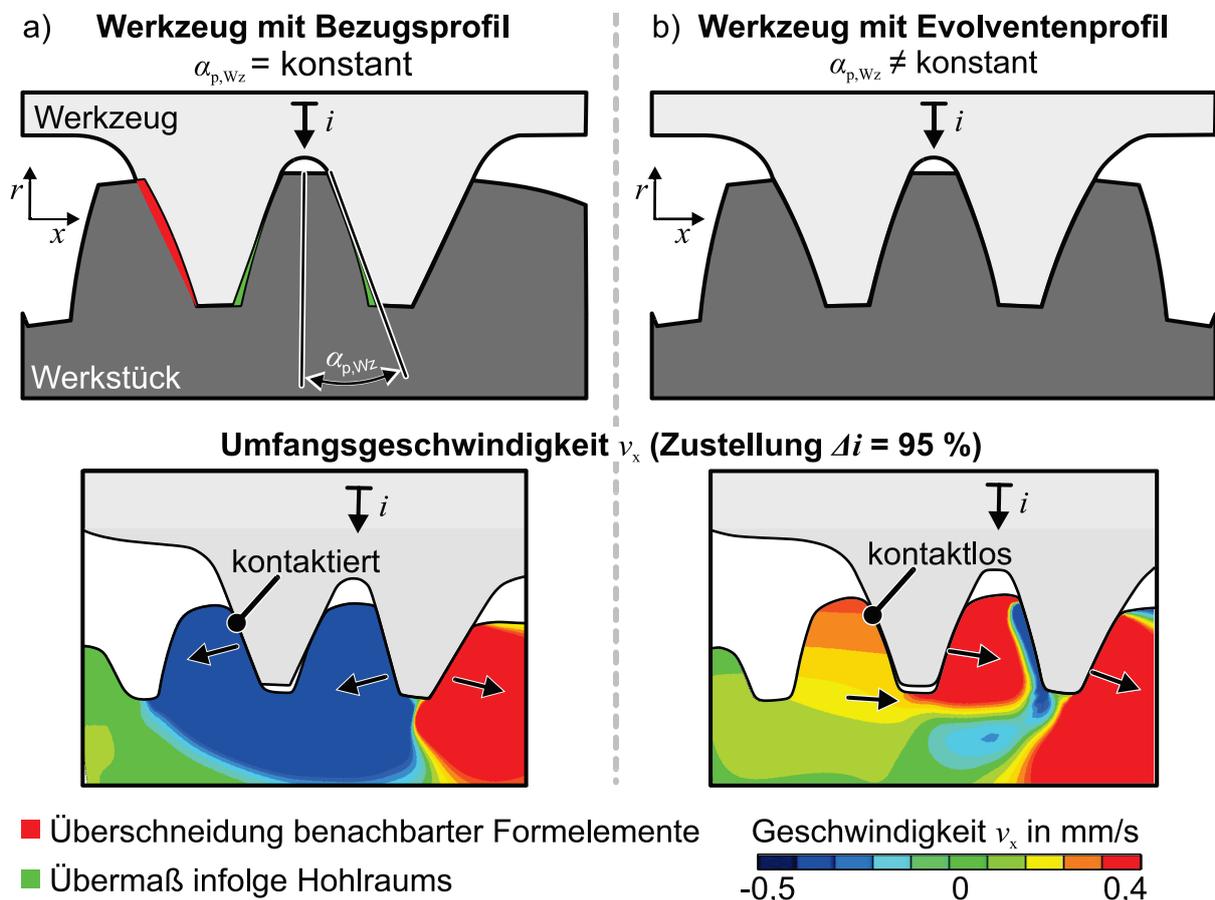
Trotz der inkrementellen Prozessabfolge kann eine geometrische Beeinflussung benachbarter Verzahnungselemente durch eine Anpassung der Werkzeugkontur weitestgehend vermieden werden (**Bild 5.40b**). Hierfür wurde den werkzeugseitigen Zahnflanken die Negativkontur der auszuformenden Evolventen-Verzahnung eines

---

<sup>7</sup> Härtemessungen im Rahmen der Bachelorarbeit von J. Ludwig: *Analyse von Einflussgrößen zur gezielten Einstellung der Bauteileigenschaften am Beispiel eines durch inkrementelle Blechmassivumformung randaufgedickten Blechkörpers*, Technische Universität Dortmund, 2016, betreut durch P. Sieczkarek und S. Wernicke.

<sup>8</sup> Geometricanalyse im Rahmen der Masterarbeit von D. Herweg: *Analyse von Einflussgrößen zur gezielten Einstellung der Bauteileigenschaften am Beispiel eines durch inkrementelle Blechmassivumformung randaufgedickten Blechkörpers*. Technische Universität Dortmund, 2020, betreut durch S. Wernicke und A. E. Tekkaya.

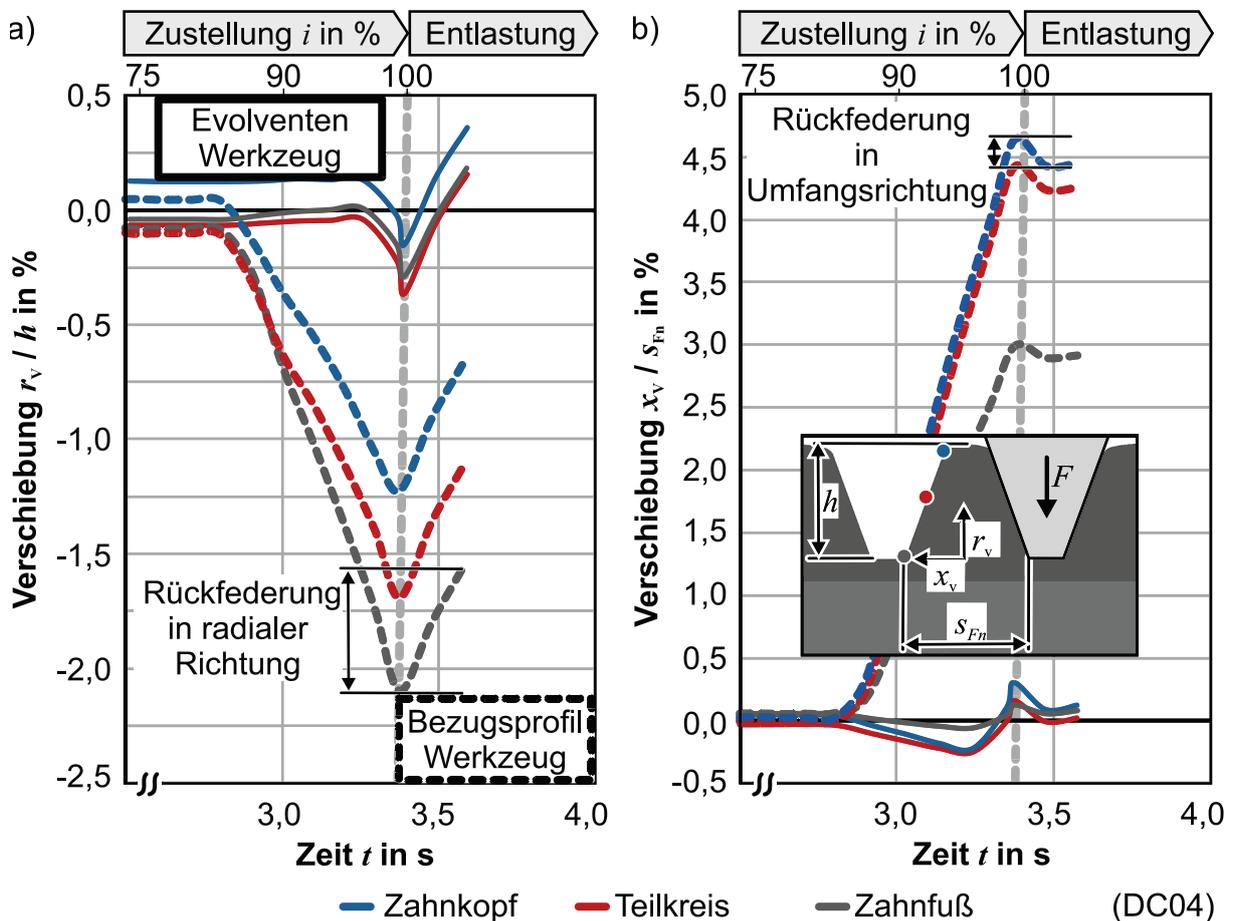
Zahnrad mit der auszuformenden Zähnezahl  $z$  aufgeprägt. Hierbei ist zu beobachten, dass das Umformwerkzeug das benachbarte Verzahnungselement unmittelbar gegen Prozessende nicht kontaktiert. Dennoch verschiebt sich dieses Element entlang des Umfangs in Richtung des Umformwerkzeuges. Diese Verschiebung basiert auf einem umfänglichen Werkstofffluss unterhalb des Zahnfußkreismessers  $d_f$ . Eine solche Verschiebung ist im Rahmen der inkrementellen Prozessabfolge nicht vollständig vermeidbar. Vielmehr führt die radiale Verschiebung des nun auszuformenden Zahnelementes dazu, dass der benachbarte Werkstoff entlang des Umfangs nachfließen muss. Daher ist eine Werkzeugkontur, welche das Negativ zur Sollgeometrie des Werkstückes aufweist, als optimal zu betrachten. Demgegenüber würde ein Aufmaß zu einer vorzeitigen Kontaktierung benachbarter Verzahnungselemente führen, wohingegen durch ein Unterschreiten dieses Maßes keine Abstützung dieser Elemente gewährleistet wäre.



**Bild 5.40.** Schematische Werkzeugkonturen und resultierende numerische Umfangsgeschwindigkeit  $v_x$  im Werkstück beim diskreten Verzahnen mit einem a) Bezugsprofil und b) Evolventenprofil (DC04)

Eine Gegenüberstellung der relativen Verschiebungen beider Werkzeugkonturen ist im **Bild 5.41a** für Punkte im Bereich des benachbarten Kopfkreisdurchmessers  $d_k$ , Teilkreisdurchmessers  $d$  und Fußkreisdurchmessers  $d_f$  dargestellt. Bezogen auf die

Zahnhöhe  $h$  ist bei der Umformung mit konstantem Flankenwinkel  $\alpha_{p,WZ}$  in Höhe des Zahnfußdurchmessers  $d_F$  mit ca. 2 % die größte Verschiebung zu beobachten. Aufgrund einer Rückfederung verringert sich diese Verschiebung nach der Entlastung auf ca. 1,5 %. In Richtung des Zahnkopfes nimmt die radiale Verschiebung deutlich ab, sodass bereits ausgeformte Verzahnungselemente nicht nur radial verschoben werden, sondern zusätzlich um ihren Zahnfuß rotieren. Bei der Umformung mit einer evolventenförmigen Flankengeometrie können sowohl die radiale Verschiebung als auch die Rotation benachbarter Elemente signifikant verringert werden. Diesbezüglich kompensiert die abschließende Rückfederung die radiale Verschiebung der Elemente weitestgehend. Der Betrag der Rückfederung ist dabei unabhängig von der Werkzeugkontur. In Umfangsrichtung ist die betragsmäßige Rückfederung dagegen nur halb so groß.



**Bild 5.41:** Numerisch ermittelte Verschiebung und Rückfederung in a) radialer und b) Umfangsrichtung für das diskrete Verzahnungen (V1) mit bezugsprofilierter und evolventenförmiger Werkzeuggeometrie

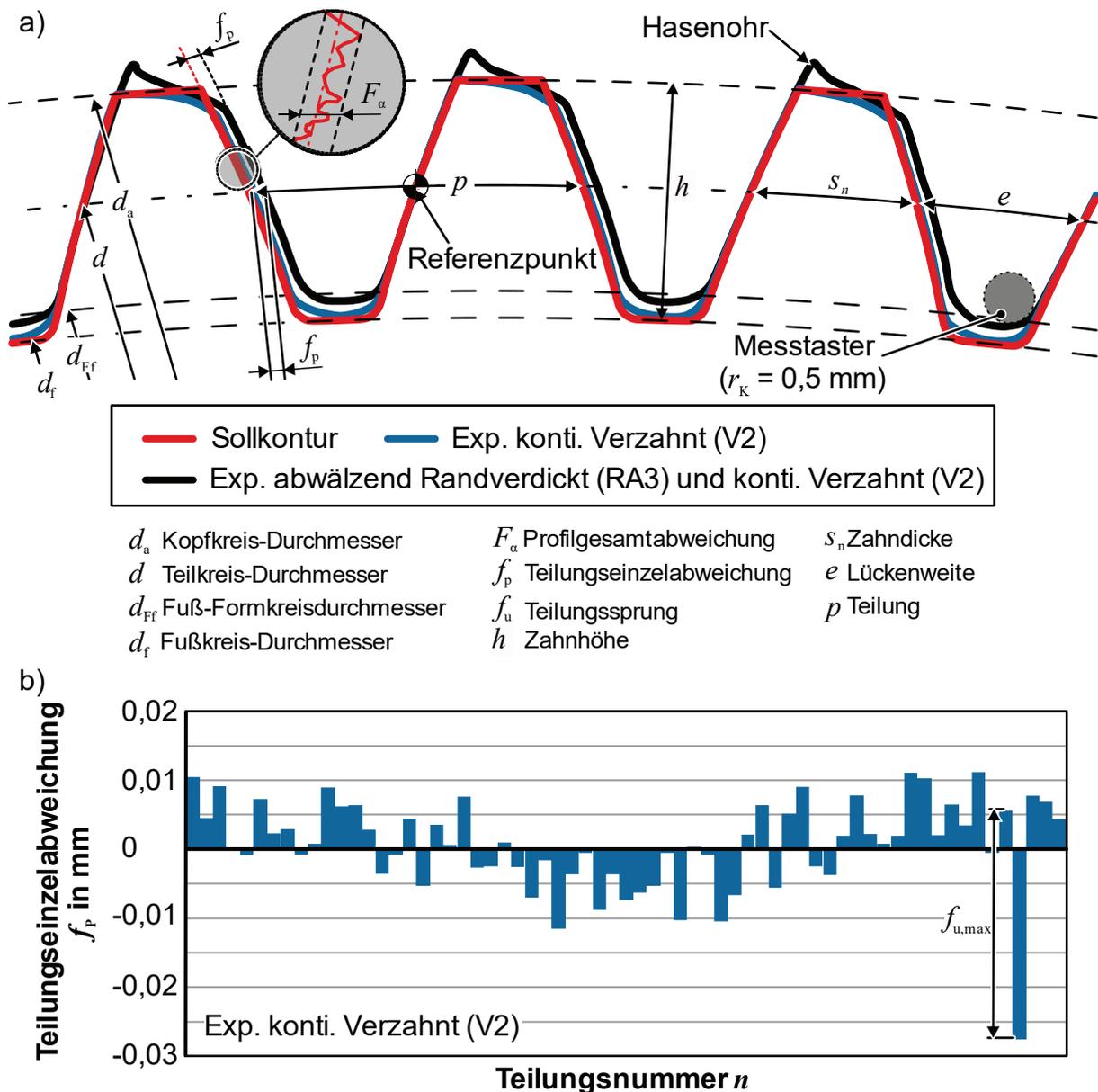
Die auf die Zahnfußsehnenbreite  $s_{Fn}$  bezogene Verschiebung in Umfangsrichtung fällt gegenüber der radialen Verschiebung in etwa doppelt so groß aus. Daher ist eine Anpassung der werkzeugseitigen Zahnflankengeometrie insbesondere zur Reduzierung der Umfangsverschiebung benachbarter Zahnelemente erforderlich. Durch diese

Maßnahme reduziert sich die bleibende Umfangverschiebung auf ca. 0,1 % der Zahnfußsehnenbreite  $s_{Fn}$ . Die Verschiebung benachbarter Verzahnungselemente fällt bei der Verzahnungsstrategie mit kontinuierlicher radialer Werkzeugbewegung (V2) deutlich geringer aus. Während der Umformung sind durchweg mehrere Zahnelemente im Eingriff, sodass diese eine werkzeugseitige Abstützung erfahren.

#### 5.4.2 Formgenauigkeit und Topografie der Formelemente

Klocke und Brecher (2016) kategorisieren umformtechnische Verzahnungsprozesse als lediglich endkonturnah. Die BMU ermöglicht als neue Prozessklasse neuartige Ansätze zur Ausformung von Verzahnungen. Interessant ist daher, ob die Anforderungen des Toleranzsystems der ISO-1328 durch eine Nachbearbeitung von positiven Konturabweichungen erreicht werden können. Zur Verkürzung der Prozesskette besteht zudem ein übergeordnetes Interesse an der Identifikation von Prozessstrategien, welche anwendungstaugliche Geometrieabweichungen unmittelbar nach der Umformung ermöglichen. Daher erfolgen taktile Messungen an den zuvor ausgeformten Zahnrädern. Dabei werden die Verzahnungsstrategien sowohl isoliert als auch in Kombination mit dem vorgelagerten, unidirektional abwälzenden Randverdickungsprozess (RA3) analysiert. Die ermittelten Verzahnungskonturen werden zueinander an einem Referenzpunkt ausgerichtet und sind exemplarisch im **Bild 5.42a** gegenübergestellt.

Bei der Gegenüberstellung im **Bild 5.42a** ist zu beobachten, dass die Verzahnungsgeometrie ohne vorgelagertes Randaufdicken (blau) der Sollgeometrie (rot) weitestgehend entspricht. Im Zahnkopfbereich sind einseitige Abrundungen zu erkennen, welche zu einer Negativabweichung führen. Zurückzuführen ist diese Abweichung auf die kontinuierliche radiale Prozesskinematik (V2), da bereits ausgeformte Formelemente beim Verlassen der Eingriffslinie von auslaufenden Werkzeugelementen sekundär umgeformt werden (vgl. **Bild 5.30b**). Das vorgelagerte Randaufdicken reduziert diese Negativabweichung bei gleichbleibender Zustelltiefe  $i$  der Verzahnungswerkzeuge. Dies ist auf die zunehmende Nachgiebigkeit des Versuchsaufbaus aufgrund deutlich höherer Prozesskräfte zurückzuführen. Zusätzlich stellt sich im Bereich des Fußkreismessers  $d_f$  eine positive Formabweichung ein. Durch das vorgelagerte Randaufdicken liegt der Werkstoff beim Verzahnen an den Kammerungswerkzeugen an und wird am Fließen in Blechdickenrichtung gehindert. Hierdurch nimmt zum einen die Zahndicke  $s_n$  zu. Darüber hinaus bilden sich oberhalb der einlaufenden Zahnflanken sogenannte „Hasenohren“. Li et al. (2017) beschreiben diese „Hasenohrbildung“ als charakteristisch für das Profilwalzen von Verzahnungen (vgl. **Bild 2.5b**). Zurückzuführen ist diese auf eine Werkstoffverschiebung entlang der einlaufenden Zahnflanke infolge der auslaufenden Werkzeugflanke (vgl. **Bild 5.30b**).



**Bild 5.42:** a) Vergleich taktill vermessener Zahnelemente mit Sollkontur und b) Teilungseinzelabweichungen  $f_p$  über den Umfang eines Zahnrades

Entgegen den zuvor genannten Formabweichungen, welche zwangsläufig eine Nachbearbeitung erfordern, entsprechen die Teilungsabweichungen den Toleranzklassen 9-12. Die resultierenden Teilungseinzelabweichungen  $f_p$  und der maximale Teilungssprung  $f_{u,max}$  sind im **Bild 5.42b** für die kontinuierlich ausgeformten (V2) Zahnelemente eines nicht randaufgedickten Bleches veranschaulicht. Für die übrigen Prozessstrategien konnten qualitativ vergleichbare Ergebnisse gemessen werden. Diese sind in **Tabelle 5.2** quantitativ gegenübergestellt. Positive Formabweichungen, die durch eine Nachbearbeitung korrigiert werden können, sind grün hinterlegt. Dahingegen sind negative Formabweichungen rot hinterlegt.

**Tabelle 5.2:** Form-, Teilungs-, Rundlauf- und Profilabweichungen in mm mit entsprechender Toleranzklasse (in Klammern, nach ISO-1328)

Verzahnungsstrategie											
Werkzeugkontur Randverdickung		Diskretes (V1)				Kontinuierlich radial (V2)				Konti. axial (V3)	
		Bezugsprofil		Evolvertenprofil		Bezugsprofil		Evolvertenprofil		Evolvertenprofil	
		Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit	Ohne	Mit
Form- abweichung	Zahnhöhe $h$ in %	92,27	70,71	89,79	74,91	86,11	84,49	98,52	103,28	100,74	
	Zahndicke $s$ in %	98,29	112,21	100,59	109,24	102,24	118,57	99,89	106,96	119,03	
	Zahnweite $e$ in %	101,54	87,68	99,45	90,77	97,80	81,47	100,12	93,10	81,00	
	Zahndickenschwankung $R_s$	0,214 (-)	0,557 (-)	0,135 (-)	0,390 (-)	0,12 (-)	0,322 (-)	0,163 (-)	0,268 (-)	0,061 (12)	
Teilungs- / Rundlauf- abweichung	Teilungseinzelabweichung $f_p$	0,361 (-)	0,320 (-)	0,028 (10)	0,053 (12)	0,027 (10)	0,032 (10)	0,022 (9)	0,068 (12)	0,037 (11)	
	Max. Teilungssprung $f_{u,max}$	0,533 (-)	0,573 (-)	0,032 (10)	0,103 (-)	0,035 (10)	0,036 (10)	0,026 (10)	0,099 (12)	0,035 (10)	
	Teilungsgesamtabweichung $F_p$	0,361 (-)	0,496 (-)	0,225 (12)	0,579 (-)	0,091 (10)	0,269 (12)	0,218 (12)	0,268 (12)	0,051 (9)	
	Rundlaufabweichung $F_r$	0,267 (-)	0,346 (-)	0,253 (-)	0,542 (-)	0,183 (-)	0,436 (-)	0,213 (-)	0,259 (-)	0,312 (-)	
Profil- abweichung	Max. Gesamtabweichung $F_\alpha$ Linksflanken	0,150	0,075	0,036	0,124	0,041	0,050	0,024	0,039	0,067	
	Max. Gesamtabweichung $F_\alpha$ Rechtsflanken	0,050	0,033	0,036	0,077	0,028	0,052	0,038	0,046	0,065	
	Verzahnungsqualität	(-)	(12)	(10)	(-)	(11)	(11)	(11)	(11)	(11)	(10)

(-) Verzahnungsqualität außerhalb der Toleranzklassen  
(n) Verzahnungsqualität entspricht Toleranzklasse  $n$   
Positive Formabweichung, Nachbearbeitung möglich  
Negative Formabweichung, Nachbearbeitung nicht möglich

Diskret verzahnte Formelemente (V1) weisen negative Formabweichungen in Form zu geringer Zahnhöhen  $h$  auf und eignen sich somit ausschließlich für profilverschobene Verzahnungen. Gleiches gilt für Verzahnungselemente, die kontinuierlich (V2) von Werkzeugen mit einem Bezugsprofil ausgeformt werden. Zur Ausformung von Verzahnungen ohne eine Profilverschiebung eignen sich daher lediglich die kontinuierliche radiale (V2) und axiale (V3) Ausformung mittels evolventenförmiger Werkzeugflanken. Als zwei mögliche Maßnahmen zur Steigerung der resultierenden Zahnhöhe  $h$  haben Sieczkarek et al (2017) bereits das Potenzial von Vorformschritten und vorkonturierten Halbzeugen aufgezeigt.

Eine gleichmäßige Drehmomentübertragung ist insbesondere bei rotationssymmetrischen Funktionsbauteilen relevant. Diese Gleichmäßigkeit ergibt sich aus möglichst geringen Teilungseinzelabweichungen  $f_p$ , maximalen Teilungssprüngen  $f_{u,max}$  und Teilungsgesamtabweichungen  $F_p$ . Charakteristisch führt das diskrete Verzahnen (V1) mittels bezugsprofilierter Werkzeuge zu Teilungsabweichungen außerhalb des ISO-Toleranzsystems. Diese Abweichungen sind primär auf die Verschiebung benachbarter Formelemente zurückzuführen (vgl. **Bild 5.40**). Bei dem Verzahnen mit kontinuierlicher Werkzeugbewegung ist dieser Effekt deutlich geringer ausgeprägt, da durchweg mehrere Zähne im Eingriff sind und somit benachbarte Formelemente abstützen.

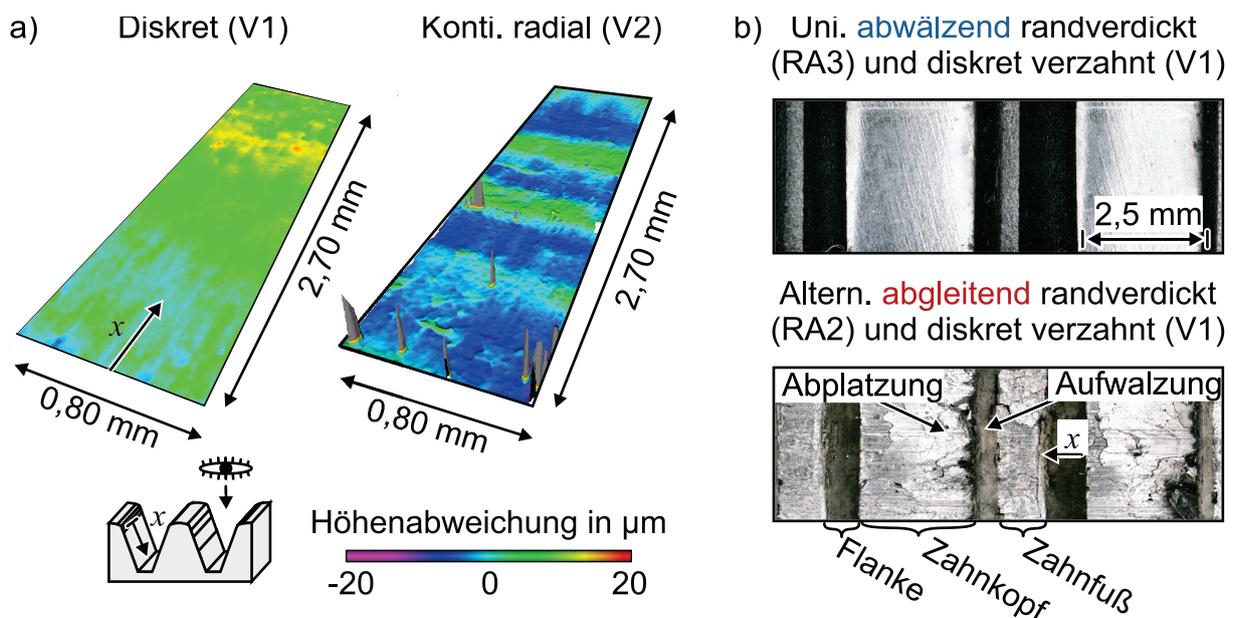
Allen Prozessstrategien gemein sind Rundlaufabweichungen  $F_r$  außerhalb des ISO-Toleranzsystems. Diese Abweichungen liegen in der Größenordnung des maschinenseitigen Rundlaufs unter Last (vgl. **Tabelle 4.3**). Daher sind unzureichende Rundlaufabweichungen  $F_r$  weniger auf Prozesscharakteristika, sondern primär auf die experimentellen Randbedingungen zurückzuführen.

Im Hinblick auf Profilabweichungen eignen sich weitestgehend sämtliche Prozessstrategien zur Herstellung von Zahnflanken entsprechend dem ISO-Toleranzsystem. Einzig bei der diskreten Ausformung (V1) mit bezugsprofilierten Werkzeugen sowie der Ausformung randaufgedickter Halbzeuge mit evolventenförmigen Werkzeugen ist dies nicht der Fall. In beiden Fällen liegt die Ursache in der Beeinflussung bereits ausgeformter Formelemente infolge des Bezugsprofils bzw. einer zu hohen Zahndicke  $s_n$  (vgl. **Bild 5.40**). Hierdurch kontaktieren bereits ausgeformte Formelemente das Umformwerkzeug und erfahren eine Biegung in Umfangsrichtung. Da die kontaktierte Zahnflanke in diesem Fall vollständig plastifiziert, wird dieser Zahnflanke erneut die Sollgeometrie aufgeprägt. Daher weisen die kontaktierten Zahnflanken nach der Umformung eine wesentlich geringere Profilabweichung auf als die vom Umformwerkzeug abgewandten Zahnflanken. Um dies abzuwenden, wäre eine Reduzierung der werkzeugseitigen Zahndicke  $s_n$  erforderlich, wodurch davon auszugehen ist, dass sich die Werkzeugbelastbarkeit reduziert.

### Topologie ausgeformter Verzahnungselemente

Sofern BMU-Bauteile unmittelbar nach der Umformung eingesetzt werden sollen, wird neben einer makroskopischen Maßhaltigkeit auch das Erreichen festgelegter Oberflächenanforderungen relevant. Die DIN 3969-1 klassifiziert diese Anforderungen durch eine modulabhängige Vorgabe der mittleren arithmetischen Oberflächenrauheit  $R_a$  und mittleren Rauheitstiefe  $R_z$ . Sämtliche für die Umformung innerhalb dieser Messreihe verwendeten Umformwerkzeuge wurden durch Drahterodieren mit identischen Schnittparametern hergestellt. Daher stellt die ermittelte Oberflächenrauheit an den Oberflächenflanken eine untere Schranke dar. Bessere Oberflächenklassen können beispielsweise durch Polierschleifen und Beschichten der Werkzeuge erreicht werden.

Bei der Gegenüberstellung der Oberflächentopologie von Zahnflanken mit einer Sollgeometrie von  $\alpha_p = 20^\circ$  wird die charakteristische Oberflächenbeschaffenheit in Abhängigkeit der Verzahnungsstrategien deutlich (**Bild 5.43a**).



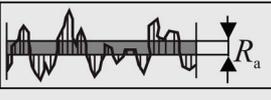
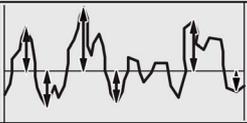
**Bild 5.43:** a) Konfokal-mikroskopische Oberflächentopografie entlang der Zahnflanke randaufgedickter und verzahnter Zahnräder und b) lichtmikroskopisch ermittelte Oberflächenbeschaffenheit (DC04)

Aufgrund der Relativbewegung ist bei einer diskreten Werkzeugzustellung (V1) eine äußerst homogene Topografie festzustellen. Kontinuierlich abwälzende Verzahnungswerkzeuge (V2) führen dagegen zu einer wellenförmigen Topografie (vgl. Kapitel 5.4.1). Die tatsächliche Oberflächentopografie axial verzahnter Napfhalbzeuge (V3) ist für den aufgezeigten Versuchsstand nicht feststellbar. Aufgrund einer radialen Rückfederung nach der Umformung müssen diese aus der Verzahnungskavität des umgebenden Werkzeugs gepresst werden. Die damit einhergehende Relativbewegung

führt zu einer Riefenbildung entlang der Bauteilachse und beeinflusst damit signifikant die Oberflächenqualität.

Im Hinblick auf das vorgelagerte Randaufdicken ist festzustellen, dass die zerrüttete Oberfläche abgleitend randaufgedickter (RA1) Bleche durch den nachgelagerten Verzahnungsprozess im Bereich der Zahnflanke eingeebnet wird. Die dabei auftretenden Aufwetzungen stellen allerdings ein Risiko im späteren Anwendungsfall dar (**Bild 5.43b**). Derartige Aufwetzungen können sich im Anwendungsfall ablösen und weitere Beschädigungen hervorrufen, sodass im Falle abgleitend randaufgedickter Halbzeuge zwangsläufig eine spanende Nachbearbeitung erforderlich ist.

Eine Gegenüberstellung der arithmetischen Mittenrauwerte  $R_a$  und gemittelten Rauheitstiefen  $R_z$  für alle untersuchten Prozesskombinationen erfolgt im **Bild 5.44**.

a)		Arithmetische Mittenrauwert $R_a$ in $\mu\text{m}$					
Verzähnen	Diskret (V1)	1,77	3,24	2,10	2,15	2,03	1,51
	Konti. radial (V2)	3,22	2,91	2,41	2,64		3,93
	Konti. axial (V3)						1,02
		Uni- Abgleitend (RA1)	Alt. Abgleitend (RA2)	Uni. Abwälzend (RA3)	Alt. Abwälzend (RA4)	Diskret (RA5)	Axial Napf (RA6)
<b>Randverdickungsprozess</b>							
b)		Gemittelte Rauheitstiefe $R_z$ in $\mu\text{m}$					
Verzähnen	Diskret (V1)	9,89	44,43	8,93	12,66	10,84	9,02
	Konti. radial (V2)	10,05	21,22	14,35	17,14		35,68
	Konti. axial (V3)						5,84
		Uni- Abgleitend (RA1)	Alt. Abgleitend (RA2)	Uni. Abwälzend (RA3)	Alt. Abwälzend (RA4)	Diskret (RA5)	Axial Napf (RA6)
<b>Randverdickungsprozess</b>							

**Bild 5.44:** Gegenüberstellung der prozessroutenabhängigen a) arithmetischen Mittenrauwerte  $R_a$  und b) gemittelten Rauheitstiefen  $R_z$

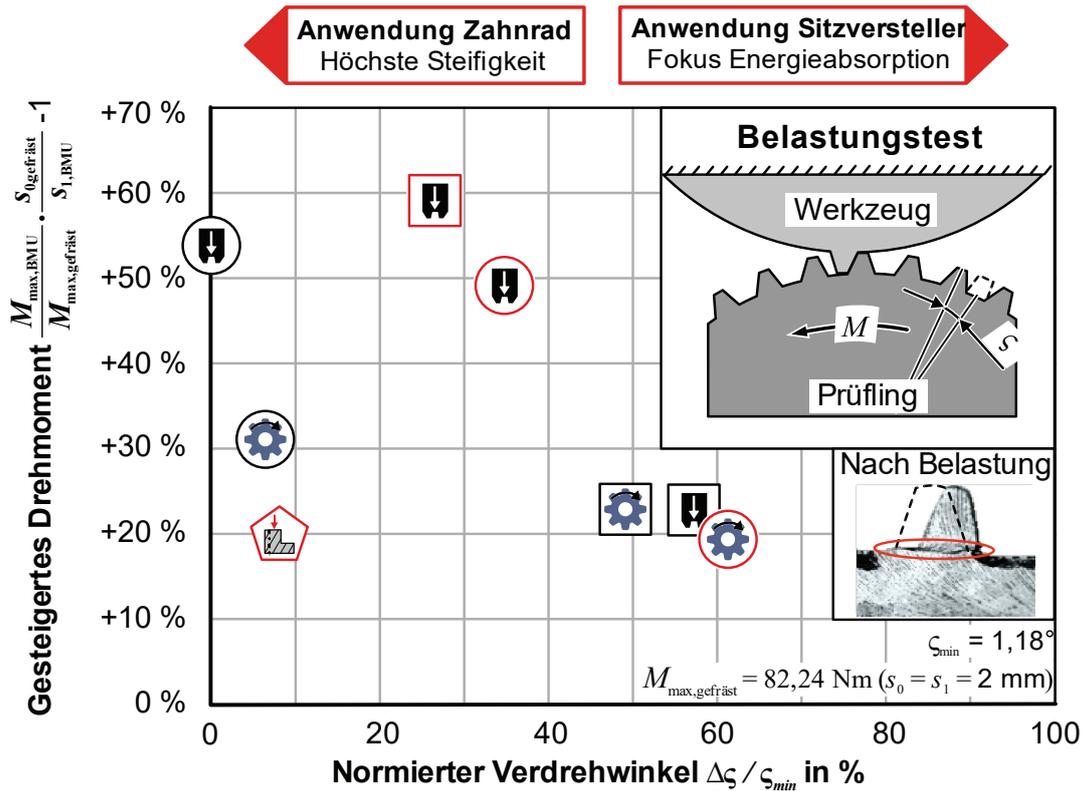
Bezogen auf die Vielfältigkeit der Prozesskombinationen herrschen nur geringe prozessroutenabhängige Abweichungen zwischen den einzelnen Rauheitswerten. Gemäß der zwölfstufigen Klassifizierung der DIN 3969-1 erreichen iBMU-Verzahnungselemente ohne weitere Nachbearbeitung arithmetische Mittenrauwerte  $R_a$  zwischen den Toleranzklassen 8 bis 10. Die Grenzwerte der gemittelten Rautiefen  $R_z$  genügen demgegenüber den Toleranzklassen 8 bis 11. Allgemein lässt sich feststellen, dass durch das diskrete Verzähnen die geringsten Rauheitswerte erreicht werden können. Umgekehrt führt das vorgelagerte Randaufdicken mit alternierend abgleitender Kinematik (RA2) zu einer signifikanten Verschlechterung der Rauheit. Während die

Riefen der unidirektional abgleitend (RA1) randaufgedickten Ronden weitestgehend eingeebnet werden können, kann die zerklüftete Oberfläche der alternierend randaufgedickten Bauteile (RA2) durch das nachgelagerte Verzahnen nicht verbessert werden.

### 5.4.3 Quasistatisches Einsatzverhalten und Schädigungsentwicklung

Es konnte bereits gezeigt werden, dass die Vielfalt der vorgestellten Prozessrouten zum umformtechnischen Randaufdicken sowie Verzahnen die mechanischen und geometrischen Eigenschaften der Funktionselemente signifikant beeinflusst. Während Härtemessungen der Zahnflanken lediglich Rückschlüsse über das Verschleißverhalten der Funktionselemente zulassen, ist insbesondere die Kenntnis der Bauteilbelastbarkeit im späteren Anwendungsfall von großer Bedeutung. Für Zahnräder sind vorwiegend dynamische Dauerfestigkeitsversuche vorgesehen. Am Beispiel eines Zahnrades würde dieses während des rotierenden Versuchs unter gleichbleibender oder anschwellender Last über eine Vielzahl von Lastzyklen belastet werden (Klocke und Brecher, 2016). Dieser dynamische Lastfall eignet sich lediglich für Zahnräder von hoher geometrischer Güte. Zur Erfüllung dieser Güte erfordern die vorgestellten Verzahnungsprozesse jedoch eine spangebende Nachbearbeitung, um einsatznah abwälzen zu können. Um bei der Prüfung der prozessroutenabhängigen Beeinflussung der Bauteilbelastbarkeit die Einflussnahme von Nachbearbeitungsschritten zu vermeiden, wird die Bauteilbelastbarkeit unter quasistatischer Belastung geprüft. Der dafür verwendete statische Prüfstand wie auch die dabei ermittelte Belastbarkeit unterschiedlich hergestellter Verzahnungen sind im **Bild 5.45** dargestellt. Bei dieser Prüfung werden die Funktionsbauteile auf einer Vorrichtung befestigt, welche über ein Schneckengetriebe von einem Servomotor angetrieben wird. Insgesamt kann der verwendete Prüfaufbau ein maximales Drehmoment von  $M = 5.000 \text{ Nm}$  auf das zu untersuchende Bauteil aufbringen. Gegenüber der Bauteilverzahnung befindet sich ein ortsfestes Gegenwerkzeug, welches dem eingeleiteten Drehmoment entgegenwirkt. Dieses Gegenwerkzeug weist eine Geometrie äquivalent zur Geometrie des Prüflings auf. Die Abstraktion des Gegenwerkzeuges auf lediglich ein Zahnelement stellt sicher, dass ausschließlich die Belastung eines Funktionselementes gemessen wird. Eine elastisch-plastische Deformation eines Funktionselementes könnte andernfalls dazu führen, dass zusätzlich benachbarte Funktionselemente in den Eingriff kommen.

**Bild 5.45** zeigt eine Gegenüberstellung der prozessspezifischen Torsionsbelastbarkeit, bezogen auf die Belastbarkeit einer gefrästen Verzahnung des Blechwerkstoffs DC04 ( $s_1 = s_0 = 2 \text{ mm}$ ). Bei dieser Gegenüberstellung ist die spezifische Belastbarkeit auf die jeweilige Blechdicke  $s$  normiert. Die horizontale Achse stellt dabei die resultierende Winkeländerung  $\Delta\zeta$ , bezogen auf die minimal gemessene Winkeländerung  $\zeta_{\min}$  der umfänglich verschobenen Funktionselemente, dar.



Randverdickt und Diskret Verzahnt (V1)	Randverdickt und Konti. radial Verzahnt (V2)
Unidirektional abgleitend (RA1)	Alternierend abwälzend (RA4)
Unidirektional abwälzend (RA3)	Unidirektional abwälzend (RA3)
Alternierend abgleitend (RA2)	Alternierend abgleitend (RA2)
Alternierend abwälzend (RA4)	Unidirektional axial Verzahnt (V3; Napf)

**Bild 5.45:** Drehmomentsteigerung, bezogen auf das maximale Drehmoment  $M_{\max, \text{gefräst}}$  einer gefrästen Verzahnung mit der Wandstärke  $s_1 = s_0 = 2 \text{ mm}$  des Werkstoffs DC04 über die Winkeländerung  $\Delta\zeta / \zeta_{\min}$  der Zahnelemente

Das gemessene Drehmoment  $M_{\max}$  entspricht dem maximalen Drehmoment jedes einzelnen Versuchs unmittelbar vor dem Versagen eines Funktionselementes. Das Versagen der Funktionselemente äußert sich in allen Fällen durch ein Abscheren in Höhe des Zahnfußes. Elastische Deformationen des Versuchsaufbaus werden durch die relative Betrachtung der Winkelabweichung  $\Delta\zeta / \zeta_{\min}$  kompensiert. Die eingetragenen Punkte entsprechen dem jeweiligen arithmetischen Mittelwert aus fünf Messungen. Bei der Gegenüberstellung der geprüften Funktionselemente zeigt sich, dass die Belastbarkeit der Funktionselemente nicht mit der Kaltverfestigung der vorangegangenen Randverdickungsprozesse korreliert. So führt die höhere plastische Vordehnung abgleitend randaufgedickter Bauteile und die damit einhergehende Kaltverfestigung bei nachträglich geformten Funktionselementen zu keinem signifikanten Anstieg der Belastbarkeit. Hinsichtlich der gemessenen Winkelverschiebung  $\zeta$  unter maximaler Torsionsbelastung  $M$  ist keine eindeutige

Korrelation zur zuvor verwendeten Prozessroute erkennbar. Hier führen sämtliche Prozessrouten zu einer individuellen Nachgiebigkeit. Mögliche Ursachen für diese individuelle Nachgiebigkeit sind die dehnpfadabhängige Festigkeitsverteilung sowie das jeweilige Restumformvermögen. Anders als bei vorangegangenen Randverdickungsprozessen zeigt sich, dass die Belastbarkeit der Funktionselemente im Wesentlichen durch den nachgelagerten Verzahnungsprozess bestimmt wird. Dabei sind diskret (V1) ausgeformte Verzahnungen im Schnitt signifikant belastbarer als nach kontinuierlich radialer (V2) und axialer (V3) Ausformung. Daher ist von einer prozesscharakteristischen Schädigungsentwicklung während des Verzahnens auszugehen, welche im Folgenden untersucht wird.

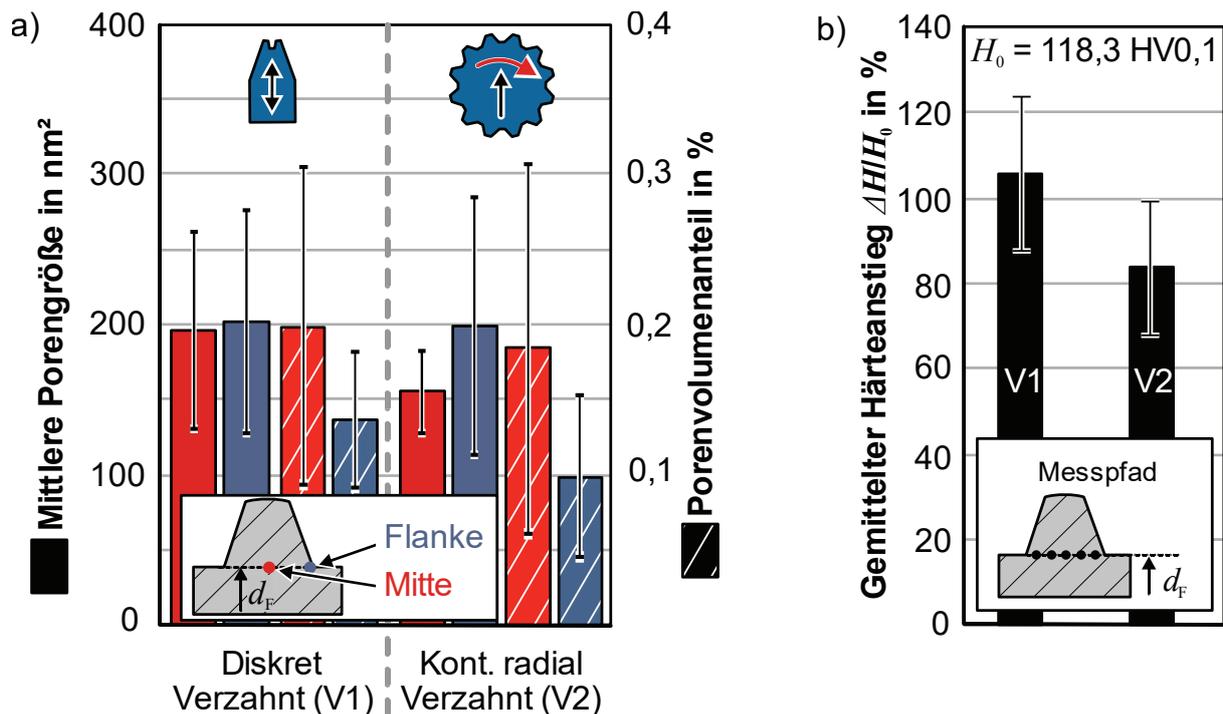
### ***Porenentwicklung beim umformtechnischen Verzahnen***

Der statische Belastungstest zeigt eine signifikante Korrelation zwischen der umformtechnischen Verzahnungsstrategie und der resultierenden Belastbarkeit einzelner Formelemente. Hierbei sind die resultierenden Verzahnungsgeometrien nahezu identisch, sodass eine Querschnittsdifferenz als wesentlicher Einflussparameter auszuschließen ist. Vielmehr liegen als Ursache eine unterschiedliche Schädigungsentwicklung oder Lastpfadvariation nahe. Eine metallografische Quantifizierung der Schädigung mittels Porenanalysen ist im **Bild 5.46** dargestellt.<sup>9</sup> Hierfür wurden Zahnelemente in zuvor randaufgedickte Bleche des Werkstoffs DC04 geformt. Für das Randaufdicken wurde dabei die unidirektional abwäzende Prozessstrategie (RA3) verwendet, welche hinsichtlich der Oberflächentopologie und Porenentwicklung die beste Ausgangssituation aufzeigt. Die Messungen erfolgten auf halber Wandstärke  $s$  in Höhe des Zahnfuß-Durchmessers  $d_f$ . Dabei wurde sowohl der Bereich der Zahnmitte (rot) als auch seitlich unmittelbar vor der Zahnflanke (blau) betrachtet.

Die im **Bild 5.46a** dargestellten Messungen der mittleren Porengröße und Porenvolumenanteile weisen prozessspezifische Unterschiede innerhalb einer großen Standardabweichung auf. Tendenziell ist bei kontinuierlich (V2) ausgeformten Formelementen eine geringere mittlere Porengröße im Bereich der Zahnmitte sowie ein geringerer Porenvolumenanteil im Bereich der Zahnflanke nachweisbar. Allerdings ist eine Verzwanzigfachung der Porenvolumenanteile gegenüber dem vorgelagerten Randverdickungsprozess. Messungen entlang des Zahnfußes zeigen bei kontinuierlich verzahnten (V2) Zahnelementen einen ca 20 % geringeren mittleren Härteanstieg  $\Delta H/H_0$  (**Bild 5.46b**). Damit korreliert die statische Belastbarkeit der ausgeformten Verzahnungselemente mit der Härte  $H$  im Zahnfußbereich.

---

<sup>9</sup> Porenmessungen im Rahmen der Masterarbeit von I. Bahadir: *Lastpfadabhängige Mikrostruktur- und Porenentwicklung in inkrementell blechmassivumgeformten Funktionselementen*. Leibniz Universität Hannover, 2018, betreut durch H. J. Maier, G. Gerstein, S. Wernicke.



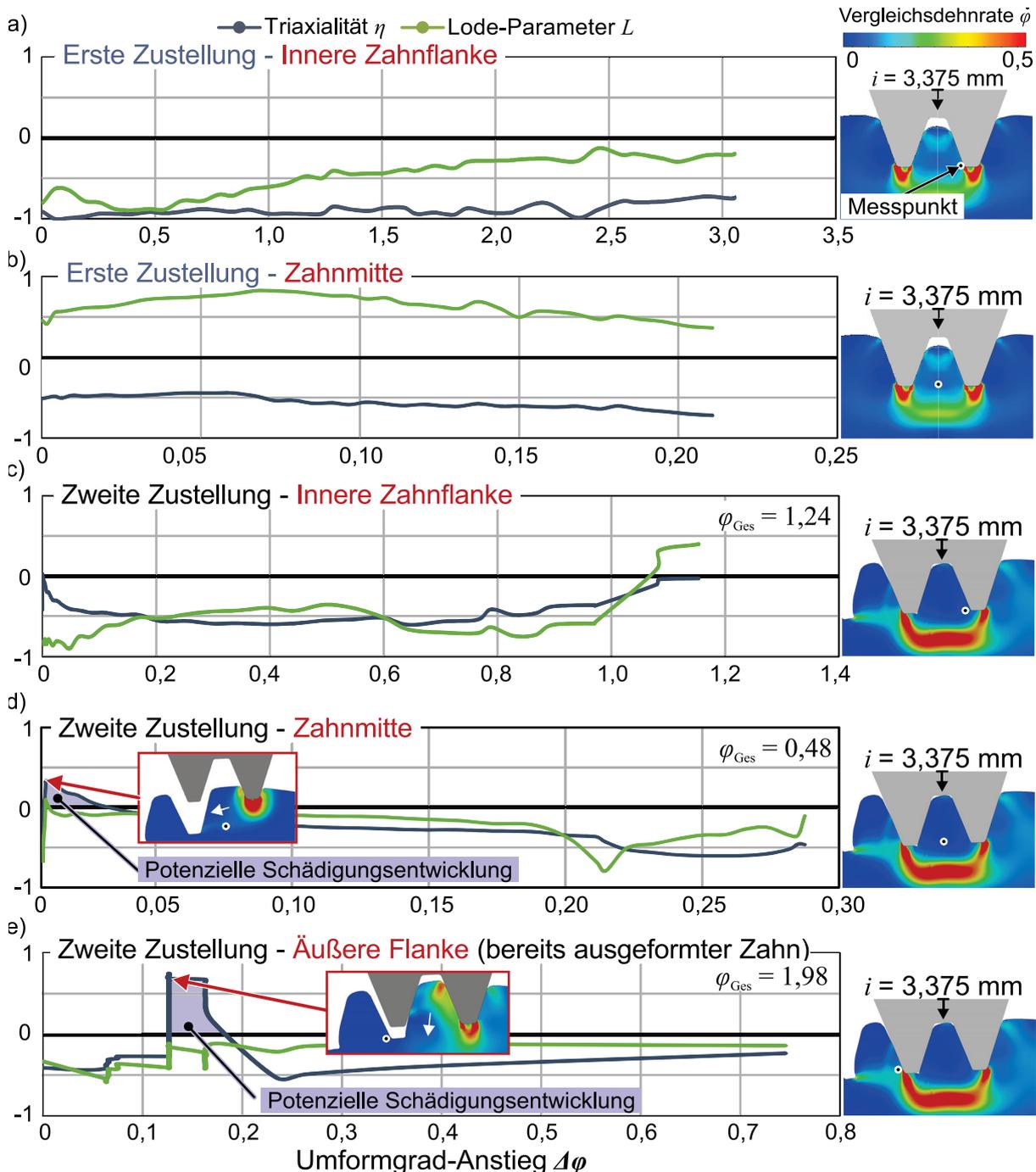
**Bild 5.46:** a) Mittlere Porengröße und Porenvolumenanteile sowie b) Härte im Zahnfußbereich nach dem Verzahnen eines abwälzend randaufgedickten (RA3) Bleches ( $m = 1,5$  mm, DC04)

Zur Identifikation der lokalen Formänderungen, einer lastpfadabhängigen Festigkeitszunahme sowie einer potenziellen Schädigungsentwicklung beim umformtechnischen Verzahnen werden im Folgenden numerische Prozessanalysen der verschiedenen Verzahnungsstrategien vorgestellt. Für diese Analysen wird das Zusammenspiel zwischen Triaxialität  $\eta$  und Lode-Parameter  $L$  betrachtet. Bei der Untersuchung der Schädigungsentwicklung wird ein Blech ohne vorgelagertes Randaufdicken verwendet, um die Prozessmechanismen isoliert betrachten zu können. Zudem entfällt beim Verzahnen ohne vorherige Randverdickung der vollflächige Kontakt zum Kammerungswerkzeug. Hierdurch reduziert sich der hydrostatische Spannungsanteil, sodass im Hinblick auf eine potenzielle Schädigungsentwicklung eine obere Schranke vorliegt. Aufgrund der Versagenslokalisierung erfolgt die Auswertung in Höhe des Zahnfußes  $d_f$ .

### **Formänderungshistorie beim diskreten Verzahnen (V1)**

Beim diskreten Verzahnungsprozess (V1) besteht eine zum kontinuierlichen Verzahnen (V2 und V3) grundlegend verschiedene Verzahnungskinetik. Dies zeigt sich insbesondere bei der numerischen Betrachtung der prozessbedingten Formänderungshistorie und Schädigungsentwicklung. Während die Prozessmechanik des diskreten Verzahnens bereits von Siczka et al. (2016c) in zwei verschiedenartige Teilprozesse unterteilt werden konnte, ist eine derartige Unterteilung auch in Bezug auf eine

potenzielle Schädigungsentwicklung sinnvoll. **Bild 5.47a** und **Bild 5.47b** veranschaulichen das bei der Ausformung des ersten Zahnelementes und **Bild 5.47c-e** das bei der Ausformung nachfolgender Zahnelemente vorliegende Zusammenspiel aus Triaxialität  $\eta$  und Lode-Parameter  $L$ .



**Bild 5.47:** Triaxialität  $\eta$  und Lode-Parameter  $L$  bei erster (a und b) und zweiter (c – e) Werkzeugzustellung im diskreten Verzahnungsprozesses (V1)

Bei der Ausformung des ersten Zahnelementes zeigt sich, dass sowohl im Bereich der Zahnflanke (a) als auch im Bereich der Zahnmitte (b) während der gesamten Umformung eine negative Triaxialität  $\eta$  vorliegt. Darüber hinaus weisen lediglich die

Bereiche zwischen den beiden innenliegenden Werkzeugflanken und unterhalb der werkzeugseitigen Zahnstirnflächen eine nennenswerte Vergleichsdehnrate auf, sodass in den Bereichen benachbarter Zahnelemente keine bedeutsame Schädigungsentwicklung zu erwarten ist. In Bezug auf eine potenzielle Schädigungsentwicklung ist die Ausformung des ersten Zahnelementes insgesamt als nicht relevant einzustufen. Eine entgegengesetzte Tendenz zeigt sich bei der Auswertung aller nachfolgenden Formelemente (c-e). Das Formänderungsinkrement  $\Delta\varphi$  im Bereich der rechten Zahnflanke erfolgt bei der Ausformung des zweiten Formelementes (c) durchweg unter negativer Triaxialität  $\eta$ . In der Zahnmitte des zweiten Zahnelementes (d) führt das Eindringen des keilförmigen Verzahnungswerkzeugs zu einem kombinierten linksseitigen Abgleiten und Biegen des Zahnelementes. Dabei nimmt die Triaxialität  $\eta$  positive Werte an. Unmittelbar danach kontaktiert das Zahnelement beidseitig die Zahnflanken des Umformwerkzeugs. Dieser entgegengesetzte Kontakt unterbindet ein weiteres Abscheren und Biegen und führt dazu, dass die weitere Umformung unter negativer Triaxialität erfolgt.

Während zuvor genannte Bereiche bei der Ausformung des jeweiligen Formelementes betrachtet wurden, zeigt die simultane Auswertung bereits vollständig ausgeformter Nachbarelemente eine Beeinflussung ebendieser (e). Mit zunehmender Füllung der Kavität des Verzahnungswerkzeugs entwickelt sich das auszuformende Formelement zu einem Totraum. Mit der weiteren Werkzeugzustellung wird dieser Totraum radial verschoben und führt zu einer Zugbeanspruchung im Zahnfuß des benachbarten Formelementes.

### ***Formänderungshistorie beim kontinuierlichen radialen Verzahnen (V2)***

Bei der numerischen Analyse der Formänderungshistorie beim kontinuierlichen Verzahnen (V2) wird der letzte Umformzyklus untersucht (**Bild 5.48**). Hierfür werden drei Punkte im Bereich der einlaufenden Zahnflanke (a), der Zahnmitte (b) sowie der auslaufenden Zahnflanke (c) betrachtet.

Dabei erfährt das Funktionselement die, zur vollständigen Ausformung fehlende, radiale Werkzeugzustellung von  $\Delta i = 0,68$  mm. Damit erfolgt die Auswertung entlang der letzten von insgesamt fünf Werkstückumdrehungen. In dieser Phase der Umformung liegen beide Zahnflanken bereits an den Kammerungswerkzeugen. Dabei werden sowohl die benötigte Umformkraft  $F$  als auch die Formänderung  $\varphi_{\text{ges}}$  maximal. Seitens der einlaufenden Zahnflanke (a) beginnt die Formänderung beim initialen Werkzeugkontakt mit einer negativen Triaxialität  $\eta$ , steigt dann aber kontinuierlich an. Dieser Anstieg ist darauf zurückzuführen, dass der vom Werkzeug verdrängte Werkstoff zu einer Zahnflanke geformt wird und zunehmend als Hebelarm fungiert. Dieser Hebel führt zu einem Biegemoment innerhalb des Zahnelementes und resultiert in einem Zugspannungszustand im Zahnfuß der einlaufenden Zahnflanke. Mit der Kontaktausbildung zur gegenüberliegenden Zahnflanke ( $\Delta\varphi > 0,125$ ) reduziert sich der

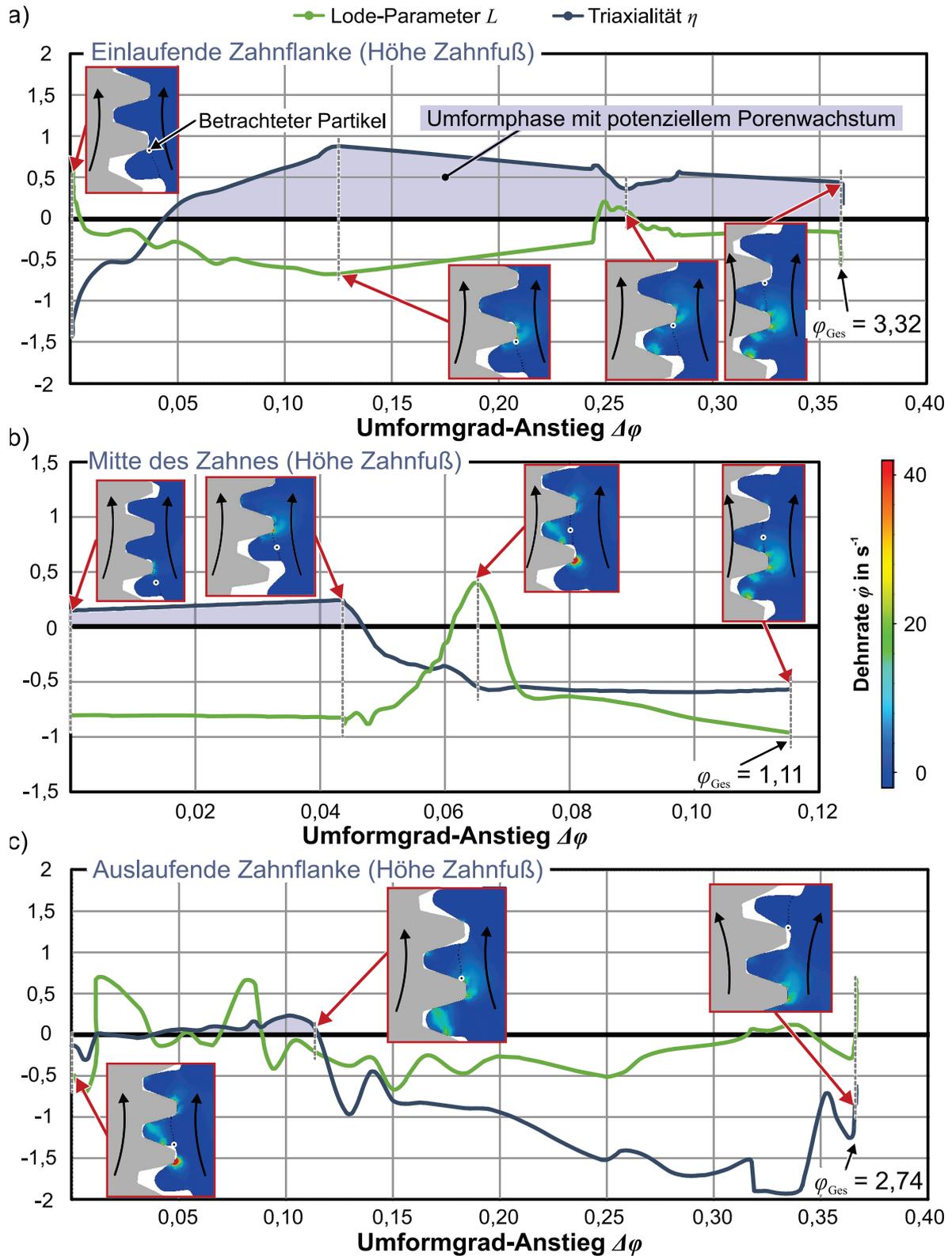
Zugspannungszustand infolge eines entgegengesetzten Biegemomentes. Insgesamt erfolgt jedoch nahezu die gesamte Formänderung  $\Delta\varphi$  mit einer positiven Triaxialität und damit unter einem potenziellen Porenwachstum.

Der Werkstoff in der Mitte des Formelementes (b) erfährt während eines Umforminkrementes lediglich ein Drittel der flankenseitigen Formänderung. Hierbei wechselt die Triaxialität in der Mitte des Formelementes während der Umformung von einem Zugspannungszustand in einen Druckzustand. Übereinstimmend mit den Ergebnissen im **Bild 5.46a** weist die Zahnmitte daher eine geringere Schädigungsentwicklung als im Bereich der einlaufenden Zahnflanke auf. Sowohl die Umformung im Einlaufbereich als auch in der Mitte des Formelementes endet mit einer Ablösung von Einlaufflanke und Verzahnungswerkzeug. Das Umformwerkzeug kontaktiert das Zahnelement dabei lediglich in Höhe des werkstückseitigen Zahnfußes  $d_f$ . Zu diesem Zeitpunkt hat die betrachtete Position nahe der auslaufenden Zahnflanke erst ein Drittel der Formänderung  $\Delta\varphi$  des Umforminkrementes erfahren. Der vorherrschende Kontaktdruck liegt ohne einen signifikanten Hebelarm vor, wodurch ein Biegemoment im Zahnelement entfällt und der Werkstoff auf der Auslaufseite fortan im Druckspannungszustand umgeformt wird.

Durch den Entfall des Biegemomentes sind die Lastpfade an gegenüberliegenden Zahnflanken asymmetrisch, obwohl die im letzten Umformschritt hinzukommende Formänderung  $\Delta\varphi$  symmetrisch ist. Demgegenüber weisen die Zahnflanken auf der auslaufenden Seite ein geringeres Potenzial für eine Schädigungsentwicklung auf.

Im direkten Vergleich der diskreten und kontinuierlichen Ausformung von Zahnelementen erfolgt die Ausformung von Zahnelementen beim kontinuierlichen Verzahnen (V2) unter einer potenziellen Schädigungsentwicklung. Bei dem diskreten Verzahnen (V1) von Folgeelementen ist die insgesamt unter potenzieller Schädigungsentwicklung erfolgte Umformung  $\varphi_{\text{ges}}$  in etwa gleich hoch. Dies begründet die weitestgehend übereinstimmende Zunahme der metallografisch festgestellten mittleren Porengröße und Porenvolumenanteile, bezogen auf das vorgelagerte Randaufdicken (vgl. **Bild 5.48a**).

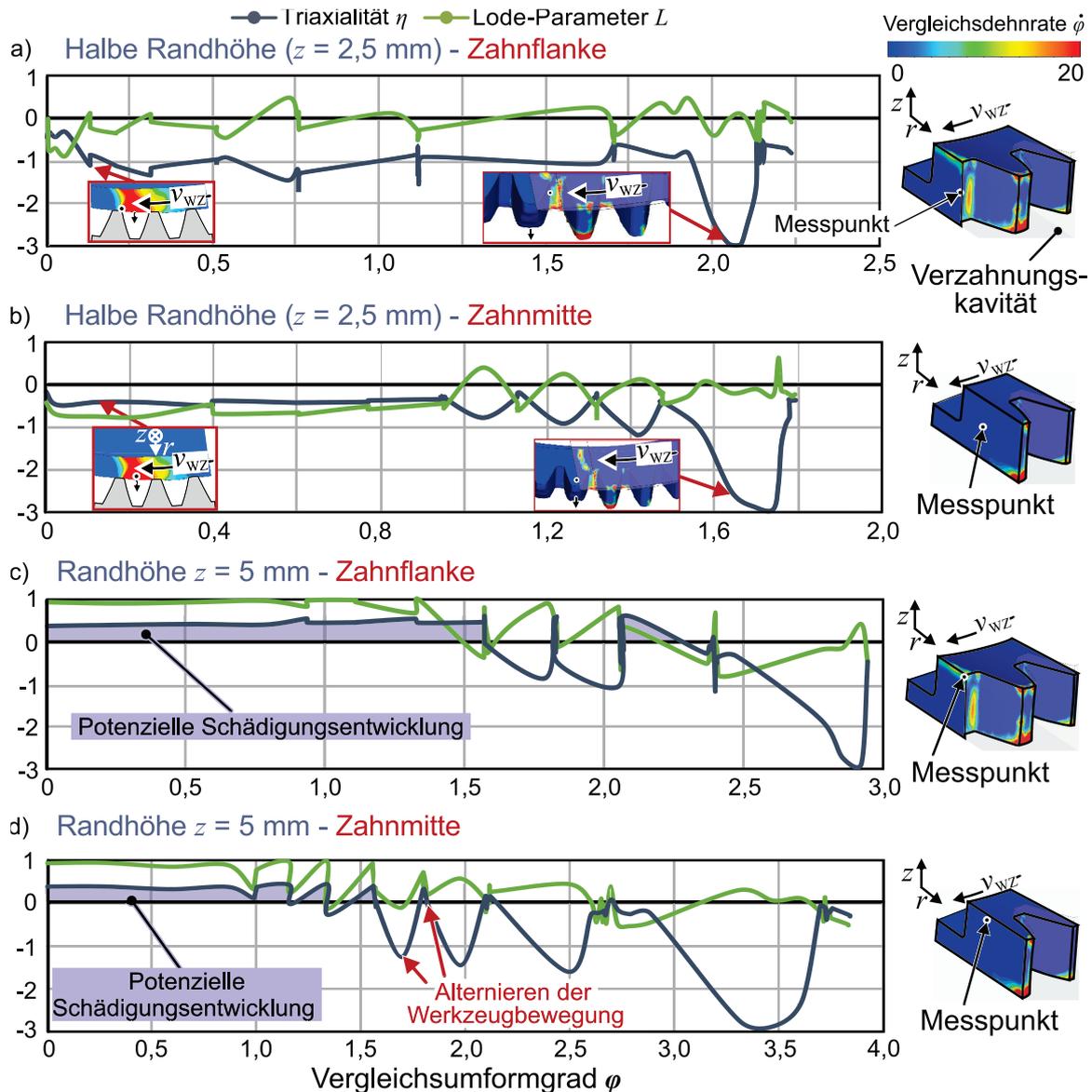
Aufgrund der Ausbildung einer Totzone fällt die Formänderung in der betrachteten Zahnmitte beim diskreten Verzahnen (V1) (vgl. **Bild 5.48b** und **Bild 5.48d**) lediglich halb so groß aus wie beim kontinuierlichem Verzahnen (V2). Aufgrund der deutlich geringeren Anzahl von Lastwechseln ist die resultierende Härtezunahme im Zahnfußbereich diskret verzahnter Formelemente dennoch signifikant höher (vgl. **Bild 5.48b**). Dieses Kollektiv führt zu einer maßgeblich höheren Festigkeit diskret verzahnter Funktionselemente.



**Bild 5.48:** Verläufe von Triaxialität  $\eta$  und Lode-Parameter  $L$  für drei Punkte während des kontinuierlichen Verzahnungsprozesses (V2)

### Axiales Verzahnen von Napfhalbzeugen (V3)

Entgegen den radialen Verzahnungsstrategien ist bei einer axialen Ausformung die Oberfläche des Umformwerkzeugs nicht in Kontakt mit der Lauffläche der Verzahnung. Das resultierende Zusammenspiel von Triaxialität  $\eta$  und Lode-Parameter  $L$  ist im **Bild 5.49** über den gesamten Verzahnungsprozess veranschaulicht.



**Bild 5.49:** Triaxialität  $\eta$  und Lode-Parameter  $L$  beim axialen Verzahnen von Napfhalbzeugen (V3) auf halber Höhe ( $z = 2,5$  mm) an a) Zahnflanke und b) Zahnmitte sowie unmittelbar unter dem Umformwerkzeug ( $z = 5$  mm) (c und d)

Die Analyse einer potenziellen Schädigungsentwicklung erfolgt zunächst analog zu den Verfahren mit radialer Werkzeugzustellung auf halber Höhe  $s$  des späteren Randbereiches ( $z = 2,5$  mm) entlang des Zahnfuß-Durchmessers  $d_f$ . Abweichend von den Prozessstrategien mit radialer Werkzeugbewegung ist hierbei festzustellen, dass weder im Bereich der Zahnflanke (**Bild 5.49a**) noch in der Zahnmitte (**Bild 5.49b**) eine

Umformung unter positiver Triaxialität  $\eta$  stattfindet. Vielmehr nimmt der hydrostatische Druck unmittelbar vor Prozessende deutlich zu. Dadurch reduziert sich die Triaxialität  $\eta$  während der axialen Prozessführung gegenüber den radialen Verzahnungsstrategien deutlich. Eine solche Druckzunahme ist in der Kalibrierphase zur Plastifizierung des Werkstoffs im Bereich des Napfbodens erforderlich. Der ausgeprägte, andauernde hydrostatische Druckzustand bei dem axialen Verzahnen von Napfhalbzeugen (V3) offenbart daher ein geringes Potenzial zur Schädigungsentwicklung auf halber Randhöhe ( $z = 2,5$  mm). Für Bereiche in zunehmender Randhöhe  $z$  reduziert sich jedoch der Abstand zum Umformwerkzeug, sodass sich unmittelbar im Kontaktbereich ein Umformverhalten äquivalent zum radialen Randaufdicken von Blechhalbzeugen beobachten lässt (vgl. 5.2.2). Gleichermäßen ist eine Wulstbildung vor dem Umformwerkzeug und der damit einhergehende Lastwechsel hin zur positiven Triaxialität  $\eta$  festzustellen. Daher findet in einer Randhöhe  $z = 5$  mm sowohl an den Zahnflanken (**Bild 5.49c**) als auch in der Zahnmitte (**Bild 5.49d**) ein wesentlicher Anteil der Formänderung unter positiver Triaxialität  $\eta$  und damit unter potenzieller Schädigungsentwicklung statt.

## 5.5 Fazit zur Eigenschaftseinstellung in Zahnelementen

In den vorangegangenen Abschnitten erfolgte die numerische und experimentelle Analyse der Eigenschaften randaufgedickter und verzahnter Funktionsbauteile. Mit Blick auf eine gezielte Einstellung der mechanischen und geometrischen Bauteileigenschaften lassen sich die Ergebnisse wie folgt zusammenfassen:

- Die Prozessabfolge aus Randaufdicken und Verzahnen führt zu einer enormen Formänderung mit  $\varphi > 5$ . Demgegenüber zeigen Messungen der Bauteilhärte, dass der Härtezuwachs erheblich geringer ausfällt, als es das Verfestigungspotenzial der Werkstoffe bei monotoner Materialcharakterisierung erwarten lässt. Die numerischen Untersuchungen offenbaren zyklische Lastwechsel bei allen untersuchten Prozessstrategien. Lastwechsel sind daher als charakteristisch für die iBMU anzunehmen. Zyklische Lastwechsel während der Materialcharakterisierung im ebenen Torsionsversuch führen zu einer äquivalenten Verfestigungsstagnation. Eine gezielte Einstellung der mechanischen Bauteileigenschaften über die Formänderungshistorie ist daher nur bedingt möglich. Zur Erreichung einer solchen Einstellung ist in zukünftigen Untersuchungen ein Halbzeugwerkstoff zu ermitteln, dessen Verfestigungsverhalten durch Lastwechsel nur geringfügig verringert wird.
- Die ermittelten Formänderungen übertreffen die Formänderungsgrenzen von konventionellen Blechumformverfahren deutlich. Die numerischen Untersuchungen zur potenziellen Schädigungsentwicklung der einzelnen Prozessstrategien offenbaren eine überwiegende Formänderung unter negativer Triaxialität  $\eta$ . Auf geringe Formänderungen unter positiver Triaxialität folgen im Rahmen der zyklischen Prozessabfolge fortlaufend Umformungen unter negativer Triaxialität,

wodurch einer Porenentstehung entgegengewirkt wird und die Größe bestehender Poren nur geringfügig zunehmen kann.

- Die diskrete Prozessvariante (V1) führt zu einer geringfügigen Beeinflussung benachbarter Verzahnungselemente. Zudem ist die Füllung der Verzahnungskavitäten unzureichend. Demgegenüber konnte die höchste Formgenauigkeit durch das axiale Verzahnen von Napfhalbzeugen erzielt werden. Insgesamt summieren sich die Geometrieabweichungen auf und machen eine anwendungsorientierte Nachbehandlung erforderlich. Die gemessenen Geometrieabweichungen entsprechen größtenteils den ISO-Toleranzen für einfache Positionieraufgaben. Einen entsprechenden Anwendungsfall stellt beispielsweise ein Sitzversteller dar. Im Rahmen einer kontinuierlich abwälzenden Bauteilanwendung ist eine geometrische Nachbearbeitung jedoch erforderlich. In diesem Fall sind lediglich wenige hundertstel bis zehntel Millimeter abzutragen. Daher kann trotz nachgelagerter Feinbearbeitung die Materialeffizienz gegenüber konventionellen Prozessketten erhöht werden. Zugleich profitieren die Bauteile von einem deutlichen Festigkeitszuwachs ohne Wärmebehandlung.
- Die experimentelle Ermittlung des quasistatischen Einsatzverhaltens zeigt, dass eine Variation der vorgelagerten Randverdickungsprozesse keinen signifikanten Einfluss auf die resultierende Belastbarkeit nachfolgend eingebrachter Verzahnungen hat. Vielmehr hängt diese von der jeweiligen Verzahnungsstrategie ab. Daher ist das Randaufdicken mit unidirektional abwälzender Werkzeugbewegung am zielführendsten, da eine hohe Oberflächengüte erreicht wird und die Prozessgeschwindigkeit nahezu nicht limitiert ist.



## 6 Prozessgrenzen der inkrementellen Blechmassivumformung

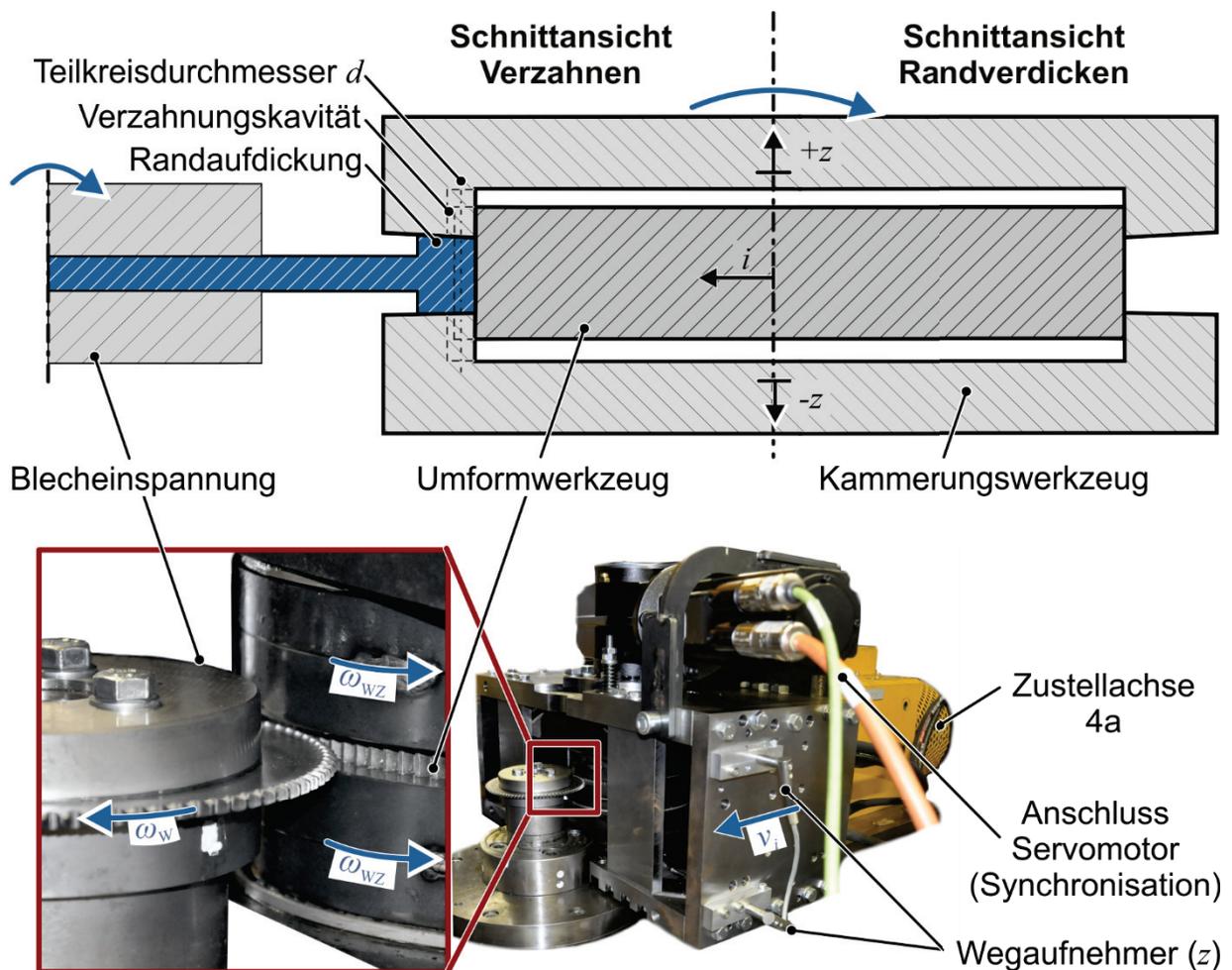
Eine stabile und wirtschaftliche Auslegung der vorgestellten iBMU-Prozesse erfordert eine Wissensbasis, welche auch potenzielle Prozessgrenzen aufzeigt. Um diese aufzuzeigen und zu erweitern, wird zunächst ein neuartiges Kammerungskonzept vorgestellt, mit dem eine Mehrstufenumformung vermieden werden soll. Für eine überschlägige Bestimmung der erforderlichen Maschinenkapazität wird anschließend ein Ansatz zur Bestimmung der maximalen Umformkraft beim Randaufdicken vorgestellt. Abschließend werden die Herausforderungen hinsichtlich der Werkzeugbelastung beim Verzahnen erörtert.

### 6.1 Vermeidung einer Mehrstufenumformung

Eine bedeutsame Prozessgrenze beim Randaufdicken von Blechen ist das Verdickungsverhältnis  $s_1/s_0$  (vgl. **Bild 4.1b**). Zur Erhöhung des Verdickungsverhältnisses  $s_1/s_0$  werden aufgrund der Volumenkonstanz größere initiale Durchmesser  $d_0$  beziehungsweise Auskraglängen  $l_{\text{krag}}$  erforderlich. Infolge einer nahezu unveränderten radialen Umformkraft  $F$  steigt jedoch das Risiko einer Knickung des Halbzeugs (vgl. 4.1.3). Ein Anstieg der freien Auskraglänge  $l_{\text{krag}}$  erfordert daher eine Kompensation durch zusätzliche Umformstufen mit Kammerungswerkzeugen, welche das Blech jeweils auf einem möglichst großen Durchmesser spannen. Darüber hinaus begrenzt die Tiefe der Kammerungskavität  $t_K$  (vgl. **Bild 4.1b**) das Verdickungsverhältnis  $s_1/s_0$  jeder einzelnen Umformstufe. Durch den Einsatz mehrerer Umformstufen erhöht sich die Prozesszeit ebenso wie Kosten durch zusätzliche Werkzeuge und Umformmaschinen. Dies reduziert die Wirtschaftlichkeit dieser ressourceneffizienten Umformtechnologie. Die in der Literatur vorgestellten Ansätze zum Randaufdicken von Blechbauteilen sehen fünf unterschiedliche Umformstufen vor (Jin et al., 2016). In neuesten Untersuchungen konnte die Kavität der Randverdickungswerkzeuge derart angepasst werden, dass fortan lediglich zwei Umformstufen benötigt werden (Wang et al., 2018). Der dabei verfolgte Ansatz stellt allerdings keine allgemeingültige Gestaltungsrichtlinie dar und ist auf gewisse Wandstärkenverhältnisse  $s_0/s_1$  begrenzt. Bereits geringfügige Änderungen der initialen oder finalen Wandstärke können daher zu einer Faltenbildung im Werkstück führen.

Zur Vermeidung einer mehrstufigen Umformung wurde daher ein Verfahren zur Verdickung des Blechrandes mit variablen Kammerungswerkzeugen entwickelt. Im Unterschied zur bisherigen Stoffflusssteuerung werden die Kammerungswerkzeuge hierbei nicht um das Halbzeug, sondern um das Umformwerkzeug angeordnet (**Bild 6.1**). Diese Kammerungswerkzeuge sind zudem axial verschiebbar, sodass das Verdickungsverhältnis  $s_1/s_0$  stufenlos während des Prozesses angepasst werden kann. Durch die variable Verschiebung der Kammerungswerkzeuge kann der freie Abstand

zwischen den Kammerungswerkzeugen zu Prozessbeginn sehr schmal eingestellt werden. Somit wird der äußere Rand des Halbzeugs zu jedem Zeitpunkt gestützt. In Anlehnung an die Euler'schen Knickfälle, welche für Stäbe definiert sind, ändert der permanente Kontakt zum Kammerungswerkzeug die Einspannsituation. Diese Einspannung entsprach während des Randaufdickens bis zur Kontaktierung der Kammerungswerkzeuge einer einseitigen Einspannung. Der permanente Kontakt während des Randaufdickens mit axial verschiebbaren Kammerungswerkzeugen entspricht dagegen einer beidseitigen Einspannung. Analog zu den Euler'schen Knickfällen ist daher von einer erhöhten kritischen Auskraglänge  $l_{krit}$  auszugehen.<sup>10</sup>

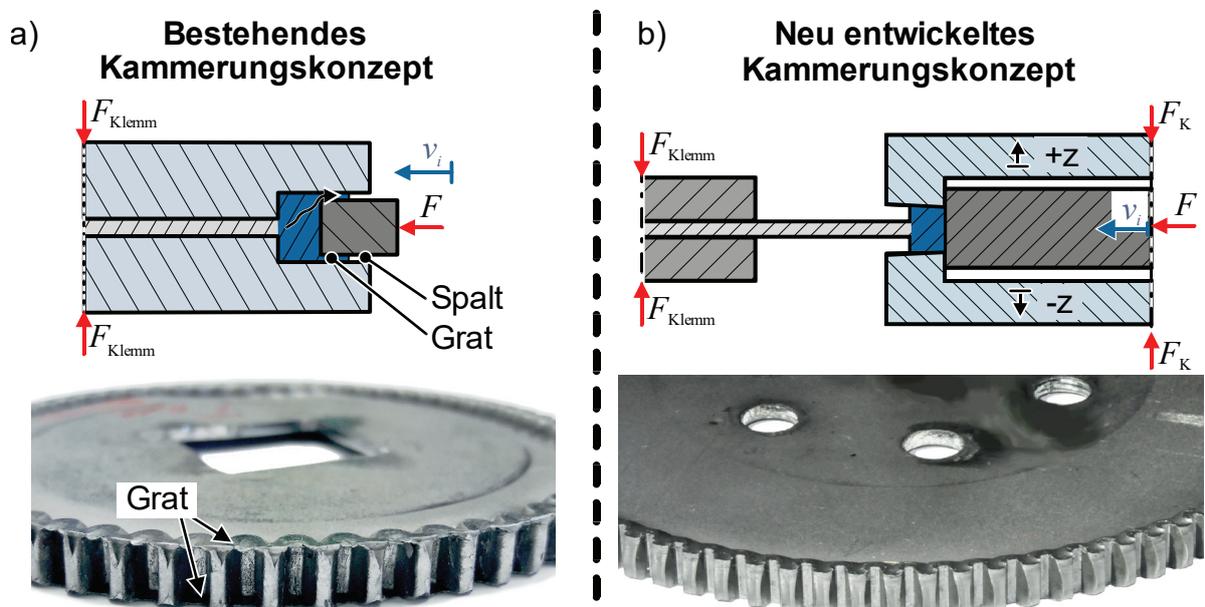


**Bild 6.1:** Verfahrensprinzip und Versuchsaufbau beim radialen Randaufdicken und Verzahnen mit axial verstellbaren Kammerungswerkzeugen

<sup>10</sup> Experimentelle Ausarbeitung der Vorrichtung im Rahmen der Masterarbeit von L. Krauss: *Entwicklung und Realisierung einer Vorrichtung zur variablen Kammerung von Blechbauteilen bei der Blechmassivumformung*. Technische Universität Dortmund, 2017, betreut durch P. Sieczkarek, S. Wernicke, S. Gies und A. E. Tekkaya.

Neben dem Randaufdicken kann das neue Kammerungskonzept auch für das umformtechnische Verzahnen eingesetzt werden. Hierzu weist das Umformwerkzeug eine außenverzahnte Kontur auf und führt ein Kammerungswerkzeug mit äquivalenter Innenverzahnung.

Mit dem neuen Verfahren wird auch eine weitere Problemstellung von iBMU-Verfahren mit radialer Werkzeugzustellung gelöst. Schwachpunkt der vorgestellten Prozessstrategien zum radialen Randaufdicken und Verzahnen sind die axial um das Halbzeug angeordneten Kammerungswerkzeuge, welche den axialen Stofffluss begrenzen. Die radiale Beweglichkeit der Umformwerkzeuge wie auch die chargenabhängige Wandstärke  $s_0$  der Blechhalbzeuge bedingt einen Spalt zwischen Umformwerkzeug und Kammerung (Bild 6.2a). Die Abmessungen dieses Spaltes vergrößern sich zudem während der Umformung, da der aufgedickte Rand die Kammerungswerkzeuge elastisch auseinanderdrückt. In dem entstandenen Spalt kann ein Teil des plastifizierten Halbzeugs fließen, sodass es zu einer undefinierten Gratbildung kommt. Dieser Grat kann in nachfolgenden Umformschritten wieder auf das Werkzeug gewalzt werden, was zu einer geschichteten Werkstückoberfläche mit undefinierter mechanischer Belastbarkeit führt. Darüber hinaus lässt die Spaltbildung die Anwendung der Volumenkonstanz bei der Auslegung der Halbzeuge nicht zu und verringert die Werkstoffeffizienz. Das neue Kammerungskonzept vermeidet demgegenüber eine undefinierte und ansteigende Spaltbildung zwischen Kammerungswerkzeug und Umformwerkstück (Bild 6.2b).



**Bild 6.2:** Vergleich der Spaltbildung beim Verzahnen mit dem a) bestehenden und b) neu entwickelten Konzept zur Kammerung des Werkstoffflusses

## 6.2 Umformkraft beim radialen Randaufdicken

Die Prozessauslegung erfordert die Kenntnis der auftretenden Prozesskräfte. Aufgrund des inkrementellen Prozessablaufs können numerische Erkenntnisse über die zu erwartende Umformkraft  $F$  Wochen bis Monate Rechenzeit erfordern. Daher kann ein analytisches Modell zur überschlägigen Abschätzung der benötigten Umformkraft  $F$  überaus vorteilhaft sein. Während ein solches Modell für das diskrete Randaufdicken mittels inkrementeller Blechmassivumformung bereits durch Sieczkarek et al. (2014) vorgestellt wurde, steht für das kontinuierliche Randaufdicken bislang kein Modell zur Verfügung. Daher wird im Folgenden ein analytischer Ansatz zur Vorhersage der radialen Umformkraft  $F_r$  beim Randaufdicken durch unidirektional abwälzende Umformwerkzeuge (RA3) vorgestellt. Numerische Untersuchungen zum Randaufdicken zeigen, dass die zum Prozessende in  $z$ -Richtung wirkende Spannung  $\sigma_{zz}$  trotz der axialen Kammerung des Werkstoffflusses lediglich 10 % der radialen Spannung  $\sigma_{rr}$  beträgt. Aus diesem Grund sei angenommen, dass der Werkstofffluss in Blechdickenrichtung  $z$  frei, also ohne axial wirkende Spannungen erfolgt. Hierdurch wird die Spannung  $\sigma_{zz}$  zu null. Darüber hinaus sei angenommen, dass der Werkstoff im Kontaktbereich zum Werkzeug keine Reibung erfährt und in Umfangsrichtung frei fließen kann. Dementsprechend wird auch die umfängliche Spannung  $\sigma_{\theta\theta}$  zu null. Zudem wird als Fließkriterium die Gültigkeit der Gestaltänderungshypothese nach von Mises (1913) angenommen.

$$k_f = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2]} \quad (6.1)$$

Unter diesen Annahmen erfordert die Plastifizierung des Randbereiches nach von Mises den einachsigen Druckzustand

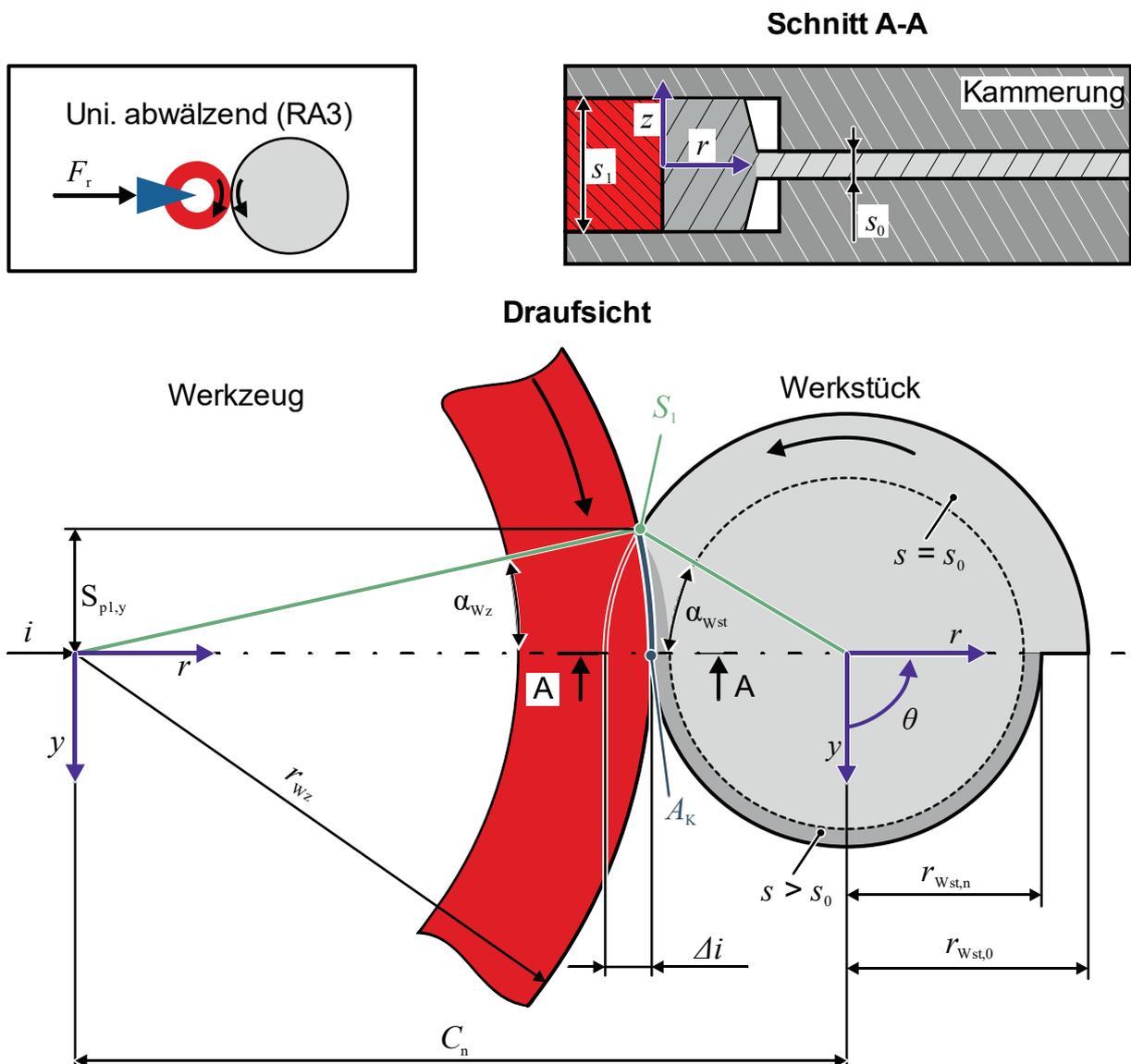
$$k_f = |\sigma_{rr}|. \quad (6.2)$$

Aufgrund der frühzeitigen Verfestigungsstagnation bei zyklischen Lastwechseln sei, unabhängig von der Formänderung, am plastifizierten Rand eine maximale Fließspannung  $k_{f\infty}$  angenommen. Für zwei Werkstoffe und geringe Lastwechselamplituden, welche der geringen Zustellung pro Umdrehung entsprechen, wurden diese Fließspannungen zu  $k_{f\infty,DC04} = 290$  MPa und  $k_{f\infty,S355} = 487$  MPa bestimmt (vgl. 5.3). Zur Bestimmung der Umformkraft  $F$  ist darüber hinaus eine Abschätzung der Kontaktfläche  $A_K$  zwischen dem zylindrischen Umformwerkzeug und dem zylindrischen Halbzeug erforderlich, welche im **Bild 6.3** veranschaulicht ist. Durch die radiale Zustellung des Umformwerkzeugs reduziert sich die Distanz  $C_0$  zwischen beiden Zylindern. Die Verringerung der anfänglichen Distanz  $C_0$  erfolgt dabei mit jeder Umdrehung  $n$  um die Zustelltiefe  $\Delta i$ , sodass sich die anfängliche Distanz  $C_0$  im Prozess von

$$C_0 = r_{Wz} + r_{Wst,0} \quad (6.3)$$

reduziert zu der Distanz

$$C_n = r_{Wz} + r_{Wst,n-1} - n \cdot \Delta i. \quad (6.4)$$



**Bild 6.3:** Größen bei der analytischen Betrachtung des Walzspalts beim Randaufdicken mit unidirektional abwälzender Werkzeugbewegung (RA3)

Infolge der abnehmenden Distanz  $C_n$  überschneiden sich die approximierten Zylinder, wodurch sich der Schnittpunkt  $S_{p1}$  senkrecht zur Zustellachse bildet. Ein einzelner Schnittpunkt  $S_{p1}$  liegt lediglich bei einer radialen Zustellung ohne Halbzeugrotation (RA5) vor. Mit der Umformung der Blechrunde reduziert sich der Radius der einlaufenden Ronde  $r_{Wst,n-1}$  zu  $r_{Wst,n}$ . In einem Koordinatensystem, bei dem  $r$  in Richtung der Zustellung und  $y$  senkrecht dazu in der Blechebene liegt (vgl. **Bild 6.3**), ergibt sich die  $y$ -Koordinate des Schnittpunktes  $S_{p1,y}$  nach Pythagoras zu

$$S_{P1,y} = \sqrt{r_{Wst,n-1}^2 - \left( \frac{r_{Wst,n-1}^2 + C_n^2 - r_{Wz}^2}{2 \cdot C_n} \right)^2} \quad (6.5)$$

Der Werkzeugmittelpunkt, die Zustellachse und die  $y$ -Koordinate  $S_{P1,y}$  spannen ein Dreieck auf, welches die Berechnung des Kontaktwinkels  $\alpha_{Wz}$  zu

$$\alpha_{Wz} = \sin^{-1} \left( \frac{S_{P1,y}}{r_{Wz}} \right) \cdot \frac{360^\circ}{2 \cdot \pi} \quad (6.6)$$

ermöglicht. Der radial zurückgelegte Weg des Werkzeugs entlang der  $r$ -Achse wird über die Größe  $i$  berücksichtigt. Für einen idealisierten Umformvorgang ist anzunehmen, dass die Schnittpunktberechnung im Wesentlichen vom Zustellinkrement  $\Delta i$  pro Umdrehung  $n$  abhängt. Diese Annahme vernachlässigt, dass sich im Einlaufbereich auch eine Materialanstauung bildet (vgl. Kapitel 5.2.1). Diese Materialanstauung kann die reale Kontaktfläche und damit die effektive Umformkraft  $F$  erhöhen.

Durch die Kenntnis der Schnittpunktlage  $S_{P1,y}$  und des Kontaktwinkels  $\alpha_{Wz}$  ist es nun möglich, die Kontaktfläche  $A_K$  zwischen Werkzeug und Werkstück aus dem Produkt von Umfangslänge  $U_K$  und der Blechdicke  $s$  zu berechnen als

$$A_K(n) = U_K(n) \cdot s = 2 \cdot \pi \cdot r_{Wz} \cdot \frac{\alpha_{Wz}}{360^\circ} \cdot s_0. \quad (6.7)$$

Vereinfachend sei angenommen, dass die resultierende Umformkraft  $F$  senkrecht zur Kontaktfläche  $A_K$  wirkt und dort mittig auf dem halben Kontaktwinkel  $\alpha_{Wz}/2$  angreift. Zudem sei angenommen, dass ausschließlich der noch nicht aufgedickte Werkstoff unmittelbar vor dem aufgedickten Rand plastifiziert, welcher noch die Anfangsblechdicke  $s_0$  aufweist. Hierdurch berechnet sich die zur Plastifizierung benötigte Umformkraft  $F$  zu

$$F = \sigma_{rr} \cdot A_K = k_f \cdot A_K. \quad (6.8)$$

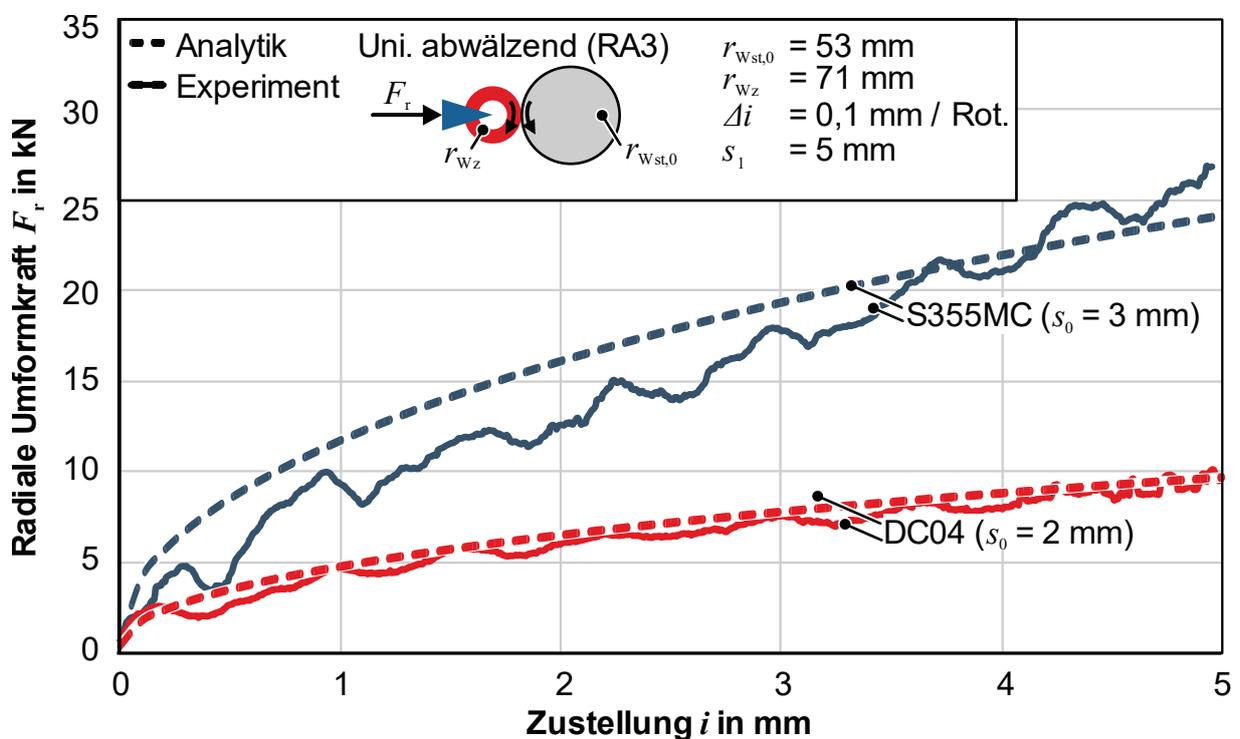
Das Einsetzen der Kontaktfläche  $A_K$  (Gleichung (6.7)) in die Gleichung zur Beschreibung der Umformkraft  $F$  (Gleichung (6.8)) ergibt somit

$$F = k_{f\infty} \cdot r_{Wz} \cdot s_0 \cdot \sin^{-1} \left( \frac{\sqrt{r_{Wst,n-1}^2 - \frac{r_{Wst,n-1}^2 + C_n^2 - r_{Wz}^2}{2 \cdot C_n}}}{r_{Wz}} \right). \quad (6.9)$$

Dabei unterteilt sich die auf das Halbzeug wirkende Umformkraft  $F$  in einen radialen Kraftanteil  $F_r$  und eine senkrecht dazu wirkende Tangentialkraft  $F_y$ . Der radiale Kraftanteil  $F_r$  berechnet sich entsprechend dem halben Kontaktwinkel  $\alpha_{Wz}$  zu

$$F_r = F \cdot \cos\left(\frac{\alpha_{Wz}}{2}\right) \quad (6.10)$$

Wie im **Bild 6.4** zu erkennen ist, stimmen die analytisch berechneten Kraft-Weg-Verläufe für das Randaufdicken der Werkstoffe DC04 (2 mm) und S355MC (3 mm) hinreichend genau mit den experimentellen Verläufen überein. Die Kraftabweichungen zum Ende des Umformprozesses betragen 11 % (S355MC) bzw. 2 % (DC04). Da die Berechnung auf einem stagnierenden Verfestigungsverhalten beruhen, stellt dieser Ansatz tendenziell eine untere Schranke für den Fall einer Umformung über eine Vielzahl von Umforminkrementen  $n$  dar. Im Hinblick auf eine konservative Prozessauslegung und dem Ziel einer möglichst geringen Anzahl an Umforminkrementen  $n$  kann daher die Verwendung einer nicht stagnierenden Fließspannung vorteilhaft sein.



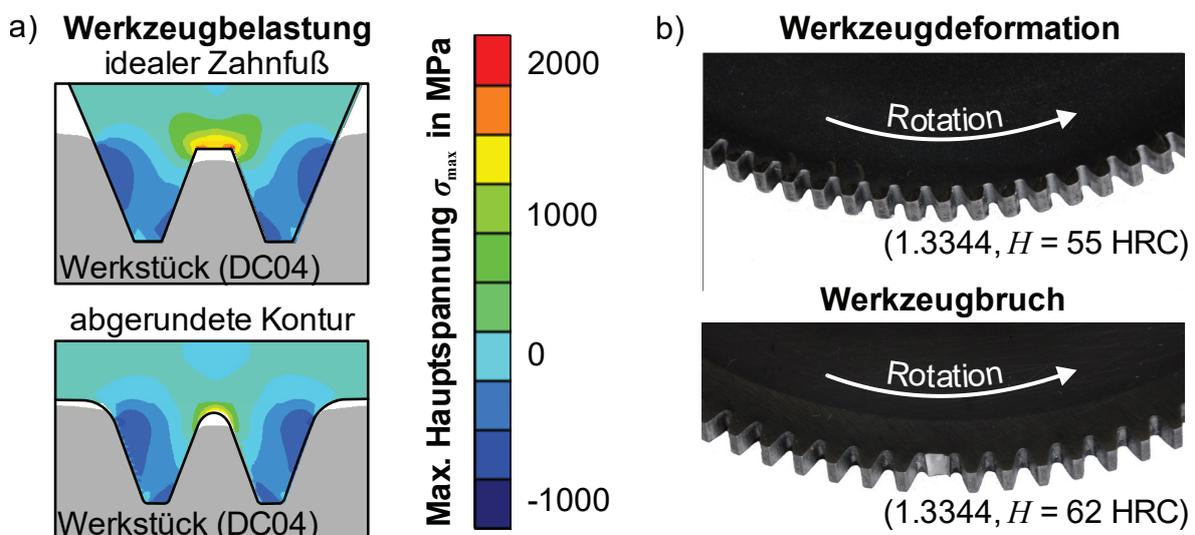
**Bild 6.4:** Vergleich der analytischen und experimentellen Kraft-Weg-Verläufe für das Randaufdicken mit Kammerung

Die Nutzung der maximalen Fließspannung  $k_{f_{\infty}}$  führt bei der analytischen Kraft-Weg-Berechnung mit dem Werkstoff S355MC gegen Prozessbeginn zu einer geringfügigen Überschätzung der Umformkraft  $F_r$ . Eine mögliche Ursache ist, dass umfangreich überlagerte Spannungen  $\sigma_{\theta\theta}$ , welche im realen Prozess auftreten, zu einem vorzeitigen Fließbeginn führen. Dass diese Spannungen auch von null verschiedene Werte annehmen können, wurde im Rahmen der Analysen der Formänderungshistorien aufgezeigt (vgl. Kapitel 5.2.1), in der analytischen Betrachtung jedoch vernachlässigt. Gegen Prozessende kommt es bei dem Werkstoff S355MC dagegen zu einer geringfügigen Unterschätzung der Umformkraft  $F_r$ . Diese Unterschätzung ist darauf zurückzuführen, dass der Werkstoff S355MC mit einer Blechdicke  $s_0 = 3$  mm

vorgelegen hat. Hierdurch kommt es bereits vorzeitig zur Füllung der Kammerungskavitat, sodass die axial wirkende Druckspannung  $\sigma_{zz}$  zunehmend zu einem Anstieg der Umformkraft  $F_r$  führt. Die Verläufe von analytischer und experimenteller Umformkraft stimmen weitestgehend überein. Da der analytische Kraftanstieg jedoch rein geometrisch bedingt ist, kann angenommen werden, dass die Blechdickenzunahme im Randbereich keinen signifikanten Einfluss auf die Umformkraft  $F$  hat. Das Einbeziehen der Blechdickenzunahme würde unter gleichen Annahmen vielmehr zu einer 150-prozentigen Überschätzung der Umformkraft  $F_r$  führen.

### 6.3 Werkzeugbelastung beim Verzahnen

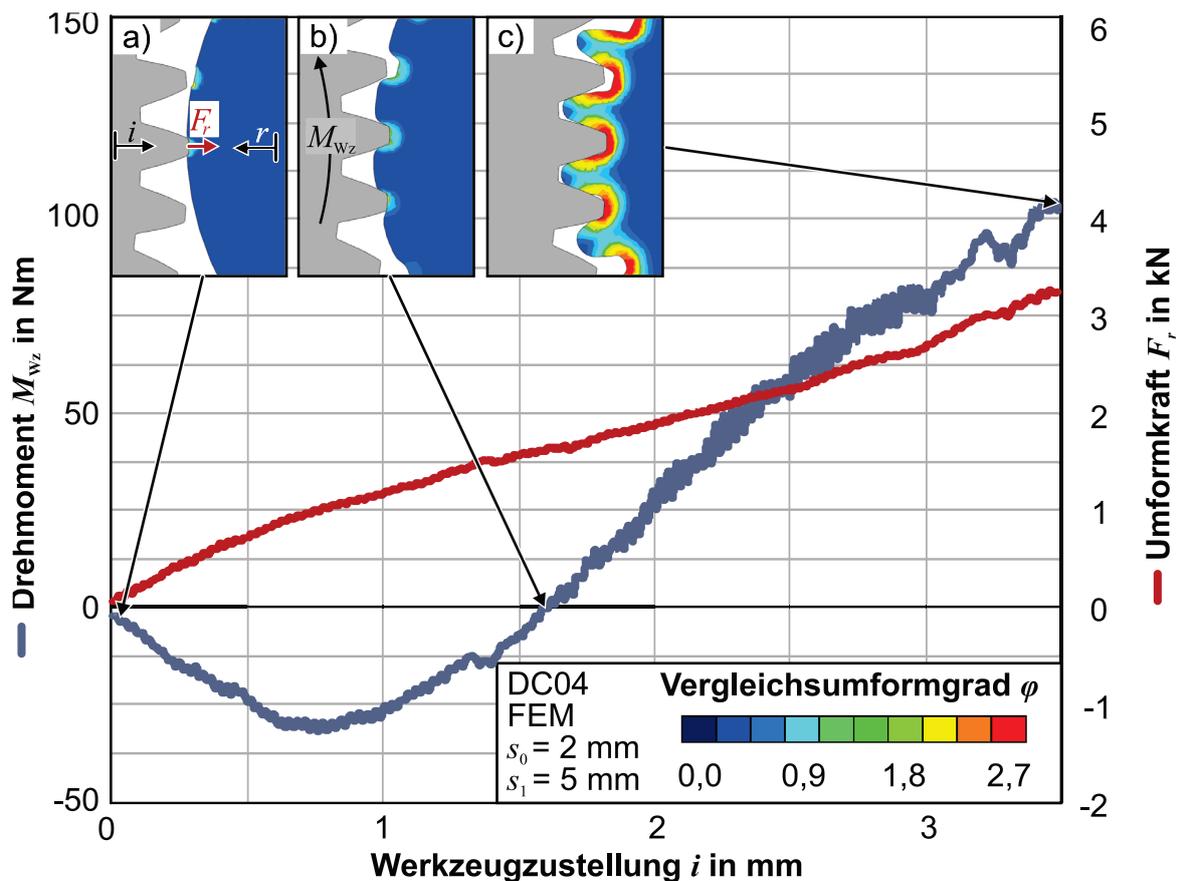
Die mechanische Beanspruchung von iBMU-Werkzeugen steigt in der Kalibrierphase aller beobachteten Prozesse auf standmengenreduzierende Werte an. Bereits bei dem diskreten Verzahnen (V1) von Blechen mittlerer Festigkeit, wie zum Beispiel DC04, treten gegen Prozessende Kontaktnormalspannungen im Bereich von ca.  $\sigma_K = 2.200 \text{ N/mm}^2$  auf. Diese Belastung erfordert weitestgehend die Ausschöpfung der werkstoffseitigen Festigkeit zulasten der Duktilität. Abseits des Kontaktbereiches treten in den werkzeugseitigen Kavitäten, welche zur Ausformung von Verzahnungselementen unabdingbar sind, Zugspannungen auf. Diese Zugspannungen sind mittels der maximalen Hauptspannung  $\sigma_{\max}$  im **Bild 6.5a** veranschaulicht. Dabei ist festzustellen, dass ausgeprägte Kanten im Zahnfuß einer idealisierten Verzahnungsgeometrie zu einer maximalen Hauptspannung  $\sigma_{\max} \approx 2.000 \text{ N/mm}^2$  führen. Durch Verrundung dieser Kavitäten können die maximalen Zugspannungen in etwa halbiert werden, wodurch sich die Lebenserwartung der Umformwerkzeuge signifikant erhöhet. Der Einfluss einer solchen Abhilfemaanahme auf die Geometrie der ausgeformten Verzahnungselemente ist aufgrund der ohnehin unzureichenden Formfüllung marginal.



**Bild 6.5:** a) Verteilung der maximalen Hauptspannung  $\sigma_{\max}$  beim diskreten Verzahnen (V1) und b) Werkzeugversagen beim konti. radialen Verzahnen (V2)

Bei der Prozessstrategie mit kontinuierlichen Verzahnungswerkzeugen (V2) wird das schwellende Belastungskollektiv der diskreten Vorgehensweise (V1) um eine wechselnde Beanspruchung erweitert. Wechselnde Belastungen können die Zug-Druck-Dauerfestigkeit der Werkzeuge allerdings um ca. 50 % reduzieren (Läpple, 2011). Aus diesem Grund kann die alleinige Anpassung der Werkzeuggeometrie eine hinreichende Werkzeugstandmenge nicht sicherstellen. Vielmehr entscheidet die Wärmebehandlung und resultierende Härte innerhalb der Umformwerkzeuge über die Werkzeugstandzeit. Bei dem mittelfesten Werkstoff DC04 liegt die Standmenge von Werkzeugen mit einer Härte  $H_{WZ} = 58$  HRC in der Größenordnung von ca. 1.000 Verzahnungselementen. Bereits eine fünf Prozent geringere Härte führt zur plastischen Deformation des Werkzeugs (**Bild 6.5b**). Demgegenüber kommt es bei einer Steigerung der Werkzeughärte um 6 Prozent zum Versagen durch Werkzeugbruch.

Als wesentliche Ursache für die wechselnde Werkzeugbelastung beim Verzahnen mit kontinuierlicher Werkzeugbewegung ist der sich während der Umformung ändernde Teilkreisdurchmesser  $d$  des Werkstücks zu nennen (vgl. 5.4.1). Folglich eilt der über die Winkelgeschwindigkeit  $\omega_{WZ}$  synchronisierte Werkzeugumfang zu Beginn der Umformung der werkstückseitigen Umfangsgeschwindigkeit nach (**Bild 6.6a**).



**Bild 6.6:** Momenten- und Kraftverlauf gegen a) Prozessbeginn, b) Lastumkehr und c) Prozessende beim konti. radialen Verzahnen (V2,  $s_0 = 2$  mm, DC04)

Während der radialen Werkzeugzustellung reduziert sich der temporäre Teilkreisdurchmesser  $d_{\text{Wst}}$  des Werkstücks. Die Folge ist eine kurzzeitig identische Umfangsgeschwindigkeit von Werkzeug und Werkstück, wodurch die Drehmomente des Umformwerkzeugs  $M_{\text{Wz}}$  und Werkstücks  $M_{\text{Wst}}$  zu null werden (**Bild 6.6b**). Mit fortschreitender Werkzeugzustellung  $i$  kommt es zu einer Lastumkehr. Ursache hierfür ist einerseits die Zunahme der radialen Kontaktfläche, sodass die Umfangsgeschwindigkeiten nicht über die gesamte Zahnhöhe übereinstimmen. Zudem erfolgt fortan die Ausformung mehrerer Verzahnungselemente simultan.

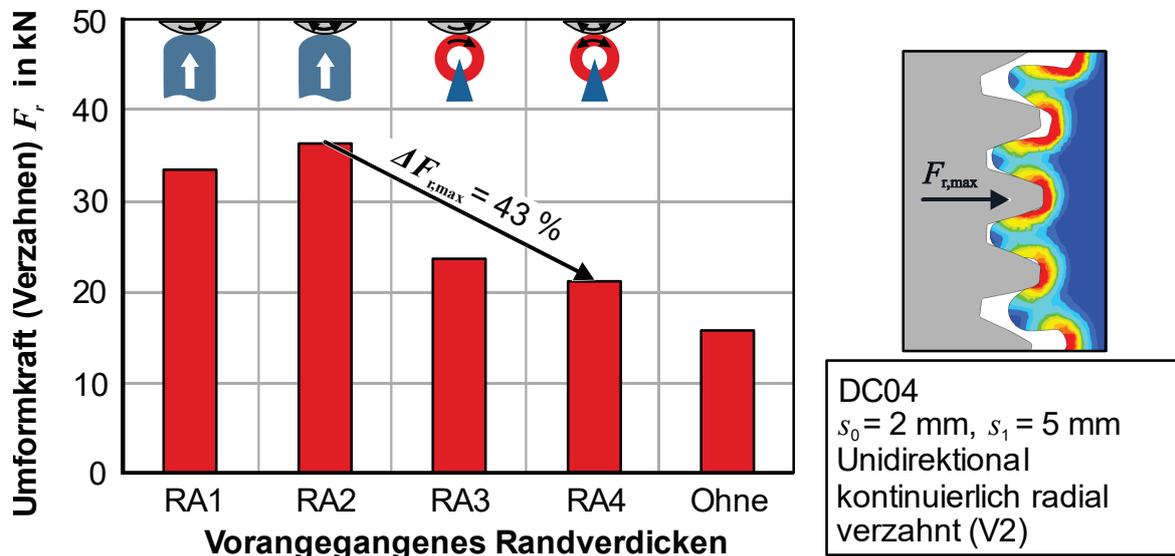
#### 6.4 Fazit

Die limitierenden Faktoren der iBMU sind die axiale Steuerung des Werkstoffflusses und das Beherrschen der enormen mechanischen Werkzeugbelastungen. Um die gewünschte Plastifizierung am Rand des Halbzeugs realisieren zu können, sind je nach Werkstoff große Umformkräfte notwendig. Zur vereinfachten Prozessauslegung wurde ein analytisches Modell entwickelt, mit dem diese Umformkraft bereits im Vorfeld überschlägig berechnet werden kann.

Um unterschiedliche Verdickungsverhältnisse  $s_1/s_0$  beim Randaufdicken zu realisieren, sind bislang mehrere Umformstufen erforderlich. Zur Vermeidung mehrerer Umformstufen wurde ein neues Konzept zur variablen axialen Kammerung des Werkstoffflusses entwickelt und patentiert. Dieses Konzept verhindert darüber hinaus die Spanbildung zwischen Umform- und Kammerungswerkzeug, sodass der Werkstoff effizienter genutzt werden kann.

## 7 Eigenschaftsgradierung und Belastungsreduktion durch hybride Bauteile

Die inkrementelle Vorgehensweise führt, verglichen mit anderen Prozessen der Blechmassivumformung, zu vergleichsweise geringen Umformkräften. Während die Werkzeugbelastung bei den Prozessen zum Randaufdicken eine untergeordnete Rolle spielt, versagen die filigranen Werkzeuge bei den Prozessrouten zum Verzahnen. Die filigranen Verzahnungswerkzeuge werden dabei im Bereich der werkstofftechnischen Belastungsgrenzen beansprucht. Die Wahl des vorgelagerten Randverdickungsprozesses kann die Werkzeugbelastung signifikant reduzieren (**Bild 7.1**). Für eine industriell nutzbare Werkzeugstandmenge sind jedoch weitere Maßnahmen zur Belastungsreduzierung erforderlich.

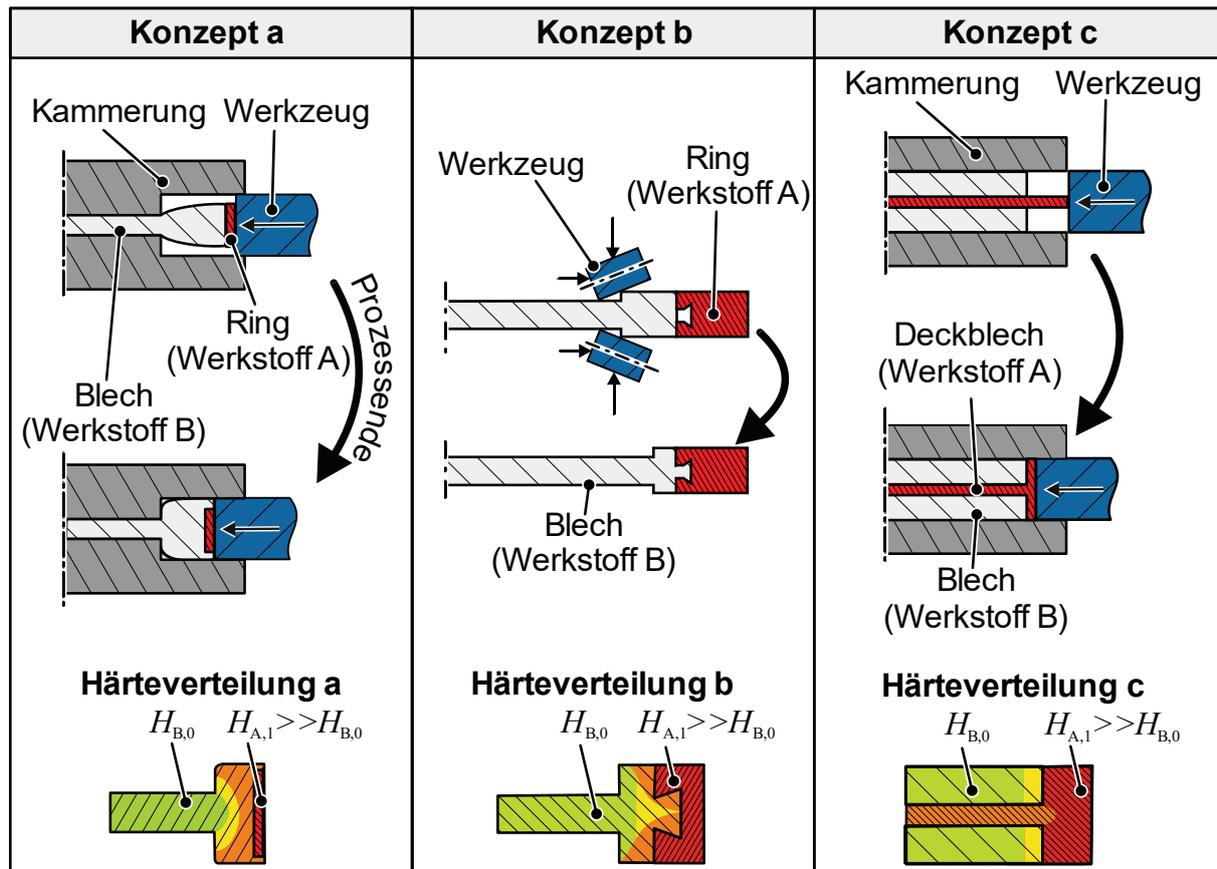


**Bild 7.1:** Experimentell ermittelte Umformkraft  $F_r$  beim kontinuierlichen radialen Verzahnen (V2) zuvor randaufgedickter Blechenden

Die Möglichkeiten der mechanischen Eigenschaftsgradierung über die Formänderungshistorie sind bei monolithischen Funktionsbauteilen durch das Gradierungspotenzial des eingesetzten Werkstoffs limitiert (vgl. Abschnitt 5.3). Hinzu kommt ein stagnierendes Verfestigungsverhalten infolge zyklischer Lastwechsel. Zur Umgehung der aufgezeigten Limitierung und zur weiteren Reduzierung der Werkzeugbelastung wird im Folgenden ein Ansatz zur iBMU hybrider Funktionsbauteile vorgestellt. Anschließend werden der resultierende Fügeverbund sowie die geometrischen und mechanischen Eigenschaften analysiert. Abschließend wird geprüft, ob der aufgezeigte Ansatz zur Reduktion der Umformkraft und der entsprechenden Werkzeugbelastung geeignet ist.

## 7.1 Entwicklung hybrider Funktionsbauteile

Aus der hohen kinematischen Flexibilität der iBMU (vgl. **Bild 2.9**) lassen sich mehrere Ansätze zur Hybridisierung von Funktionsbauteilen ableiten. Aus einer systematischen Variation der Blechanordnung und Zustellbewegung gehen drei theoretisch geeignete Prozessstrategien zur Herstellung verzahnter Funktionsbauteile hervor. Diese Prozessstrategien sind schematisch im **Bild 7.2** mit der jeweils anzunehmenden qualitativen Härteverteilung dargestellt.

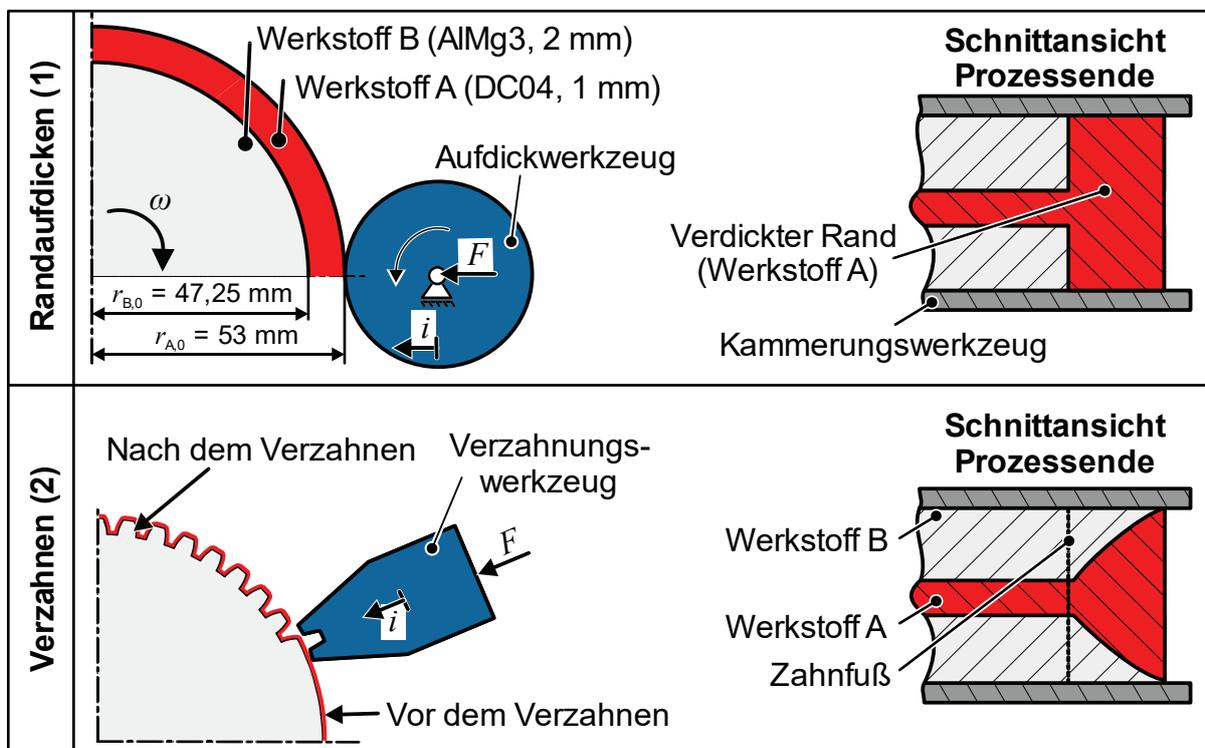


**Bild 7.2:** Prozessstrategien zur Hybridisierung von Funktionsbauteilen durch iBMU

Fügeprinzip a sieht die Verwendung eines randaufgedickten Bleches geringerer Festigkeit und Dichte (Werkstoff B) vor, welches über den Umfang mit einem höherfesten Blech (Werkstoff A) durch eine radiale Werkzeugzustellung gefügt wird. Diese Strategie ermöglicht Verzahnungslauflächen aus hochfestem Stahl, während der überwiegende Anteil der Verzahnungselemente aus einem niedrigeren Werkstoff bestehen kann. Eine Substitution des niedrigeren Werkstoffs durch ein Leichtmetall ermöglicht zudem eine Reduktion des Bauteilgewichts. In Vorversuchen verhinderten hohe Kontaktnormalspannungen und Reibkräfte ein Nachfließen des höherfesten Werkstoffs A entlang des Umfangs. Die dabei auftretenden Zugspannungen in Umfangsrichtung führten reproduzierbar zu Rissen, sodass diese Prozessstrategie verworfen wurde.

Für das Fügeprinzip b wird ein Blech mit geringer Dichte und Festigkeit (Werkstoff B) zunächst randaufgedickt. Anschließend wird ein vorgeformtes Verzahnungselement höherer Festigkeit (Werkstoff A), welches umformtechnisch oder spanend hergestellt werden kann, umformtechnisch gefügt. Mittels kombinierter axialer und radialer Zustellung ist dabei ein Werkstofffluss aus dem aufgedickten Randbereich in den Hinterschnitt vorgesehen. Von einer Realisierbarkeit dieser Prozessstrategie ist nach den Erkenntnissen von Wernicke et al. (2016) nicht auszugehen. Dort konnte gezeigt werden, dass die Plastifizierung des Werkstoffs beim sogenannten „inplane-swagging“ unmittelbar im Kontaktbereich zum Werkzeug einsetzt und der Werkstofffluss in den entfernt liegenden Hinterschnitt eines Verzahnungselementes nicht zu erwarten ist.

Fügeprinzip c sieht die Hybridisierung mittels Umformung axial geschichteter Bleche mit unterschiedlichen Materialeigenschaften vor. Dazu wird ein höherfestes Blech (Werkstoff A), umgeben von zwei Blechen geringeren Durchmessers (Werkstoff B), verspannt und durch eine radiale Werkzeugzustellung randaufgedickt. Infolge des Randaufdickens legt sich der zentral angeordnete Werkstoff A an die Ränder der umgebenen Bleche (Werkstoff B). Im nachgelagerten Verzahnungsprozess wird in den Schichtverbund entlang des Umfangs eine Verzahnungskontur geformt. Das so ausgeformte Funktionsbauteil weist anschließend Zahnflanken aus dem höherfesten Werkstoff auf. Diese Vorgehensweise ist im **Bild 7.3** schematisch veranschaulicht und konnte erfolgreich umgesetzt werden. Aus diesem Grund basieren alle folgenden Untersuchungen auf dem Fügeprinzip c.



**Bild 7.3:** Randaufdicken und Verzahnungen hybrider Funktionsbauteile mittels Fügeprinzip c

Verwendet wird eine Werkstoffkombination aus zwei äußeren Blechenden der Aluminiumlegierung AlMg3 mit dem Radius  $r_{B,0} = 47,25$  mm und einem zentralen Blech aus dem Werkstoff DC04 mit einem Anfangsdurchmesser von  $r_{A,0} = 53$  mm. Die Anfangswandstärke des Stahlbleches ist mit  $s_0 = 1$  mm lediglich halb so stark wie die der umgebenden Aluminiumbleche. Insgesamt ergibt sich daher eine Verbundwandstärke von  $s_1 = 5$  mm äquivalent zu den vorangegangenen monolithischen Untersuchungen.

### ***Leichtbaupotenzial einer Hybridisierung von Funktionsbauteilen***

Durch den hybriden Schichtverbund kann das Gewicht des Produktes reduziert werden, wenn umgebende Bleche mit niedrigerer Dichte verwendet werden. Eine weitere Steigerung des Leichtbaupotenzials ergibt sich aus der Verwendung von Ringen anstatt vollflächiger Bleche außerhalb des mittleren Stahlbleches (**Bild 7.4**). Diese Ringe können einen Außendurchmesser  $d_{a,B}$  aufweisen, welcher in etwa dem Zahnfußdurchmesser  $d_{f,A}$  der später ausgeformten Verzahnung entspricht. Der innere Ringdurchmesser  $d_{i,B}$  kann dabei bis zu einem Wert von  $d_{f,A}/2-2,25$  m variieren, was einer Ringbreite gemäß der späteren Verzahnungshöhe entspricht. Das zentral angeordnete höherfeste Blech besteht in dieser Betrachtung aus Stahl und wird im Folgenden nicht variiert. Dadurch berechnet sich die mögliche prozentuale Gewichtseinsparung  $\Delta m_{\text{hyb}}$  zu

$$\Delta m_{\text{hyb}} = 1 - \frac{m_{\text{hyb}}}{m_{\text{mono}}} = 1 - \left( \frac{2 \cdot \rho_B \cdot V_B + \rho_A \cdot V_A}{\rho_A \cdot V_{A,\text{mono}}} \right) \quad (7.1)$$

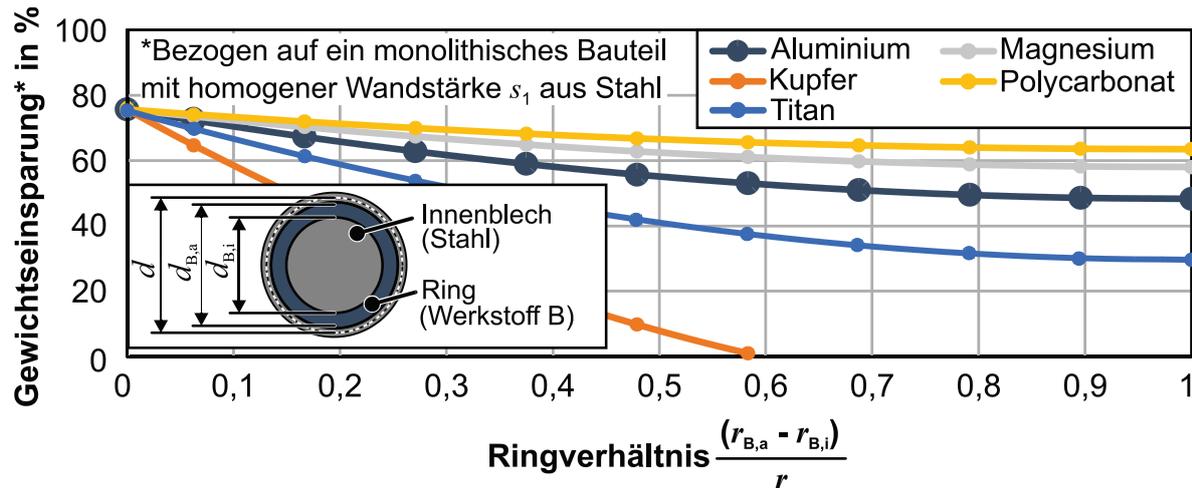
Wobei  $\rho$  der Dichte des jeweiligen Bleches entspricht und  $V$  dem Volumen der jeweiligen Blechkörper. Das jeweilige Blechvolumen berechnet sich zu

$$V_B = \pi \cdot \left( \frac{d^2}{4} - \frac{d_i^2}{4} \right) \cdot s_B, \quad (7.2)$$

$$V_A = \pi \cdot \frac{d_0^2}{4} \cdot s_{A,0} \text{ und} \quad (7.3)$$

$$V_{A,\text{mono}} = \pi \cdot \frac{d^2}{4} \cdot s_{A,\text{mono}}. \quad (7.4)$$

Für verschiedene Werkstoffe ergeben sich somit die im **Bild 7.4** dargestellten Gewichtseinsparungen  $\Delta m_{\text{hyb}}$ . Die größte Gewichtseinsparung kann in diesem Beispiel durch Ringe aus Polycarbonat erreicht werden, dessen Eignung für die iBMU bereits durch Sieczkarek (2018) aufgezeigt wurde. Auch mit Ringen aus einem Werkstoff höherer Dichte  $\rho$ , wie beispielsweise Kupfer, wäre eine Gewichtseinsparung gegenüber Bauteilen mit homogener Wandstärkenverteilung möglich. Eine solche Werkstoffkombination ermöglicht beispielsweise eine grundverschiedene Leitfähigkeitsgradierung.



**Bild 7.4:** Werkstoffabhängige Gewichtseinsparung durch Substitution des Ringwerkstoffes und Variation des Ringverhältnisses (Innenblech aus Stahl)

## 7.2 Verbundeigenschaften und axiale Bauteilsteifigkeit

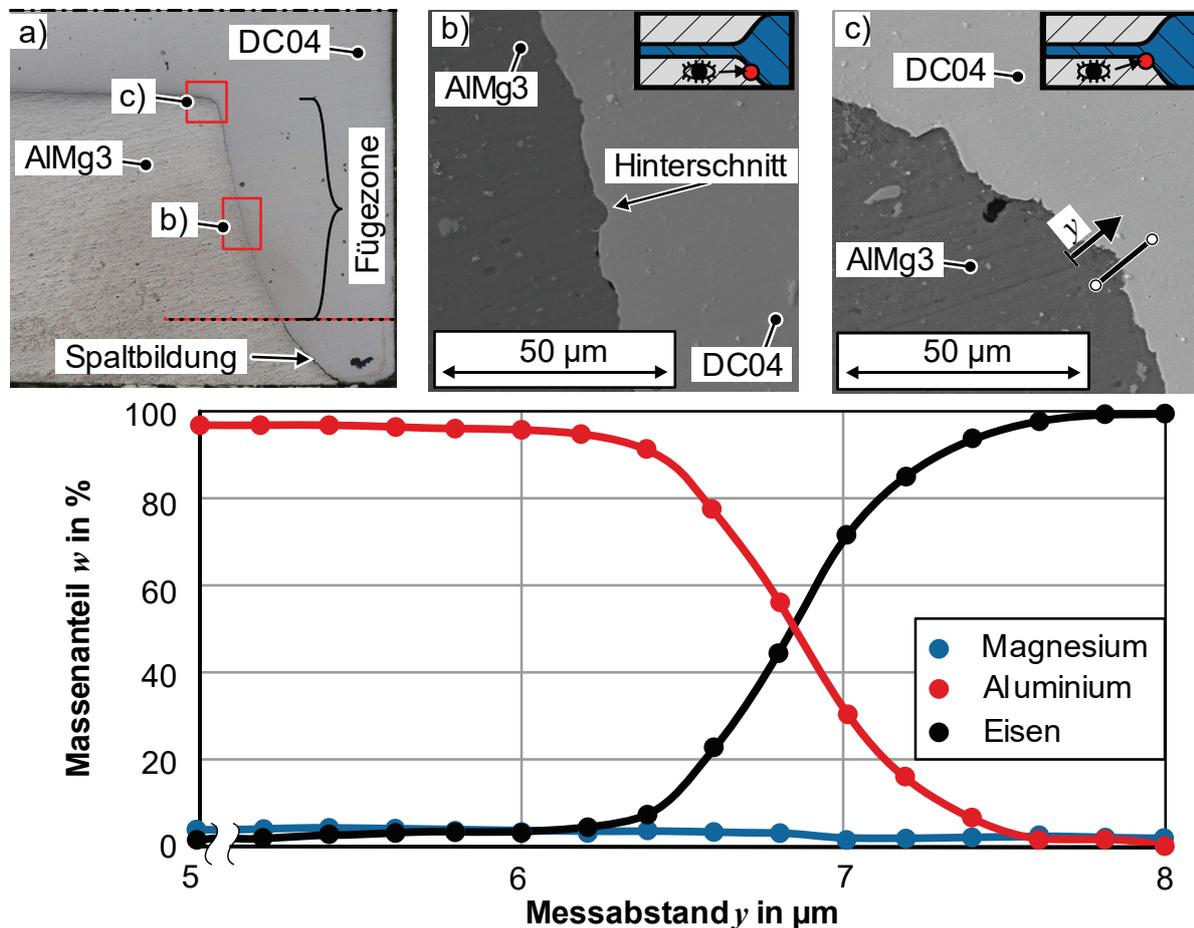
Um das gesteigerte Leichtbaupotenzial hybrider Funktionsbauteile nutzen zu können, muss sichergestellt sein, dass der vorliegende Verbund bei der späteren Bauteil-anwendung erhalten bleibt. Im Hinblick auf Zahnräder sind im Anwendungsfall vorwiegend über den Umfang angreifende Lasten zu erwarten. Infolge von Fertigungstoleranzen können zudem axiale Lasten auf das Bauteil wirken (Cartera et al., 2019). Zur Quantifizierung der Verbundfestigkeit und Bauteilsteifigkeit werden zwei Prüfstände verwendet, welche Rückschlüsse auf die Güte des Verbundes zulassen. Zu diesem Zweck wird die Verbundfestigkeit mithilfe metallografischer Analysen qualitativ und mittels axialer Zugbeanspruchung quantitativ ermittelt. Die Untersuchung der Bauteilsteifigkeit erfolgt durch einen Drei-Punkt-Biegeversuch.<sup>11</sup>

### Metallografische Verbundanalyse

Der axiale Verbund entsteht grundsätzlich durch einen Kraft-, Form- oder Stoffschluss. Da ein Kraftschluss nur bedingt experimentell ermittelt werden kann, liegt der Fokus der Verbund-Untersuchungen auf der metallografischen Feststellung von Form- und Stoffschlüssen. **Bild 7.5** stellt charakteristische Eigenschaften der Fügezone dar. Schliffbilder (**Bild 7.5a**) veranschaulichen die resultierende Werkstoffverteilung im Zahnfußbereich eines zuvor randaufgedickten und verzahnten Blechverbundes. Die radiale Wandstärke des höherfesten Werkstoffs fällt mit zunehmendem Abstand zur Symmetrieachse ( $z = s_{0,S}/2$ ) progressiv ab. Darüber hinaus weist die Fügezone mit

<sup>11</sup> Metallografische Untersuchungen und Auszugversuche im Rahmen der Bachelorarbeit von N. Kortum: *Herstellung hybrider Funktionsbauteile mittels inkrementeller Blechmassivumformung*. Technische Universität Dortmund, 2018, betreut durch S. Wernicke und A. E. Tekkaya.

zunehmendem Abstand zur Symmetrieachse eine Spaltbildung auf. Diese Spaltbildung kann auf Rückfederungseffekte in Kombination mit der Präparation der Schliiffproben zurückzuführen sein. Bezogen auf die gesamte Fügezone ist die zu beobachtende Spaltlänge gering, sodass diese bei der nachfolgenden Analyse vernachlässigt wird.



**Bild 7.5:** a) Metallografische Analyse der Fügezone sowie der dort vorherrschenden b) Hinterschnitte und c) Massenanteile  $w$

Im härtesten Werkstoff sind entlang der gesamten Fügezone Hinterschnitte mit einer Ausprägung von ca.  $10\ \mu\text{m}$  vorzufinden. Während der iBMU plastifiziert der umgebende Aluminiumwerkstoff und fließt dabei in die Hinterschnitte des härtesten Stahlwerkstoffs. Dadurch stellt sich eine Vielzahl von Mikroformschlüssen ein (s. **Bild 7.5b**). **Bild 7.5c** veranschaulicht die resultierenden Massenanteile der Fügepartner entlang eines Messpfades  $y$  innerhalb der Fügezone, basierend auf EDX-Analysen. Der untersuchte Messpfad liegt nahe der Symmetrieebene, wo der höchste Passfugendruck und damit die besten Voraussetzungen für einen Stoffschluss zu erwarten sind. EDX-Analysen haben dort lediglich eine Koexistenz beider Fügepartner über eine Messlänge von  $y \approx 1,5\ \mu\text{m}$  ermittelt. Andere umformende Fügeprozesse mit stoffschlüssigem Stahl-Aluminium-Verbund weisen tendenziell ein Vielfaches der beobachteten Diffusionszonenlänge auf (Bellmann et al., 2019). Die dabei zu

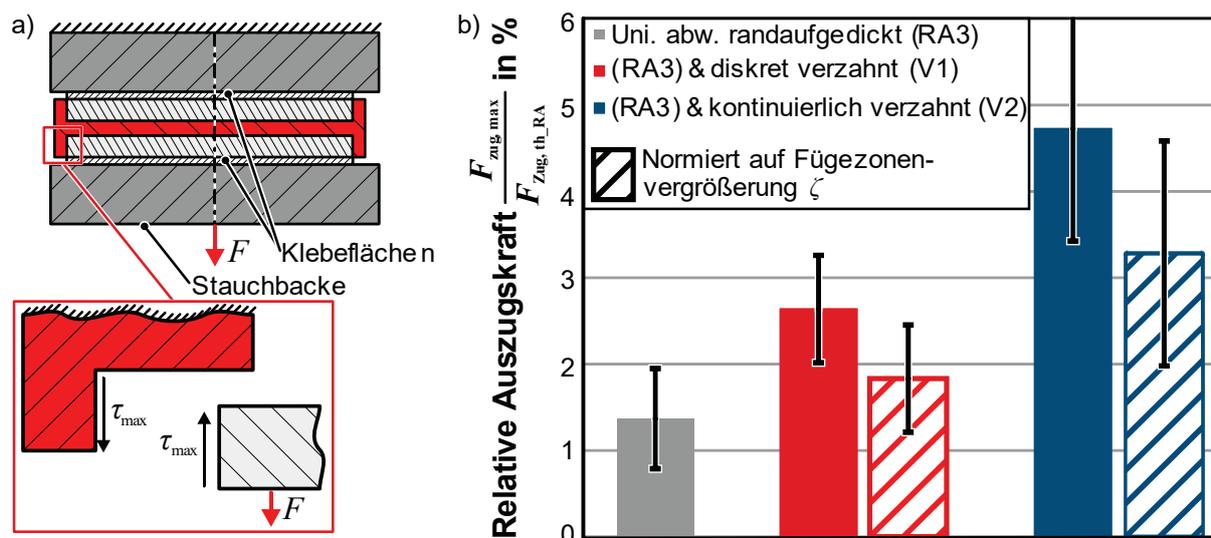
beobachtenden Diffusionszonen weisen vielmehr eine annähernd stationäre Koexistenz beider Werkstoffe auf, was für iBMU-Verbunde nicht festgestellt werden konnte. Ein stoffschlüssiger Verbund der iBMU-Bauteile ist daher infrage zu stellen. Vielmehr ist davon auszugehen, dass der beobachtete Verbund primär auf die beobachteten Mikroformschlüsse zurückzuführen ist.

### Axiale Verbundfestigkeit hybrider Funktionsbauteile

Eine Quantifizierung der axialen Verbundfestigkeit erfolgt durch einen einachsigen Zug. Die Zuglast wird senkrecht zu den äußeren Aluminiumdeckblechen eingeleitet und führt zu einer Scherbeanspruchung entlang der Fügefläche. Zur Abschätzung des stoffschlüssigen Verbundanteils wird die ermittelte Auszugskraft  $F_{\text{Zug}}$  einer theoretischen Auszugskraft  $F_{\text{Zug,th}}$  gegenübergestellt. Die theoretische Auszugskraft wird dabei unter der Annahme einer reinen Scherbelastung bestimmt, welche auf eine vollständig stoffschlüssige, zylindrische Scherfläche wirkt. Einer Unterschätzung der Scherfläche durch die vereinfachende Annahme einer zylindrischen anstelle einer radial gekrümmten Scherfläche steht dabei die Nichtbeachtung der unter **Bild 7.5a** beobachteten Spaltbildung gegenüber. Entsprechend dieser Annahmen und einer Scherfließspannung nach *Tresca* ergibt sich die theoretische Auszugskraft  $F_{\text{Zug,th\_RA}}$  für einen randaufgedickten Verbund zu

$$F_{\text{Zug,th\_RA}} = \frac{\tau_{\text{max}}}{2} \cdot A_{\text{Scher}} = \frac{\tau_{\text{max}}}{2} \cdot 2 \cdot \pi \cdot r_{\text{Al},0} \cdot s_{\text{Al},0} \quad (7.5)$$

Der zur experimentellen Prüfung der axialen Verbundfestigkeit durchgeführte Versuch ist im **Bild 7.6a** schematisch dargestellt.



**Bild 7.6:** a) Schematischer Versuchsaufbau und b) resultierende Verbundfestigkeit

Die uniaxiale Zugbeanspruchung wird vollflächig auf die äußeren Aluminiumdeckbleche aufgebracht. Die Deckbleche werden dafür zunächst mit dem Ätzmittel Tetrafluorborsäure nach Barker behandelt und mit Watte von ihrer Oxidschicht befreit.

Innerhalb von 60 Sekunden erfolgt anschließend die Applikation eines Zwei-Komponenten Klebstoffs (Plus Acrylit 2K-Acrylatkleber, Firma UHU).

**Bild 7.6b** stellt die Ergebnisse der Auszugsversuche dar. Die dargestellten Auszugskräfte  $F_{Zug,max}$  sind auf die theoretische Auszugskraft  $F_{Zug,th\_RA}$  bei Vorlage eines Stoffschlusses normiert. Infolge der großen Abweichung zur theoretischen Auszugskraft  $F_{Zug,th}$  ist festzustellen, dass die Fügezone keinen vollständigen Stofffluss aufweist. Durch alleiniges abwälzendes Randaufdicken werden weniger als 2 % der theoretischen Auszugskraft  $F_{Zug,th}$  erreicht. Demgegenüber steigt die Auszugskraft  $F_{Zug}$  für randaufgedickt- und diskret verzahnte (V1) Verbunde auf fast 3 % der theoretischen Auszugskraft  $F_{Zug,th}$ . Die höchste normierte Auszugskraft konnte für abwälzend randaufgedickte (RA3) und nachfolgend kontinuierlich verzahnte (V2) Bauteile mit ca. 5 % ermittelt werden. Dementsprechend ist die Ursache für die Verdopplung der Verbundfestigkeit zu hinterfragen.

Zur Klärung der signifikanten Diskrepanz zwischen der Auszugskraft  $F_{Zug,max}$  lediglich randaufgedickter Blechverbunde gegenüber den randaufgedickten und verzahnten Blechverbunden erfolgt eine näherungsweise Abschätzung des Fügezonenvhältnis  $\zeta$ . Dieses Verhältnis beschreibt die prozentuale Fügeflächenvergrößerung infolge der eingebrachten Zahnflanken. Die sich durch das Randaufdicken ergebene Fügefläche  $A_{F1}$  wird dazu vereinfachend als zylindrische Mantelfläche angenommen. Diese Annahme kompensiert die Tatsache, dass sich in Realität eine leicht gekrümmte Fügezone mit entsprechend größerer Fügefläche einstellt, während es im äußeren Bereich der Fügefläche zu einer geringen Spaltbildung ohne Verbund kommt (vgl. Bild 7.5a). Dementsprechend ergibt sich die Fügefläche  $A_{F1}$  zu

$$A_{F1} = 2 \cdot \pi \cdot r_{Al,a} \cdot s_{Al,0} \quad (7.6)$$

Durch das Einbringen der Formelemente vergrößert sich die Fügefläche  $A_{F2}$  um die Länge der Zahnflanken, welche infolge des idealisierten Bezugsprofils unter einem Winkel  $\alpha_p$  und mit doppelter Zähnezahlnzahl  $z$  vorliegen zu

$$A_{F2} = \left( 2 \cdot \pi \cdot r_{Al,0} + \frac{d}{m} \cdot 2 \cdot \frac{i}{\cos(\alpha)} \right) \cdot s_{Al,0} \quad (7.7)$$

Damit berechnet sich die Fügezonenvgrößerung  $\zeta$  als

$$\zeta = \frac{A_{F2}}{A_{F1}} = \frac{\left( 2 \cdot \pi \cdot r_{Al,0} + \frac{d}{m} \cdot 2 \cdot \frac{i}{\cos(\alpha)} \right) \cdot s_{Al,0}}{2 \cdot \pi \cdot r_{Al,0} \cdot s_{Al,0}} = 1 + \frac{d}{m} \cdot \frac{1}{\pi \cdot r_{Al,0}} \cdot \frac{i}{\cos(\alpha)} \quad (7.8)$$

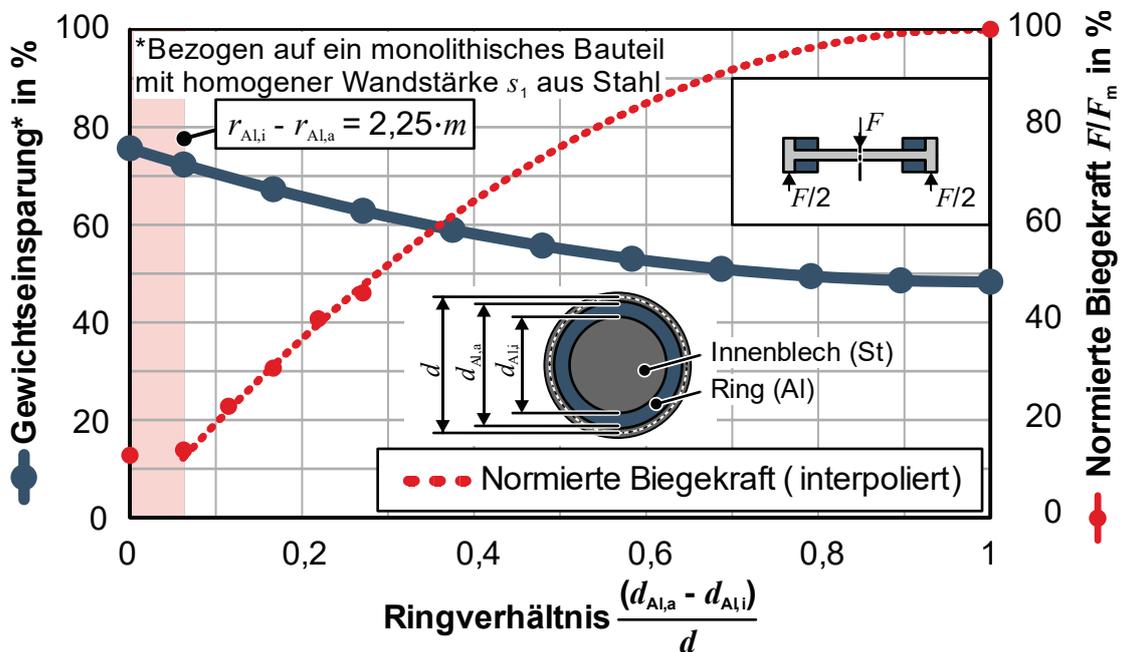
Diese Abschätzung ergibt für die experimentell verwendeten Parameter eine Fügezonenvgrößerung von 44 %. Durch Berücksichtigung der Fügezonenvgrößerung von  $A_{F1}$  zu  $A_{F2}$  ändert sich die theoretisch erforderliche Auszugskraft  $F_{Zug,th\_RA\_VZ}$  für einen randaufgedickt- und verzahnten Verbund zu

$$F_{\text{Zug,th\_RA\_VZ}} = \frac{\tau_{\text{max,Al}}}{2} \cdot \left( 2 \cdot \pi \cdot r_{\text{Al},0} + \frac{d}{m} \cdot 2 \cdot \frac{i}{\cos(\alpha_p)} \right) \cdot s_{0,\text{Al}} \quad (7.9)$$

Die Berücksichtigung der Fügezonenvorgroßerung ist im Bild 7.6b mittels schraffierter Balken veranschaulicht. Diese Darstellung verdeutlicht, dass der experimentelle Kraftanstieg  $\Delta F_{\text{Zug,max}}$  bei randaufgedickten und verzahnten Bauteilen in etwa zur Hälfte auf die Fügezonenvorgroßerung  $\zeta$  infolge der zusätzlich eingebrachten Verzahnung zurückzuführen ist. Einer geänderten Zusammensetzung eventueller form-, kraft- oder stoffschlüssiger Fügeanteile durch den Verzahnungsprozess ist demnach nur eine untergeordnete Bedeutung zuzuweisen.

### Biegesteifigkeit hybrider Funktionsbauteile

Der Einfluss ringförmiger Fügepartner auf die Biegefestigkeit der hybriden Funktionsbauteile wird in einem Dreipunkt-Biegeversuch mit der Universalprüfmaschine Z250 der Firma Zwick ermittelt. Hierbei bilden die axialen Zahnflächen die Auflagepunkte mit einem Hebelarm von 46,5 mm. Die ermittelte Biegekraft  $F$  steigt im Versuch progressiv an und fällt nach einem Maximalwert  $F_{\text{max}}$  degressiv ab. Für die Gegenüberstellung der einzelnen Ringverhältnisse wurden die jeweiligen Kraftmaxima  $F_{\text{max}}$  betrachtet und auf die Biegekraft  $F_{\text{max,voll}} = 1.460 \text{ N}$  vollflächiger Deckbleche ( $d_{i,\text{Al}} = 0 \text{ mm}$ ) normiert (**Bild 7.7**).



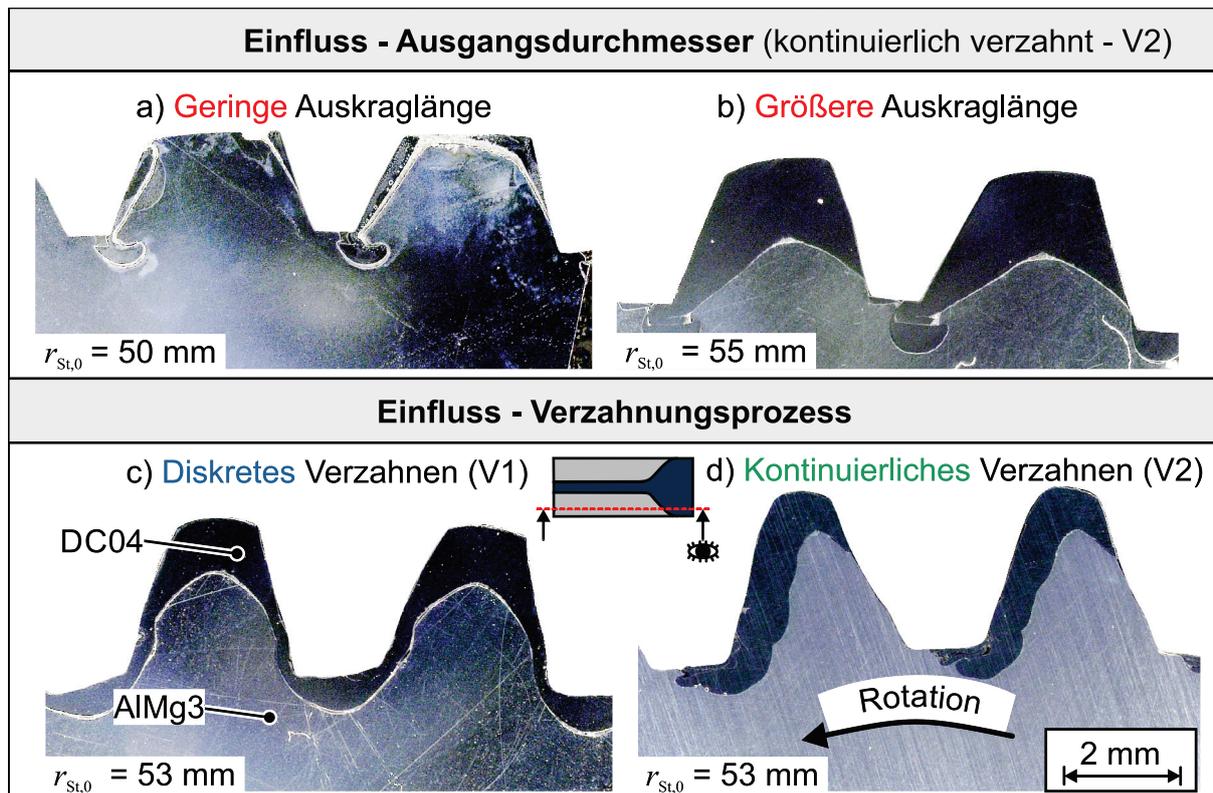
**Bild 7.7:** Einfluss unterschiedlicher Ringbreiten des Werkstoffs Aluminium auf die Gewichtseinsparung gegenüber einem monolithischen Blech mit homogener Wandstärkenverteilung (DC04) und der normierten Biegekraft

Als Ringbreite  $b_R$  wird im Folgenden die Differenz von Ringaußenradius  $r_{\text{Al},a}$  und Ringinnenradius  $r_{\text{Al},i}$  betrachtet. Hierbei kann die Ringbreite von  $b_R = 0 \text{ mm}$ , was einem monolithischen Bauteil entspricht, bis zu einer Ringbreite  $b_R = r_{\text{Al},0}$  variieren, welche

einem vollflächigem Deckblech entspricht. Bei einer Ringbreite von  $2,25 \cdot m$  stützt der Ringwerkstoff das jeweilige Zahnelement über die Zahnhöhe  $h$ . Zur Steigerung der Biegefestigkeit muss die Ringbreite  $b_R$  allerdings deutlich größer als die Zahnhöhe  $h$  werden. Dabei steigt die normierte Biegekraft, welche die Biege-Verbundfestigkeit wiedergibt, mit zunehmender Ringbreite  $b_R$  degressiv an. Dies veranschaulicht auch der interpolierte Verlauf der normierten Biegekraft. Die mögliche Gewichtseinsparung (Gleichung (7.1)) gegenüber Bauteilen mit homogener Wandstärke  $s$  fällt dagegen mit zunehmender Ringbreite  $b_R$  degressiv ab. Damit stellt der Schnittpunkt beider Verläufe das beste Verhältnis von Biegesteifigkeit und erzielbarer Gewichtseinsparung dar.

### 7.3 Werkstoffzusammensetzung hybrider Zahnelemente

Für das spätere Anwendungsverhalten von hybriden Funktionsbauteilen ist die mikroskopische Zusammensetzung der Fügezone sowie die Geometrie der höherfesten Materialbereiche von besonderer Bedeutung (**Bild 7.8**).

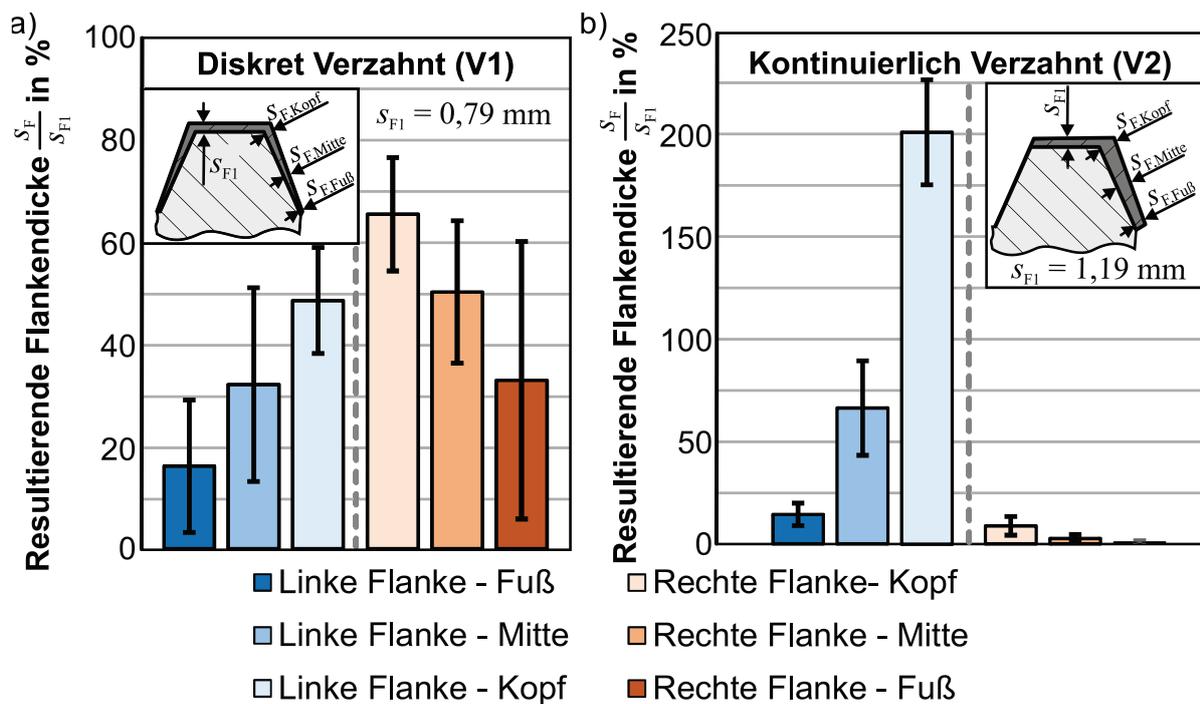


**Bild 7.8:** Charakteristische Materialverteilung im Bereich der Zahnflanken bei a) Variation der initialen Auskraglänge und b) des Verzahnungsprozesses

Mikroskopische Untersuchungen nahe der axialen Stirnfläche zeigen, dass das inkrementelle Verzahnen der hybriden Blechhalbzeuge zu einer charakteristischen Materialverteilung im Bereich der Zahnflanken führt. Diese Verteilung korreliert im Wesentlichen mit der Auskraglänge  $r_{St,0} - r_{Al,0}$  der mittleren Blechrunde sowie der Kinematik des nachgelagerten Verzahnungsprozesses. Es ist festzustellen, dass eine geringe initiale Auskraglänge zu einem geringen Volumenanteil des höherfesten

Werkstoffs innerhalb der Verzahnungselemente führt (**Bild 7.8a**). Der resultierende Volumenanteil genügt bei einer geringen initialen Auskraglänge ausschließlich zum Bedecken der Zahnflanken. Demgegenüber kann der Volumenanteil durch eine höhere initiale Auskraglänge deutlich gesteigert werden (**Bild 7.8b**).

Der charakteristische Einfluss der Verzahnungskinetik ist im **Bild 7.8c** und **Bild 7.8d** gegenübergestellt. Aufgrund der ausschließlich radialen Werkzeugzustellung beim diskreten Verzahnen (V1) kommt es zu einem weitestgehend radialen Werkstofffluss. Hieraus resultiert eine symmetrische Dicke des härtesten Werkstoffs im Bereich der Zahnflanken. Demgegenüber führt das kontinuierliche Verzahnen (V2) zu einer asymmetrischen Werkstoffkonzentration. Daher ist im Falle kontinuierlich verzahnter Blechverbunde zunächst von einem richtungsabhängigen Einsatzverhalten auszugehen, welches an späterer Stelle untersucht wird. Eine Quantifizierung der prozessabhängigen Zahnflankendicke ist im **Bild 7.9** für metallografisch vermessene Schliifproben gegenübergestellt.

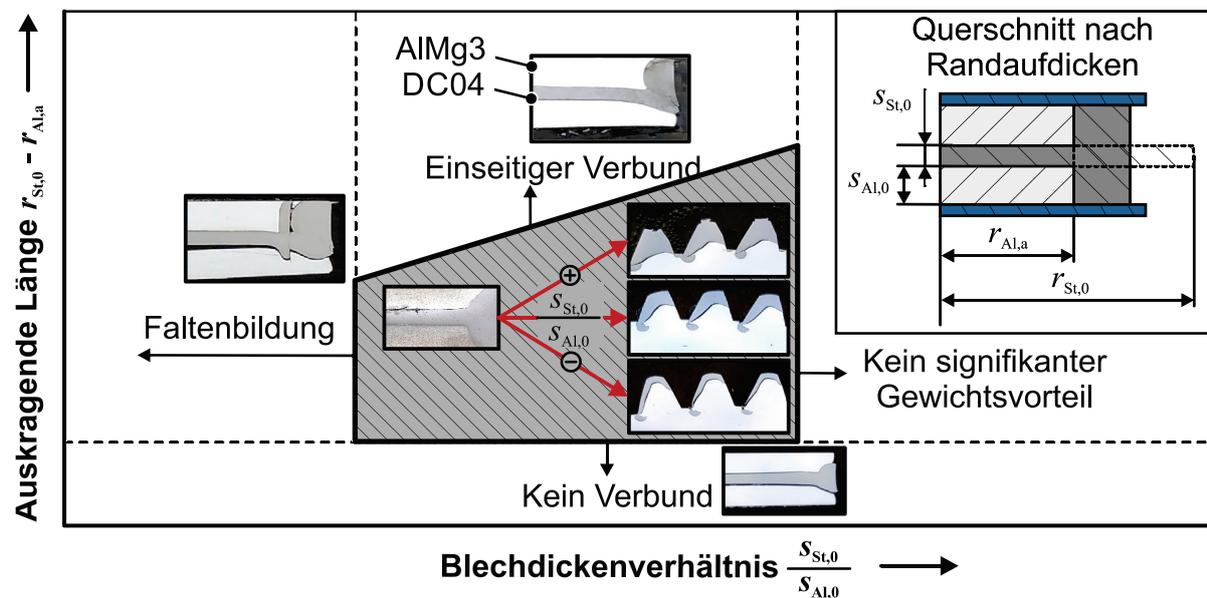


**Bild 7.9:** Messung der lokalen Flankendicke  $s_F$ , bezogen auf die Kopfdicke  $s_{F1}$  nach dem a) diskreten bzw. b) konti. Verzahnen randaufgedickter Blechhybride

Vom Zahnkopf ausgehend nimmt die Zahnflankendicke  $s_F$  in Richtung des Zahnfußes stetig ab. Zur Gegenüberstellung der lokal vermessenen Zahnflankendicken  $s_F$  erfolgt daher eine Normierung auf die Zahnkopfdicke  $s_{F1}$ . Die Zahnkopfdicke  $s_F$  ist zudem tiefenabhängig und nimmt mit zunehmendem Abstand zur bauteilseitigen Symmetrieebene ab. Es erfolgt daher eine oberflächennahe Auswertung mit maximalem Abstand  $z$  zur Symmetrieebene, sodass eine untere Schranke der möglichen Zahnflankendicke  $s_F$  ermittelt wird. Charakteristisch kann festgestellt werden, dass beim

diskreten Verzahnungen (V1) die Zahnflanken in Richtung des Zahnfußes linear und symmetrisch abnehmen. Demgegenüber führt das kontinuierliche Verzahnungen (V2) zu einer einseitigen Werkstoffkonzentration im Bereich der Zahnflanken (**Bild 7.9b**). Diese Werkstoffkonzentration ist auf die Prozessmechanik des kontinuierlichen Verzahnens mit radialer Werkzeugzustellung zurückzuführen, welche im Kapitel 5.4.1 analysiert wurde. Mit der Asymmetrie stellt sich zudem eine Verdopplung der der Zahnflankendicke  $s_{F,Kopf}$  im Zahnkopfbereich ein. Die damit verbundene Ausdünnung im Bereich der gegenüberliegenden Zahnflanke führt zu einem oberflächennahen, vollständigen Verlust des zuvor randaufgedickten Stahlwerkstoffs. Die verbleibende Zahnflanke weist daher lediglich einen Stahlanteil entsprechend der initialen Blechdicke  $s_{A,0}$  des mittig angeordneten höherfesten Bleches auf.

Aus der Analyse der Werkstoffzusammensetzung hybrider Funktionselemente lässt sich abschließend ein qualitatives Prozessfenster ableiten (**Bild 7.10**).



**Bild 7.10:** Prozessfenster bei der Herstellung hybrider Funktionsbauteile

Das Prozessfenster wird insbesondere durch die auskragende Länge  $r_{St,0} - r_{Al,a}$  sowie das Blechdickenverhältnis  $s_{St,0} / s_{Al,0}$  definiert. Zu weit auskragende Ronden führen zu einem Knicken mit einer Faltenbildung oder zur Bildung eines einseitigen Verbundes. Die Auskraglänge beschreibt damit die Prozessgrenze im oberen Diagrammbereich. Da es sich bei der mittleren Ronde um einen dreidimensional gekrümmten Körper mit einer zudem dreidimensional gekrümmten Einspannung handelt, ist eine geschlossanalytische Beschreibung dieser Prozessgrenze nicht möglich. Daher wurde diese Prozessgrenze vereinfachend mit einer linearen Steigung angenommen. Umgekehrt führt eine zu geringe Auskraglänge zu einem unvollständigen Umfließen der umgebenen Aluminiumdeckbleche während des Randverdickungsprozesses. Dadurch

wird die Ausbildung eines Verbundes verhindert, sodass auch zu geringe Auskraglängen eine Prozessgrenze darstellen.

Bezüglich des Blechdickenverhältnisses  $s_{St,0} / s_{Al,0}$  steigt bei mittleren Blechen mit reduzierter Wandstärke  $s_{St,0}$  das Risiko eines Knickens. Dies ist auf eine Verringerung der Steifigkeit um die Blechebene zurückzuführen. Umgekehrt verringert ein großes Blechdickenverhältnis das Leichtbaupotenzial bis zu einem Punkt, an dem eine Hybridisierung der Funktionsbauteile keinen wesentlichen Vorteil ermöglicht. Die beobachtete Werkstoffzusammensetzung kann charakteristische richtungsabhängige mechanische Eigenschaften bedingen, welche nachfolgend zu prüfen sind.

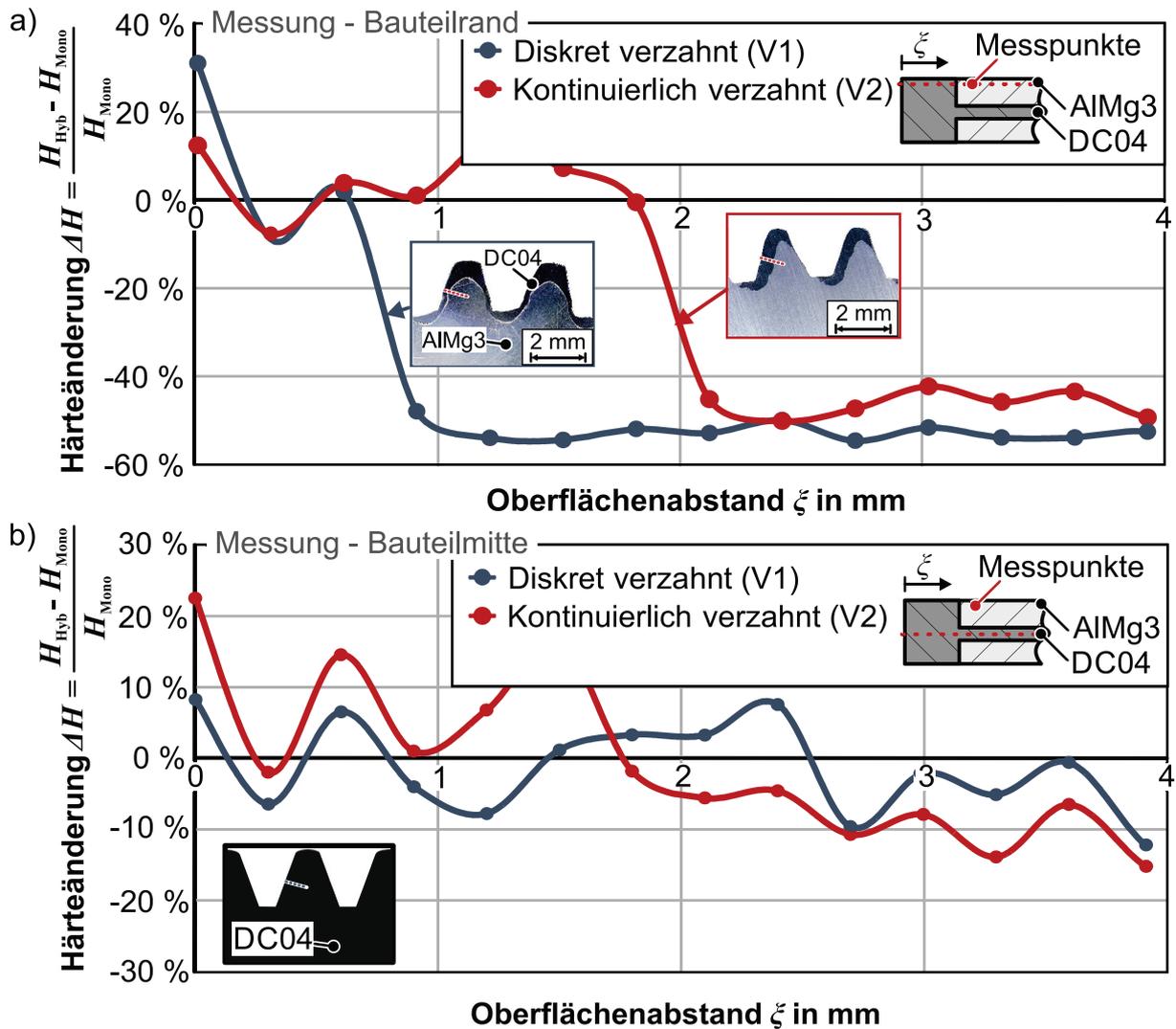
#### 7.4 Mechanische Eigenschaften und Einsatzverhalten

Der möglichen Gewichtseinsparung einer Hybridisierung von Funktionsbauteilen steht eine Reduzierung der mechanischen Belastbarkeit der Funktionselemente gegenüber. Daher ist der Einfluss einer Hybridisierung auf die lokale Festigkeitsgradierung wie auch die resultierende Belastbarkeit der Zahnelemente von übergeordnetem Interesse.

##### *Härteverteilung*

Das Verschleißverhalten der Verzahnungselemente wird im Wesentlichen durch die mechanischen Eigenschaften der Zahnoberfläche bestimmt. Bei dem aufgezeigten Hybridisierungsprozess besteht diese Oberfläche aus dem härtesten Werkstoff des mittleren Bleches. Zur Identifikation der resultierenden Festigkeitsgradierung erfolgen Härtemessungen, normiert auf die lokale Härteverteilung in dem jeweiligen härtesten monolithischen Bauteil mit gleicher Umformhistorie (**Bild 7.11**).

Die Härtemessungen werden oberflächennah (**Bild 7.11a**) und auf halber Höhe des Blechverbundes (**Bild 7.11b**) durchgeführt. Für beide betrachteten Messebenen liegt im unmittelbaren Randbereich nahe  $\xi = 0$  mm eine 10 % bis 30 % höhere Härteänderung gegenüber den monolithischen Referenzbauteilen vor. Für einen Randabstand  $\xi$  größer als die jeweilige Flankendicke  $s_{F,Mitte}$  (vgl. **Bild 7.9**) reduziert sich die Härte dagegen um ca. 50 % gegenüber monolithischen Formelementen (**Bild 7.11a**). Um die Zahnflanken im Falle einer unzureichenden mechanischen Belastbarkeit zu verstärken, ist daher der initiale Randverdickungsprozess mit einem größeren Anfangsdurchmesser  $d_{St,0}$  auszulegen. Auf halber Verbundhöhe (**Bild 7.11b**) ist ein derart ausgeprägter Härteabfall nicht feststellbar, da die Messungen dieser Verläufe kontinuierlich innerhalb eines Werkstoffes stattfinden.

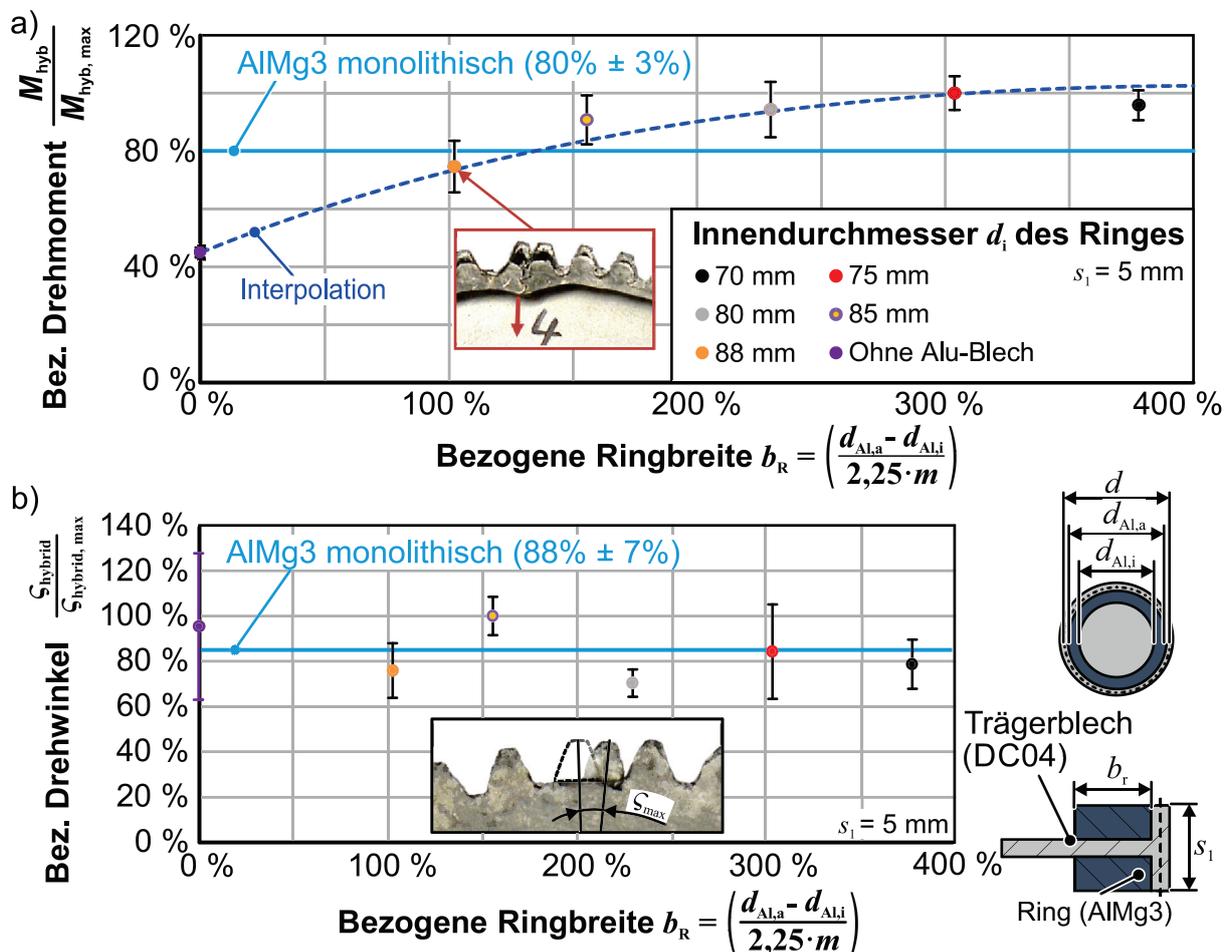


**Bild 7.11:** a) oberflächennah und b) auf halber Verbundhöhe vorliegende Härteverteilung randaufgedickt- und verzahnter Hybride relativ zur Verteilung in einem monolithischen Bauteil mit gleicher Umformhistorie (DC04)

### Statische Belastbarkeit hybrider Zahnelemente

Ergänzend zu den oberflächennahen mechanischen Anforderungen an Zahnflanken ist der Einfluss der Hybridisierung auf die statische Belastbarkeit der Formelemente zu prüfen. Aus der aufgezeigten Möglichkeit zur Gewichtseinsparung durch die Nutzung von Ringausschnitten anstelle vollflächiger Deckbleche ergibt sich zudem die Fragestellung, ob Ringausschnitte die Belastbarkeit der Funktionselemente negativ beeinflussen. Diesbezüglich ist für die Bauteilauslegung von entscheidender Bedeutung, ab welchem Verhältnis von Ringbreite  $b_R$  zur Zahnhöhe  $h$  eine signifikante Beeinflussung der Belastbarkeit vorliegt. Für die Untersuchungen der statischen Belastbarkeit wird die maximale Radiendifferenz  $r_{st,0} - r_{al,0}$ , welche reproduzierbar eine Hybridisierung ohne Knicken zulässt, gewählt. Diese Differenz liegt bei einem Teilkreisdurchmesser  $d = 93\text{mm}$  und einer Auskraglänge  $r_{st,0} - r_{al,0} = 5\text{mm}$  vor. Die

Ringbreite  $b_r$  wird sukzessive variiert. Die Versuche erfolgen mit dem Versuchsaufbau aus Kapitel 5.4.3, bei dem das Bauteil mit einem Drehmoment  $M$  und einer Winkelgeschwindigkeit  $\omega = 0,1^\circ/\text{s}$  quasistatisch belastet wird. Während des Versuches ist lediglich eine Zahnflanke mit einem ortsfesten Zahnwerkzeug im Eingriff. Die Ergebnisse der Untersuchungen mit variierenden Ringbreiten  $b_R$  sind im **Bild 7.12** dargestellt. **Bild 7.12a** veranschaulicht das zum Versagen des Funktionselementes erforderliche Drehmoment  $M_{\max}$ , bezogen auf das maximal bei einem Hybridbauteil ermittelte Drehmoment  $M_{\max, \text{ges}}$ .  $M_{\max, \text{ges}}$  beträgt 190 Nm und wird ab einem Ringinnenradius  $r_{\text{Al},i} = 75$  mm erreicht. Für eine zukünftige Bauteilauslegung stellt die Abszissenachse das Verhältnis von Ringbreite  $b_r$  zur Zahnhöhe  $h$  dar.



**Bild 7.12:** Bezogenes a) Drehmoment und b) Drehwinkel hybrider Funktionselemente mit einem Teilkreisdurchmesser  $d = 93$  mm und Modul  $m = 1,5$  mm

Nach Entfernen des abstützenden Aluminiumrings, was einer bezogenen Ringbreite von 0 % entspricht, werden lediglich 44 % (85 Nm) der Belastbarkeit eines Hybridbauteils erreicht. Die blaue Referenzlinie zeigt demgegenüber die Zahnfestigkeit eines monolithischen randaufgedickten und verzahnten Zahnelementes aus Aluminium (AlMg3) ( $s_0 = 2$  mm,  $s_1 = 5$  mm). Bei den Zahnelementen mit einer Wandstärke  $s_1 = 5$  mm ist die Belastbarkeit eines monolithischen Aluminium-Zahnelementes doppelt so hoch ist wie

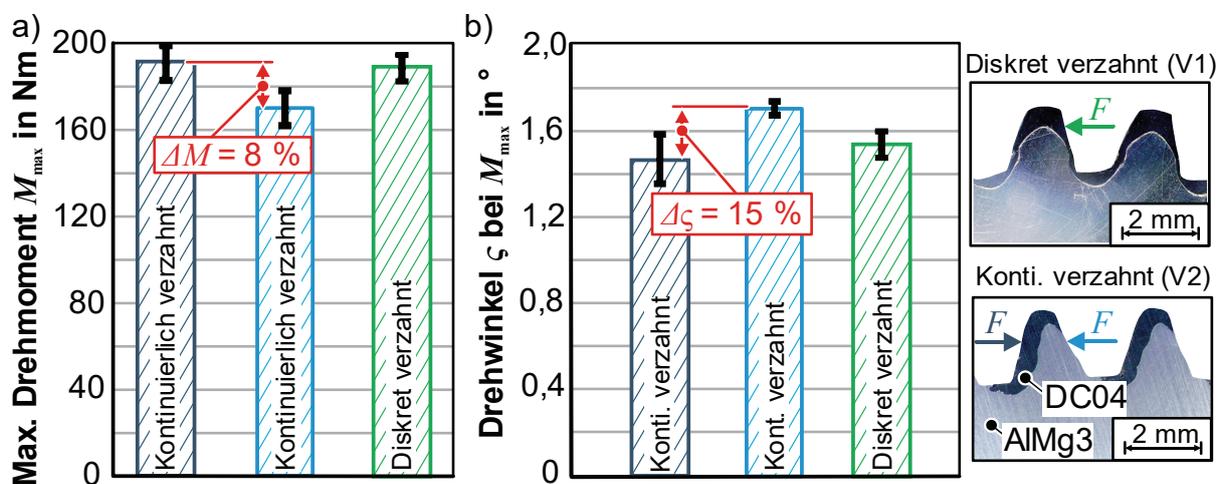
das eines Stahl-Zahnelementes ( $s_0 = 1 \text{ mm}$ ) nach Entfernen der Aluminium-Deckbleche. In diesem Lastzustand überwiegt der Einfluss des abstützenden Werkstoffs im Inneren des Zahnelementes gegenüber der reinen Festigkeit im Bereich der Zahnflanke. Dies bestätigt die festigkeitssteigernde Wirkung der außenliegenden Blechwerkstoffe. Bereits ab einer bezogenen Ringbreite  $b_r$  von 100 %, was der vollständigen Zahnhöhe  $h$  entspricht, kann die Festigkeit des Funktionselementes um 68 % gesteigert werden. Diese Parameterkonfiguration lässt ein Optimum aus Belastbarkeit und Gewichtseinsparung vermuten. Praktisch führt eine Ringbreite  $b_r$  von 100 % jedoch zu einer unzureichenden radialen Abstützung der Zahnelemente. Dementsprechend kommt es bei dieser Konfiguration zu einem Versagen infolge eines radialen Einfalls der Formelemente (**Bild 7.12a**).

Die Belastbarkeit mit vergrößerten Ringbreiten  $b_r$  konvergiert bereits ab der dreifachen Zahnhöhe  $h$  gegen den Wert  $M_{\max, \text{ges}}$  von Hybridteilen mit vollflächigen Deckblechen. In dieser Konfiguration sind sowohl die radiale als auch die umfängliche Stützwirkung der Aluminiumdeckbleche optimal. Bezüglich einer gewichtsorientierten Bauteil-auslegung ist daher eine Ringbreite zielführend, welche dem Dreifachen der Zahnhöhe  $h$  entspricht. Dennoch erreichen hybridisierte Zahnelemente nicht die durchschnittliche Belastbarkeit von  $M = 271 \text{ Nm}$  der monolithischen Zahnräder des Werkstoffs DC04 (Kapitel 5.4.3). Dementsprechend müsste die Wandstärke  $s_1$  der hybriden Funktionsbauteile um 69 % erhöht werden, um eine Belastbarkeit äquivalent zu monolithischen Funktionselementen des härtesten Werkstoffs zu gewährleisten. Damit verringert sich der Gewichtsvorteil auf 49 % gegenüber monolithischen Zahnrädern des Werkstoffs DC04 mit homogener Wandstärkenverteilung. Eine Hybridisierung kann somit gegenüber nicht belastungsangepassten Funktionsbauteilen eine signifikante Gewichtseinsparung bei äquivalenter Bauteilbelastbarkeit ermöglichen. Gegenüber den belastungsangepassten monolithischen BMU-Funktionsbauteilen (Kapitel 5.4.3) hebt sich der Gewichtsvorteil mit der Anpassung der Wandstärke  $s_1$  jedoch auf ( $m_{\text{hyb}} = 1,04 m_{\text{BMU}}$ ).

Um die Funktion einer Verzahnung während der Bauteilnutzung aufrechtzuerhalten, sollten die Funktionselemente unter Last eine möglichst geringe Deformation aufweisen. Andernfalls könnten nachfolgend einspurende Funktionselemente mit deformierten Zahnelementen kollidieren. Im Lastfall sicherheitsrelevanter Positionierbauteile ist dagegen eine hohe Deformation unter Maximallast  $M_{\max}$  wünschenswert, um im Crashfall mehr Energie absorbieren zu können. Eine Auswertung der maximalen Umfangsverschiebung für hybridisierte Zahnräder mit Ringblechen ist im **Bild 7.12b** dargestellt. Der hierbei betrachtete bezogene Drehwinkel repräsentiert die maximale Winkeländerung  $\zeta_{\max}$  eines Zahnelementes, bezogen auf die maximal bei einem hybriden Funktionselement gemessene Winkeländerung  $\zeta_{\max, \text{ges}} = 1,55^\circ$ . Bei dieser

Darstellung zeigt sich, dass die maximale Winkeländerung  $\zeta_{\max}$  hybridisierter Funktionselemente um ca. 6 % höher ist als jene von vollständig monolithischen BMU-Funktionselementen ( $\zeta_{\max, \text{mono}} = 1,45^\circ$ ).

Anhand der Ergebnisse aus **Bild 7.9** und **Bild 7.11** wurden die variierende Flankendicke  $s_F$  sowie die spezifische Härteverteilung analysiert. Aus der beobachteten Asymmetrie kann eine richtungsabhängige Belastbarkeit hervorgehen, welche ebenfalls auf dem quasistatischen Belastungsprüfstand untersucht wird. Hierbei führt die asymmetrische Werkstoffverteilung kontinuierlich verzahnter (V2) Zahnelemente zu einer reproduzierbaren Änderung der Torsionsbelastbarkeit  $M_{\max}$  um ca. 8 %. Die reduzierte Torsionsbelastbarkeit  $M_{\max}$  liegt dann vor, wenn die Krafteinleitung auf der Zahnflanke mit geringerem Stahlanteil erfolgt (**Bild 7.13a**). Bei einer Belastung der gegenüberliegenden Zahnflanke kann eine signifikante Erhöhung der maximalen Torsionsbelastbarkeit  $M_{\max}$  gegenüber diskret (V1) verzahnten Zahnelementen nicht festgestellt werden. Anders verhält sich die Zahnsteifigkeit kontinuierlich verzahnter Zahnelemente. Dabei reduziert sich der unter maximaler Torsionsbelastung vorliegende Drehwinkel  $\zeta$  um ca. 6 % gegenüber diskret (V1) verzahnten Formelementen (**Bild 7.13b**). Der lastrichtungsabhängige Drehwinkel  $\zeta$  kontinuierlich verzahnter (V2) Zahnelemente variiert insgesamt um 15 %.

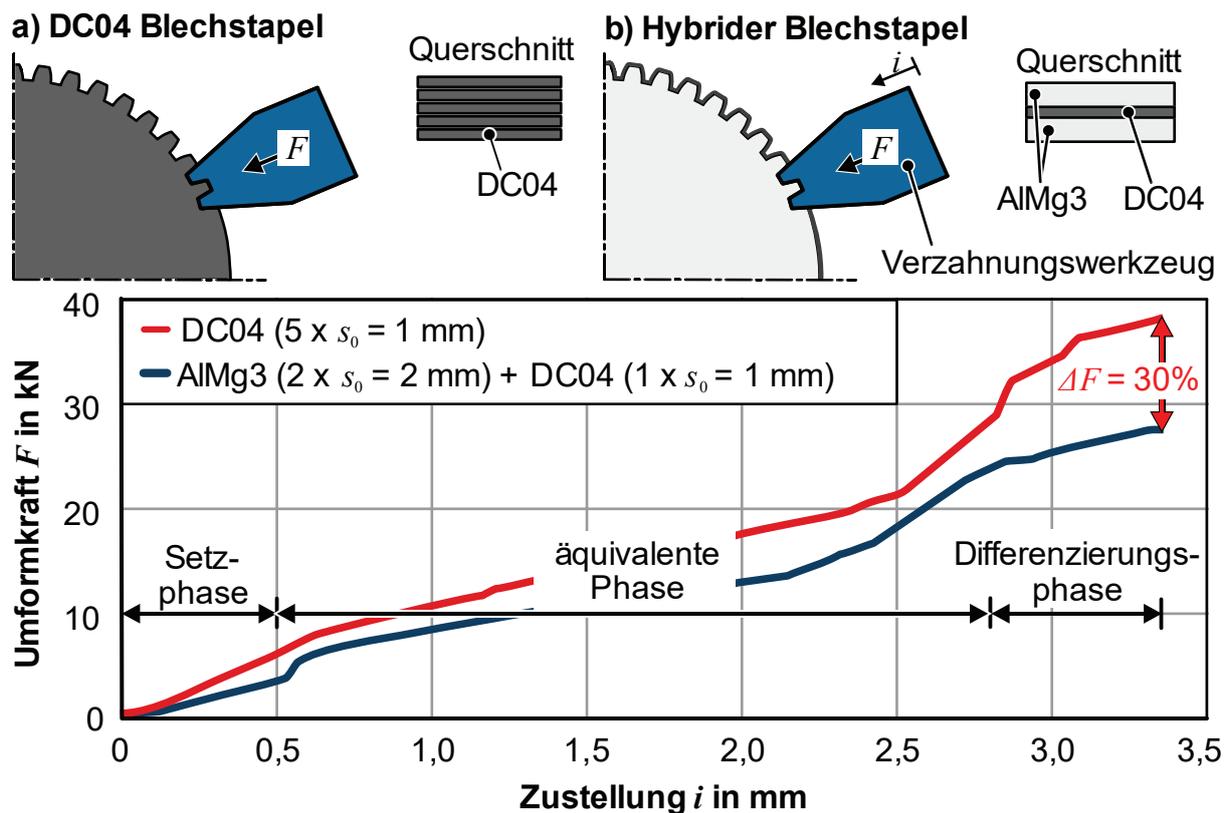


**Bild 7.13:** Einfluss der Lastrichtung auf a) das maximale Drehmoment  $M_{\max}$  und b) den Drehwinkel  $\zeta$  bei maximalem Drehmoment  $M_{\max}$

## 7.5 Einfluss der Hybridisierung auf die Werkzeugbelastung

Neben dem erweiterten mechanischen Gradierungspotenzial zielt die Hybridisierung von Funktionsbauteilen eine Reduzierung der Werkzeugbelastung zur Steigerung der Werkzeugstandmenge ab. Die Prüfung einer Beeinflussung der Umformkraft  $F$  erfordert Blechwerkstoffe mit identischen mechanischen Eigenschaften. Daher wird der im **Bild 7.14** dargestellte Referenzversuch gewählt. Hierbei werden fünf identische Bleche geschichtet und ohne ein vorheriges Randaufdicken mit dem diskreten

Verzahnungsprozess (V1) verzahnt. Durch den Entfall des Randverdickungsprozesses weisen die Referenzbleche keine Kaltverfestigung auf, sodass die ermittelte Kraftreduktion eine untere Schranke darstellt. Hinsichtlich der Härtesteigerung beim Randaufdicken (vgl. Kapitel 5.2.3) ist somit eine noch signifikantere Krafteinsparung zu erwarten. Für die Referenzversuche wird der Blechwerkstoff DC04 verwendet (**Bild 7.14a**), welcher zugleich auch als mittlerer Blechwerkstoff in hybriden Funktionsbauteilen untersucht wird (**Bild 7.14b**). Im **Bild 7.14c** sind die gemittelten Kraft-Weg-Verläufe beider Versuche gegenübergestellt. Die Kraft-Weg-Verläufe können im Wesentlichen in drei Bereiche unterteilt werden. Der erste Bereich umfasst die ersten 0,5 mm der Zustellung. In diesem Bereich ist der zustellungsbedingte Kraftanstieg beim Verzahnen hybrider Blechstapel deutlich geringer. Das Gegenteil wäre zu erwarten, da die Umformung im zuvor aufgedickten und damit kaltverfestigten Rand stattfindet. Zudem kann bei einer Zustellung von 0,5 mm eine größere Varianz der Kraft-Weg-Verläufe hybrider Bauteile festgestellt werden. Zurückzuführen ist der geringere Kraftanstieg auf ein Setzverhalten, bei dem der Werkstoff zunächst in vorhandene Spalten (vgl. **Bild 7.5a**) fließen kann.



**Bild 7.14:** Verzahnen der a) Stahl-Stahl- und b) Aluminium-Stahl-Verbunde mit Gegenüberstellung der c) gemittelten Umformkraft  $F$

Während der zweiten Phase ( $0,5 \text{ mm} \leq i \leq 2,75 \text{ mm}$ ) steigen beide Kraft-Weg-Verläufe äquivalent. In dieser Phase wird simultan der axial geschichtete Al-St-Al-Verbund wie auch der umfängliche Stahlrand umgeformt. Die erforderliche Umformkraft  $F$  für das

Verzahnungen der hybriden Blechkörper ist dabei durchgängig geringer als bei dem Verzahnungen der Stahl-Stahl-Verbunde.

Die dritte Phase entspricht der abschließenden Zustellung von  $i = 2,75$  mm bis zum Erreichen der vollständigen Zahnhöhe  $h$ . Hierbei differenzieren sich beide Kraft-Weg-Verläufe voneinander. Der deutlich geringere Kraftanstieg beim Verzahnungen des hybriden Blechstapels ist auf ein starkes Ausdünnen des Stahl-Blechrandes zurückzuführen. Dementsprechend erfolgt die Formänderung zunehmend im niedrigfesten Aluminiumwerkstoff. Gegen Prozessende wird die Umformkraft beider Verzahnungsprozesse maximal. Insgesamt ist für das Verzahnungen des hybriden Blechverbundes eine ca. 30 % geringere Umformkraft  $F_{\max}$  erforderlich. Mit der gegebenen Beibehaltung der Verzahnungsgeometrie geht somit eine äquivalente Reduktion der Werkzeugbelastung einher. Dementsprechend stellt die Hybridisierung ohne Variation des härtesten Werkstoffs eine Maßnahme zur Steigerung der Werkzeugstandmenge dar. Sofern keine Reduktion der Umformkraft  $F_{\max}$  erforderlich ist, kann die Hybridisierung zur Erhöhung der Zahnfestigkeit genutzt werden. Dazu kann der mittlere Blechwerkstoff gegen einen Werkstoff höherer Festigkeit ausgetauscht werden, ohne dass ein zuvor beherrschbares Kraftniveau überschritten wird.

## 7.6 Fazit zur Hybridisierung von Funktionsbauteilen

Die Herstellung monolithischer Funktionsbauteile führt zu Einschränkungen des mechanischen Gradierungspotenzials. Die Ausformung härtester Funktionselemente erfordert überdies ein sehr hohes Kraftniveau, welches die Werkzeugstandmenge reduziert. Durch die Hybridisierung von Funktionsbauteilen konnte gezeigt werden, dass das mechanische Gradierungspotenzial entsprechend der Härte der jeweiligen Fügepartner mit 10 % - 30 % deutlich gesteigert werden kann, wohingegen die Umformkraft  $F_{\max}$  um ca. 30 % reduziert werden kann.

Nach einer Steigerung des Leichtbaupotenzials durch den Einsatz von ringförmigen statt vollflächiger Deckbleche kann das Bauteilgewicht gegenüber Stahlbauteilen mit homogener Wandstärkenverteilung um ca. 49 % verringert werden. Eine äquivalente Belastbarkeit der Zahnelemente erfordert dafür Hybridbauteile mit einer 69 % höheren Wandstärke  $s_1$ . Alternativ können härteste Stahlbleche verwendet werden, ohne dass eine deutlich höhere Umformkraft  $F_{\max}$  als bei belastungsangepassten monolithischen Funktionselementen erforderlich wird.



## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Die zunehmenden Nachhaltigkeitsforderungen verlangen sowohl nach einer Belastungsanpassung und Funktionsintegration bewegter Bauteile als auch nach material- und energieeffizienteren Fertigungsprozessen. Konventionelle Fertigungsprozesse können diese Anforderungen nur bedingt erfüllen. Dies äußert sich in einer geringen Materialeffizienz und darin, dass die Wandstärke wie auch die Festigkeit nicht lokal an das Belastungskollektiv angepasst werden können. Daher sind derzeit lange Prozessketten und eine nachgelagerte Wärmebehandlung zur Realisierung belastungsangepasster Funktionsbauteile erforderlich.

Einen vielversprechenden Ansatz zur Umgehung der genannten Fertigungsrestriktionen stellt die inkrementelle Blechmassivumformung (iBMU) dar. Unter Ausnutzung der Kaltverfestigung kann dabei die Wandstärke lokal an das zu erwartende Belastungskollektiv angepasst werden. Dadurch steigt die Materialeffizienz, während sich die Prozesskette insgesamt verkürzt. In ersten Arbeiten wurde bereits die Umsetzbarkeit dieser innovativen Technologie aufgezeigt und ein Prozessverständnis zur analytischen Abschätzung der Umformkraft ausgearbeitet (Sieczkarek, 2018). Aus der inkrementellen Formgebung ergibt sich allerdings eine beachtliche kinematische Flexibilität zur Ausformung geometrisch vergleichbarer Funktionselemente. Über die dabei vorliegenden Prozessmechaniken lag bislang kein Prozessverständnis vor, welches im Rahmen dieser Arbeit erarbeitet wurde.

Bei der numerischen und experimentellen Analyse der Eigenschaften inkrementell randaufgedickter und verzahnter Funktionsbauteile konnten mehrere fundamentale Erkenntnisse aufgezeigt werden. Die prozesscharakteristischen Formänderungen und Formänderungsverteilungen unterscheiden sich sowohl beim Randaufdicken als auch beim umformtechnischen Verzahnen signifikant. Messungen der Bauteilhärte zeigen, dass der Härtezuwachs jedoch deutlich geringer ausfällt, als das Verfestigungspotenzial der Werkstoffe bei konventioneller Materialcharakterisierung erwarten lässt. Eine Analyse der jeweiligen Formänderungshistorie offenbart, dass die untersuchten iBMU-Prozesse zu zyklischen Lastwechseln führen. Diese können daher als charakteristisch für die iBMU betrachtet werden. Die Berücksichtigung der Lastwechsel während der Materialcharakterisierung im ebenen Torsionsversuch mit alternierender Torsion führt zu einer äquivalenten Verfestigungsstagnation. Durch die Berücksichtigung dieser Verfestigungsstagnation konnte die numerische Kraftvorhersage signifikant verbessert werden. Zudem konnte diese Erkenntnis zur analytischen Kraftvorhersage beim Randaufdicken genutzt werden, wodurch sich der zeitliche Aufwand zur Prozessauslegung deutlich reduziert.

Die ermittelten Formänderungen übertreffen die Formänderungsgrenzen von konventionellen Blechumformverfahren deutlich. Als Ursache konnte bei den

untersuchten Prozessstrategien aufgezeigt werden, dass der überwiegende Anteil der Formänderung unter einer negativen Triaxialität erfolgt. Dadurch kommt es zu einer vergleichsweise geringen Porenentwicklung. Insgesamt ist die Schädigungsentwicklung beim Randaufdicken um ein Mehrfaches geringer als bei den Verzahnungsprozessen.

Hinsichtlich der Verzahnungsgeometrie konnte gezeigt werden, dass lediglich das Verzahnen mit kontinuierlicher radialer und axialer Werkzeugbewegung (V2 und V3) zur endkonturnahen Herstellung verzahnter Funktionsbauteile geeignet ist. So liegen die Verzahnungen dieser Prozesse bereits innerhalb des ISO-Toleranzsystems. Bei der diskreten Prozessstrategie (V1) kommt es dagegen zu einer Beeinflussung benachbarter Zahnelemente sowie zu einer unzureichenden Formfüllung.

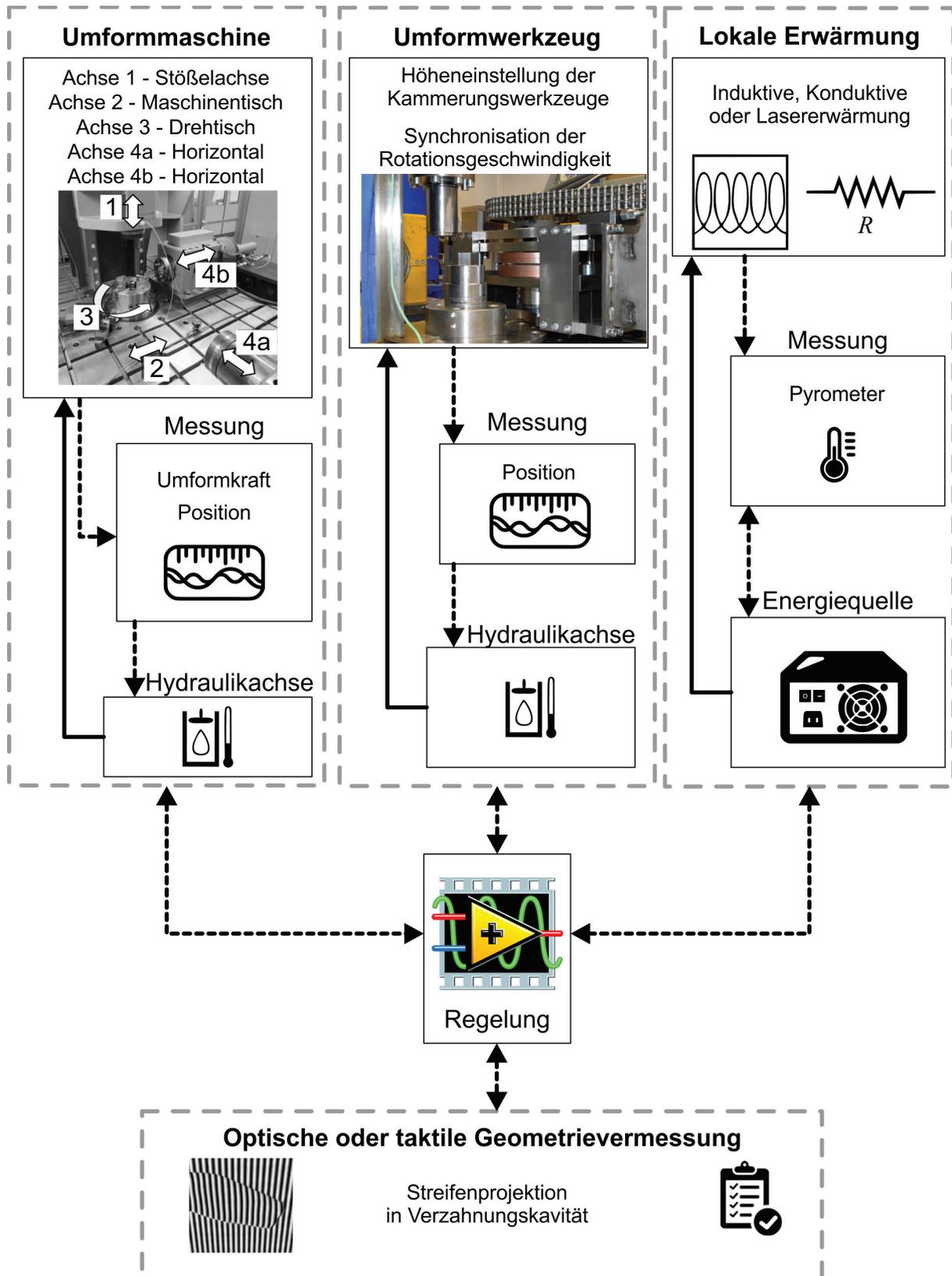
Das eingeschränkte Gradierungspotenzial monolithischer Funktionsbauteile kann durch den entwickelten Ansatz zur Hybridisierung von Funktionsbauteilen umgangen werden. Abhängig von der Wahl der Fügepartner kann dieser Ansatz zur Ausformung höherfester Formelemente bei unverändertem Kraftniveau oder zur Senkung des Kraftniveaus bei gleicher Festigkeit genutzt werden. Zugleich konnte durch den Einsatz ringförmiger Fügepartner das Leichtbaupotenzial der iBMU gesteigert werden.

### ***Ausblick***

Um das werkstoffseitige Verfestigungspotenzial in der iBMU nutzen zu können, ist in zukünftigen Untersuchungen ein Halbzeugwerkstoff zu ermitteln, dessen Verfestigungsverhalten durch Lastwechsel nur geringfügig verringert wird. Zudem ist die Identifikation der metallurgischen Ursachen für die beobachtete lastpfadabhängige Verfestigungsstagnation von übergeordneter Bedeutung.

Hinsichtlich des Nutzungsverhaltens sind dynamische Belastungstests zur Beurteilung der Bauteilbelastbarkeit mit über  $10^6$  Lastwechseln von Interesse. Dabei gilt insbesondere aufzuzeigen, ob die Textur der inkrementellen Formgebung die Lebenserwartung gegenüber spangebend verzahnten Formelementen erhöht.

Abschließend ist eine Reduzierung von Nachbearbeitungsschritten durch die Implementierung einer Close-Loop-Regelung anzustreben (**Bild 8.1**). Hierdurch könnten lastabhängige Formabweichungen infolge der Nachgiebigkeit des Versuchsaufbaus als auch Rückfederungseffekte kompensiert werden. Hierzu könnten die ausgeformten Formelemente über optische Sensoren in-situ erfasst und diese Information zur Nachregelung der Bewegungsachsen genutzt werden. Durch die zusätzliche Integration einer lokalen Erwärmungsvorrichtung könnte darüber hinaus die Umformkraft entsprechend der Werkzeugbelastbarkeit angepasst werden. Dem Verlust der Kaltverfestigung ist dabei durch gezielte örtliche und zeitliche Temperaturgradierung mit entsprechender Amplitude entgegenzuwirken.



**Bild 8.1:** Möglicher Closed-Loop-Regelkreis für die inkrementelle Blechmassivumformung

## Literaturverzeichnis

- Al-Obaidi, A., Kräusel, V., Landgrebe, D., 2016. Hot single-point incremental forming assisted by induction heating. *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*, 82, S. 1163–1171.
- Avitzur, D., 1983. *Handbook of Metal-forming Processes*. John Wiley & Sons Inc. Wiley Verlag, S. 890 ff., ISBN 978-0471034742.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and lode dependence. *International Journal of Plasticity*, 24, S. 1071–1096.
- Baier, T., 2013. Umformtechnik bei der ZF Friedrichshafen AG – Wirtschaftliche Bauteilherstellung durch Funktionsintegration mittels Blechmassivumformung. In: Merklein, M. (Ed.), *Tagungsband zum 2. Workshop Blechmassivumformung*. Meisenbach, Bamberg, S. 119–120.
- Bambach, M., Sviridov, A., Weisheit, A., Schleifenbaum, J. H., 2017. Case Studies on Local Reinforcement of Sheet Metal Components by Laser Additive Manufacturing. *Metals*, 7(113), DOI: 10.3390/met7040113.
- Bardelcik, A.; Worswick, M. J.; Winkler, S.; Wells, M. A., 2012. A strain rate sensitive constitutive model for quenched boron steel with tailored. *International Journal of Impact Engineering*, 50, S. 49-62.
- Barlat, F., Bong, H. J., 2015. Anisotropic Yield Functions. In Tekkaya, A. E. et al. (eds.): *60 Excellent Inventions in Metal Forming*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, S. 43-48.
- Bauschinger, J., 1881. Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und des Elastizitätsmoduls verschiedener Metalle. *Civilingenieur*, 27, S. 289-348.
- Behrens, B.-A., Biströn, M., Schäfer, F., 2007. Optimierung der Prozesskette beim Präzisionsschmieden von Zahnrädern durch Verschleißreduzierung. In: Liewald, M. (Ed.), *Neuere Entwicklungen in der Massivumformung*, Fellbach. MAT INFO-Werkstoff-Informationsgesellschaft, Frankfurt, S. 185–204.
- Behrens, B.-A., Bouguecha, A., Bonk, C., Bonhage, M., Chugeeva, A., Matthias, T., 2017. FE-Based Design of a Forging Tool System for a Hybrid Bevel Gear. *Key Engineering Materials*, 742, S. 544-511.
- Behrens, B.-A., Huskic, A., 2005. Verschleißreduzierung an Matrizen für das Präzisionsschmieden von Zahnrädern durch Mehrlagenhartstoffbeschichtung (TiN-TiCN-TiC). *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 36 (5), S. 218-225.

- Behrouzi, A., Soyarslan, C., Klusemann, B., Bargmann, S., 2014. Inherent and induced anisotropic finite visco-plasticity with applications to the forming of DC06 sheets. *International Journal of Mechanical Sciences*, 89, S. 101-111.
- Bellmann, J., Schettler, S., Dittrich, S., Lueg-Althoff, J., Schulze, S., Hahn, M., Beyer, E., Tekkaya, A. E., 2019. Experimental study on the magnetic pulse welding process of large aluminum tubes on steel rods. *Materials Science and Engineering*, 480, 012033.
- Besserer, H. B., Gerstein, G., Dalinger, A., Jablonik, L., Rodman, D., Nürnberger, F., 2016. Ion Beam Processing in the Sample Preparation for the Analysis of Ductile Damage in Deep Drawing Steels. *Praktische Metallografie*, 53 (4), S. 221-236.
- Birzer, F., 2003. Feinschneiden und Verfahrenskombinationen auf Feinschneidpressen. In: Siegert, K. (Ed.), *Neuere Entwicklungen in der Massivumformung*, Fellbach. MAT-INFO Werkstoff-Informationsgesellschaft, Frankfurt, S. 105–117.
- Birzer, F.; Lange, K., 1997. *Umformen und Feinschneiden - Handbuch für Verfahren, Werkstoffe und Teilegestaltung*. Verlag Hallwag AG, Bern Schweiz.
- Boers, S. H. A., Scheurs, P. J. G., Geers, M. G. D., Levkovitch, V., Wang, J., Svendsen, B., 2010. Experimental characterization and model identification of directional hardening effects in metals for complex strain path changes. *International Journal of Solids and Structures*, 47, S. 1361–1374.
- Bragança, I. M. F., Silva, C. M. A., Alves, L. M., Martins, P.A. F., 2017. Joining sheets perpendicular to one other by sheet-bulkmetal forming. *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*, 89, S. 77–86.
- Catera, P. G., Mundo, D., Treviso, A., Gagliardi, F., Visrolia, A., 2019. On the Design and Simulation of Hybrid Metal-Composite Gears. *Applied Composite Materials*, 26, S. 817–833.
- Chaboche, J. L., 2008. A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories. *International Journal of Plasticity*, 24 (10), S. 1642-1693.
- Chugreeva, A., Mildebrath, M., Diefenbach, J., Barroi, A., Lammers, M., Hermsdorf, J., Hassel, T., Overmeyer, L., Behrens, B.-A., 2018. Manufacturing of High-Performance Bi-Metal Bevel Gears by Combined Deposition Welding and Forging. *Metals*, 8(11), S. 898.
- Deliktas, T., Weiß, A., Liewald, M., 2019. Innovative cold forging methods for manufacturing various types of gearing by means of preforming. *Neue Entwicklungen in der Umformtechnik (NEMU)*. 14.-15.05.2019, Stuttgart.
- DIN 3961-1, 1978. *Toleranzen für Stirnradverzahnungen – Grundlagen*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V. August 1978.

- DIN 3962-1, 1978. Toleranzen für Stirnräder – Toleranzen für Abweichungen einzelner Bestimmungsgrößen. DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Fassung vom August 1978.
- DIN 3969-1, 1991. Oberflächenrauheit von Zahnflanken. DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Fassung vom Dezember 1991.
- DIN 3990-3, 1987. Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern; Einführung und allgemeine Einflußfaktoren. DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Fassung vom Oktober 1987.
- DIN 7154-1, 1936. ISO-Passungen für Einheitsbohrung; Toleranzfelder, Abmaße in  $\mu\text{m}$ , DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Fassung von Oktober 1936.
- DIN 867-1, 1986. Bezugsprofile für Evolventenverzahnungen an Stirnrädern (Zylinderrädern) für den allgemeinen Maschinenbau und den Schwermaschinenbau. DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Fassung vom Februar 1986.
- DIN EN ISO 25178-2, 2012. Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft - Teil 2: Begriffe und Oberflächen-Kenngrößen (ISO 25178-2). Deutsche Fassung vom September 2012.
- Engelmann, F., 2019. Maschinenelemente Kompakt - Auswahl, Gestaltung und Dimensionierung in Theorie und Praxis. Springer Vieweg Verlag Berlin, ISBN 978-3-662-57954-1.
- Ernst, C.-S., Olschewski, I., Eckstein, L., 2012. Abschlussbericht CO<sub>2</sub>-Reduzierungspotenziale bei PKW bis 2020. Institut für Kraftfahrzeuge, RWTH Aachen, BMWi - Projektnummer 113510.
- Feldhaus, B., 2013. Blechmassivumformung rotationssymmetrischer Bauteile - Beispiele aus der Automobilindustrie. In: Merklein, M. (Ed.), Tagungsband zum 2. Workshop Blechmassivumformung. Meisenbach, Bamberg, S.11–13.
- Felten, K., 2018. Verzahntechnik – das aktuelle Grundwissen über Herstellung und Prüfung von Zahnrädern. Expert Verlag Renningen, 5. Auflage, ISBN 978-3-8169-3441-7.
- Fritz, A.H., Schmütz, J., Wieneke-Toutaoui, B., 2018. Urformen. In: Fritz A. (eds) Fertigungstechnik. Springer-Lehrbuch. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg.
- Fuentes-Aznar, A., Eisele, S., Gonzales-Perez, I., 2018. Computerized Simulation of Manufacturing Errors in Cylindrical Spur Gears and Their Compensation Through Flank Modifications. In Goldfarb, V. et al., Advanced Gear Engineering, Mechanisms and Machine Science, 51, Springer International Publishing Schweiz. ISBN 978-3-319-60398-8.

- Gleß, M., 2009. Wälzkontaktermüdung bei Mischreibung. Dissertation an der Fakultät für Maschinenbau der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg. 09.03.2009.
- Gröbel, D., Schulte, R., Hildenbrand, P., Lechner, M., Engel, U., Sieczkarek, P., Wernicke, S., Gies, S., Tekkaya, A. E., Behrens, B., Hübner, S., Vucetic, M., Koch, S., Merklein, M., 2016. Manufacturing of functional elements by sheet-bulk metal forming processes. *Production Engineering*, 10 (1), S. 63-80.
- Groche, P., Wohletz, S., Brenneis, M., Pabst, C. und Resch, F., 2014. Joining by forming - A review on joint mechanisms, applications and future trends. *Journal of Materials Processing Technology*, 214(10), S. 1972–1994.
- Gu, H.; Yin, G.; Shulkin, B., 2011. Laser Beam Welding of Nitride Steel Components. *Physics Procedia*, 12, S. 40 – 45.
- Haberhauer, H., Bodenstern, F., 2014. *Maschinenelemente – Gestaltung, Berechnung, Anwendung*. 17. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg. ISBN 978-3-642-37417-3.
- Hahlbrock, H., Friese, U., 2003. Verfahren zur Herstellung eines rotationssymmetrischen Bauteils. Deutsche Patentschrift DE 101 60 038 C 1, Veröffentlichungstag 13.03.2003.
- Hasegawa, T., Yakou, T., Karashima, S., 1975. Deformation behaviour and dislocation structures upon stress reversal in polycrystalline aluminium. *Materials Science and Engineering*, 20, S. 267-276.
- Hering, O. und Tekkaya, A. E., 2020. Damage-induced performance variations of cold forged parts. *Journal of Materials Processing Technology*, 279, 116556.
- Hering, O., Dahnke, C., Ben Khalifa, N., Tekkaya, A. E., 2018. Analysing Damage Evolution in Cold Forging by Means of Triaxiality and Lode Parameter. *JSTP International Seminar on Precision Forging (8th ISPF)*, 5.-8. März, Nagoya, Japan.
- Hildenbrand, P., 2019. Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess. *FAU Studien aus dem Maschinenbau*. Band 318. Erlangen: FAU University Press. DOI: 10.25593/978-3-96147-175-1.
- Hino, R.; Kawabata, K.; Yoshida, F., 2014. Incremental forming with local heating by laser irradiation for magnesium alloy sheet. *Procedia Engineering*, 81, S. 2330 – 2335.
- Hinze, D., 1976. Verfahren zur Herstellung von Druckkochtöpfen mit Bajonettverschluss und Vorrichtung zur Durchführung dieses Verfahrens. *Offenlegungsschrift des Deutschen Patentamtes*, 13.05.1976. DT 2453374 A1.

- Jin, J., Wang, X., Lan, L., 2016. A sheet blank rotary forging process for disk-like parts with thickened rims. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 30(6), 2723-2729.
- Jin, J.-S.; Deng, L.; Wang, X.-Y., Xia, J.-C., 2012. A new rotary forming process for rim thickening of a disc-like sheet metal part. *Journal of Materials Processing Technology*, 212, S. 2247-2254.
- Kalweit, A., Paul, C., Peters, S., Wallbaum, R., 2012. FÜGEN UND VERBINDEN - Handbuch für Technisches Produktdesign. VDI-Buch. Springer, Berlin, Heidelberg, S. 532.
- Kersting, P., Gröbel, D., Merklein, M., Sieczkarek, P., Wernicke, S., Tekkaya, A. E., Krebs, E., Freiburg, D., Biermann, D., Weikert, T., Wartzack, S., Stangier, D., Tillmann, W., Matthias, S., Reithmeier, E., Löffler, M., Beyer, F., Willner, K., 2016. Experimental and numerical analysis of tribological effective surfaces for forming tools in Sheet-Bulk Metal Forming. *Production Engineering*, 10(1), S. 37-50.
- Kim, Y. J., Park, J. S., Cho, C., 2011. Study on Edge Thickening Flow Forming Using the Finite Elements Analysis. 8th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, AIP Conference Proceedings, 1383, S. 1027-1033.
- Klein, B., 2011. Stabilität von Stäben und Balken. In: *Leichtbau-Konstruktion*. Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden. S. 168.
- Kleiner, M., Geiger, M., Klaus, A., 2003. Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 52, S. 521–542.
- Klocke, F., 2015. *Fertigungsverfahren 5 - Gießen, Pulvermetallurgie, Additive Manufacturing*. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, ISBN 978-3-540-23453-1.
- Klocke, F., 2018. *Fertigungsverfahren 5 - Gießen und Pulvermetallurgie*. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, ISBN 978-3-662-54727-4.
- Klocke, F., Brecher, C., 2016. *Zahnrad- und Getriebetechnik - Auslegung – Herstellung – Untersuchung – Simulation*. Carl Hanser Verlag, München, ISBN 978-3-446-43068-6.
- Klocke, F., König, W., 2006. *Fertigungsverfahren 4 – Umformen*. 5. Auflage. Springer Berlin Heidelberg New York, ISBN-10 3-540-23650-3.
- Kolbe, M., Hellwig, W., 2018. *Spanlose Fertigung Stanzen - Stanzteile – Feinstanzteile – Hochleistungsstanzwerkzeuge – Hochleistungs- und Feinstanzpressen*. 12. Auflage. Springer-Vieweg Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-658-20024-4.

- Laigo, J., Acker, C., 2012. Drehmomentübertragungseinrichtung und Antriebsstrang mit Drehmomentübertragungseinrichtung. Offenlegungsschrift am Deutschen Patent und Markenamt. Patentnummer DE 10 2012 212 970 A1.
- Lange, K., 1988. Umformtechnik - Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Band 2: Massivumformung. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-540-17709-8.
- Läpple, V., 2011. Einführung in die Festigkeitslehre - Lehr- und Übungsbuch. Vieweg+Teubner Verlag, S. 261.
- Leonardo, P. N. C., Magrinho, J. P., Bragança, I. M. F., Silva, M. B., Silva, C. M. A., Martins, P. A. F., 2020. Formability limits in sheet-bulk forming. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 149, 103509.
- Li, J., Wang, G., Wu, T., 2017. Numerical-experimental investigation on the rabbit ear formation mechanism in gear rolling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technologies*, 91, S. 3551–3559.
- Linke, H., 2010. Stirnradverzahnung - Berechnung-Werkstoffe-Fertigung. 2. Auflage, Hanser Verlag, München.
- Löbke, C.; Hering, O.; Hiegemann, L.; Tekkaya, A. E., 2016. Setting Mechanical Properties of High Strength Steels for Rapid Hot Forming Processes. *Materials* 9 (229).
- Löffler, M., Andreas, K., Engel, U., Schulte, R., Groebel, D., Krebs, E., Freiburg, D., Biermann, D., Stangier, D., Tillmann, W., Weikert, T., Wartzack, S., Tremmel, S., Lucas, H., Denkena, B., Merklein, M., 2016. Tribological measures for controlling material flow in sheet-bulkmetal forming. *Production Engineering Research and Development*, 10, S. 459 - 470.
- Ludwik, P., 1909. *Elemente der Technischen Mechanik*. Verlag von Julius Springer, Berlin.
- Ma, Z., Luo, Y., Qang, Y., Willens, D. C., 2019. Numerical and experimental investigation on material flow in gear forced through feed rolling process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 104, S. 3361–3381.
- Maeda, A.; Araki, A., 1996. Plate Gear. *Japanisches Patent*, 9-222158.
- Magrinho, J. P., Silva, M. B., Paulo, P. A. F. Martins, 2019. A flexible sheet-bulk forming demonstrator .*The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 103, S. 1405–1417.
- McClintock, F. A., 1968. A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *Journal of Applied Mechanics*, 35(2), S. 363–371.

- Merklein, M., Gröbel, D., Löffler, M., Schneider, T., Hildenbrand, P., 2015. Sheet-bulk metal forming – forming of functional components from sheet metals, MATEC Web of Conferences, 21, 01001 , DOI:10.1051/mateconf/20152101001.
- Merklein, M., Hagenah, H., Schneider, T., 2013. Sheet-Bulk Metal Forming Processes – State of the Art and its Perspectives. TTP 2013 – Tools and Technologies for Processing Ultra High Strength, Materials, Verlag der TU Graz, S. 197–204.
- Merklein, M., Tekkaya, A. E., Brosius, A., Opel, S., Kwiatkowski, L., Plugge, B., Schunck, S., 2011. Machines and Tools for Sheet-Bulk Metal Forming. Key Engineering Materials, 473, S 91-98.
- Merklein, M.; Allwood, J. M.; Behrens, B.-A.; Brosius, A.; Hagenah, H.; Kuzman, K.; Mori, K.; Tekkaya, A. E.; Weckenmann, A., 2012. Bulk forming of sheet metal. CIRP Annals - Manufacturing Technology 61, S. 725–745.
- Mori, K.; Bariani, P. F.; Behrens, B.-A.; Brosius, A.; Bruschi, A.; Maeno, T.; Merklein M.; Yanagimoto, J., 2017. Hot stamping of ultra-high strength steel parts. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 66, S. 755–777.
- Mori, K.; Nakano, T., 2016. State-of-the-art of plate forging in Japan. Production Engineering Research and Development, 10, S. 81–91.
- Mura, A., Cura, F., Pasculli, L., 2017. Optimization methodology for lightweight gears to be produced by additive manufacturing techniques. Journal of Mechanical Engineering Science, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C, 232(19), S. 3512–3523.
- Naunheimer, H., Bertsche, B., Ryborz, J., Novak, W., Fietkau, P., 2019. Fahrzeuggetriebe - Grundlagen, Auswahl, Auslegung und Konstruktion. 3. Auflage, Springer Vieweg Berlin. ISBN 978-3-662-58882-6.
- Neugebauer, R.; Putz, M.; Hellfritsch, U., 2007. Improved Process Design and Quality for Gear Manufacturing with Flat and Round Rolling. CIRP Annals, 56(1), S. 307-312.
- N.N, 2004. Schulungs-Kit: Grundlagen und Möglichkeiten des Feinschneidens. Feintool Technologie AG, Lyss, Schweiz.
- Pedrero, J. I., Pleguezuelos, M., Sánchez, M. B., 2014. Study of the influence of the design parameters on the efficiency of spur gears. International Gear Conference 2014, 26th–28th August 2014, Lyon, S. 774-783.
- Perdahcioğlu, E. S. und Geijselaers, H. J. M., 2011. Constitutive modeling of two phase materials using the mean field method for homogenization. International Journal of Material Forming, 4(2), S. 93-102.

- Politis, D., 2013. Process Development for Forging Lightweight Multi-Material Gears. Dissertation am Imperial College London,
- Rice, J. R., Tracey, D. M., 1969. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 17, S. 201–217.
- Rick, M., 1972. Kalt-Massivumformen von Grobblechteilen. Dissertation an der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität Hannover. 14.07.1972.
- Schneider, T., 2015. Umformtechnische Herstellung dünnwandiger Funktionsbauteile aus Feinblech durch Verfahren der Blechmassivumformung. Dr.-Ing.-Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Meisenbach Verlag, Bamberg.
- Schuler, 2014. 140-Meganewton-Pressen erfolgreich an russischen Kunden übergeben. Pressemitteilung der Schuler AG vom 07.04.2014, Göppingen.
- Shrivastava, S., Jonas, J., Canova, G., 1982. Equivalent strain in large deformation torsion testing: Theoretical and practical considerations. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 30 (1-2), S. 75–90. doi:10.1016/0022-5096(82)90014-X.
- Sieczkarek, P., 2018. Inkrementelle Blechmassivumformung. Dortmunder Umformtechnik - Band 99, D290 Dissertation an der Technischen Universität Dortmund, Shaker Verlag Aachen, ISBN 978-3-8440-6118-5.
- Sieczkarek, P., Kwiatkowski, L., Ben Khalifa, N., Tekkaya, A. E., 2013a. Novel five-axis forming press for the incremental sheet-bulk metal forming. *Key Engineering Materials*, 554-557, S. 1478–1483.
- Sieczkarek, P., Isik, K., Ben Khalifa, N., Martins, P. A. F., Tekkaya, A. E., 2014. Mechanics of Sheet-Bulk Indentation. *Journal of Materials Processing Technology*, 214, S. 2387-2394.
- Sieczkarek, P., Kwiatkowski, L., Tekkaya, A. E., Krebs, E., Kersting, P., Tillmann, W., Herper, J., 2013b. Innovative tools to improve incremental bulk forming processes. *Key Engineering Materials*, 554, S.1490-1497.
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Gies, S., Tekkaya, A. E., Krebs, E., Wiederkehr, P., Biermann, B., Tillmann, W., Stangier, D., 2017. Improvement strategies for the formfilling in incremental gear forming processes, *Production Engineering*, 11(6), S. 623-631.
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Weddeling, C., Martins, P. A. F., Tekkaya, A. E., 2016a. Local forming of gears by indentation of sheets. *Journal of Engineering Manufacture*, 232(5), S. 838-847.
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Gies, S., Tekkaya, A. E., Krebs, E., Wiederkehr, P., Biermann, D., Tillmann, W., Stangier, D., 2016b. Wear Behavior of Tribologically

- Optimized Tool Surfaces for Incremental Forming Processes. *Tribology International*, 104, S. 64 – 72.
- Sieczkarek, P., Wernicke, S., Gies, S., Martins, P. A. F., Tekkaya, A. E., 2016c. Incipient and repeatable plastic flow in incremental sheet-bulk forming of gears. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 86, S. 3091 ff.
- Singh, A. P., Padmanabhan, A., Pandey, G. N., Murty, G. M. D., Jha, S., 2000. Strength differential effect in four commercial steels. *Journal of Materials Science*, 35, S. 1379–1388.
- Staupendahl, D., Löbbe, C., Hudovernik, M., Becker, C., Tekkaya, A. E., 2014. Process Combinations for the Production of Load-Optimized Structural. 4th International Conference on Steels in Cars and Trucks 2014, processing technologies and applications, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, S. 638-645.
- Takahashi, H., Shiono, I., 1991. Blacklash Model for Large Deformation Behavior of Aluminum under Torsional Cyclic Loading. *International Journal of Plasticity*, 7, S. 199-217.
- Tekkaya, A. E., Ben Khalifa, N., Grzanic, G., Hölker, R., 2014. Forming of lightweight metal components: Need for new technologies. *Procedia Engineering*, 81, S. 28-37.
- Tekkaya, A. E., Ben Khalifa, N., Hering, O., Meya, R., Myslicki, S., Walther, F., 2017. Forming-induced damage and its effect on product properties. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 66, S. 281–284.
- Tekkaya, A. E., Lange, K., 2000. An improved relationship between Vickers hardness and yield stress for cold formed materials and its experimental verification. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 49, S. 205–208.
- Terhorst, M., Maslovskaja, O., Trauth, D., Shirobokov, A., Mattfeld, P., Solf, M., Klocke, F., 2017. Electro-thermo-mechanical contact model for bulk metal forming under application of electrical resistance heating. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 89, S. 3601–3618.
- Thomas, D., 2017. Bedarf an Zahnrädern wächst –Welche Auswirkungen hat das auf die Zukunft der Verzahnungstechnik? In: *Antriebstechnik 4/2017*, Vereinigte Fachverlage GmbH, S.34-36.
- Traphöner, H., Clausmeyer, T., Tekkaya, A. E., 2019. Methods for measuring large shear strains in in-plane torsion tests. *Journal of Materials Processing Technology*, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2019.116516.
- Voce, E., 1948. The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. *Journal of the Institute of Metals*, 74, 537–562.

- Vogel, M., Merklein, M., 2019. Flexible rolling of rotational symmetric tailored blanks with a two-sided thickness profile. *Procedia Manufacturing*, 34, S. 139-146.
- Vollmer, R., 2016. Optimierung mittels Laserauftragschweißen hergestellter Beschichtungen für die Blechumformung, Dissertation an der Technischen Universität Graz vom Februar 2016.
- Von Mises, R., 1913. Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, 1, S. 582–592.
- Walton, K., Flemin, L., Goodhand, M., Racasan, R., Zeng, 2016. High fidelity replication of surface texture and geometric form of a high aspect ratio aerodynamic test component. *Surface Topography: Metrology and Properties*, 4, 025003.
- Wang, D., Jin, J. S., Wang, X., 2018. Investigation of a Two-Step Rotary Rim-Thickening Process of Disc-Like Blanks, *Materials Science Forum*, 920, S. 89-94.
- Wang, Z. G., Hirasawa, K., Yoshikawa, Y., Osakada, K., 2016. Forming of light-weight gear wheel by plate forging. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 65, S. 293-296.
- Weck, M., 2005. *Werkzeugmaschinen 1 – Maschinenarten und Anwendungsgebiete*. Springer Vieweg Berlin, Heidelberg, ISBN 978-3-642-38744-9.
- Wernicke, S., Sieczkarek, P., Gies, S., Tekkaya, A. E., 2018. Vorrichtung und Verfahren zur Randverdickung eines Werkstückes. Europäische Patentanmeldung EP 3 498 394 A1 vom 12.12.2018.
- Wernicke, S., Sieczkarek, P., Gies, S., Tekkaya, A. E., 2017a. Verfahren zur Herstellung eines Blechkörpers aus mindestens zwei Blechen. Aktenzeichen: 10 2015 015 388.9.
- Wernicke, S., Sieczkarek, P., Grodotzki, J., Gies, S., Ben Khalifa, N., Tekkaya, A. E., 2017b. Material Flow Analysis for The Incremental Sheet-Bulk Gearing by Rotating Tools. ASME 2017 - 12th International Manufacturing Science and Engineering Conference, LA, CA, USA.
- Winkelmann, H., 1988. Schwungrad für Schaltgetriebe. Europäische Patentschrift, EP 0 333 917, Anmeldedatum: 24.09.1988.
- Wittel, H., Muhs, D., Jannasch, D., Voßiek, J., 2015. *Roloff/Matek Maschinenelemente - Normung, Berechnung, Gestaltung*. 22. Auflage. Springer Vieweg Verlag Wiesbaden. ISBN 978-3-658-09081-4.
- Wörner, S., Jung, U., Friederich, H., Beier, H. T., Vormwald, 2017. Rapid Prototyping im Maschinen- und Automobilbau – Ermüdungseigenschaften additiv gefertigter

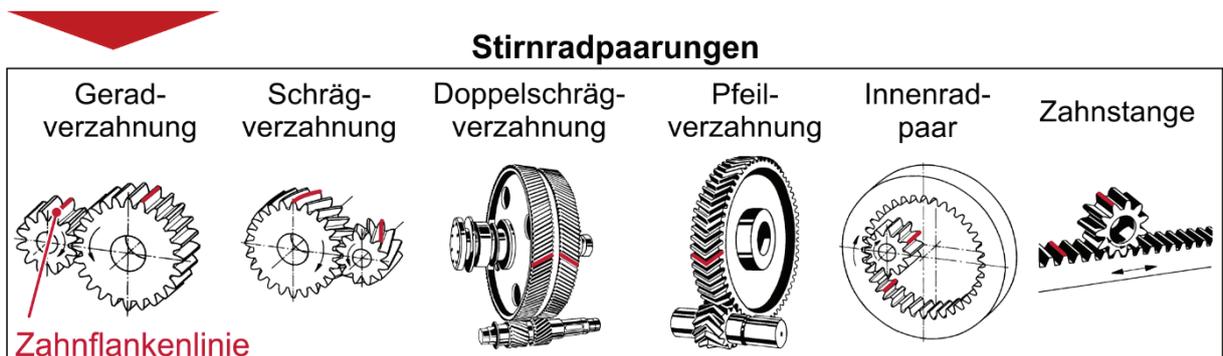
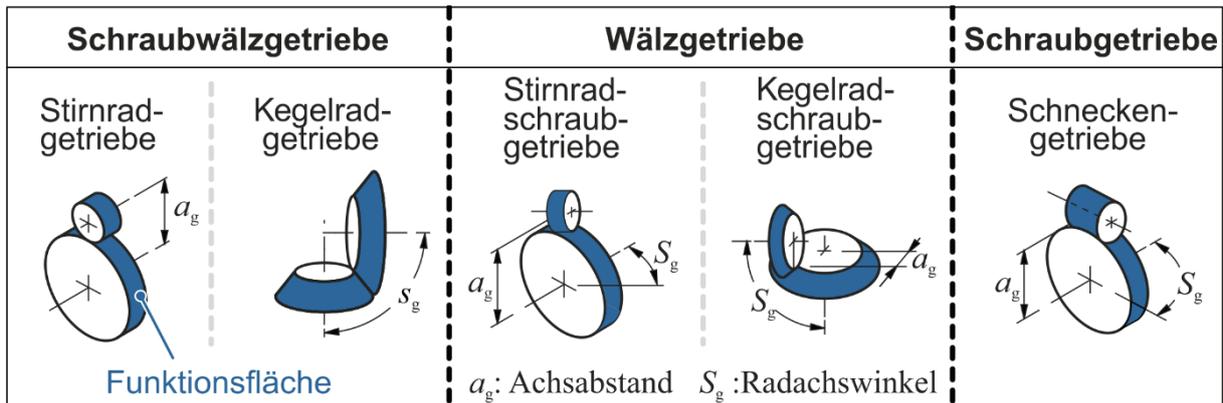
- Bauteile. In: Additive Fertigung von Bauteilen und Strukturen, Springer Vieweg, Wiesbaden, ISBN 978-3-658-17779-9.
- Wu, C., Ji, C., Zhu, M., 2019. Deformation Behavior of Internal Porosity in Continuous Casting Wide-Thick Slab during Heavy Reduction. *Metals*, 9, S. 128.
- Wu, T., Wang, Guangchun, Li, J., Yan, K., 2019. Structure design and effects of conical gear roller on restraining rabbit ear defects during gear rolling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 103, S. 1621-1631.
- Yin, Q., 2014. Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch. *Dortmunder Umformtechnik - Band 78*, D290 Dissertation an der Technischen Universität Dortmund, Shaker Verlag Aachen, ISBN 978-3-8440-2839-3.
- Yoshida, F. und Uemori, T., 2002. A model of large-strain cyclic plasticity describing the bauschinger effect and workhardening stagnation. *International Journal of Plasticity*, 18(5-6), S. 633-659.
- Zheng, Q., Zhuang, X., Zhao, Z., 2019. State-of-the-art and future challenge in fine-blanking technology. *Production Engineering*, 13, S. 61–70.

## Anhang zu Kapitel 1

### Verzahnungsgesetz, -anforderungen und Prüfverfahren

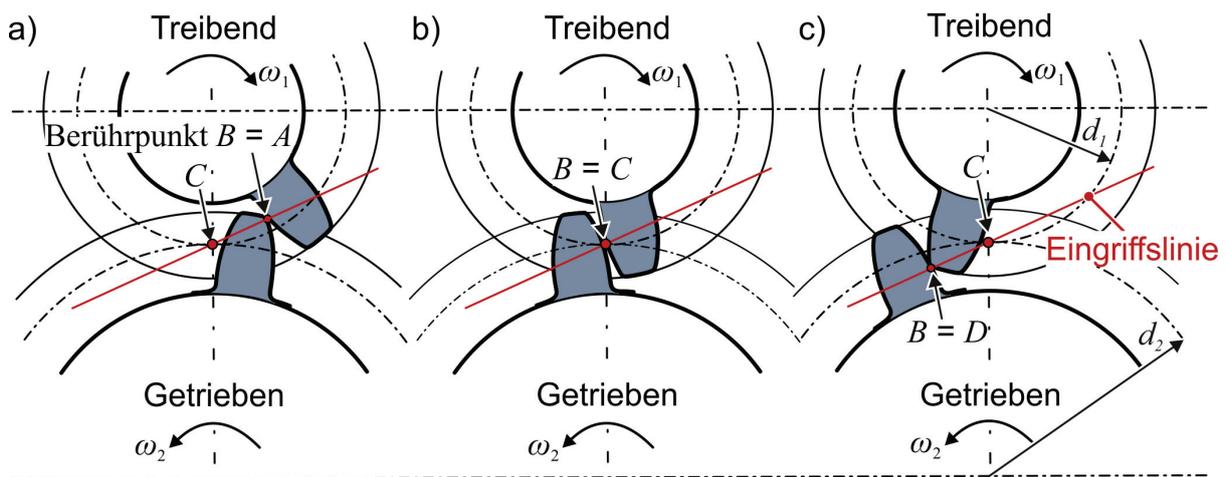
Zahnräder sind ein allgegenwärtiges Maschinenelement, dessen Ursprünge auf Erwähnungen von Aristoteles und Archimedes um 300 v. Chr. zurückreichen. Damals wurde erkannt, dass „Drehräder“ eine Richtungsumkehr von Drehbewegungen ermöglichen. Zur gleichen Zeit erkannte man, dass die Aneinanderreihung unterschiedlich großer Zahnräder zur Transformation von Drehmomenten genutzt werden kann. Dies ermöglichte die Bewegung von Lasten, welche mit menschlicher Kraft nicht mehr zu bewegen waren (Felten, 2018). Die damaligen Zahnräder stellen vielmehr Räder mit einer definierten Anzahl von Formelementen entlang des Umfangs dar und hatten mit den heute bekannten Verzahnungen wenig gemeinsam. Der überwiegende Anteil anwendungstechnischer Verzahnungen geht zurück auf die Arbeiten von Leonard Euler im 18. Jahrhundert (Klocke und Brecher, 2016). Mit dem Fokus auf formschlüssige Zahnradgetriebe ohne Gleitreibung entdeckte Euler, dass es lediglich eine einzige Lösung gibt – die Evolventenverzahnung (Felten, 2018).

Wie in den beispielhaften Anwendungsfällen dargestellt, werden zur Drehmomentübertragung und –wandlung zwischen zwei nicht fluchtenden Wellen Zahnräder benötigt. Diese Funktionen werden bei Zahnrädern formschlüssig und schlupffrei realisiert. Die Erfüllung dieser Funktion setzt ein verzahntes Gegenrad voraus, wodurch ein Getriebe entsteht. Nach Wittel et al. (2015) ist dabei zwischen Schraubwälz-, Wälz- und Schraubgetrieben zu unterscheiden (**Bild A.1**). Diese Unterscheidung berücksichtigt, dass Zahnräder mit verschiedenen Achsabständen und Radachswinkeln angeordnet werden können. In der heutigen industriellen Anwendung entfällt der überwiegende Getriebeanteil auf Stirnradgetriebe, welche kostengünstig gefertigt werden können und eine hohe Effizienz aufweisen (Pedrero et al., 2014). Hinsichtlich der möglichen Stirnradpaarungen wird dabei unterschieden zwischen Gerad-, Schräg-, Doppelschräg-, Pfeilverzahnungen und Innenradpaaren. Eine Sonderform stellen zudem Zahnstangen dar, welche einem geradverzahnten Stirnrad mit unendlich großem Durchmesser entsprechen (Wittel et al., 2015). Mit Blick auf Effizienz und Leichtbau sind geradverzahnte Stirnräder von besonderem Interesse. Anders als Verzahnungen mit schräger Zahnflankenlinie weisen diese einerseits einen geringeren Gleitanteil und damit geringere Reibungsverluste auf (Naunheimer et al., 2019). Andererseits können bei dieser Bauform theoretisch keine Axialkräfte übertragen werden, weshalb weniger Werkstoff zur axialen Stabilisierung der Stirnräder erforderlich ist (Wittel et al., 2015).



**Bild A.1:** Getriebearten und Stirradpaarungen nach Wittel et al. (2015)

Zur umformtechnischen Herstellung verzahnter Bauteile ist zwingend ein Verständnis über das Wirkprinzip von Verzahnungen erforderlich. Die größte technische Relevanz hat die Evolventenverzahnung, weshalb dieses Wirkprinzip hervorzuheben ist. Dieses Wirkprinzip wird auch als allgemeines Verzahnungsgesetz bezeichnet und ist im **Bild A.2** veranschaulicht.

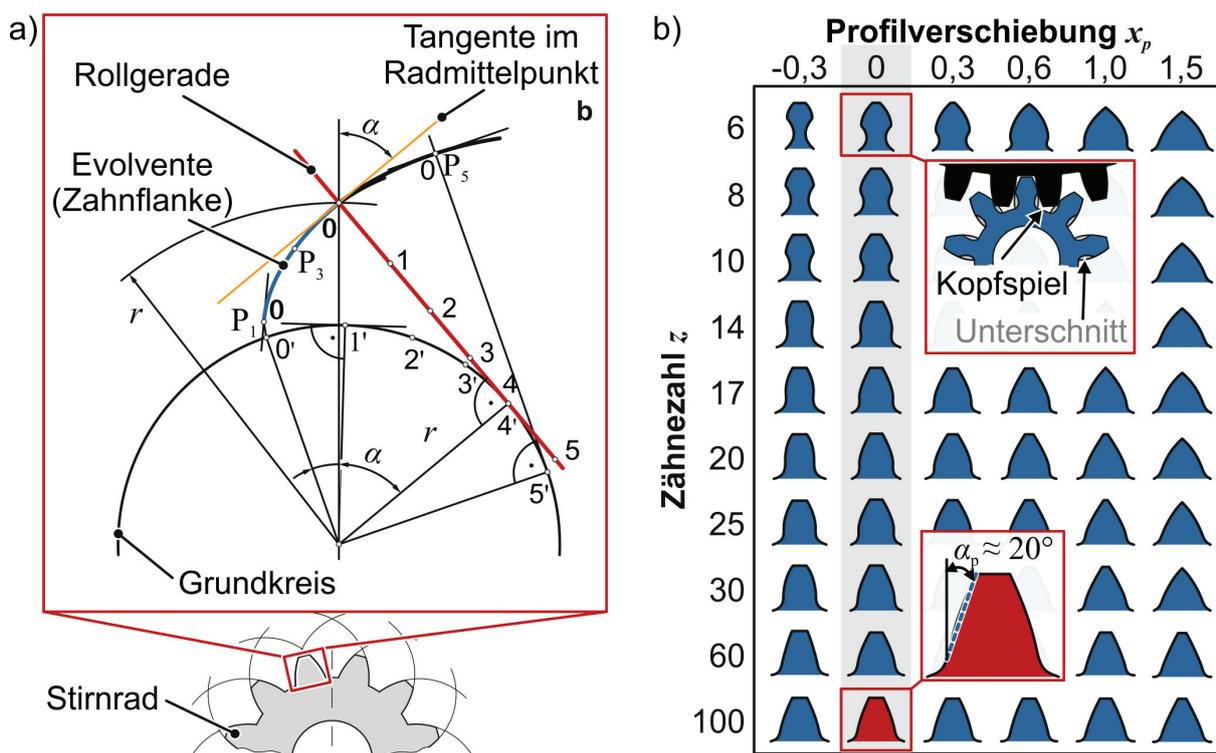


**Bild A.2:** Eingriffsstellungen eines Zahnradpaares bei a) Beginn, b) während und c) am Ende des Eingriffs mit jeweiligem Berührungspunkt  $B$  nach Wittel et al. (2016)

Grundlegend wird bei diesem Gesetz angenommen, dass zwei abwälzende Zahnflanken eines Zahnradpaares einen gemeinsamen, augenblicklichen Berührungspunkt  $B$  aufweisen.

Die Oberflächennormale dieses Berührungspunktes  $B$  stellt eine Eingriffslinie dar, welche zu jedem Zeitpunkt durch den sogenannten Wälzpunkt  $C$  läuft. Dieser Wälzpunkt liegt ortsfest auf dem gemeinsamen Schnittpunkt beider Teilkreisdurchmesser  $d_1$  und  $d_2$ .

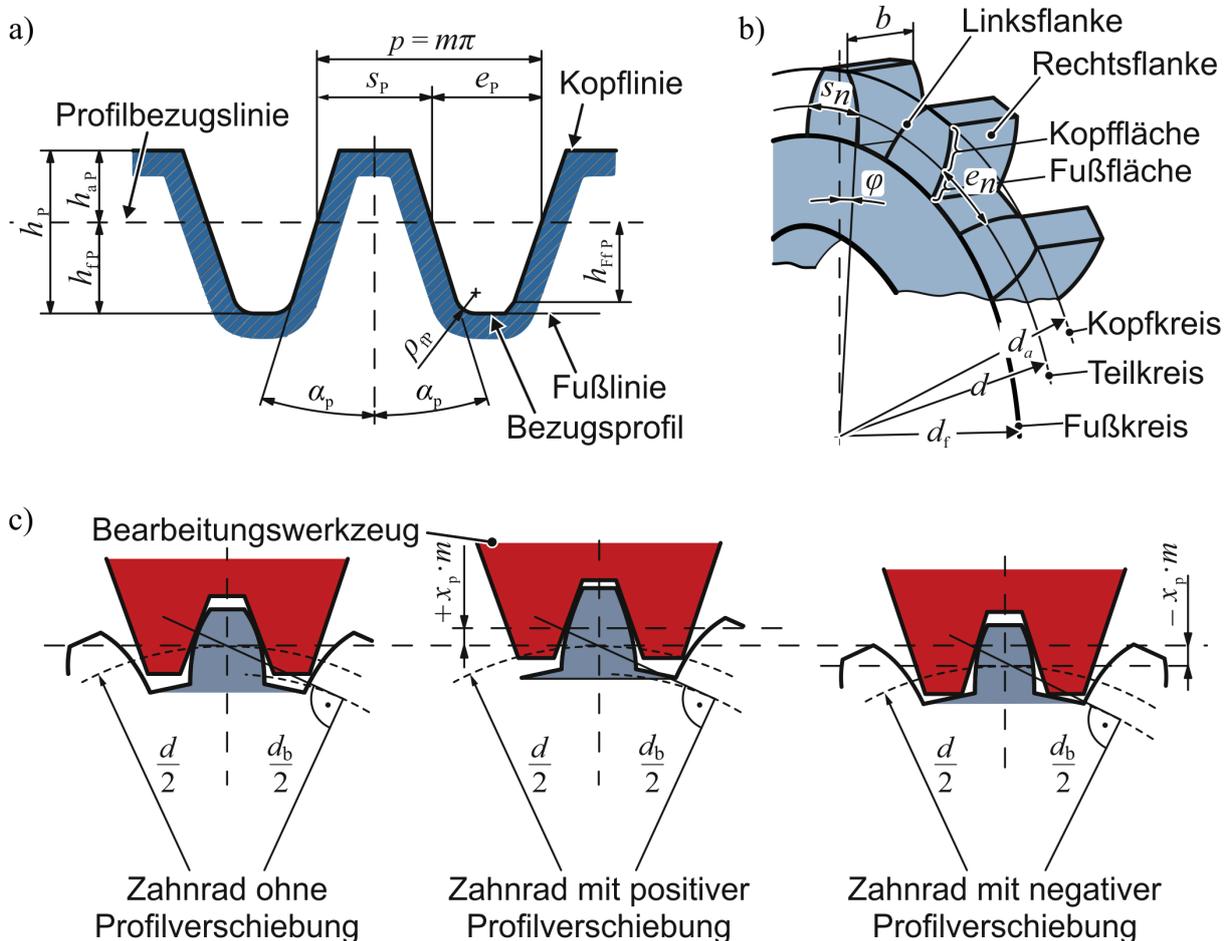
Jedes Zahnelement eines Zahnrades hat zwei Zahnflanken, dessen Kontur aus zwei sich schneidenden Kreisevolventen gebildet wird. Eine solche Kreisevolvente ist die Bahnkurve, die durch das Abrollen einer sogenannten Rollgerade entlang des Grundkreises entsteht (**Bild A.3a**). Vereinfachend kann dieser Vorgang mit einem straff aufgewickelten Faden abstrahiert werden, welcher vom Grundkreis abgewickelt wird und dabei einen Bogen aufspannt (Engelmann, 2019). Dabei entspricht der Krümmungsradius der Evolvente in jedem Punkt der Bogenlänge des bereits auf dem Grundkreis abgerollten Kreisumfangs. Dementsprechend reduziert sich der Krümmungsradius der Evolvente mit zunehmendem Abstand zum Grundkreis. Somit ist die Form einer Evolvente und damit die eines Zahnelementes im Wesentlichen durch den Grundkreisdurchmesser bestimmt. Linke (2010) hat den Einfluss des Profilverchiebungsfaktors  $x_p$  sowie der Zähnezah  $z$ , welche über den Verzahnungsmodul  $m$  mit dem Grundkreisdurchmesser korreliert, gegenübergestellt (**Bild A.3b**).



**Bild A.3:** a) Kreisevolvente am Stirnrad nach Engelmann (2019) und Zahnformen in Abhängigkeit der Profilverchiebung und Zähnezahl nach Linke (2010)

Die Profilverchiebung stellt dabei eine Möglichkeit zur geometrischen Beeinflussung dar, wodurch der Achsabstand ohne einen Unterschnitt der Zahnelemente angepasst werden kann. Bild A.3b veranschaulicht, dass die Evolvente von Zahnrädern ohne Profilverchiebungsfaktor  $x_p$  mit zunehmender Zähnezahl  $z$  eine immer geringere

Krümmung aufweist. Diese Krümmung wird minimal für den Grenzfall einer Zahnstange, deren trapezförmige Kontur als Bezugsprofil bezeichnet wird (Haberhauer und Bodenstern, 2014). Dieses Bezugsprofil ist nach DIN 867 (1986) für Verzahnungsmodule  $m$  von 1 – 70 mm standardisiert, weist einen Profilwinkel  $\alpha_p = 20^\circ$  auf und ist im **Bild A.4a** veranschaulicht.



**Bild A.4:** a) Bezugsprofil nach DIN 867 (1986) und b) Größen am geradzahnten Stirnrad. c) Profilverschiebung durch Veränderung der radialen Werkzeugzustellung nach Englemann (2019)

Der Modul  $m$  ist eine nicht messbare Bezugsgröße, die das Verhältnis von Teilkreisdurchmesser  $d$  zur Zähnezahl  $z$  beschreibt. **Bild A.4b** stellt die Nomenklatur an einem geradzahnten Stirnrad dar. Hierbei berechnet sich der Teilkreisdurchmesser  $d$  in Abhängigkeit der Teilung  $p$ , der Zähnezahl  $z$  und des Moduls  $m$  zu

$$d = 2 \cdot r = \frac{p}{\pi} \cdot z = m \cdot z. \quad (0.1)$$

Die Teilung  $p$  beschreibt dabei die Kreisbogenlänge entlang des Teilkreisdurchmessers  $d$  von einer Linksflanke zur nächsten Linksflanke. Die Zahnhöhe  $h$  ergibt sich als Differenz von Kopfkreis  $d_a$  und Fußkreis  $d_f$  zu

$$h = 2 \cdot m + c. \quad (0.2)$$

Hierbei stellt  $c$  das Kopfspiel  $c$  zwischen dem Kopfkreis und Fußkreis zweier im Eingriff stehenden Zahnräder dar, welches für einen störungsfreien Betrieb erforderlich ist. Üblich ist dafür ein Kopfspiel  $c$  mit Werten  $0,1 \cdot m < c < 0,4 \cdot m$  (DIN 867, 1986).

Die Kreisbogenlänge der Zahndicke  $s_n$  und der Zahnücke  $e_n$  auf Höhe des Teilkreises  $d$  berechnet sich zu

$$s_n = e_n = \frac{p}{2} = \frac{m\pi}{2}. \quad (0.3)$$

Die Herstellung profilverschobener Verzahnungen ist im Rahmen dieser Arbeit nicht beabsichtigt, da der Abwälzvorgang des Gegenrades gestört wird und Unterschnitte die Tragfähigkeit der Verzahnung reduzieren, sodass eine Überdimensionierung in Dickenrichtung erforderlich würde. Dies widerspricht der angestrebten Herstellung belastungsangepasster Bauteile. Ungeachtet dessen ist die Profilverschiebung eine geometrische Eigenschaft, welche im Herstellungsprozess aus der radialen Werkzeugzustellung einhergeht und zur späteren Beurteilung geometrischer Abweichungen erforderlich ist (**Bild A.4c**).

#### **Anforderungen an eine Evolventenverzahnung**

An Stirnradverzahnungen wird eine Vielzahl von Anforderungen gestellt, für die entsprechende Prüfmerkmale definiert sind. Die dafür erforderlichen Bestimmungsgrößen werden in der DIN 3961 (1978) erläutert und durch die DIN 3962 (1978) tabellarisch quantifiziert. Eingeteilt werden Zahnräder nach der ISO-1328 in 12 Toleranzklassen, wobei die Güte der Verzahnung mit sinkender Nummer zunimmt. Die Erfüllung der einzelnen Bestimmungsgrößen bestimmt die Verschleißfestigkeit, das Schwingungsverhalten, die Geräuschentwicklung sowie die übertragbare Leistung bei der Bauteilnutzung (Fuentes-Aznar et al., 2018). Somit muss ein rotierender Anlasserzahnkranz den hohen Anforderungen an Gleichförmigkeit der Bewegungsübertragung und Laufruhe genügen. Demgegenüber sind bei einem Sitzversteller Anforderungen an die Tragfähigkeit übergeordnet, da dieser eine reine Positionieraufgabe erfüllt. Nach Klocke und Brecher (2016) gilt die umformtechnische Herstellung von Verzahnungselementen als lediglich endkonturnah. Aufgrund der Notwendigkeit einer Fein-Nachbearbeitung sind daher nicht sämtliche Anforderungen relevant. Vielmehr ist ein gewisses Aufmaß, auch Protuberanz genannt, erforderlich, sodass geometrische Anforderungen spätestens bei einer anschließenden materialabtragenden Feinbearbeitung erreicht werden. Als wesentliche Bestimmungsgrößen für eine umformtechnisch erzeugte Verzahnung können daher Abweichungen der Zahnhöhe  $h$ , Teilung  $p$  und der Zahndicke  $s_n$  betrachtet werden.

# Lebenslauf

## Persönliche Daten

Name Sebastian Wernicke  
Geburtsdatum 22.03.1988  
Geburtsort Marl  
Staatsangehörigkeit deutsch

## Beruflicher Werdegang

seit 05/2020 Projektmanager ReCIMP  
Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund  
seit 01/2015 Wissenschaftlicher Mitarbeiter  
Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund

## Akademische Ausbildung

04/2013 – 11/2014 Masterstudium Maschinenbau, TU Dortmund  
Vertiefungsrichtung: Produktionstechnik  
10/2008 – 04/2013 Bachelorstudium Maschinenbau, TU Dortmund  
Vertiefungsrichtung: Maschinenteknik

## Studienbegleitende Tätigkeiten

05/2011 – 10/2014 Studentische Hilfskraft am Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund.

## Schulische Bildung:

09/2005 – 06/2008 Erwerb der allgemeinen Hochschulreife  
Martin-Luther-King Gesamtschule, Marl