

Charakterisierung und Modellierung lokaler Reibungseffekte in der Warmmassivumformung

Ortsaufgelöste Reibwertmodellierung

B.-A. Behrens, K. Brunotte, H. Wester, S. Peddinghaus

ZUSAMMENFASSUNG In Massivumformprozessen treten zeitlich sowie örtlich inhomogen verteilte Kontaktgrößen auf, wodurch das Schmierstoffverhalten lokal variiert. Gängige Reibmodelle nehmen jedoch dieses als konstant an, wodurch numerische Vorhersagen nur eine begrenzte Genauigkeit erreichen. Zur Charakterisierung des Schmierstoffverhaltens wird daher eine neue Methode vorgestellt. Die damit ermittelten experimentellen Daten dienen als Basis für die Entwicklung und Parametrisierung eines lokal aufgelösten Reibmodells in Abhängigkeit des Gleitweges, der Gleitgeschwindigkeit, des Kontaktdruckes und der Temperatur.

STICHWÖRTER

Finite-Elemente-Methode (FEM), Schmieden, Umformtechnik

Location-dependent friction modelling – Characterization and modelling of location-dependent friction effects in hot forging

ABSTRACT In bulk forming processes, the contact conditions are inhomogeneously distributed and change throughout the process, resulting in local variations of lubrication. However, current friction models assume constant lubricant behaviour, whereby numerical predictions only reach a limited agreement. A new method is presented to characterize the lubricant behaviour. The obtained experimental data serve as a basis for the development and parameterisation of a location-dependent friction model, taking account of sliding distance, sliding velocity, normal stress, and temperature.

1 Einleitung

Die Wirtschaftlichkeit von Prozessen der Warmmassivumformung wird maßgeblich durch die Prozessauslegung beeinflusst [1]. Diese erfolgt in der Regel mithilfe von Finite-Elemente (FE)-Simulationen. Die Geometrien sowie die Prozessparameter werden dabei numerisch iteriert und analysiert, um geeignete Prozesskonfigurationen zu ermitteln. Für die präzise Abbildung von Umformprozessen durch FE-Simulationen sind adäquate Eingangsdaten zur Beschreibung des Materialverhaltens und der Randbedingungen essenziell. Während bestimmte Informationen, wie etwa die Bauteiltemperatur, direkt messbar sind, erfordern andere Wirkgrößen eine experimentelle Charakterisierung sowie eine numerische Beschreibung durch entsprechende Modelle, um numerisch berücksichtigt werden zu können.

Eine solche Größe stellt die Reibung dar. Die Reibung beziehungsweise die Reibschubspannung beschreibt im Kontext der Warmmassivumformung den Widerstand gegen die Bewegung des Werkstückmaterials über die Wirkfläche des Werkzeuges [2]. Die auftretende Reibung beeinflusst in Umformprozessen sowohl den Fließwiderstand und die resultierende Umformkraft als auch die Formfüllung erheblich. Für die numerische Betrachtung von Prozessen der Massivumformung hat so auch die gewählte Modellierung der Reibung sowie die Datengrundlage zur Parametrisierung einen starken Einfluss auf die Präzision der Berechnung [3].

1.1 Reibwertmodellierung in der Warmmassivumformung

Die mathematische Beschreibung der Reibung zur analytischen oder numerischen Abbildung von tribologischen Systemen kann durch unterschiedliche Reibmodelle erfolgen. Das Coulomb'sche Reibgesetz beziehungsweise das Reibzahlmodell beschreiben, wie in **Gleichung 1** dargestellt, einen proportionalen Zusammenhang der Reibkraft oder der Reibschubspannung τ_R zur Normalkraft oder dem Kontaktdruck σ_N . Dieser wird durch die Reibzahl μ beschrieben [4].

$$\tau_R = \mu \cdot \sigma_N \quad (1)$$

Das Reibzahlmodell ist aber ungültig für hohe Kontaktdrucke, da die Reibschubspannung die physikalische Grenze der Schubfließspannung des Materials übersteigen kann. Daher wird für hohe Kontaktdrucke, wie sie durch den überlagerten Druckzustand in der Massivumformung auftreten, das Reibfaktormodell verwendet.

Wie in **Gleichung 2** dargestellt, beschreibt dieses Modell die Reibschubspannung τ_R als konstanten Wert in Abhängigkeit der Schubfließgrenze k des weichen Kontaktkörpers. Der konstante Zusammenhang wird in diesem Modell durch den Reibfaktor m beschrieben [5].

$$\tau_R = m \cdot k \quad (2)$$

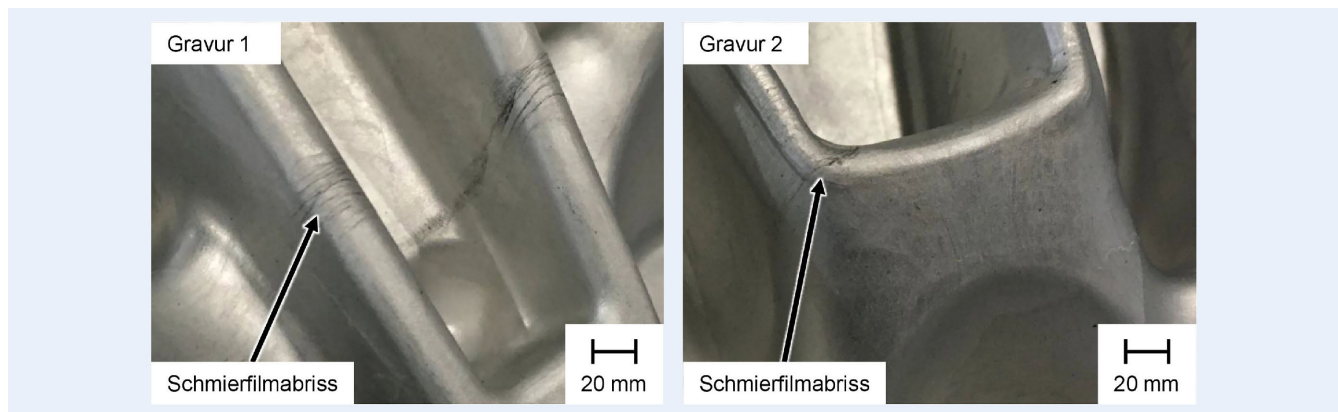


Bild 1 Warmmassivumgeformte Aluminiumbauteile mit Schmierfilmauflagen. Foto: Otto Fuchs KG

Das Reibfaktormodell eignet sich zwar für Prozesse mit hohen Kontaktdrücken, überschätzt jedoch für Kontaktdrücke unterhalb der Fließspannung des Körpers die vorliegende Reibschubspannung.

Um die Gültigkeitsbereiche der beiden Reibmodelle zusammenzuführen, existieren weitere Modelle, wie das kombinierte Reibmodell, das aus dem Reibzahlmodell für geringere Kontaktdrücke und einem oberen Grenzwert gemäß Reibfaktormodell besteht. Um numerische Instabilitäten durch einen un stetigen Übergang zwischen den jeweiligen Reibmodellen zu vermeiden, wurden Übergangsmodelle entwickelt. Diese unterscheiden sich primär in der Beschreibung des Übergangsverhaltens zwischen den beiden Zuständen. So wird im IFUM-Reibmodell [6] dieses Verhalten in Abhängigkeit der Gleitgeschwindigkeit und einem Gewichtungskoeffizienten beschrieben.

Einen neuen Ansatz zeigten *Groche et al.*, indem mit einem Gleitstauchversuch durch die Betrachtung von Zeitserien innerhalb eines Versuches eine umfassende Datenbasis der jeweiligen Kontaktgrößen sowie der Reibkoeffizienten geschaffen wurde. Auf diese Datenbasis wurden Ansätze des maschinellen Lernens angewendet, um deren Abbildungsfähigkeiten zu analysieren. Dabei wurden im ersten Schritt über den Prozessverlauf gemittelte Reibwerte und Kontaktgrößen verwendet [7]. Weiterführend erfolgte die Analyse auf Basis von Zeitserien. Für einen Kaltmassivumformprozess mit dem Stahlwerkstoff 16MnCr5 konnte somit für die maximale Umformkraft eine verbesserte Vorhersage im Vergleich zu einer Modellierung mit dem Coulomb-Modell mithilfe eines Feedforward-Neuronal-Netz erreicht werden [8].

Die bisher vorgestellten Modelle bilden zwar Veränderungen der Reibung in Abhängigkeit einzelner Kontaktgrößen, wie dem Kontaktdruck, ab, nehmen jedoch zeitlich sowie örtlich konstante Bedingungen an. Änderungen des Schmierstoffes und dessen Eigenschaften als Zwischenstoff, wie etwa durch den Kontakt zum erwärmten Bauteil, werden dabei vernachlässigt. Wie in **Bild 1** zu sehen, können an massivumgeformten Bauteilen mit Aluminium jedoch lokal stark variierende Anhäufungen von Schmierstoffresten erkannt werden. Diese gehen auf ein Abreißen des Schmierfilmes im Prozess zurück, führen zu lokalen Erhöhungen der Reibung und stehen so im direkten Widerspruch zu den Annahmen herkömmlicher Reibmodelle.

Globale Reibbedingungen erreichen somit nur eine begrenzte Vorhersagegüte und es treten Abweichungen in der Vorhersage von Formfüllung und Umformkraft auf. Diese Abweichungen sind verstärkt für komplexe Umformprozesse wie etwa dem Tailored

Forming [9], bei dem für die verschiedenen Halbzeugwerkstoffe unterschiedliche Reibbedingungen sowie tribologische Wechselwirkungen vorliegen [10].

Die Einflüsse verschiedener tribologischer Größen auf das Schmierfilmverhalten wurden bereits für die Massivumformung im Einzelnen festgestellt. Der Kontaktdruck wird durch bisherige Reibmodelle der Warmmassivumformung bereits berücksichtigt. Dabei wird aber nicht der Einfluss einer Schmierfilmverdrängung infolge hoher Kontaktdrücke und somit der Reibungsentwicklung abgebildet [11]. Aus den Untersuchungen zum IFUM-Reibmodell ist der Einfluss der Gleitgeschwindigkeit bekannt [6]. Die komplexen und dynamischen Temperaturverteilungen bei Prozessen der Warmmassivumformung sind durch deren Wechselwirkungen mit dem Schmierstoff für Änderungen der Reibwerte relevant [12]. Der Einfluss des Gleitweges auf die Reibung wurde von *Camacho et al.* für die Massivumformung nachgewiesen [13].

Ansätze, um Schmierfilme per Dünnschichtmodellierung abzubilden, existieren zwar bereits in anderen Fachgebieten wie etwa der Festkörpertribologie, sind jedoch durch den stark erhöhten Berechnungsaufwand aufgrund der feinen Vernetzung nicht für Prozesse der Massivumformung anwendbar.

1.2 Reibwertcharakterisierung für die Warmmassivumformung

Die verschiedenen Ansätze zur Reibmodellierung für die Umformtechnik erfordern stets eine experimentelle Parametrisierung durch sogenannte Tribo-Tests. Als Tribo-Tests werden spezielle Versuche bezeichnet, die genutzt werden, um die tribologischen Bedingungen eines Prozesses abzubilden und Reibwerte zu bestimmen.

Für die Warmmassivumformung existieren mehrere Tribo-Tests, die in zwei grundsätzliche Kategorien unterteilt werden: Versuche mit einem Analogieaufbau und mit einem Umformprozess [14]. Die Analogieversuche nutzen einen spezialisierten Aufbau, um zeitlich konstante sowie bekannte Kontaktbedingungen einzustellen und zu charakterisieren. Zum einen wird jedoch die Schmierung entweder gar nicht oder nicht realitätsnah berücksichtigt und zum anderen werden die realen Kontaktbedingungen der Warmmassivumformung, beispielsweise hohe Kontaktdrücke oder komplexe Temperaturverteilungen, nicht nachgebildet. Im Gegensatz dazu werden in Tribo-Tests mit Umformversuchen diese unter realen Bedingungen des abzubildenden Prozesses durchgeführt. Die Versuche erfolgen an einer indus-

triellen Presse mit vereinfachten Gesenkgeometrien, wie zum Beispiel Bauteil- und Werkzeugtemperaturen sowie Schmierung. Dabei treten zwar Kontaktgrößen im Maßstab von realen Umformprozessen auf, diese liegen jedoch zeitlich als auch räumlich inhomogen verteilt vor und die Komplexität der tribologischen Wechselwirkungen erschwert die Auswertung.

Um sowohl lokal als auch zeitlich aufgelöste Reibwerte zu erfassen, bieten sich verschiedene Tribo-Tests mit einem Analogaufbau an. Diese werden an spezialisierten Anlagen, den Tribometern durchgeführt, bei denen ein Prüfkörper unter einer Normalkraft über einen Gegenkörper bewegt wird, um einen Reibkoeffizient zu ermitteln. Ein Beispiel ist der Pin-on-Disc-Test, bei dem auf einer Kreisbahn geprüft wird [15]. Zur Prüfung von Warmmassivumformprozessen wurden bereits Anlagen für die Versuchsdurchführung in den relevanten Temperaturbereichen entwickelt [16]. Bei Untersuchungen mit Tribometern können komplexe tribologische Wechselwirkungen der Warmmassivumformung, wie etwa zwischen der Schmierung und Kontaktdrücken sowie Wärmeübergängen, nicht nachgebildet werden [14]. Im industriellen Kontext wird aufgrund der guten Anwendbarkeit oft der Ringstauchversuch eingesetzt. Dabei wird eine ringförmige Probe gestaucht und durch den Geometrievergleich der umgeformten Proben mit FEM-Simulationen ein passender globaler Reibwert bestimmt. Eine Analyse der resultierenden Kontaktdrücke und Gleitwege zeigt aber, dass die Beträge der auftretenden Kontaktgrößen deutlich geringer sind als bei realen Prozessen der Massivumformung. Rückschlüsse auf lokale und zeitabhängige Wirkzusammenhänge der Reibung können zudem nach *Groche et al.* nicht direkt getroffen werden [17].

Ein weiterer Ansatz zur Charakterisierung von Reibbedingungen stellt der Versuch nach *Pawelski* [18] dar. In Anlehnung an das Drahtziehen wird, wie in **Bild 2** abgebildet, eine geschmierte rechteckige Flachprobe durch eine Verengung zwischen zwei Ziehbacken gezogen.

Dabei werden sowohl relevante Kontaktdrücke als auch plastische Formänderungen von Prozessen der Massivumformung erreicht. Im Gegensatz zu anderen Ansätzen zur Reibwertermittlung, erfolgt dabei eine stationäre Umformung mit stationären Reibzuständen. Durch die aufgezeichneten Längs- und Querkraften kann analytisch ein globaler Reibwert ermittelt werden. Der Versuch wurde bisher nur mit dem Coulomb'schen Reibmodell sowie unter konstanten Schmierbedingungen betrachtet. Durch den rechteckigen Probenquerschnitt wird zudem keine homogene Verteilung der Kontaktgrößen erreicht.

Die Wirkzusammenhänge des Versuches, können analytisch durch die **Gleichung 3** beschrieben werden. Dabei kann der mittlere Kontaktdruck P_m durch die vorliegenden Größen der Querkraft Q , der Zugkraft P_z , den Probendimensionen b_m , h_0 und h_1 sowie dem Flankenwinkel α beschrieben werden [18].

$$P_m = \frac{2Q + P_z \cdot \tan(\alpha)}{b_m \cdot (h_0 - h_1) \cdot \left(\tan(\alpha) + \frac{1}{\tan(\alpha)} \right)} \quad (3)$$

1.3 Motivation und Zielstellung

Wie in den vorigen Kapiteln dargestellt, bieten die bisherigen Ansätze zur Reibmodellierung keine Möglichkeit zur Abbildung lokaler und zeitlicher Veränderungen der Schmier- beziehungsweise Reibbedingungen in der Warmmassivumformung von Aluminium. Daher ist das Ziel dieser Untersuchung einen Modellie-

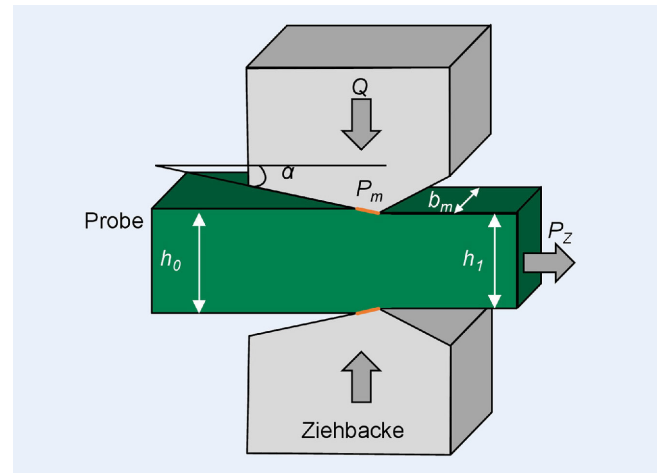


Bild 2 Schematischer Aufbau des Versuches nach Pawelski [18].

Grafik: IFUM Hannover

rungsansatz zu entwickeln, der eine lokal und zeitlich aufgelöste Beschreibung der Veränderungen der Reibbedingungen innerhalb eines Umformprozesses in Abhängigkeit der Kontaktgrößen erlaubt. Zur Entwicklung eines solchen Ansatzes wird das Schmierfilmverhalten experimentell charakterisiert. Für die Bestimmung eines variablen Reibwertes müssen die Haupteinflussgrößen definiert abgebildet und Wechselwirkungen berücksichtigt werden. Hierfür erfolgt eine Weiterentwicklung des Stabzugversuch nach *Pawelski* [18], der eine Erzeugung stationärer Kontaktgrößenfelder mit weitestgehend homogenen Verteilungen ermöglicht. Aus den experimentellen Ergebnissen wird ein neues Reibmodell abgeleitet und parametrisiert, das abschließend durch Schmiederversuche validiert wird.

2 Material und Methoden

Zur Untersuchung der grundlegenden Wirkzusammenhänge für das Auftreten eines Schmierfilmabrisse wurde ein stationärer Stabzugversuch in Anlehnung an *Pawelski* [18] entwickelt. In **Bild 3 a)** ist der Aufbau schematisch dargestellt, dabei wird eine Rundprobe anstelle eines rechteckigen Querschnittes verwendet und die Zustellung erfolgt über eine geometrisch definierte Verjüngung anstelle von beweglichen Ziehbacken (vergleiche Bild 2).

Dadurch kann eine rotationssymmetrische Verteilung der Kontaktgrößen gewährleistet werden. Zur Überprüfung der Sensitivität des Aufbaus erfolgte eine numerische Voruntersuchung mit einer Reibmodellierung nach Tresca. Dafür wurden Simulationen mit verschiedenen konstanten Reibwerten durchgeführt und zudem eine Reibwerterhöhung im Prozess nachgebildet. Für die Simulation der Reiberhöhung wurde die Probengeometrie quer zur Zugrichtung in zwei Körper mit unterschiedlichen Reibwerten aufgeteilt. Dabei ist, wie in Bild 3 b) gegenübergestellt, festzustellen, dass für unterschiedliche Reibwerte verschiedene stationäre Kraftverläufe auftreten. Zudem ist zu erkennen, dass sich nach der Reibwerthhöhung auf $m = 0,7$ das gleiche Kraftniveau einstellt, wie wenn dieser Reibwert konstant vorliegt.

2.1 Numerische Modellierung des Stabauszugversuchs

Zur Auslegung und Auswertung der Stabzugversuche wurde das FE-Modell des Stabauszugversuchs in der Software „For-

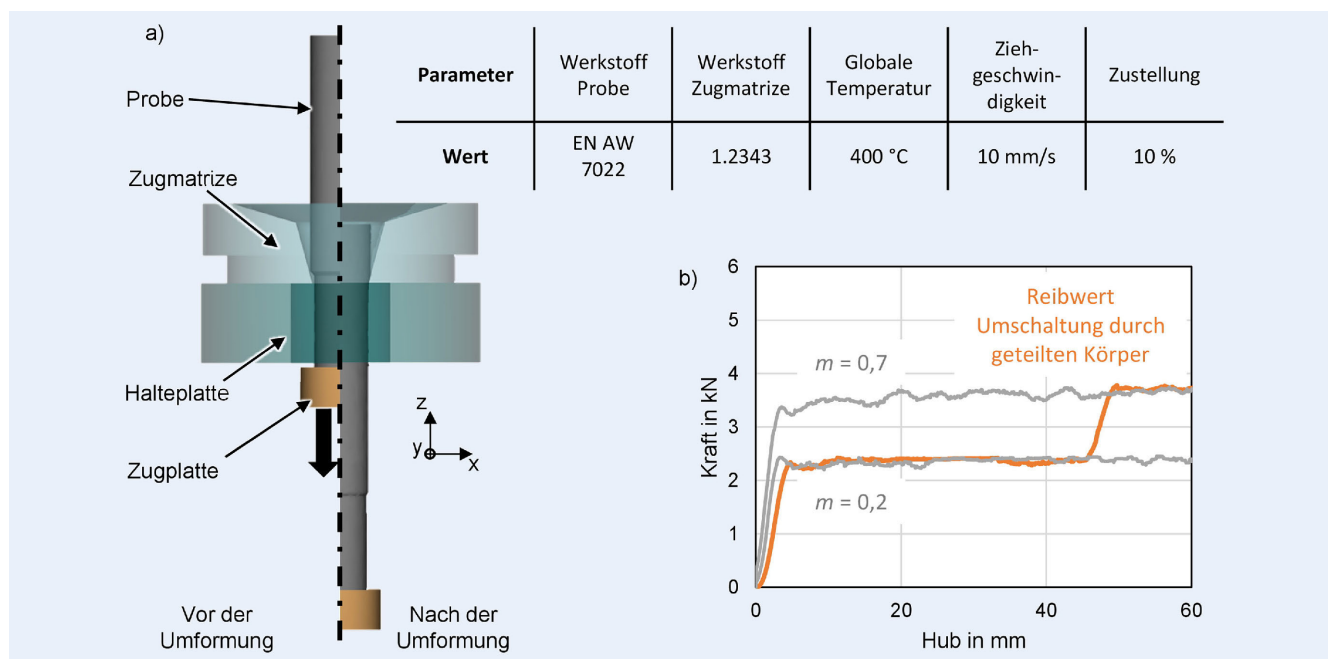


Bild 3 a) Schematischer Aufbau des Stabzugversuches mit den Modellparametern und b) Ergebnissen der numerischen Vorauslegung.

Grafik: IFUM Hannover

ge 4.0“ von Transvalor aufgebaut. Für die Implementierung der Reibmodellierung in Abhängigkeit der Kontaktgrößen zeigte sich, dass als Gleitweg in der FEM-Simulation in der Regel zwei separat berechnete Ergebnisgrößen zur Verfügung stehen. Zum einen der Gleitweg des Halbzeuges, der beschreibt welche Strecke ein Knoten des Halbzeuges auf dem Werkzeug zurückgelegt hat. Zum anderen der Gleitweg auf dem Werkzeug, der darstellt, wieviel Material über einen Knoten des Werkzeuges gegliitten ist. Für die Warmmassivumformung, bei welcher das Werkzeug vollständig geschmiert wird, ist der Gleitweg auf dem Werkzeug relevant, um Änderungen des Schmierstoffes zu beschreiben.

Da die Berechnung der Reibung im Rahmen der Rechenoperationen des Bauteils stattfindet, steht der herkömmliche Gleitweg auf dem Werkzeug hierfür nicht direkt zur Verfügung. Daher wurde eine neue Userroutine entwickelt, um den Gleitweg vom Werkzeug auf das Werkstück zu projizieren und dort als zusätzliche Ergebnisgröße zur Berechnung der Reibung zu nutzen. Für diesen Ansatz sind deformierbare Werkzeuge zwingend erforderlich, da für starre Werkzeuge keine eigenen Ergebnisgrößen, wie etwa der Werkzeuggleitweg berechnet werden. Um analysieren zu können, ob eine korrekte Beschreibung der Reibung erfolgt, wurde eine zusätzliche „User Variable“ erstellt. Die Variable „Fric-Check“ visualisiert knotenbasiert das Ergebnis der Reibwertmodellierung. Dadurch kann im Post-Prozessor überprüft werden, an welchem Knoten zu welchem Zeitpunkt welche Reibung aufgrund der lokalen Kontaktgrößen verwendet wurde.

Der Gleitweg wird an Symmetrieebenen nicht korrekt abgebildet, sodass für die numerischen Untersuchungen am Stabzugversuch ein volles 3D-Modell verwendet wurde. Dabei zeigte sich, dass für die Projektion des Gleitweges vom Werkzeug auf das Werkstück eine hochauflösende Diskretisierung in der Kontaktzone nötig ist. Um die Rechenzeit trotz des Vollmodells sowie der deformierbaren Werkzeuge möglichst gering zu halten, wurde für die Kontaktzone am Werkstück eine lokale Netzverfeinerung mit einer Netzgröße von 0,2 mm verwendet. Der restliche Bereich des

Werkstücks wurde mit einer Netzgröße von 1 mm vernetzt. Für das Werkzeug wurde eine Netzgröße von 0,3 mm in der Kontaktzone und am restlichen Körper 1,5 mm gewählt. Durch ein zeitlich ausgelöstes Remeshing in einem Intervall von 0,5 s bei örtlich konstanter Verfeinerungszone wurde gewährleistet, dass in der Kontaktzone stets die feine Vernetzung vorliegt. Für die Untersuchungen bei hohen Zuggeschwindigkeiten wurde das Kriterium für das Remeshing entsprechend auf 0,05 s gesetzt. Die Zugsbewegung wurde durch eine hydraulische Presse mit konstanter Geschwindigkeit definiert. Die Materialdaten für die Probe und die Zugmatrize wurden in Stauchversuchen bei 300 °C bis 500 °C und bei Dehnraten von 0,1 mm/s, 1 mm/s und 10 mm/s aufgenommen.

In einer numerischen Vorstudie wurden zunächst Parameter ermittelt, unter denen zum einen eine stabile Versuchsdurchführung möglich ist und zum anderen Kontaktgrößen möglichst nahe denen eines Gesenkschmiedeprozesses erreicht werden. Dabei wurden als Probendurchmesser 15 mm und als Flankenwinkel 15° gewählt. Die Probenlänge wurde auf 150 mm festgesetzt, sodass mit einer Ziehlänge von 110 mm der maximale Hub des Umformsimulators genutzt werden kann. Die Zustellung erfolgte über Anpassungen des Innendurchmessers der Zugmatrize. Dabei können radiale Zustellungen bis circa 15 % geprüft werden, bis der Versuch durch ein Abreißen der Probe instabil wird.

2.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Entsprechend der numerischen Voruntersuchungen wurde der Versuchsaufbau, wie in **Bild 4** dargestellt, aufgebaut.

Vor der Versuchsdurchführung wird die Baugruppe, bestehend aus der geschmierten Probe, der Zugmatrize sowie dem Thermobehälter, in einem Umluftofen der Firma Nabertherm auf Versuchstemperatur erwärmt. Durch ein Thermoelement Typ „K“ an der oberen Stirnfläche der Probe wurde die Temperatur der Probe überwacht. Nach der Erwärmung wurde die Baugruppe in

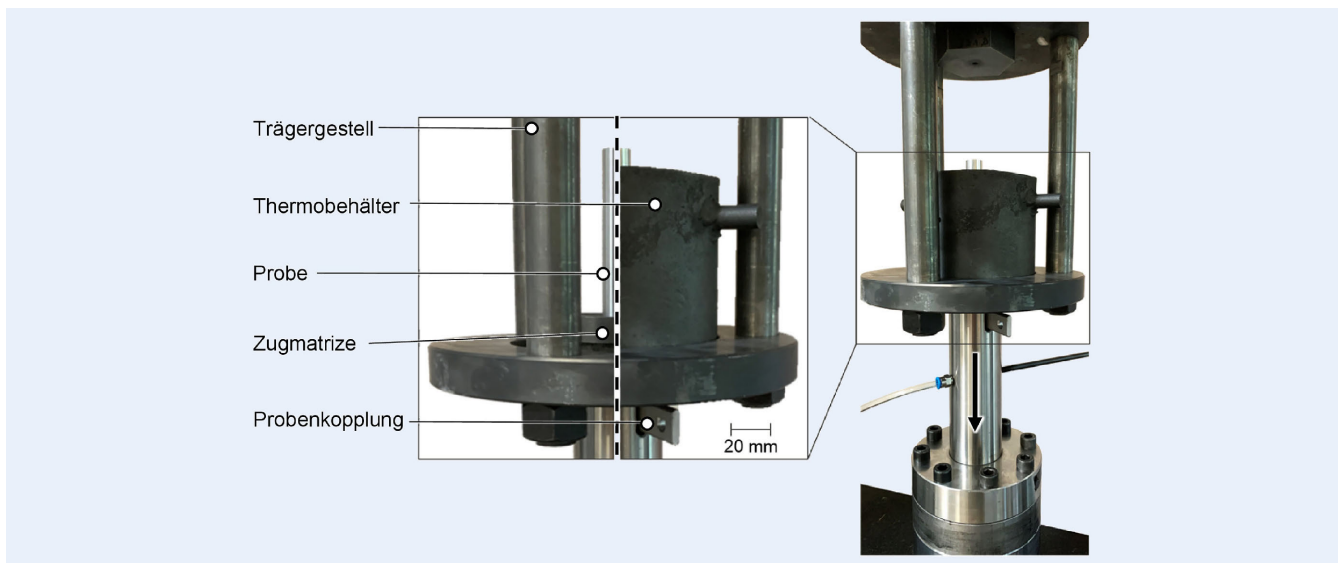


Bild 4 Experimenteller Versuchsaufbau. Foto: IFUM Hannover

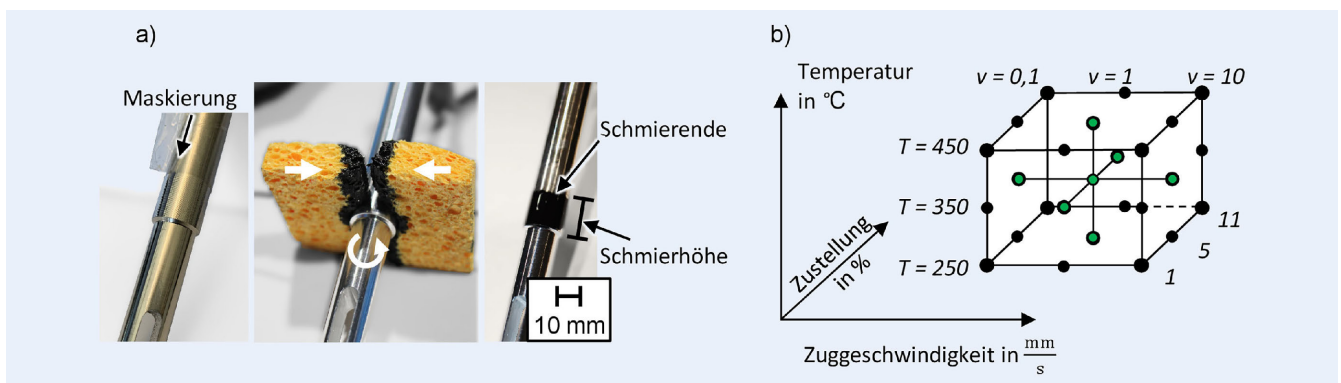


Bild 5 a) Schmierkonzept und b) untersuchter Parameterraum. Grafik: IFUM Hannover

das Trärgestell eingesetzt und die Probe durch eine Verriegelung mit dem Zugstempel gekoppelt. Nach der Kopplung wurde die Probe mit der konstanten Geschwindigkeit durch die Matrize gezogen und der Weg sowie die Kraft mit einer Messrate von 1 kHz aufgezeichnet.

Durch die Verwendung des Thermobehälters wird der Wärmeverlust minimiert und eine isotherme Versuchsdurchführung angestrebt. Die Temperaturmessung zeigte jedoch, dass keine vollständig isothermen Bedingungen erreicht werden können. Daher wurde für jede Versuchstemperatur, an beiden Stirnflächen sowie der Mantelfläche die Probentemperatur via Thermoelement Typ K gemessen und durch entsprechende Randbedingungen im Simulationsmodell berücksichtigt.

Um eine definierte Schmierung einzustellen, die eine kontrollierte Nachbildung von Schmierfilmabrissen ermöglicht, war die Herausforderung, eine reproduzierbare Menge an Schmierstoff aufzubringen. Daher wurde in Anlehnung an das Tampondruckverfahren die Benetzung, wie in **Bild 5 a)**, mithilfe von Schwämmen in Kombination mit einer Maskierung gewählt [19].

Dabei wurde an der kalten Probe die Maskierung auf die genaue Schmierzugmatrize angebracht und durch Schwämme der untere Bereich der Probe mit Schmierstoff benetzt. Der Schmierstoff wurde so lange aufgetragen, bis durch die senkrechte Lage der Probe überflüssiger Schmierstoff abfloss. Somit konnte von einer

reproduzierbaren Schmierstoffmenge ausgegangen werden. Die Maskierung wurde anschließend entfernt. Um einen breiten Parameterraum zu betrachten, wurden die in **Bild 5 b)** dargestellten Parameterkonfigurationen mit je drei Wiederholungen untersucht. Als Werkstoff für die Versuche wurde die Aluminiumlegierung EN AW7022 gewählt. Die Werkzeuge wurden aus 1.2343 gefertigt und auf 52 HRC gehärtet. Für die Untersuchung wurde der Schmierstoff „Lubrodal F3670“ des Herstellers Fuchs Lubritech gewählt, da „Lubrodal F3670“ zum einen für die isotherme Umformung von Aluminium empfohlen wird und zum anderen bereits als anwendungsfertiges Produkt verfügbar war. Somit konnte die Anwendungsnähe gerade bei der isothermen Versuchsdurchführung gewährleistet werden. Zudem wurde der Einfluss des Mischungsverhältnisses eliminiert, welches sonst signifikant für graphitbasierte Wassergemische ist und von Herstellern nur sehr grob vorgegeben wird.

3 Ergebnisse und Diskussion

3.1 Auswertung der experimentellen Ergebnisse

Die Ergebnisse der Versuche zeigten, dass nur ein Teil der betrachteten Parameterkonfigurationen stabil untersucht werden konnte. In **Bild 6 a)** sind die instabilen Konfigurationen als rote Punkte markiert.

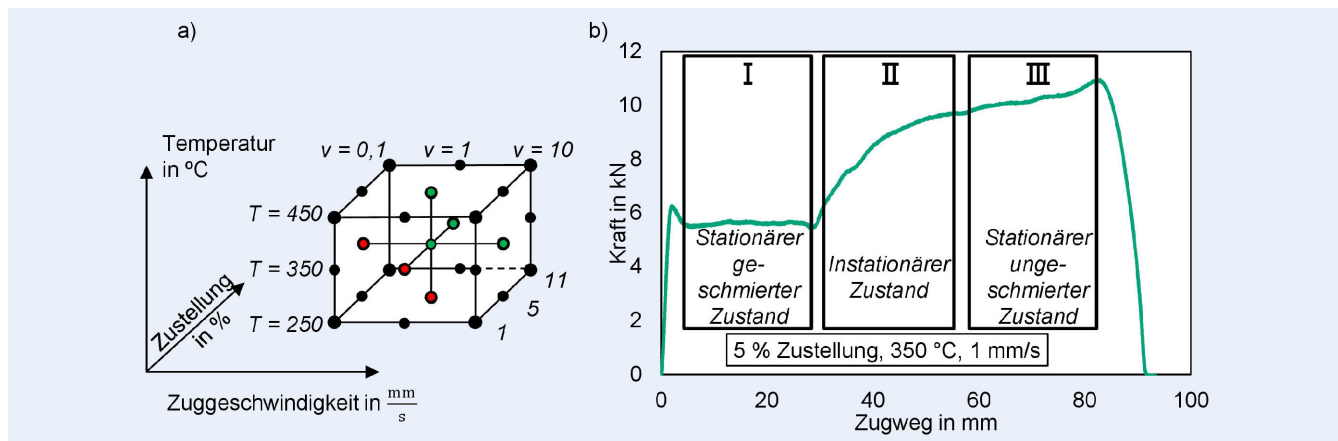


Bild 6 a) Exemplarischer Kraft-Weg-Verlauf des Stabzugversuches, b) Einteilung der untersuchten Parameterkonfigurationen in durchführbare und nicht durchführbare. Grafik: IFUM Hannover

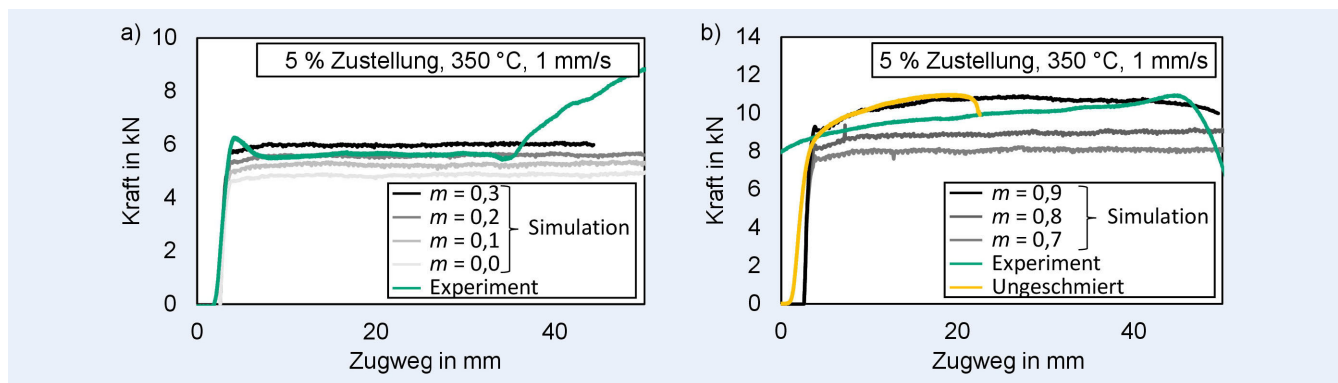


Bild 7 Vergleich der Schmierzustände zu Simulationen mit konstanten Reibwerten: a) stationär geschmiert und b) stationär ungeschmiert. Grafik: IFUM Hannover

Dabei wurde entweder ein Abreißen der Probe festgestellt oder der Kraftverlauf wies zu starke Schwankungen auf. Für die Versuche bei 5%/250°C/1 mm/s sowie bei 5%/350°C/0,1 mm/s trat ein Abreißen der Proben auf. Dies kann durch die zu starke Abkühlung infolge der langsamen Zuggeschwindigkeit erklärt werden. Bei der Zustellung von 1 % traten starke Schwankungen im Kraftverlauf auf, sodass eine eindeutige Auswertung nicht möglich war. Als Grund wird der Einfluss von fertigungsbedingten Oberflächenrauigkeiten auf der Probe vermutet. Diese haben bei der geringeren Zustellung einen stärkeren Einfluss und können zu Schwankungen in der resultierenden Zugkraft führen.

Die gemessenen stabilen Kraftverläufe können, wie in Bild 6b) dargestellt, anhand des Schmierzustandes, grundsätzlich in drei Bereiche unterteilt werden: einen stationären, vollständig geschmierten Zustand I zu Beginn des Versuches, einen stationären, ungeschmierten Zustand III zu Ende des Versuchs und einen instationären Übergangszustand II. Der langsame Anstieg der Kraft im instationären Bereich deutet auf eine kontinuierliche Reduktion des Schmierfilms bis zum finalen Abriss hin. Da der experimentelle Kraftanstieg, im Gegensatz zu den Voruntersuchungen in Bild 3b), einen degressiven Verlauf aufweist, kann ausgeschlossen werden, dass der Kraftanstieg nur durch ein Auslaufen der Schmierung aus der Kontaktzone entsteht.

Für die Bildung eines Reibmodells aus den experimentellen Daten wurden die auftretenden Reibwerte sowie die vorliegenden

lokalen Kontaktgrößen für jeden Schmierzustand bestimmt. Dazu wurden die drei Schmierzustände zunächst einzeln betrachtet.

Zunächst wurde der Stabzugversuch für jede experimentelle Parameterkonfiguration numerisch nachgebildet und die Reibung mit dem Reibfaktormodell mit konstanten, globalen Reibwerten von $m = 0,0$ – $0,9$ mit einer Schrittweite von $0,1$ variiert. Für die beiden stationären Zustände (I & III) des Versuches konnten so durch Abgleich des Kraftniveaus die Reibwerte bestimmt werden. Exemplarisch ist dies für eine Versuchstemperatur von 350 °C, einer Zustellung von 5 % und einer Zuggeschwindigkeit von 1 mm/s in Bild 7a) dargestellt.

Für den Zustand I wurde ein Reibwert von $m = 0,2$ identifiziert. In Bild 7b) ist zu erkennen, dass der Verlauf im Zustand III keine vollständige Übereinstimmung zeigt, jedoch gegen einen Reibwert von $m = 0,9$ verläuft. Um diesen Reibwert zu überprüfen, wurde zusätzlich der Vergleich zu komplett ungeschmierten Versuchen gezogen. Der ungeschmierte Versuch zeigte, wie in Bild 7b) dargestellt, eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Verlauf des Reibwertes von $m = 0,9$. Somit ist zu schlussfolgern, dass am Ende des experimentellen Verlaufes ein vollständig ungeschmierter Zustand erreicht wird und für den Zustand III ein Reibwert von $m = 0,9$ bestimmt werden kann.

Für die folgenden Untersuchungen zum Zustand II wurde der Zustand I zu Beginn des Versuches numerisch verkürzt nachgebildet, um die Rechenzeit zu reduzieren. Zur Ermittlung der Reibwerte wurde der jeweilige experimentelle Verlauf mit den

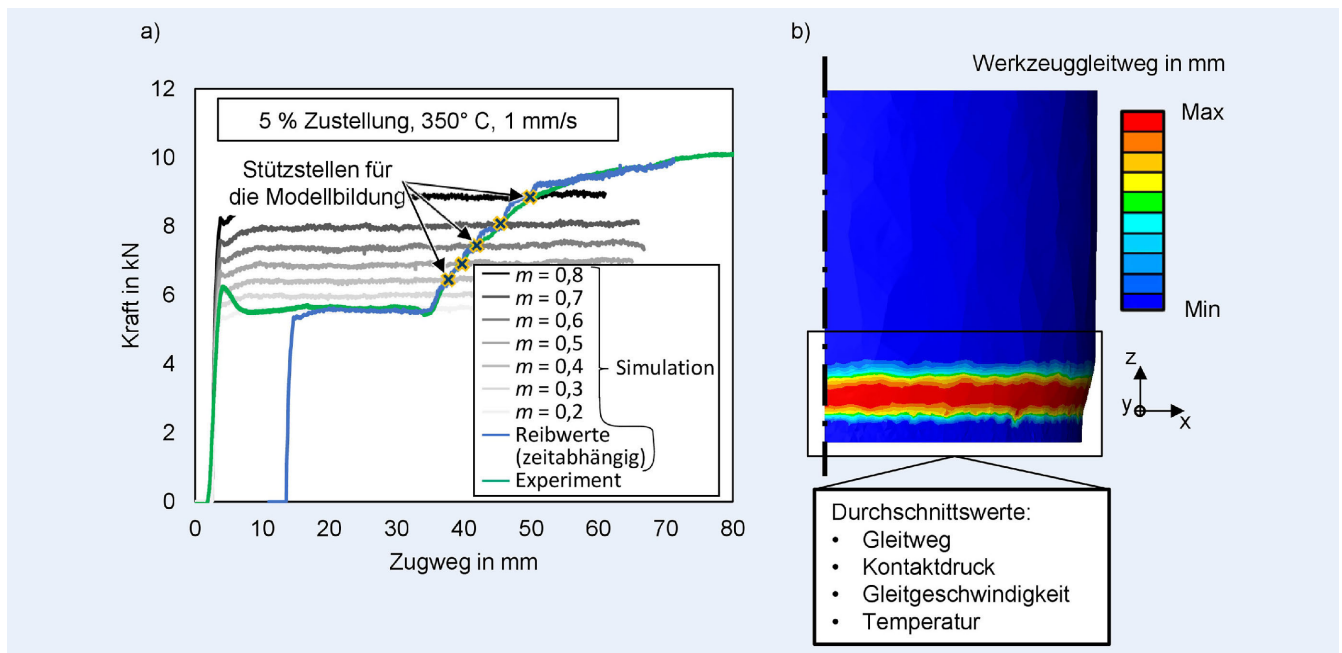


Bild 8 a) Zeitabhängige Reibmodellierung im Vergleich zum Experiment und zu Simulationen mit konstanten Reibwerten und b) schematische Darstellung der numerischen Bestimmung der Kontaktgrößen. Grafik: IFUM Hannover

Simulationen mit konstanten Reibbedingungen verglichen und die Schnittpunkte bestimmt. Eine direkte Bestimmung der Kontaktgrößen aus den Simulationen mit konstanten Reibwerten zeigte sich nicht als zielführend. Wie aus der Gleichung 3 von Pawelski hervorgeht, steht die Ausprägung der Kontaktzone in Wechselwirkung mit der auftretenden Reibung. Daher können die Kontaktzonen des instationären Zustandes II nicht direkt mit den stationären Simulationen verglichen werden. Um das instationäre Verhalten numerisch nachzubilden, wurden die Reibwerte der zuvor bestimmten Schnittpunkte global in Abhängigkeit der Zeit in das Simulationsmodell implementiert. Wie in Bild 8 a) am blauen Graphen zu sehen ist, zeigt sich für diese Reibmodellierung eine gute Übereinstimmung zum experimentellen Verlauf.

Zur Ermittlung der Korrelation von lokalen Reibwerten und lokalen Kontaktgrößen wurden anhand der zeitabhängigen Simulation die Kontaktgrößen des Kontaktdruckes, des Gleitweges, der Temperatur und der Gleitgeschwindigkeit zu den jeweils im Schnittpunkt vorliegenden Reibwerten ermittelt. Da im Simulationsmodell inhomogene Kontaktgrößenfelder auftreten, wie in Bild 8 b) schematisch am Beispiel der Verteilung des auf das Werkstück projizierten Werkzeuggleitweges dargestellt ist, wurde ein mittlerer Wert der jeweiligen Kontaktgrößen bestimmt. Dies erfolgte über die „Python API“ von Forge 4.0. Hierbei wurde über alle Knoten in der Kontaktzone, wie in Bild 8 b) visualisiert, ein Mittelwert gebildet. Analog wurde jede experimentelle Parameterkonfiguration ausgewertet.

3.2 Ableitung des Reibmodells aus den experimentell-numerischen Daten

Das Ergebnis der experimentell-numerischen Auswertung sind Datensätze, welche die Reibwerte in Abhängigkeit von Gleitweg, Kontaktdruck, Temperatur und Gleitgeschwindigkeit beschreiben. Die ermittelten Datensätze dienen als Basis für die Ableitung eines Reibmodells für den gesamten untersuchten Parameter-

raum. In Bild 9 ist eine Auswahl der Datensätze für verschiedene Versuchsparameter gegenübergestellt.

Da sich in allen Verläufen in Abhängigkeit des Gleitweges zunächst ein starker Anstieg gefolgt von einem degressiven Verlauf gegen den ungeschmierten Zustand zeigte, wurde auf ein logarithmisches Verhalten in Abhängigkeit des Gleitweges geschlossen. Da der Anstieg der Reibung in Abhängigkeit der anderen Parameter erfolgt, ist zudem eine Gewichtung des logarithmischen Verhaltens durch die weiteren Parameter nötig. Da das Plastizitätsmodell nach Johnson-Cook einen solchen Aufbau aufweist, diente dies als Ansatz für den Aufbau des neuen Reibmodells [20]. Dieses weist, wie in Gleichung 4 dargestellt, einen logarithmischen Teil für das Verhalten in Abhängigkeit des Gleitweges auf mit zusätzlichen Gewichtungen durch die Koeffizienten θ_1 bis θ_8 für die Einflüsse durch die relevanten Kontaktgrößen. Anhand der Koeffizienten wird ein Reibfaktor berechnet, der numerisch in der FE-Software nach dem Ansatz von Tresca angewendet wird. Das Tresca-Reibfaktormodell wurde gewählt, da alternative Ansätze, wie etwa das Coulomb'sche Reibmodell, bereits einzelne Kontaktgrößen berücksichtigen und so ein doppelter Einfluss auftritt.

Reibwert $m =$

$$\theta_1 + ((\theta_2 \cdot \ln(\text{Gleitweg} + 1, 01)) \cdot \left(\frac{\text{Temperatur}}{\theta_3} \right)^{\theta_4} \cdot \left(\frac{\text{Normalspannung}}{\theta_5} \right)^{\theta_6} \cdot \left(\frac{\text{Gleitgeschwindigkeit}}{\theta_7} \right)^{\theta_8}) \quad (4)$$

Anhand dieser Struktur wurde ein Modell mithilfe von „Matlab“ aus dem Datensatz gefittet. Dabei zeigt sich, dass die Datensätze zur Modellbildung Unstetigkeiten enthalten (Bild 9). So weist die Messung bei 450 °C, 1 mm/s einen Knick bei einem Kontaktdruck

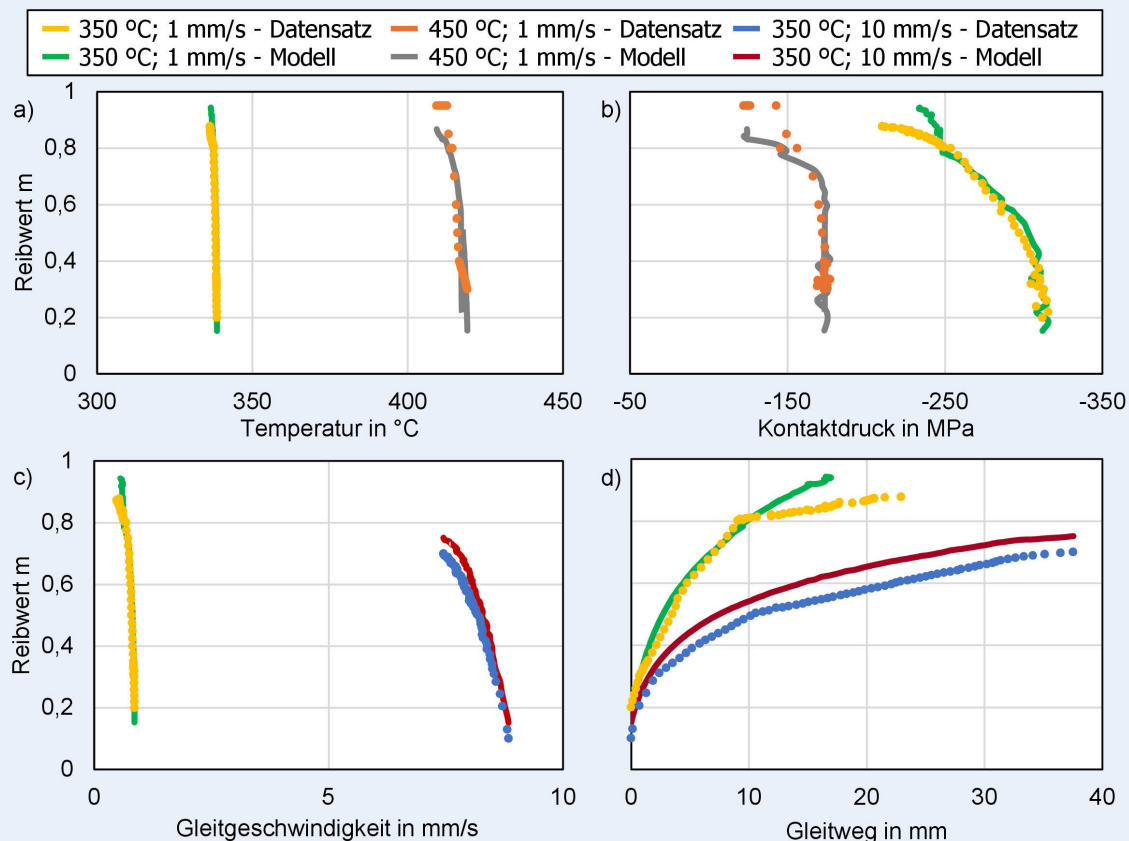


Bild 9 Parametrisiertes Modell im Vergleich zu den Punkten des experimentellen Datensatzes. Grafik: IFUM Hannover

von etwa 150 MPa auf (Bild 9 b). Die Daten des Versuches bei 350 °C, 1 mm/s zeigen in Bild 9 d) ein Abknicken ab einem Gleitweg von etwa 10 mm.

Eine mögliche Ursache für diese Unregelmäßigkeiten sind numerische Singularitäten, welche die ermittelten Kontaktgrößen beeinflussen können. Trotz der Unstetigkeiten werden die qualitativen Zusammenhänge sowie der Großteil der Punkte des Datensatzes durch das gebildete Modell mit guter Übereinstimmung nachgebildet.

Die ermittelten Koeffizienten für das Reibmodell sind in **Bild 10** aufgeführt. Zur Verifizierung wurde das parametrisierte Modell in die Simulation des Stabzugversuches implementiert. Dabei stimmt der numerisch bestimmte Kraftverlauf, wie in Bild 10 in orange geplottet, sehr gut mit dem experimentellen Verlauf überein.

Im betrachteten Anstieg der Reibung wird der experimentelle Verlauf mit einem relativen Standardschätzfehler (RRMSE) von 0,0255 nachgebildet. Das entwickelte Reibmodell ist somit geeignet, die Veränderung der Reibung in Abhängigkeit von lokal und zeitlich variierenden Kontaktgrößen des Gleitweges, des Kontaktdrucks, der Temperatur und der Gleitgeschwindigkeit zu beschreiben.

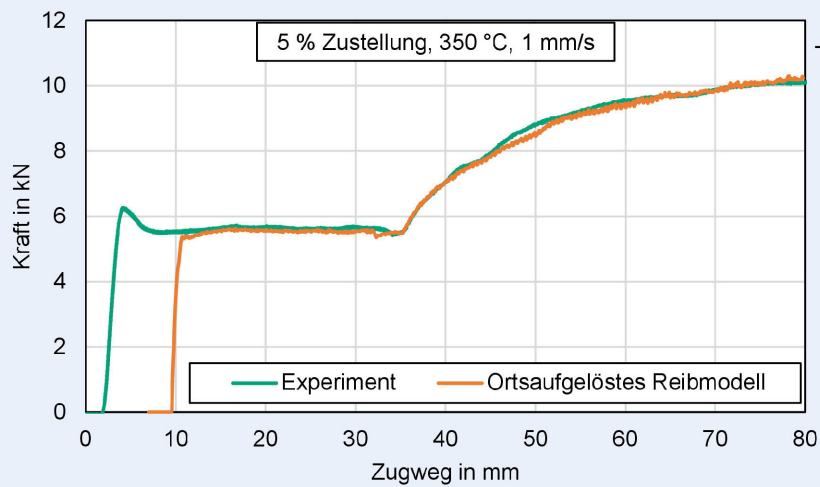
3.3 Validierung des Reibmodells

Zur abschließenden Validierung des entwickelten Reibmodells erfolgten Schmiedeversuche mit variierenden Schmierbedingungen. Wie in **Bild 11 a)** dargestellt, wurde eine Geometrie gewählt, die nicht rotationssymmetrisch ist und eine Gratbildung aufweist.

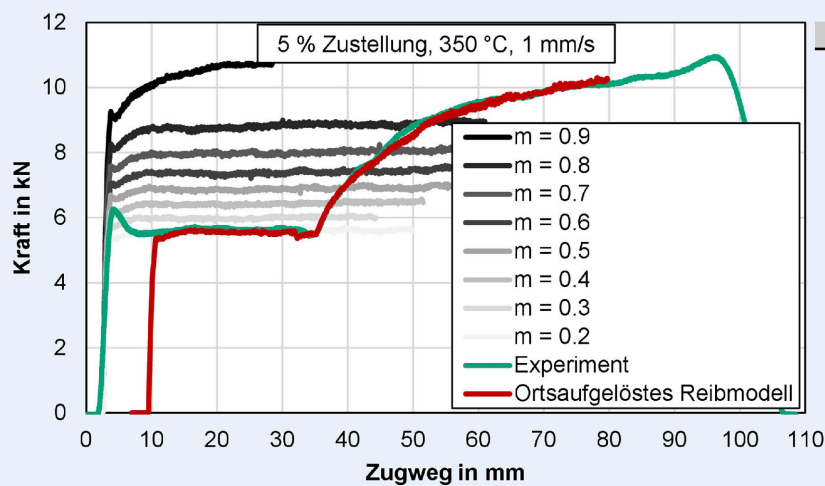
Dies ermöglichte die Analyse von verschiedenen Bauteilmerkmalen in Abhängigkeit der unterschiedlichen Kontaktgrößen. Die Schmierzustände wurden vollständig geschmiert, ungeschmiert sowie partiell geschmiert betrachtet. Um ein zeitlich abweichendes Verhalten der Schmierbedingungen wie für eine vollständige Schmierung zu erzeugen, wurde für die partielle Schmierung, wie in Bild 11 b) dargestellt, nur eine Hälfte der Werkzeuggeometrie mit Schmierstoff versehen, indem während des Schmierstoffauftrages die Werkzeuge maskiert wurden. Die Versuche des Validierungsprozesses erfolgten an einer teilautomatisierten Spindelpresse des Typs „Lasco SPR500“ mit jeweils 10 Wiederholungen. Die Erwärmung erfolgte induktiv auf eine Werkstücktemperatur von 430 °C. Dabei wurden zylindrische Halbzeuge mit einem Durchmesser von 30 mm und einer Höhe von 40 mm aus Aluminium EN AW7022 verwendet. Der untere Totpunkt wurde durch Anschläge eingestellt. In Bild 11 c) sind die Bauteile für die verschiedenen Schmierzustände gegenübergestellt.

Dabei zeigte sich, dass verschiedene Gratbildungen in Abhängigkeit des Schmierzustandes auftreten. Zum einen ergaben sich Unterschiede vom ungeschmierten zum vollständig geschmierten Prozess und zum anderen trat eine richtungsabhängige Gratbildung durch die partielle Schmierung auf. Der Vergleich zwischen Experiment und Simulation, Bild 11 d) zeigt, dass für die partielle Schmierung die richtungsabhängige Ausprägung des Grats gut abgebildet wird.

Zur Überprüfung, ob die neue Reibmodellierung im Vergleich zu konventionellen Ansätzen einen Mehrwert bietet, wurde der partiell geschmierte Prozess zusätzlich mit konstanten Reibfaktoren simuliert. Dazu wurde die ungeschmierte Seite mit einem



Koeffizient	Wert in -
θ_1	0,15
θ_2	0,18
θ_3	330
θ_4	1,3
θ_5	-360
θ_6	0,2
θ_7	4
θ_8	-0,25



Koeffizient	Wert in -
θ_1	0,15
θ_2	0,18
θ_3	330
θ_4	1,3
θ_5	-360
θ_6	0,2
θ_7	4
θ_8	-0,25

Bild 10 Verifizierung des neu erstellten Reibmodelles anhand des modifizierten Stabauszugversuches sowie die genutzten Modellparameter.
 Grafik: IFUM Hannover

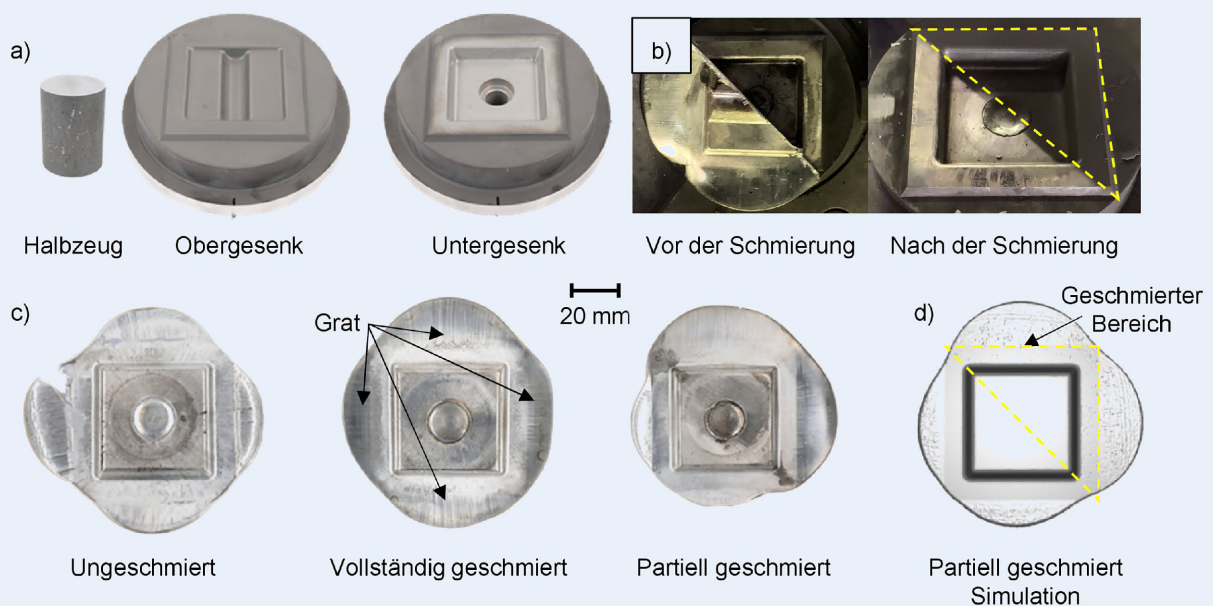


Bild 11 Validierungsprozess: a) Bauteil- und Werkzeuggeometrie, b) mit partiellem Schmierkonzept mit Maskierung durch ein halbiertes Bauteil und (c) experimentellen und d) numerischen Ergebnissen. Grafik: IFUM Hannover

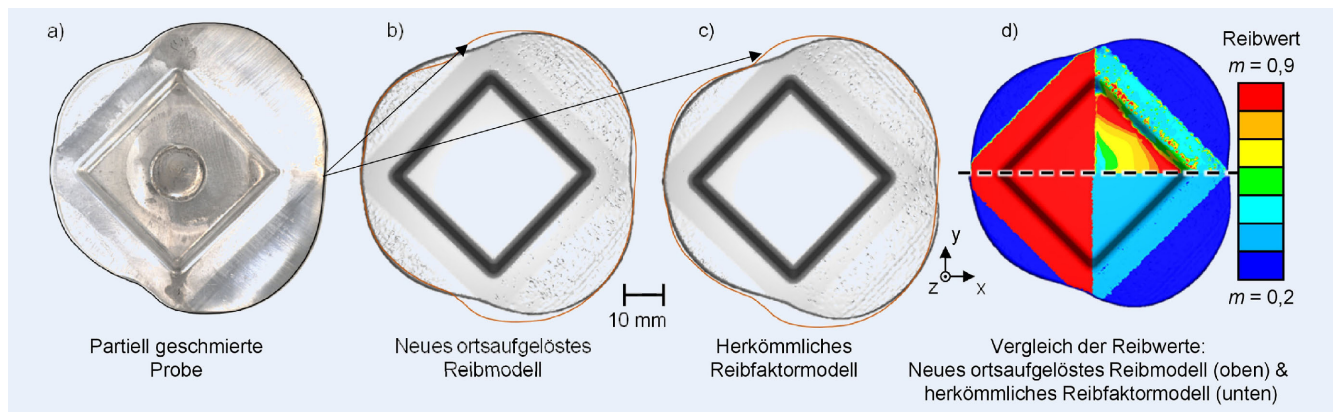


Bild 12 a) Partiell geschmierte Probe im Vergleich zu FE-Simulationen mit b) dem entwickelten Reibmodell und c) dem Reibfaktormodell.
Grafik: IFUM Hannover

Reibfaktor von $m = 0,9$ und die geschmierte Seite mit $m = 0,3$ mit dem Reibfaktormodell nachgebildet. Für die mit dem neu entwickelten Reibmodell vorhergesagte Kontur wurde zu der Kontur des partiell geschmierten Bauteils eine durchschnittliche Hausdorff-Distanz von 1,022 mm und eine Flächenüberlappung mit einem Jaccard-Index von 0,9451 bestimmt. Da mit dem herkömmlichen Ansatz eine durchschnittliche Hausdorff-Distanz von 1,041 mm und eine Flächenüberlappung von 0,9431 zur experimentellen Referenz erreicht wurde, kann geschlossen werden, dass durch das neue Reibmodell global eine bessere Abbildung der Gratbildung erreicht wurde. Wie in **Bild 12** im Vergleich der Simulationsergebnisse zu einer Probe mit partieller Schmierung dargestellt ist, wird dabei die Ausprägung des Grats in Richtung der ungeschmierten Seite mit der neuen Reibmodellierung stärker ausgeprägt vorhergesagt als mit dem Reibfaktormodell.

Dabei weist der neue Reibmodellansatz eine größere Übereinstimmung zum experimentellen Ergebnis auf. Dies ist zurückzuführen auf Änderungen der Schmierbedingungen im Verlauf des Hubes beziehungsweise dem Abreißen des Schmierfilmes, wodurch sich die Reibung in Richtung der geschmierten Seite erhöht und dort der Fließwiderstand steigt. Dies führt zu einer stärkeren Gratbildung in Richtung der ungeschmierten Seite. Somit kann geschlossen werden, dass mit dem neuen Reibmodell zudem eine verbesserte Abbildung der lokalen Reibzustände des Prozesses im Vergleich zu einem herkömmlichen Ansatz möglich ist.

Die Maße der Validierungsgeometrie sind im Verhältnis zu realen Bauteilen der Warmmassivumformung relativ klein. Bei entsprechend skalierten Anwendungen des Reibmodells ist zu erwarten, dass der Mehrwert zu herkömmlichen Ansätzen erheblich zunimmt. Für eine Übertragung auf Umformprozesse mit anderen Schmierstoffen, Werkstoffen oder Temperaturbereichen ist jedoch zuerst eine erneute experimentelle Charakterisierung zur Parametrisierung der Modellkoeffizienten erforderlich.

4 Zusammenfassung und Ausblick

In dieser Studie wurde ein experimenteller Ansatz zur Reibwertcharakterisierung beim Auftreten von Schmierfilmaustrissen unter Berücksichtigung der lokal und zeitlich veränderlichen Kontaktgrößen entwickelt. Der Versuch ermöglicht es, annähernd konstante und homogene Kontaktgrößenfelder zu erzeugen und damit Änderungen der Reibbedingungen in Abhängigkeit der Kontaktgrößen zu untersuchen.

Aufbauend auf den ermittelten experimentellen Daten wurde eine Methodik entwickelt, bei der mithilfe von FE Simulationen die Reibbedingungen für verschiedene Schmierzustände ermittelt werden können. Das abgeleitete Modell erlaubt eine Beschreibung der Reibung in Abhängigkeit des Gleitweges, der Gleitgeschwindigkeit, des Kontaktdruckes und der Temperatur. Mithilfe dieser Methode konnte im Vergleich zu einer herkömmlichen Modellierung mit konstanten Reibwerten eine verbesserte Vorhersage der Bauteilgeometrie erreicht werden.

In zukünftigen Forschungsarbeiten soll der Stabzugversuch weiterentwickelt werden, um die Anwendungsnähe zu Gesenkschmiedeprozessen zu erhöhen. Zudem sind weiterführende Untersuchungen zu weiteren Werkstoffen und Schmierstoffen sowie eine Übertragung der Modellierung auf Tailored-Forming-Prozesse vorgesehen.

FÖRDERHINWEIS


Das IGF-Vorhaben 21648 N der Forschungsvereinigung Forschungsgesellschaft Stahlverformung e. V. (FSV) wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert. Die Langfassung des Abschlussberichts kann bei der FSV, Goldene Pforte 1, 58093 Hagen, angefordert werden.

Gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) – SFB 1153 Teilprojekt C01 – 252662854

LITERATUR

- [1] Doege, E.; Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik. Heidelberg: Springer 2016
- [2] Lange, K. (Hrsg.): Massivumformung. Berlin: Springer 1988
- [3] Behrens, B.-A.; Bouguecha, A.; Vucetic, M. et al.: Advanced Wear Simulation for Bulk Metal Forming Processes. MATEC Web of Conferences 80 (2016), #4003
- [4] Coulomb, C. A.: Théorie des machines simples. Moeiores de Mathématique et de Physique. Academie des Sciences 10 (1785), pp. 161–331

- [5] Shaw, M. C.: The Role of Friction in Deformation Processing. *Wear* 6 (1963) 2, pp. 140–158
- [6] Behrens, B.-A.; Bouguecha, A.; Hadifi, T. et al.: Advanced friction modeling for bulk metal forming processes. *Production Engineering* 5 (2011) 6, pp. 621–627
- [7] Hu, C.; Volz, S.; Groche, P. et al.: Modeling of friction in cold forging considering wide range of tribological conditions
- [8] Volz, S.; Launhardt, J.; Groche, P.: Advanced friction modelling for cold forging using a feed forward neural network. *Tribology International* 211 (2025), #110837
- [9] Behrens, B.-A.; Uhe, J.: Introduction to tailored forming. *Production Engineering* 15 (2021) 2, pp. 133–136
- [10] Piwek, A.; Peddinghaus, J.; Uhe, J. et al.: Wear Effects on Coated Tools during the Alternating Forming of Case-Hardening Steel and Aluminium Wrought Alloy. *Materials Research Proceedings* 54 (2025), pp. 899–908, doi.org/10.21741/9781644903599-96
- [11] Hu, Y.; Wang, L.; Politis, D. J. et al.: Development of an interactive friction model for the prediction of lubricant breakdown behaviour during sliding wear. *Tribology International* 110 (2017), pp. 370–377
- [12] Bowden, F. P.; Tabor, D.: The friction and lubrication of solids. Oxford: Clarendon Press 2008
- [13] Camacho, A. M.; Veganzones, M.; Claver, J. et al.: Determination of Actual Friction Factors in Metal Forming under Heavy Loaded Regimes Combining Experimental and Numerical Analysis. *Materials* (Basel, Switzerland) 9 (2016) 9, #751, doi.org/10.3390/ma9090751
- [14] Groche, P.; Müller, C.; Stahlmann, J. et al.: Mechanical conditions in bulk metal forming tribometers—Part one. *Tribology International* 62 (2013), pp. 223–231
- [15] Nair, R. P.; Griffin, D.; Randall, N. X.: The use of the pin-on-disk tribology test method to study three unique industrial applications. *Wear* 267 (2009) 5–8, pp. 823–827
- [16] Cui, S.; Zhu, H.; Wan, S. et al.: Investigation of different inorganic chemical compounds as hot metal forming lubricant by pin-on-disc and hot rolling. *Tribology International* 125 (2018), pp. 110–120
- [17] Groche, P.; Kramer, P.; Bay, N. et al.: Friction coefficients in cold forging: A global perspective. *CIRP Annals* 67 (2018) 1, pp. 261–264
- [18] Pawelski, O.: Untersuchungen über die Reibung bei der bildsamen Formgebung. Wiesbaden: VS Verlag für Sozialwissenschaften 1968
- [19] Pietsch, M.; Mennig, M.: Pad Printing. In: Aegerter, M. A.; Mennig, M. (Edit.): Sol-Gel Technologies for Glass Producers and Users. Boston, MA: Springer US 2004, pp. 123–125
- [20] Johnson, G. R.; Cook, W. H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics* 21 (1985) 1, pp. 31–48


Prof. Dr.-Ing Bernd-Arno Behrens 

Dr.-Ing. Kai Brunotte 

Hendrik Wester, M.Sc. 

Simon Peddinghaus, M.Sc. 

s.peddinghaus@ifum.uni-hannover.de

Leibniz Universität Hannover 
 Institut für Umformtechnik
 und Umformmaschinen IFUM
 An der Universität 2, 30823 Hannover
 www.ifum.uni-hannover.de

LIZENZ



Dieser Fachaufsatz steht unter der Lizenz Creative Commons
 Namensnennung 4.0 International (CC BY 4.0)