



Modellierung des Tribosystems beim trockenen Vollvorwärtsfließpressen mithilfe eines erweiterten Reibmodells

Thomas Bergs¹, Rafael Hild^{*1}, Andreas Feuerhack¹, Martina Müller¹, Kirsten Bobzin², Tobias Brögelmann², Nathan C. Kruppe², Dennis C. Hoffmann²

¹Laboratory for Machine Tools and Production Engineering (WZL), RWTH Aachen University, Campus-Boulevard 30, 52074 Aachen, Germany

²Surface Engineering Institute (IOT), RWTH Aachen University, Kackerstr. 15, 52072 Aachen, Germany

Abstract

Werkzeuge in der Kaltmassivumformung sind hohen Prozessbeanspruchung ausgesetzt. Zur Reduzierung dieser Prozessbelastung werden Fest- und Flüssigschmierstoffe eingesetzt. Der Einsatz von Schmierstoffen ist jedoch aus ökologischen, ökonomischen und gesetzlichen Gründen nachteilig. Neuartige Ansätze in der Kaltmassivumformung zielen auf die Verwendung von ökologisch unbedenklichen Schmierstoffen oder die vollständige Vermeidung des Einsatzes von Schmierstoffen ab. Dieser Beitrag konzentriert sich auf die Substitution von Schmierstoffen beim Kaltfließpressen durch Oberflächentexturen auf den Halbzeugen und einer selbstschmierenden und verschleißbeständigen Hartstoffschicht auf dem Werkzeug. Das Potenzial von Oberflächenstrukturen an Halbzeugen und selbstschmierenden Werkzeugbeschichtungen zur Reduzierung von Reibung und Verschleiß beim trockenen Vollvorwärtsfließpressen wurde in Vorarbeiten durch Analogieuntersuchungen nachgewiesen. Analogieuntersuchungen unter trockenen tribologischen Randbedingungen haben positive Ergebnisse in Vorarbeiten erbracht und im Zuge dieses Beitrags wurden trockene Vollvorwärtsfließpressversuche durchgeführt. Hierbei lag der Schwerpunkt der Untersuchungen auf der Machbarkeit sowie in der Selektion der potenziell besten Kombination aus Oberflächentextur der Halbzeuge und Werkzeugbeschichtung in Bezug auf Reibung und Verschleiß. Zur Untersuchung wurde neben der Presskraft auch die Oberfläche der Fließpresswerkzeuge mittels REM analysiert. Parallel wurde der Prozess durch eine validierte numerische FE-Prozesssimulation mit der Simulationssoftware Forge NxT 2.1 unterstützt. Hierbei wurde ein Ansatz mithilfe eines erweiterten Reibmodells gewählt, um den Kraftverlauf quantitativ genauer abzubilden. Der Vollvorwärtsfließpressprozess konnte ohne Schmierstoff durchgeführt werden und die Proben ohne Schädigung ausgeworfen werden. Es wurde beobachtet, dass der höchste Verschleiß der Matrizen nicht in dem Bereich mit der höchsten Werkzeugbelastung, sondern in dem Bereich mit relativ geringer Belastung auftrat. Darüber hinaus wurde gezeigt, dass es bisher kein für das Kaltfließpressen geeignetes Verschleißmodell gibt.

Keywords: Trockenumformung, Oberflächenstrukturen, Beschichtungen, (Cr,Al)N, PVD, Vollvorwärtsfließpressen

1 Einleitung

Das Streben nach einer umweltfreundlicheren Welt und die allgemeine Reduzierung der CO₂-Emissionen ist wichtiger denn je. Neben diesem Trend innerhalb Automobil- und Luftfahrtindustrie, ist auch die fertige Industrie zu betrachten. Ein Ansatzpunkt ist dabei die Untersuchung umweltfreundlicher Schmierstoffe beziehungsweise die Reduktion von Schmierstoffen im Allgemeinen. Insbesondere in der Umformtechnik sind Schmierstoffe aufgrund der hohen Werkzeugbelastungen nahezu unabdingbar [1]. Der Einsatz von Schmierstoffen wurde in den letzten Jahren aus rechtlichen, ökologischen

und wirtschaftlichen Gründen eingeschränkt. Neben der Untersuchung von biologisch abbaubaren Schmierstoffen wird auch eine vollständig trockene Umformtechnik erforscht. Innerhalb der Erforschung von Schmierstoffen als solche wurde die Behandlung von Werkzeugen und Werkstücken weiter untersucht, um Reibung und Verschleiß zu reduzieren und gleichzeitig die Schmierstoffmenge zu erhalten oder zu reduzieren. Eine strukturierte Oberfläche bildet in Kombination mit Schmierstoffen Schmiertaschen, die die Reibung reduzieren. Die Reduzierung der Reibung ist abhängig vom Schmierstoff, der

Rauheit und Härte der beiden aktiven Partner und der daraus resultierenden tatsächlichen Kontaktfläche [2]. Buchner et al. untersuchten die Einebnung von Rauheitsspitzen bei zunehmender Normalkraft. Sie erfassten ein Gleichgewicht, das auftritt, sobald die Rauheitsspitzen ausgeglichen sind und deren Tragfähigkeit den auftretenden normalen Kontaktspannungen standhält [3]. Stahlmann erkannte, dass die Einebnung bis zur Rauheit des härteren aktiven Partners erfolgt. Die Reduzierung der Anfangsrauheit führt zu einer Verschlechterung der Schmieraschen und damit zu einer Erhöhung der Reibung [4]. Sobis et al. untersuchten die Auswirkungen eines rauen Werkstücks auf ein ideal glattes Werkzeug mithilfe von Schmierstoffen. Sie zeigten, dass der Schmierstoff beim Umformen bei geschlossenen Schmieraschen nicht aus der aktiven Verbindung austritt. Der komprimierte Schmierstoff führt zu hydrostatischen Druckspannungen, die die Oberflächeneinebnung und damit die Reibung reduzieren [5]. Die Effekte der Oberflächenstruktur unter Verwendung von Schmierstoffen werden modelliert, um die Wirkmechanismen zwischen Werkzeug und Halbzeug und den Einfluss auf die Reibung zu analysieren. Dabei ist es schwierig, die mikroskopischen Effekte auf ein makroskopisches Modell zu übertragen. Köhler untersuchte hierbei die mikroskopische und makroskopische Geometrie unterschiedlicher Oberflächen und deren Einfluss auf Reibung und Verschleiß unter Verwendung von Schmierstoffen. Er zeigte, dass Schmierstoffaschen mit eingeglätteten Rauheitsspitzen die besten Eigenschaften aufweisen. [6] Stahlmann untersuchte verschiedene Oberflächenstrukturen und deren Auswirkungen auf Reibung und Verschleiß beim Vollvorwärtsfließpressen. Er modellierte mikroskopisch die Einebnung der Texturen mit Schmierstoffen. Auf der Grundlage der Oberflächenvergrößerung sowie der Analogievariablen des Werkstücks und der Werkzeugarauheit ermöglichte er eine Übertragung in ein Reibungsmodell. Dieses Modell berücksichtigt somit den Einfluss der Oberflächenstruktur auf die Reibung unter Verwendung von Schmierstoffen [4]. Hol et al. verwendeten einen vergleichbaren Ansatz für die Blechumformung. Sie bestimmten das Kontaktverhältnis verschiedener Rauheiten. Die Kontaktfläche diente als Eingangsgröße für ein von ihnen entwickeltes Reibungsmodell. Mithilfe dieser Eingangsgröße war es ihm möglich, den Einfluss der Rauheit auf die Reibung unter Lasten der Blechumformung abzubilden [7]. Trauth untersuchte den Einfluss von strukturierten Werkzeugen auf die Reibung beim Tiefziehen. Dabei stellte er die Reibung in Abhängigkeit von den erzeugten Texturen und dem verwendeten Schmiermittel mit der Navier-Stokes-Gleichung dar. Er zeigte, dass er die Reibung durch mechanisch gehämmerte Oberflächenstrukturen verändern konnte [8]. Wie der Stand der Technik zeigt, wurden bislang keine Ansätze zur Modellierung des Kontakts zweier Oberflächen ohne den Einsatz von Schmierstoffen entwickelt. Aus diesem Grund wird die Modellierung des trockenen tribologischen Kontakts während des Vollvorwärtsfließpressens (VVFPP) von 16MnCr5 näher analysiert. Der Ansatz untersucht die Möglichkeit eines trockenen VVFPP mit einer Oberflächenstruktur auf dem Halbzeug und einer selbstschmierenden Beschichtung auf dem

Werkzeug, siehe Abbildung 1. Die verwendeten Texturen werden durch Kugelstrahlen mit verschiedenen Strahlpartikeln hergestellt. Die Beschichtung ist eine CrAlN + Mo:S Beschichtung. Dabei erzeugt die Integration von Mo und S eine selbstschmierende Funktion bei tribologischer Beanspruchung. Im Folgenden werden die Vorarbeiten aufgezeigt, die die Unterschiede zwischen Coulomb'sche Reibung und dem Reibfaktorgesetz in Abhängigkeit von der Oberflächenstruktur zeigen. Darauf folgt die Beschreibung der experimentellen und numerischen Methoden, die die Grundlage für diese Publikation bildet. Aufbauend darauf werden die Ergebnisse vorgestellt und diskutiert. Abschließend wird eine Zusammenfassung der Ergebnisse gegeben.

Tribosystem für die Trockenumformung

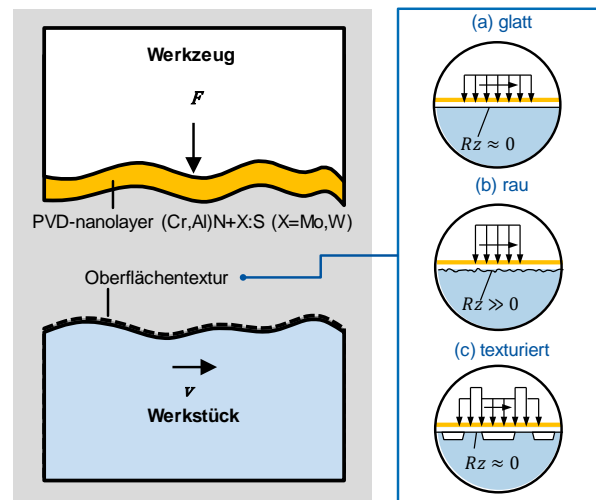


Abbildung 1: Abbildung des untersuchten Tribosystems zur Realisierung einer Trockenumformung mit der Oberflächenstrukturierung als Schwerpunkt des WZL [9]

2 Vorarbeiten

Innerhalb der Vorarbeiten wurde der Einfluss verschiedener Oberflächenstrukturen auf die Reibung auf dem Stift-auf-Zylinder-Tribometer sowie in Ringstauchversuchen untersucht. Es wurden vier verschiedene Oberflächenstrukturen verwendet. Die Referenzoberfläche ist eine durch Drehen und Schleifen erzeugte Oberfläche. Die weiteren Oberflächenstrukturen auf Halbzeugen wurden aus dem Referenzzustand durch Kugelstrahlen mit Stahl- und Keramikperlen sowie Edelmetallpartikeln erzeugt. Die Keramikperlen besitzen eine höhere Härte als die Stahlperlen. Die Partikel aus Edelmetall haben eine höhere Härte und sind nicht rund, wie die Stahl- und Keramikperlen, sondern scharfkantig. So wurden neben dem Referenzzustand auch Oberflächenstrukturen mit unterschiedlicher Rauheit und Härte erzeugt, siehe Tabelle 1.

Tabelle 1: Auswahl an Strahlmitteln, sowie Strahlparameter und daraus resultierende Härte und Rauheit der Randzone

Medium	Partikelform	Partikelgröße s [μm]	Dichte ρ [g/cm^3]	Härte $HV1$ [HV]
Stahl	Rund	700 – 1.000	7,8	390 - 535
Keramik	Rund	125 – 250	3,8	\approx 1.200
Edelkorund	Kantig	425 – 600	3,9 – 4,1	\approx 2.600

Medium	Strahlparameter		Oberflächenintegrität		
	Strahlendruck p [bar]	Abdeckung O [%]	Härte $HV10$ [HV]	Rauheit S_a [μm]	Rauheit S_z [μm]
Stahl	3	100	280	2,23	25,7
Keramik	2	100	410	1,38	26,8
Edelkorund	4	100	260	4,09	59,7
Referenz			200	1,63	29,5

Die Analysen der Oberflächentexturen zeigen deutliche Unterschiede. Die mit Edelkorundpartikeln gestrahlte Oberfläche weist die höchste Rauheit und Härte auf. Keramik- und stahlgestrahlte Oberflächen weisen eine vergleichbare Rauigkeit auf, während keramikgestrahlte Oberflächen eine höhere Härte aufweisen. Der Referenzzustand hat die glatteste Oberfläche und eine Härte wie das Grundgefüge.

2.1 Tribometer-Untersuchung von strukturierten Halbzeuoberflächen

Die Analyse des Einflusses der Oberflächentextur auf die Reibung muss in einem offenen tribologischen System durchgeführt werden, um möglichst realitätsnahe Randbedingungen zu erzeugen. Aufgrund dessen bietet sich das verwendete Stift-auf-Zylinder-Tribometer an. In Abbildung 2 ist schematisch der Aufbau des Tribometers zu sehen. Das verwendete Stift-auf-Zylinder-Tribometer erzeugt ein offenes tribologisches System, indem es die Drehung mit einem Vorschub koppelt, bei dem eine Oberfläche im Anfangszustand immer mit dem Stift in Kontakt steht. Somit wird im Gegenteil zum Stift-auf-Scheibe Tribometer bei jeder Umdrehung ein neuer Reibweg abgefahren, wodurch der Stift immer im Kontakt mit einer Oberflächentextur im Ausgangszustand steht [10].

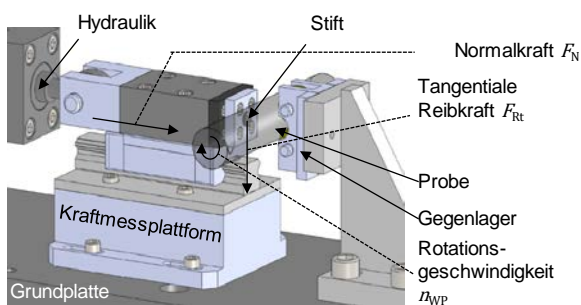


Abbildung 2: Darstellung des Stift-auf-Zylinder-Tribometers sowie resultierende ermittelte Reibkoeffizienten

Bei den Tribometer-Experimenten wurden Belastungen aufgebracht, die mit der Kaltmassivumformung vergleichbar sind. Eine Normalkraft von $F_N = 2.600$ N wurde bei einem Vorschub von $f = 8$ mm und $\omega = 19$ U/min erzeugt. Die resultierenden Kontaktnormalspannungen lagen im Bereich von $\sigma_N = 600 - 1.200$ MPa. Aufgrund dieser erhöhten Kontaktnormalspannung wurden die Zylinder im Randbereich plastisch deformiert. Durch diese Umformung ist es eine Beschreibung der Reibungsbedingungen mit

Coulomb nicht hinlänglich korrekt, da der Anteil der plastischen Umformung vernachlässigt wird. Da die Umformung jedoch im Vergleich zum Fließpressprozess gering ist, wurde der Reibungskoeffizient nach Coulomb dennoch als Vergleichswert verwendet. Zur Bestimmung der wirkenden Kräfte wurde eine Kraftmessplattform 9257B von Kistler eingesetzt. Darüber hinaus wurde die Normalkraft mit einem 1-Komponenten-Kraftsensor 9104 gemessen. Ausgehend von den gemessenen Kräften wurden die folgenden Vergleichsreibwerte ermittelt. Die glatte Referenztextur hat den niedrigsten Reibkoeffizienten von $\mu = 0,20$, siehe Tabelle 2. Die durch Keramikku-geln erzeugte Textur besitzt den nächsthöheren Reibkoeffizienten von $\mu = 0,26$ und die durch Stahlkugeln $\mu = 0,32$. Die grobe Keramikstruktur hat den höchsten Reibkoeffizienten von $\mu = 0,26$ [11].

Tabelle 2: In Abhängigkeit der Oberflächentextur resultierende Reibung μ

Oberflächentextur	Reibung μ [-]
Keramik	0,26
Stahl	0,32
Edelkorund	0,52
Referenz	0,20

So konnte gezeigt werden, dass eine glatte Oberfläche zu einer geringeren Reibung und damit zu einem niedrigeren Reibkoeffizienten führt. Ein Vergleich von Oberflächenstrukturen mit ähnlicher Rauheit bei unterschiedlicher Härte zeigt, dass eine härtere Textur bessere Reibungseigenschaften im trockenen tribologischen Kontakt aufweist. Neben der Reibung wurde auch der Verschleiß analysiert. Es zeigte sich, dass die mit Stahl- und Keramikku-geln hergestellten Oberflächen die geringsten Verschleißspuren am Stift hinterließen, siehe Abbildung 3 (b, d). Die raue und harte Oberflächenstruktur durch Edelkorund zeigte die größte Verschleißmarke, siehe Abbildung 3 (c). Der Verschleiß unter Verwendung der Referenzfläche war geringer, siehe Abbildung 3 (a). Dies deutet darauf hin, dass eine härtere Oberfläche zu einer geringeren Verschleißmarke führt, aber eine hohe Rauheit den Verschleiß erhöht. Da die Halbzeuge nur einer geringen plastischen Umformung unterliegen und der Reibkoeffizient nach Coulomb auch als Vergleichsvariable herangezogen wurde, ist es notwendig, einen für die Massivumformung etablierten Analogietest zur Bestimmung des Reibfaktors des Reibfaktorgesetzes durchzuführen. Daher wurden Ringstauchversuche durchgeführt.

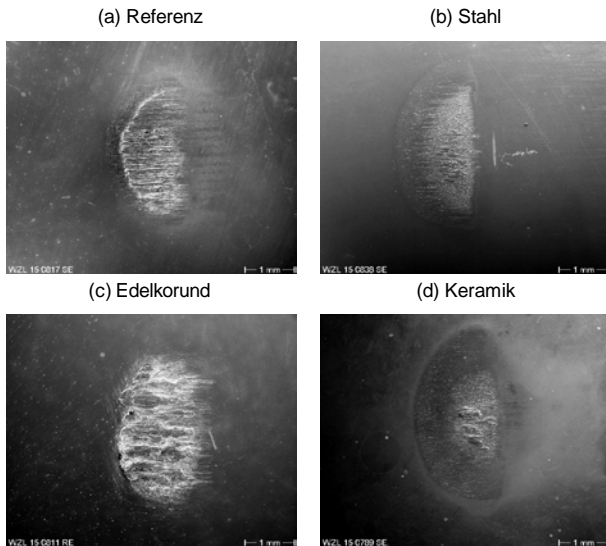


Abbildung 3: Lichtmikroskopische Aufnahmen der Stifte nach den Tribometerversuchen unter trockenen tribologischen Bedingungen

2.2 Reibfaktoranalyse unter Berücksichtigung der selbstschmierenden Beschichtung sowie Oberflächentextur der Halbzeuge im Ringstauchversuch

Um die Reibfaktoren mittels Ringstauchversuchen zu bestimmen, müssen sowohl numerische Simulationen als auch experimentelle Analysen durchgeführt werden. Die numerische FE-Prozesssimulation wird zur Bestimmung von Kalibrierungskurven verwendet. Zur Analyse wird der experimentelle Aufbau unter Verwendung des zugehörigen Werkstoffmodells modelliert. Daraufhin wird innerhalb der Simulation der Reibfaktor in einem großen Bereich variiert ($m = 0,01 - 0,577$). Basierend auf den Ergebnissen wird der Verlauf des Innendurchmessers in Abhängigkeit von der Höhe ermittelt. Anschließend werden Ringstauchversuche durchgeführt. Diese werden äquidistant unterbrochen, der Innendurchmesser und die Höhe gemessen und in das durch die FEM erzeugte Diagramm eingetragen, siehe Abbildung 4. Dabei zeigte sich, dass sich die Resultate der Ringstauchversuche keine so großen Differenzen untereinander aufweisen wie die des Stift-auf-Zylinder-Tribometerversuchs. Der kleinste Reibfaktor $m = 0,10$ wurde in Kombination mit einer keramikgestrahlten Probe erreicht. Der nächsthöhere Reibfaktor $m = 0,12$ wurde mit der Referenztextur erzielt. Die Oberflächenstruktur der Edelmetallteilchen wies zunächst einen Reibfaktor von $m = 0,15$ auf, verschlechterte sich aber im Zuge der Kompression auf $m = 0,2$. Die von Stahlkugeln erzeugte Oberflächenstruktur hatte den größten Reibfaktor. Der Reibfaktor lag konstant bei $m = 0,2$. Neben den kleineren Abweichungen der Reibfaktoren voneinander zeigten die Untersuchungen auch Abweichungen von den Tendenzen der Vergleichsreibwerte. Die Vergleichsreibwerte zeigten die geringsten Werte bei der Referenzoberfläche, sowie beim Reibfaktor. Jedoch besaß die Oberflächenstruktur erzeugt durch Edelmetall deutlich höhere Vergleichsreibwerte als die anderen Oberflächentexturen. Diese deutlichen Unterschiede sind bei der Bestimmung des Reibfaktors nicht vorzufinden.

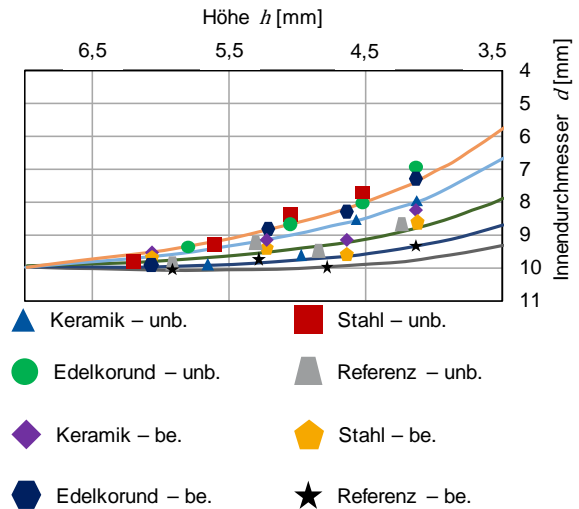


Abbildung 4 Ermittelte Reibfaktoren in Abhängigkeit der Oberflächentextur und der Werkzeugbeschichtung [11]

2.3 Auswertung bestehender Reibmodelle für das trockene Vollvorwärtsfließpressen

Die vorgestellten Analogieuntersuchungen sind etablierte Untersuchungsmethoden zur Bestimmung von Reibung und Verschleiß. Groche et al. haben jedoch bereits gezeigt, dass Untersuchungen mit Tribometern immer differenziert betrachtet werden müssen [11]. Die Fließbedingungen entsprechen nur teilweise denen des realen Prozesses. Auch die Verteilung und das Auftreten der Lasten unterscheidet sich teilweise vom realen Prozess. Die Untersuchungen erlauben erste Rückschlüsse auf die Eignung bestimmter Eingangsparameter für den Prozess, sind aber immer im realen Prozess zu überprüfen. Das Halbzeug wurde von $d_E = 31,7$ mm auf $d_R = 20,6$ mm mit einer einzigen Schulter verjüngt. Dabei besaß das Halbzeug eine Anfangslänge von $l_A = 40$ mm und einen Ausgangsdurchmesser von $d_A = 31,4$ mm. Als Oberflächentexturen kamen die eingeführten zum Einsatz. Der Fließpressprozess wurde ohne Schmierstoff durchgeführt. Da es nicht möglich ist, eine direkte Reibkraftmessung in den Prozess zu integrieren, wurde die Presskraft als Vergleichswert verwendet. Im Gegensatz zu den bisherigen Untersuchungen zeigte die mit Keramikpartikeln behandelte Probe die geringste Presskraft von maximal $F = 734$ kN, siehe Abbildung 5. Die nächsthöhere Presskraft war für das Fließpressen der stahlgestrahlten Probe $F = 817$ kN erforderlich. Für das Fließpressen der keramikgestrahlten Probe wurde eine Presskraft von $F = 1023$ kN und für die Referenzfläche von $F = 1087$ kN benötigt. Die Untersuchungen zeigen, dass die raueste und härteste Oberfläche zu einer Reduzierung der Presskraft und damit auch der Reibkraft beim Fließpressen führt. Hingegen zeigt der Unterschied in der Presskraft zwischen der keramik- und stahlgestrahlten Halbzeug, dass eine weniger aufgehärtete Oberfläche vorzuziehen ist. Die Rauheit der Oberfläche besitzt einen größeren Einfluss auf die Presskraft. Letztendlich besitzt das Strahlen der Halbzeuge nur einen Effekt auf die Randzone. Der Bereich der Aufhärtung befindet sich in-

nerhalb von 0,5 mm der Randzone und hat somit Skalenmäßig einen geringeren Effekt als die Härte der Grundstruktur.

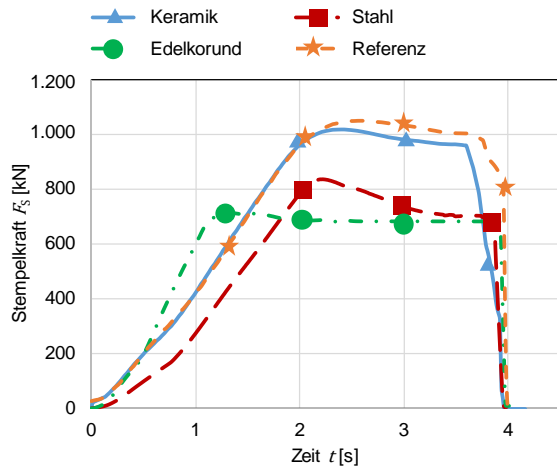


Abbildung 5: Kraftverläufe der fließgepressten Halbzeuge unter trockenen tribologischen Randbedingungen

Numerische FE-Prozesssimulationen sind notwendig, um nicht messbare Größen, wie die von-Mises Spannung oder die Hauptspannung, zu untersuchen. Bei der Modellierung des VVFP weist insbesondere der Einfluss von Schmierstoffen und der Oberflächentopographie von Werkzeug und Halbzeug auf die Reibungsmodellierung Defizite auf. Grundlegende Reibmodelle wie nach Coulomb oder Tresca sind nicht ausreichend genau, da sie jeweils bestimmte Bereiche der Reibung vernachlässigen. Reibmodelle, die die Oberfläche der aktiven Partner integrieren, können nur in Teilbereichen angewendet werden, da im aufgezeigten Fall kein Schmierstoff eingesetzt wird. In Vorarbeiten wurden die in der Simulationssoftware Forge NxT 2.1 verfügbaren Reibmodelle getestet und auf den dargestellten VVFP angewendet, siehe Abbildung 6. Verwendet wurde hierbei ein kombiniertes Coulomb-Tresca-Reibmodell und ein reines Tresca-Reibmodell. Zusätzlich zu den vorhandenen Parametern wurden der Reibkoeffizient μ und der Reibungsfaktor m teilweise variiert. Zu sehen ist ein Auszug aus den durchgeführten Simulationen, in denen die Reibparameter auf die Modellierung des VVFP einer stahlgestrahlten Probe abzielt.

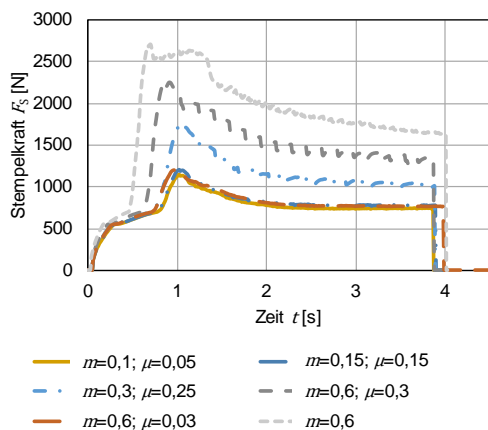


Abbildung 6: Kraftverläufe des numerischen FE-Prozessmodells unter Verwendung unterschiedlicher Reibmodelle

Die Kraftverläufe zeigen, dass die Einstellung der Reibparameter zu einer korrekten Abbildung der Maximalkraft führen kann. Eine qualitative und quantitative Abbildung des Verlaufs ist jedoch nicht möglich. Auch das Reibmodell nach Tresca (In Forge NxT 2.1 als Reibmodell für trockene Prozesse $m = 0,6$) erlaubt keine Abbildung des trockenen tribologischen Systems. Die Ergebnisse zeigen, dass die vorhandenen Reibmodelle das trockene VVFP nicht mit ausreichender Genauigkeit abbilden können.

3 Versuchsaufbau für das VVFP

Der Stand der Technik sowie die Vorarbeiten haben das Problem der Modellierung des trockenen tribologischen Systems gezeigt, dass keine exakte Abbildung der Kraftverläufe möglich ist. Der Ansatz der vorliegenden Untersuchungen ist die Modellierung des VVFP für das trockene tribologische System zu erstellen, welches unter Verwendung eines Reibmodells basierend auf der Oberflächenintegrität der einzelnen Proben eine genaue Abbildung der Kraftverläufe ermöglicht. Das Reibmodell basiert auf dem Reibgesetz nach Shaw. Dies hat bereits den Ansatz von Coulomb und Tresca kombiniert und einen physikalisch sinnvollen Übergang beider Bereiche modelliert. Die Erweiterung des Reibmodells basiert auf der Hypothese, dass die Reibung im Vergleich zum Referenzzustand durch eine geeignete Oberflächenstruktur erhöht oder verringert werden kann. Um diese Untersuchungen zu untermauern, wurden Oberflächenintegritätsanalysen und Einebnungsuntersuchungen durchgeführt, um die Wirkung des Ausgangszustandes in Abhängigkeit von der Kontaktnormalspannung und dem progressiven Ausgleich zu beschreiben. Anschließend wurden diese Erkenntnisse in ein erweitertes Reibmodell nach Shaw umgesetzt, welches in Forge implementiert wurde und abschließend wurde generierte Reibmodell im Rahmen der numerischen FE-Prozesssimulation validiert.

3.1 Halbzeugaufbau und -vorbereitung

Die Halbzeuge wurden mit den bereits vorgestellten Schritten hergestellt. Rauheit, Härte, Eigenspannungen und schließlich die Einebnung wurden an den erzeugten Oberflächen gemessen. Härte und Eigenspannungen der Oberflächenstruktur sind voneinander abhängig, weshalb nur einer der Parameter zur Bildung einer Vergleichsgröße herangezogen wurde. Die Einebnung der Oberflächen erfolgte mit dem Härteprüfgerät ZHU250CL der Zwick Roell GmbH & Co. KG. Die Vorrichtung garantiert eine genaue Abstufung der Normalkraft in den Größen 16,625; 31,25; 62,5; 187,5[N], siehe Abbildung 7. Dabei wurde ein Brinnell-Eindringkörper mit einem Durchmesser von $d = 8$ mm verwendet. Die Vertiefungen wurden nach dem Einebnen gemessen und ermöglichen so Aufschluss über die vorherrschenden Kontaktnormalspannungen zu erlangen, die notwendig waren um den Werkstoff plastisch umzuformen.

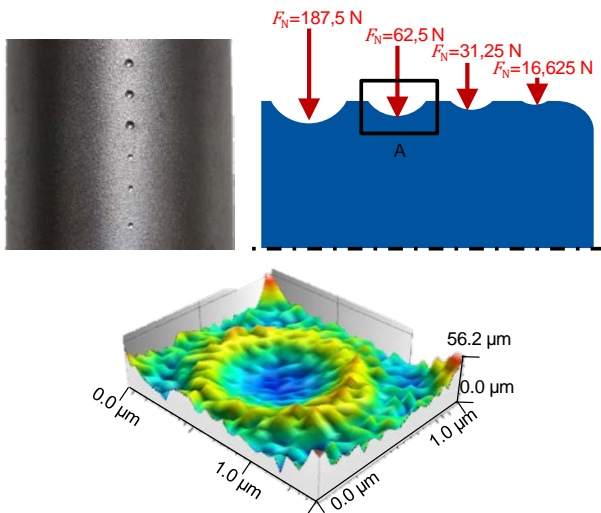


Abbildung 7: Bildung der Eindrücke sowie schematische Abbildung des Eindrucks

Die Ergebnisse der Einebnungssexperimente wurden mathematisch ausformuliert:

$$x = \frac{\sigma}{H} \cdot \frac{Sa}{T} \quad (1)$$

Die Einebnung x lässt sich durch die notwendige Kontaktnormalspannung σ , die Härte H , die mit dem Widerstand gegen einen Eindringkörper korreliert, die Rauheit Sa , welche das einzuebnende Potential ist und letztendlich die Tiefe T , die für die Tiefe der Einebnung steht, beschreiben. Die resultierenden Kurven der empirischen Beziehung veranschaulichen die physikalischen Wirkungsmechanismen, siehe Abbildung 8. Je nach Rauheit und Härte der Oberfläche ist der Ausgangszustand jeder Oberfläche unterschiedlich. Die mit Edelmetall gestrahlte Oberfläche hat aufgrund ihrer hohen Rauheit und Härte den höchsten Einebnungswert, da sie das größte Potenzial zum Einebnen hat. Die durch Keramikkugeln erzeugte Oberfläche, die stahlgestrahlte Oberfläche und schließlich die Referenzfläche sind nach ihren Eigenschaften abgestuft. Durch die Einebnung der Texturen nähern sich die Bedingungen der höchsten Prüfkraft an, unter der jede Oberfläche vollständig eingeebnet ist. Der eingeebnete Eindruck hat somit für jede Textur die gleiche Rauheit, nämlich die Rauheit des Werkzeugs. Ab diesem Zustand hat die Härte keinen weiteren Einfluss auf den Einebnungsfaktor, da das Halbzeug bis zur Grundhärte des Materials eingedrungen ist.

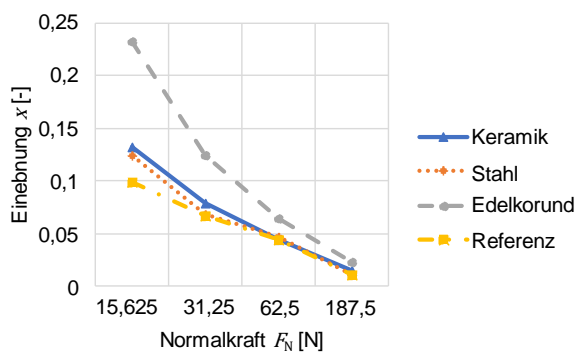


Abbildung 8: Verlauf der Einebnung in Abhängigkeit der Normalkraft der jeweiligen texturierten Halbzeuge

3.2 Versuchsbedingungen und Versuchsparameter

Der Prozess wurde als zwölfteiliger Ausschnitt modelliert. Der größte Unterschied zum realen Prozess ist die Modellierung der Reduktionsmatrize. Im realen Prozess wird die Matrize in eine Schaftmatrize und eine Reduktionsmatrize unterteilt. Zur Vereinfachung wurden diese als eine Komponente modelliert. Darüber hinaus wurde die Reduktionsmatrize rein elastisch modelliert, um die elastischen Teile des Umformprozesses nicht zu vernachlässigen. Um sicherzustellen, dass sich die Matrize nicht bewegt, wurde eine Verstärkung um die Reduktionsmatrize gelegt. Dies wurde als starr modelliert. Der Stempel als letztes aktives Element wurde ebenfalls als starr abgebildet, um die Simulationszeit zu verkürzen. Das Werkstück wurde als elasto-plastisch modelliert. In dem Bereich der größten Umformung wurde das Netz verfeinert, um eine bessere Abbildungsgenauigkeit zu erreichen. Die maximale Kantenlänge des Netzes wurde auf $m_G = 1$ mm festgelegt, wobei die kleinste Kantenlänge im Netzfenster $m_F = 0,15$ mm beträgt. Daraus ergibt sich eine Elementanzahl von etwa $n = 85.000$. Diese wurde in einer Konvergenzanalyse als ausreichend genau Anzahl an Elementen ermittelt. Bei einer größeren Anzahl von Elementen ändern sich die Ergebnisse nicht mehr. Das verwendete Werkstoffmodell wurde in Experimenten von Experten der ETH Zürich validiert. Zu diesem Zweck wurden Druckversuche bei Temperaturen von $T = 20 - 500$ °C in 50°C-Schritten bei Dehnungsraten von $\dot{\phi} = 0,1$ s⁻¹, 1 s⁻¹, 10 s⁻¹ durchgeführt. Als Beispiele sind die Kurven von $T = 20, 250$ und 500 °C dargestellt. Der Wärmeaustausch zwischen Werkzeug und Werkstück wurde als adiabatisch angenommen. Die Simulationsgeschwindigkeit wurde in Abhängigkeit von der Bewegung des kleinsten Elements eingestellt. Für die elastische Matrize wurde das Verschleißmodell nach Archard verwendet, um Vergleiche zwischen dem Verschleiß des realen Prozesses und der Simulation zu ziehen. Archard hat sich bereits für andere Prozesse der Kaltmassivumformung als valides Verschleißmodell gezeigt [12].

4 Ergebnisse und Diskussion

Die oben aufgeführten Untersuchungen des Einebnungsfaktors haben einen direkten Einfluss auf das zu entwickelnde Reibungsmodell. Wie in Abbildung 9 dargestellt, nutzte Shaw sein Reibgesetz, um den Übergang zwischen Coulomb und Tresca zu modellieren. Der Verlauf des Übergangs ist im Wesentlichen abhängig vom dimensionslosen Koeffizienten n . Darüber hinaus beeinflussen der Reibungskoeffizient μ und die dem Reibfaktorgesetz entnommene Schubspannung k_{Sch} und die resultierende Reibschubspannung τ_R , siehe Abbildung 9 (A). Der aktuelle Ansatz basiert auf der Hypothese, dass es möglich ist, die Reibung durch Veränderung der Oberfläche zu reduzieren oder zu erhöhen. Das Ergebnis dieser Modifikation ist in Abbildung 9 (B) zu sehen.

$$\frac{\tau_R}{k_{Sch}} = \sqrt[n]{\tanh\left(\frac{\mu \cdot \sigma_N}{k_{Sch}}\right)^n} \quad (2)$$

Das Reibmodell nach Shaw wurde erweitert, um die Hypothese zu veranschaulichen, siehe Abbildung 9 (B).

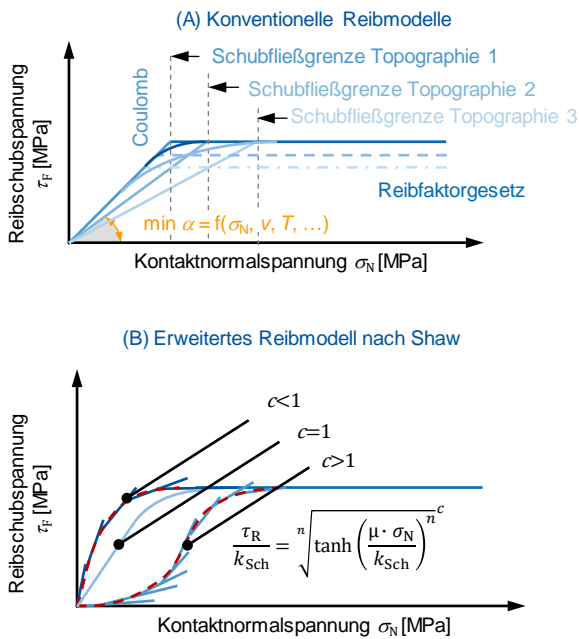


Abbildung 9: Unterschiede von Reibmodellen und Effekt des erweiterten Reibmodells nach Shaw.

Die Formel wurde wie folgt angepasst, siehe Formel (2). Das Diagramm zeigt den Einfluss des Faktors c auf das Reibungsmodell, siehe Abbildung 10. Das konventionelle Reibmodell nach Shaw besitzt ein $c = 1$ und nur ganzzahlige n . $c < 1$ erhöht den Einfluss des Coulomb-Reibungskoeffizienten auf die Gesamtreibung, da ein größerer Gradient erzeugt wird. Ein $c > 1$ erzeugt einen gegenteiligen Effekt. Ein $c > 1$ steht für eine Textur, die zu Beginn eine reibungsmindernde Wirkung hat. Diese wird im Verlauf eingeebnet, wonach der Reibkoeffizient bis in den Bereich ansteigt, in dem das Gesetz in den Bedingungen des Reibfaktorgesetzes endet.

Im Rahmen einer Parameterstudie wurden die Eingangsparameter der Reibmodelle ermittelt. Die Werte für Coulomb und den Reibungsfaktor liegen in der Regel im Bereich von 0,10 bis 0,35. Ausgehend von der Korrelation für die Schubspannung wurde schließlich ein Wert von $k_{Sch} = 300$ MPa ermittelt. Für den Reibkoeffizienten wurde ein Wert von $\mu = 0,2$ angenommen. Der Faktor aus dem Shaw-Reibungsgesetz wurde bei $n = 1$ belassen, da unter diesen Bedingungen die besten Ergebnisse für das Shaw-Reibmodell erzielt wurden. Für das erweiterte Reibmodell nach Shaw wurde ein $c = 1,4$ ermittelt. Die Ergebnisse der beiden Reibungsmodelle und des experimentellen Verlaufs sind in Abbildung 10 B dargestellt. Es wird gezeigt, dass beide Reibmodelle eine bessere Darstellung erzeugen als das konventionell implementierte Reibmodell in Forge NxT 2.1. Qualitativ unterscheidet sich der Verlauf des Shaw-Reibmodells dennoch geringfügig vom experimentellen Verlauf. Die Kraftzunahme ist am Anfang deutlich höher, dann flacht die Kraft bis zum Maximum ab. Von diesem Zeitpunkt an flacht die Stempelkraft langsam bis zum Ende des Prozesses ab. Die maximale Kraft ist geringfügig höher als die experimentell gemessene. Die Stempelkraft am Ende des Prozesses ist geringer als die experimentell gemessene. Das erweiterte Reibmodell zeigt daher nur geringe

Abweichungen. Der Kraftanstieg entspricht den experimentell ermittelten Werten bis kurz vor der Maximalkraft. Insbesondere dieser Bereich der Stempelkraft und damit der Reibkraft wird durch die Oberflächenbeschaffenheit beeinflusst. In diesem Bereich komprimiert sich das Halbzeug weiter. Der Grund dafür ist der erhöhte Widerstand durch die Reduktionsschulter und die Kaltverfestigung in diesem Bereich. Das Stauchen des Halbzeugs verursacht radial höhere Kontaktnormalspannungen, die zu einer Einebnung der Oberflächenstruktur führen und somit den Einfluss der Oberflächenstruktur auf den Prozess und damit auf die Reibkraft minimieren. Dies wird durch das erweiterte Reibmodell abgebildet. Sowohl die maximale Stempelkraft als auch die Stempelkraft am Ende des Prozesses weichen weniger als 3 % von der experimentell gemessenen Kraft ab. Die Abbildung des VVFP ist somit mit der Realität vergleichbar. Es konnte gezeigt werden, dass für trockene tribologische Randbedingungen die Erweiterung des Reibungsmodells nach Shaw, basierend auf physikalischen Begründungen, zielführend ist. Die Übertragbarkeit oder Anwendbarkeit des erweiterten Reibungsmodells auf ein geschmiertes tribologisches System ist zu prüfen. Weiterhin gilt zu berücksichtigen, dass das Einebnen mit einem Zwischenmedium unterschiedliche Wirkungsmechanismen besitzt. Beim Bilden von Schmieraschen werden hydrodynamische und hydrostatische Drücke erzeugt. Vor allem hydrostatische Drücke, die von einem Schmierstoff erzeugt werden, verhindern das Ausformen der Schmieraschen. Dadurch wird die Scherstreckgrenze frühzeitig erreicht und es kommt zu keiner weiteren Änderung des Reibkoeffizienten [13].

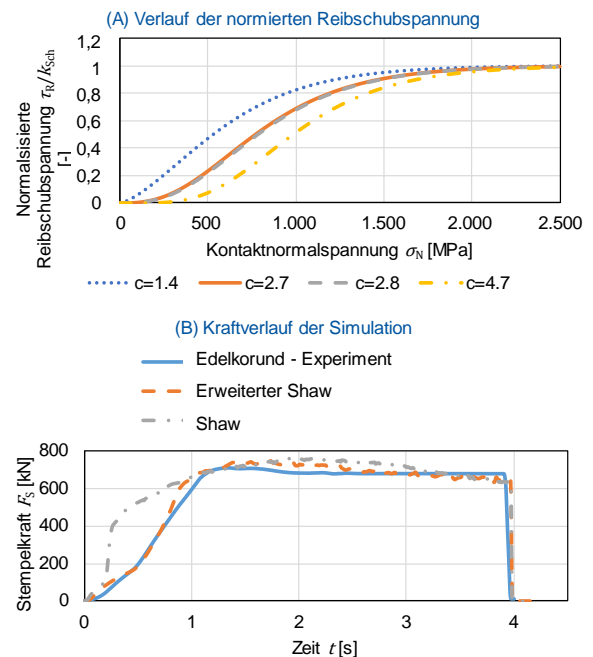


Abbildung 10: Veränderung der Reibschubspannung in Abhängigkeit gewählter c (A) und Vergleich zwischen Experiment und Simulation (B)

5 Zusammenfassung und Ausblick

Umfangreiche Analysen des geschmierten und trockenen tribologischen Systems, bestehend aus strukturierten Halbzeugen sowie unbeschichteten und beschichteten Werkzeugen, wurden durchgeführt. Die Unterschiede zwischen Analogieuntersuchungen, Ringstauchversuchen und Fließpressen werden deutlich und sind abhängig von den Fließbedingungen. Analogieuntersuchungen unterstützen und vereinfachen Untersuchungen wie die Bestimmung des Einflusses von strukturierten Halbzeugoberflächen und selbstschmierenden Werkzeugbeschichtungen auf die Reibung. Aufgrund der Werkzeugkontur und der unterschiedlichen tribologischen Bedingungen wie Kontaktnormalspannung, Temperatur oder Relativgeschwindigkeit unterscheidet sich das Fließverhalten des Werkstückmaterials jedoch deutlich vom Verhalten beim VVFP. Die Analysen zeigten den Einfluss von Texturierung der Halbzeuge und Beschichtungen der Werkzeuge. Im geschmierten Zustand besitzt die Texturierung einen positiven Einfluss auf die Reibung und damit auch auf den Verschleiß. In einigen Fällen wurde auch im trockenen Zustand eine Reduktion der Reibung nachgewiesen. Im trockenen Zustand und unter Last sowie unter Fließbedingungen der Kaltumformung erwies sich eine geschliffene Oberfläche als optimal in Bezug auf die Reibungsreduzierung. Da keine Schmiermittel vorhanden sind, können sich keine Schmierfahnen bilden. Eine glatte Oberflächenstruktur führt zu höheren Kontaktflächen und damit zu geringerer Reibung. Die größere Kontaktfläche ist jedoch nur ein Faktor, der die Reibung oder die Reibschubspannung beeinflusst. Weitere Faktoren, die die Reibung beeinflussen, sind z.B. die Rauheit des Werkzeugs und die Härte beider Wirkpartner. Hier ist es notwendig ein Analogietest zu entwickeln, der es ermöglicht, diese Effekte zu trennen und damit ihren Einfluss auf die Reibung separat zu bestimmen. Auf Basis der Einebnung einer Oberflächentextur war es möglich eine Größe zu definieren, welche zur Beschreibung der auftretenden Reibung dient. Hiermit wurde das bestehende Reibmodell nach Shaw erweitert. Die Erweiterung des Reibmodells nach Shaw ermöglichte eine sowohl qualitativ als auch quantitativ genauere Abbildung des VVFP. Somit zeigte sich, dass die Hypothese, dass eine Textur zu Beginn des Prozesses eine reibmindernde Wirkung haben kann, welche im Folge der Einebnung verringert wird, belegt werden kann. Neben den Analysen der Presskraft und der damit verbundenen Reibung, wurde auch der Verschleiß untersucht. Das Verschleißmodell nach Archard hat sich schon bewährt für die Ermittlung des abrasiven Verschleiß in der Kalt- und Warmmassivumformung. Da jedoch aufgrund des trockenen tribologischen Systems adhäsiver Verschleiß auftritt, konnte die Ermittlung des abrasiven Verschleiß nicht validiert werden. Aufgrund der geringen konsekutiven Pressvorgänge trat kein abrasiver Verschleiß auf. Aufgrund dieser Beobachtungen ist es notwendig ein Verschleißmodell zu erzeugen, welches die Abbildung von adhäsiven Verschleiß ermöglicht.

Danksagung

Die Forschung wurde gefördert von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) im Rahmen des Schwerpunktprogramms *Trockenumformen - Nachhaltige Produktion durch Trockenbearbeitung in der Umformtechnik* (SPP 1676).

Literatur

- [1] Vollertsen, F. and Schmidt, F. (2014). Dry metal forming: Definition, Chances and Challenges. *Int J Precis Eng Man - Green Technology* 1(1):59-62
- [2] Horwatsch, D.: Entwicklung eines Reibmodells für hohe Temperaturen und hohe Umformgrade. Diss. Universität Kassel, 2012
- [3] Buchner, B.: Investigation of Friction in Closed-Die Warm Forging of Aluminium Alloys. Diss. Universität Loeben, 2008
- [4] Stahlmann J.: Untersuchungen und Methoden zur Beschreibung und Nutzung tribologischer Systeme mit strukturierten Halbzeugoberflächen in der Kaltmassivumformung. Diss. Universität Darmstadt, 2011
- [5] Sobis, T.; Engel, U.; Geiger, M.: A theoretical study on wear simulation in metal forming processes. *Journal of materials processing technology*, 34(1992), 233 - 240. In: *Journal of Materials Processing Technology* 2000, 233-240.
- [6] Köhler, M.: Beitrag zur zinkphosphatschichtfreien Kaltmassivumformung durch tribologisch vorteilhafte Halbzeugoberflächen. Diss. Universität Darmstadt, 2009
- [7] Hol, J.; Meinders, V.; Geijselaers, H.J.M.; van den Boogaard, A.: Multi-scale friction modeling for sheet metal forming: The mixed lubrication regime. In: *Tribology International*. Vol. 85, 2015, pp. 10-25
- [8] Trauth, D.; Hild, R.; Mattfeld, P.; Klocke, F.: Advances in Tribologically Beneficial Surface Patterns Manufactured by Machine Hammer Peening. In: *7th International Conference on Tribology*, 2016
- [9] Trauth, D.; Hild, R.; Mattfeld, P.; Bastürk, S.; Brögelmann, T.; Bobzin, K.; Klocke, F.: Advances in dry metal forming of low alloyed steels for cold forging using a (Cr,Al)N tool coating and surface structures on workpieces. In: *Proceedings of the 12th International Conference THE „A“ coatings in Manufacturing Engineering*, Hannover, Germany, March 31st - April 1st (2016)
- [10] Hild, R.; Trauth, D.; Mattfeld, P.; Hoffmann, D. C.; Kruppe, N. C.; Brögelmann, T.; Bobzin, K.; Bergs, T.: (2018) Investigation of friction and adhesion behavior of textured workpieces and coated tools under dry tribological contact. In: *Proceedings of TMS2019*
- [11] Trauth, D.; Bastürk, S.; Hild, R.; Mattfeld, P.; Brögelmann, T.; Bobzin, K.; Klocke, F.: Evaluation of the Shear Stresses on Surface Structured Workpieces in Dry Forming using a Novel Pin-On-Cylinder Tribometer with Axial Feed. In: *International Journal of Material Forming*
- [12] Schmidt, Wilhelm; Groche, Peter (2018): Wear Prediction for Oscillating Gear Forming Processes Using Numerical Methods. In: *Key Engineering Materials*, S. 283-289, 767
- [13] Groche, P.; Müller, C.; Stahlmann, J.; Zang, S.: Mechanical conditions in bulk metal forming tribometers—Part one. In: *Tribology International*. Vol. 62, 2013, pp. 223-231