Technische Universität Berlin

Forschungszentrum Strangpressen

Schlussbericht

zu dem IGF-Vorhaben

Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Vorhersage der Stranggeschwindigkeiten beim Einsatz von Mehrlochmatrizen

der Forschungsstelle(n)

Forschungszentrum Strangpressen, Technische Universität Berlin

Das IGF-Vorhaben 17202 N / 1 der Forschungsvereinigung Stifterverband Metalle e.V., Verein zur Förderung der Metallforschung wurde über die

im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom

Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Berlin, 28.11.2014
Ort, Datum

Dr. Sören Müller
Name und Unterschrift des/der Projektleiter(s)
an der/den Forschungsstelle(n)

Inhalt

1	Einleitung	3
2	Stand der Technik	4
2.1	Simulation des Strangpressens	4
2.2	Reibung im Presskanal beim Strangpressen	6
2.3	Experimentelle Bestimmung von Reibkoeffizienten	9
3	Zielsetzung des Projektes	11
3.1	Forschungsziel	11
3.2	Lösungsweg	12
4	Strangpressen	13
4.1	Mehrloch-Matrize	13
4.2	Mehrsträngiges Strangpressen	14
4.3	Analyse der Stränge	21
4.3.1	Zylindrischer Matrizeneinsatz	21
4.3.2	0,5° und 1° zugehender Matrizeneinsatz	22
4.3.3	0,5° öffnender Matrizeneinsatz	23
5	Reibversuche und -modellierung	23
5.1	Ausgangsreibversuche mit dem Tribo-Torsion-Test	23
5.2	Ausgangsreibversuche mit dem axialen Reibtest	28
5.3.	Erstellung eines Reibmodels	33
5.4	Simulation des Strangpressens mit dem Reibmodell	37

5.5 Vergleich der Simulation mit den Experimenten 40

5.6 Optimierung des axialen Reibtests 41

5.7 Reibversuche mit dem optimierten Reibtest 44

5.8 Erstellung eines optimierten Reibmodels 46

5.9 Modellierung des Strangpressens mit dem optimierten Reibmodell 48

5.10 Vergleich der optimierten Simulation mit den Experimenten 51

6 Zusammenfassung 53

7 Transfer der erzielten Ergebnisse 54

7.1 Darstellung des Nutzens der Ergebnisse 54

7.2 Veröffentlichungen der Ergebnisse 55

7.2.1 Veröffentlichungen 55

7.2.2 Vorträge 55

7.3 Realisierbarkeit des Transferkonzeptes 56

8 Literaturverzeichnis 58

1 Einleitung

Die Gewichtsreduzierung zur Energieeinsparung sowohl im schienengebundenen Fahrzeug- als auch im Automobilbau erfordert in verstärktem Maße Leichtbaukonstruktionen. Leichtbau kann durch verbesserte Materialnutzung und/oder durch Einsatz von Leichtmetallwerkstoffen erreicht werden. Profile aus Aluminiumlegierungen werden überwiegend durch direktes Warmstrangpressen hergestellt [CLA92, MUE95, BAU01]. Der auf ca. 480 °C erwärmte Pressblock wird aus einem auf ebenfalls 480 °C aufgeheizten Blockaufnehmer mittels eines Pressstempels durch die konturbestimmende Matrize gepresst. Während des Strangpressprozesses erfolgt aufgrund der Umformung eine Temperaturerhöhung. Dies hat zur Folge, dass die Profilaustrittstemperatur bis auf 540 °C ansteigen kann. Je nach Legierungsgehalt der Zusatzelemente erfolgt ein Abschrecken der Profile direkt an der Presse in Wasser oder in Luft. Anschließend werden die Profile gereckt, auf Fertiglänge gesägt und zur Erzielung der gewünschten Endfestigkeit warmausgelagert.

Aus der letzten Entwicklung der Strangpresstechnologie ist deutlich geworden, dass sowohl das bereits nahe an eine industrielle Anwendbarkeit entwickelte kombinierte Strangpress-Biegeverfahren als auch der Einsatz des Werkstoffes Magnesium für Anwendungen im Fahrzeug- und Flugzeugbau neue Möglichkeiten mit sehr großem wirtschaftlichen Potential eröffnen [BUN03, KLA04, WÄL14, KUL08]. Parallel dazu weisen moderne Aluminium-Strangpressprofile eine immer höhere Komplexität auf, die zum großen Teil auf die gestiegenen Anforderungen der Automobilindustrie zurückzuführen ist. Im Unterschied zu heutigen industriellen Standards kann diese neue Technologie leider nur auf begrenzte Möglichkeiten im Bereich der computergestützten Planung und Prozessauslegung zurückgreifen. Es ist abzusehen, dass die Anwendung der neuen Strangpresstechnologien zur Fertigung endgeometrienaher Module, aufgrund der extremen Kosten- und Zeitrahmenbedingungen, in Kürze eine zuverlässige numerische Simulation unumgänglich machen wird.

Die entscheidenden, prozessbestimmenden Parameter beim direkten Strangpressen sind im Allgemeinen die Temperatur, Matrizengeometrie und der Materialkennwert. Die virtuelle Prozessabbildung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode für komplexe Geometrien kann erst dann richtige Ergebnisse liefern, wenn die Temperaturverteilung und die Reibung über den Presskanal annähernd konstant sind. Sind diese Größen zu inhomogen und werden sie prozessdominant, so reagiert die Simulation zu unempfindlich auf deren Änderung. Die Folge ist eine ungenaue Voraussage sowohl hinsichtlich der Geschwindigkeitsverteilung als auch der am Ausgang der Pressmatrize sich einstellenden Strangoberflächentemperatur, sowie des Kraftbedarfs.

Wie die derzeitige Untersuchungen der Problematik ergeben, entsteht die Ungenauigkeit der Simulationsergebnisse nicht durch die ungenaue Beschreibung der Umformzustände im Pressblock, sondern durch den gewählten Detaillierungsgrad, insbesondere im Bereich des Presskanals, welcher die realen Verhältnisse nicht genügend exakt abbildet.

Da bei der FEM-Berechnung die Annahme einer konstanten Werkzeugtemperatur keine realen Zustände des Strangpressprozesses darstellt, scheint dies als eine wichtige Ursache für das abweichende Fliessverhalten des Pressmaterials im Presskanal zu sein.

Messungen und Kenntnisse über die Einsatztemperaturen vom Pressblock und von der Pressmatrize, sowie die Strangoberflächentemperatur reichen nicht aus um die Zustände im Matrizenbereich exakt zu beschreiben.

Betrachtet man die real vorhandenen Abhängigkeiten zwischen Presskanalreibung – Temperatur – Fliessspannung, so wird ein sehr komplexer, stark von den Nichtlinearitäten abhängiger Zusammenhang erkennbar. Auf Grund der bisherigen Erkenntnisse erscheint die heute noch verwendete Modellierung des Werkzeugkontaktes als zu stark vereinfacht. Um die Anwendbarkeit des virtuellen Strangpressprozesses unter industriellen Bedingungen zu realisieren ist es notwendig, sowohl eine geeignete FEM-Modellierung zu entwickeln als auch die bestimmenden Prozessparameter ausführlich zu untersuchen, insbesondere die Zustände im Presskanal exakt zu beschreiben.

Eine weitere Ursache für mögliche Abweichungen stellt die numerisch schwierige Beschreibung der Presskanalreibung dar. Aus der Literatur ist bekannt, dass in einem parallelen Presskanal keine gleichmäßige Kontaktbildung stattfindet und infolge der ungleichmäßigen Normalspannungen keine konstanten Reibungsverhältnisse herrschen [AKE83a, AKE83b].

2 Stand der Technik

2.1 Simulation des Strangpressens

Wenn auch die Simulation von Strangpressprozessen [MÜL98] bereits seit einigen Jahrzehnten unter unterschiedlichen Gesichtspunkten durchgeführt wird, stehen die Berechnungsmöglichkeiten zu Strangpressprozessen erst am Anfang der industriellen Einsetzbarkeit und gestalten sich in der Regel als noch zu aufwendig und zu ungenau. Der Grund dazu liegt in der hohen Komplexität der thermomechanischen Randbedingungen der schwer zugänglichen FEM-Modellierung und dem nochmals erhöhten Bedarf an Rechenleistung bei der 3D-Simulation von realen Strangpressprozessen.

Bei der Simulation des Strangpressens stellen die extrem hohen Umformgrade und die daraus resultierende Netzverzerrung ein für die FEM-Berechnungsverfahren signifikantes Problem dar [RIN06, HOR09]. Dies führt dazu, dass klassische FEM-Programme, welche auf einer aufdatierten Lagrange'sche Betrachtungsweise beruhen, ungeeignet sind. Dagegen basieren die neueren Programme auf der Euler- bzw. gemischt Euler-Lagrange'sche-Modellierung (ALE). Das für das Strangpressen entwickelte ALE-Verfahren (ETH-Zürich) verwendet das stationäre Euler-Netz für den Bolzenbereich, welches schließlich vom Bereich des Matrizenkanals in ein Lagrange'sches-Netz umgewandelt wird. Die Kopplung beider Netze erfolgt durch automatische Neubildung von Elementschichten zwischen den beiden Zonen [HOR94].

Bei ALE bewegt sich das Netz unabhängig vom Material ohne die Topologie der Elemente zu ändern. Es verwendet dabei jedoch nur ein einziges Netz, welches während der Analyseschritte geglättet wird. Parvizian et. al [PAR09] zeigten, dass die Kombination einer Netzgeneratorsoftware in Kombination mit dem FE-Solver durch ein Verfeinern des Netzes in festgelegten Abständen und nach Überschreiten vorgegebener geometrischer

Randbedingungen zu guten Ergebnissen führen kann. Extreme Elementverzerrungen und ein Eindringen der Elemente in den Bereich der Matrize können damit und durch eine lokale Verfeinerung des FE-Netzes verhindert werden. In [KAY08] wurde das Problem des Eindringens von Elementen in den Werkzeugbereich ebenfalls durch die Generierung ein feineren Netz im Bereich des Matrizendurchbruchs gelöst.

Im Rahmen eines gemeinsamen Projekts (FZS-TU Berlin, ETH-Zürich und Werkzeugfirma WEFA-Singen) wurden Untersuchungen zum Verhalten des Strangpressprozesses experimentell und numerisch durchgeführt. Dabei wurde bewusst auf den Einsatz einer komplizierten Matrizenform verzichtet, um das Verhalten des Pressprozesses besser und genauer überprüfen zu können. Für die experimentellen Untersuchungen wurden Test-Matrizen mit fünf Durchbrüchen konstruiert und eingesetzt, deren Geometrie so variiert, dass die einzelnen sich überlagernden Einflussgrößen möglichst separat untersucht werden können. Damit lässt sich das Verhalten des virtuellen Modells in Bezug auf die prozessdominanten Einflussgrößen experimentell überprüfen.

Wie die nachfolgenden Vergleiche (Abb. 1) zeigen, konnte jedoch der Einfluss dieser Parameter nicht exakt abgebildet werden. Die starke Auswirkung der Geometrievariation auf die Austrittsgeschwindigkeit der einzelnen Stränge, die experimentell ermittelt wurde, konnte durch das FE-Programm (bei unterschiedlich eingesetztem Reibfaktor m) nicht richtig dargestellt werden. Die im Experiment beobachtete völlige Abbremsung einiger Stränge, die in den Durchbrüchen Nr. 4 und 5 auftritt, konnte in der Simulation gar nicht abgebildet werden.

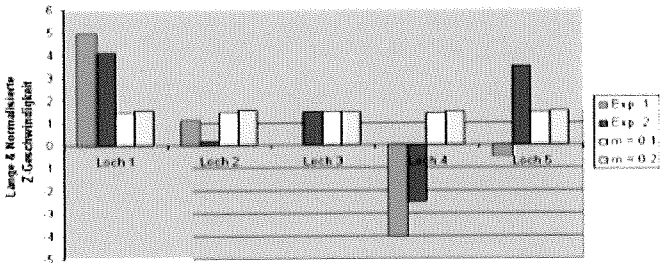


Abb. 1: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Stranggeschwindigkeiten

Die Ursache für das unsensitive Verhalten der Simulation wurde in [oV05] im Bereich der Modellierung der Presskanalreibung, der thermischen Randbedingungen und der Kontaktbedingungen vermutet. Von den drei genannten Einflussgrößen dürfte jedoch die Reibungsmodellierung im Presskanal als die dominierende Einflussgroße betrachtet werden. In [KLO08] konnte gezeigt werden, dass die Optimierung der Presskanallängen und damit der Reibbedingungen im Werkzeugkanal beim mehrsträngigen Pressen mittels numerischer Methoden zu gleichen Profilaustrittsgeschwindigkeiten der drei Stränge führen kann. Vor der Optimierung hing die Austrittsgeschwindigkeit, bei gleicher Kanallänge der einzelnen Matrizendurchbrüche, von der Lage des jeweiligen Matrizendurchbruchs bezüglich der Werkzeugmittelinie ab.

In [LIB10] gelang es mit Hilfe von FE-Simulationen den Strangaustritt beim viersträngigen Pressen über Flachmatrize und Kammerwerkzeuge zu optimieren. Dafür wurden die Verteilungen von Spannungen, Dehnungen, Fließgeschwindigkeiten des Materials und

Temperaturen in der Umformzone numerisch ermittelt und analysiert. Eine Positionierung der Matrizendurchbrüche nahe des Matrizenzentrums führe demnach beim Produktaustritt zu einem Biegen der Stränge nach innen, da das Material aus dem äußeren Bolzenbereich schneller fließt als das im Zentrum. Durch die numerischen Untersuchungen verschiedener Einflussparameter konnten Bedingungen ermittelt werden, bei denen ein Austritt der Stränge ohne Biegeerscheinungen erreicht wird. Die numerischen Ergebnisse dieser Arbeit wurden jedoch bislang noch nicht experimentell verifiziert.

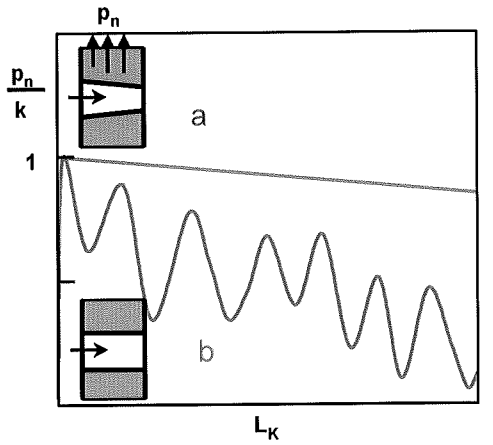
Der regelmäßig durchgeführte Extrusion Benchmark im Rahmen der International Conference on Extrusion befasste sich ebenfalls mit der Problematik der Einflüsse der Werkzeuggeometrie und der Strangpressparameter auf die Strangaustrittsgeschwindigkeiten und die damit verbundenen unterschiedlichen Profillängen. In 2007 [SCH08] wurde ein Werkzeug mit vier rechtwinkligen Durchbrüchen verwendet, wobei die Kammergeometrien jeweils variierten (2 Durchbrüche mit 2mm Profilwandstärke und gradliniger Kammer, 1 Durchbruch 3mm Profil mit konischer Kammer und 1 Durchbruch mit 3mm Profil abgestufter Kammer). Die Versuche wurden bei zwei verschiedenen Stempelgeschwindigkeiten durchgeführt. Die Ergebnisse zeigten, dass bei geringen Stempelgeschwindigkeiten (0,5mm/s) die Verwendung symmetrischer Kammern im Vergleich zu asymmetrischen zu einem 30% schnelleren Materialfluss führten. Weiterhin wurde beobachtet, dass kleinere Matrizendurchbrüche gegenüber größeren in deutlich geringeren Austrittsgeschwindigkeiten resultieren. Bei der Analyse verschiedener Kammergeometrien erwies sich eine ringförmige Ausbildung als recht erfolgreich, da diese zu einer gleichmäßigeren Materialverformung in der Umformzone und folglich zu einem homogeneren Materialfluss führte. Bei höheren Geschwindigkeiten (5mm/s) konnte eine starke Angleichung der Profillängen beobachtet werden, was auf eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Werkzeug zurückzuführen war. Der Einfluss der Presskanalreibung auf die Profilaustrittsgeschwindigkeit wurde bei den Untersuchungen jedoch nicht direkt berücksichtigt.

In den FEM-Softwarepaketen werden für die tribologischen Bedingungen in der Regel Ansätze nach dem Coulombschen- oder dem Scherreibungs-Modell verwendet. Diese Ansätze entsprechen jedoch nicht dem realen Strangpressprozess.

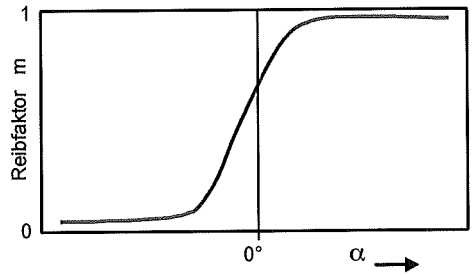
2.2 Reibung im Presskanal beim Strangpressen

Hinsichtlich der Reibung im Presskanal liegen bisher nur Hypothesen und praktische Erfahrungen vor, da eine direkte Messung der Reibkraft in diesem Bereich nicht möglich ist. In einigen Arbeiten wurde bereits berichtet, dass das Reibungsverhältnis in einem parallel verlaufenden Presskanal sehr instabil ist. Ein exakt paralleler Presskanal lässt keine eindeutige Voraussage der Normal- und Reibungsspannung zu (b in Abb. 2 oben). Eine kleine Abweichung von der Parallelität (-0,5° bis 0,5°), z.B. infolge Durchbiegens der Matrize, führt zu einer starken Veränderung der Reibung im Presskanal. Der Reibfaktor ist sehr instabil und kann einen Wert zwischen Null und 1 erreichen (Abb. 2 Mitte). Dagegen ist bei einem sich verengenden Presskanal (a Abb. 2 oben) praktisch auf der ganzen Kanallänge eine hohe Reibspannung wirksam [AKE83a, AKE83b, AKE85]. In Falle eines enger werdenden Matrizenkanals wirken sich kleine Veränderungen des Kanalwinkels dagegen nur wenig auf den Reibwiderstand aus [LOF00].

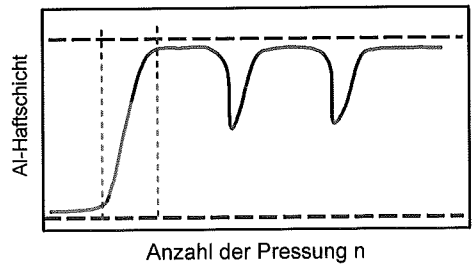
An einer anderen Stelle [THE93a, THE93b] wurden der Einfluss der an der Kanallauffläche anhaftenden Al-Schicht auf die Produktqualität und die Reibungsverhältnisse im Presskanal untersucht. Beim Strangpressen von Al-Werkstoffen bildet sich auf der zum Pressbeginn noch sauberen Kanallauffläche zunächst eine geringe, feine Aluminiumschicht aus. Mit zunehmender Anzahl der Pressungen wächst die Al-Haftschicht bis zur vollständigen Bedeckung der Kanallauffläche (Abb. 2 unten). Dabei herrscht eine annähernd konstante Scherreibung. Ist die Haftschicht relativ dick und instabil, tritt eine Ablösung der Haftschicht auf und wird bei nachfolgenden Pressungen wieder neu ausgebildet. Die Ausbildung und die Ablösung der Haftschicht führen zu einer Veränderung der Strangaustrittsgeschwindigkeit und des Reibungsverhältnisses im Presskanal.



Einfluss der Presskanalgeometrie auf die Normalspannung
a: leicht-konisch
b: parallel



Einfluss der abweichenden Parallelität des Presskanals auf den Reibfaktor



Haftschichtsausbildung auf der Lauffläche in Abhängigkeit von der Anzahl der Pressungen (paralleler Presskanal)

Abb. 2: Tribologische Vorgänge im Presskanal beim Warmstrangpressen von Aluminiumwerkstoffen

In [VAL10, VAL96] wurde bei langen (Verhältnis Länge zu Durchmesser=1,6 bzw. 3,1), konischen Presskanälen festgestellt, dass zu Beginn des Kanals die Kontaktbedingungen

zwischen Werkzeug und Aluminium zunächst durch „sticking", also ein Anhaften des Aluminiums am Matrizenkanal, charakterisiert sind. Etwas weiter im Führungskanal existiert ein Punkt, an dem das Aluminium nicht mehr haftet sondern zu gleiten beginnt („slipping"). Den Untersuchungen zufolge, bildet sich die Aluminiumhaftschicht bei langen Presskanälen von diesem Übergangspunkt bis hin zum Presskanalsende hin aus, während die Aluminiumdeckschicht im Bereich der Haftreibung nur punktuell vorgefunden wurde.

Infolge der nicht-exakten Parallelität des Presskanals, der instabilen Normalspannungen im Presskanal und der Haftschichtsausbildung auf der Kanallauffläche herrscht in einem parallelen Presskanal im Prinzip ein instabiles Reibungsverhältnis bzw. ein wechselnder Reibungsmechanismus. Daraus lässt sich schließen, dass die bisherige Anwendung vom klassischen Reibungsansatz mittels Scherreibungsmodell für die Strangpressmodellierung nicht ausreichend ist und zu keinem befriedigenden Ergebnis führen kann. Dies erfordert somit neue Überlegungen und geeignete Ansätze bezüglich des Reibungsmodells im Presskanal.

So wurde von Abtahi et. al [ABT96] ein empirisches Modell entwickelt, welches auf Untersuchungen der Sticking- und Slipping-Längen im Führungskanal basiert. Im Haftreibungsbereich gilt demnach folgender Zusammenhang:

$$\tau_{st} = \tau_0 + kx \tag{1}$$

Dabei ist τ_0 die Reibung am Eingang des Presskanals, x die Entfernung vom Matrizeneingang und k eine Funktion der Austrittsgeschwindigkeit. Für den Bereich des Gleitens wurde hierbei folgendes Modell vorgeschlagen:

$$\frac{\partial \tau_{sl}}{\partial x} = m \ln(f(\alpha, v...)) \quad \text{mit} \quad f(\alpha, v, ...) = \frac{\alpha - \alpha' + n}{v} \tag{2}$$

Hierbei ist α der Matrizenöffnungswinkel, v die Austrittsgeschwindigkeit, α' die aktuelle Veränderung des Winkels aufgrund der Matrizendurchbiegung (starke Abhängigkeit von Werkzeuggeometrie und Pressdruck), m und n sind Konstanten. Zusammenfassend ergibt sich also aus dem Modell eine nahezu konstante Reibung in der Haftreibungsregion, während die Reibung im Slipping-Bereich stark vom Matrizenwinkel anhängt. Die Verwendung dieses Reibmodells für 2-dimensionale FEM-Simulationen führte für die Temperaturverteilung im Presskanal zu guten Übereinstimmungen mit den gemessenen Werten für verschiedene Matrizenwinkel und Austrittsgeschwindigkeiten.

In [ABT96] wird ein physikalisches Model vorgeschlagen, mit dem sich die Reibung und die Länge der Haft- bzw. Gleitreibungsbereiche im Matrizenkanal vorhersagen lassen. Die Simulationsergebnisse ergaben, dass der Gleitreibungsbereich bei verengendem Presskanal aufgrund eines deutlichen Anstiegs des Kontaktdrucks stark reduziert wird. Ebenfalls konnte gezeigt werden, dass auch eine Erhöhung der Oberflächenrauigkeit die Reibung erhöht und damit den Gleitreibungsbereich im Kanal verkürzt. Weiterhin ergaben die Ergebnisse, dass es bei Presskanälen nur zum Anhaften kommen kann, wenn diese lang genug sind, um einen genügend hohen Druck nahe des Presskanaleingangs aufzubauen, sodass das Material infolgedessen an der Kanaloberfläche haften bleibt.

Neuere Untersuchungen weisen recht eindeutig darauf hin, dass die Reibung im Presskanal tatsächlich einen dominanten Einflussparameter auf die Geschwindigkeitsverteilung bei der Strangpresssimulation darstellt und dass eine unkorrekte Behandlung der Reibkräfte zu verfälschten oder inexakten Ergebnissen führen kann [MA10].

Mit Hilfe eines neuen Reibungsmodells, des sog. „Feder-Steifigkeitsmodells" [HOR05, HOR06, KAR06], bei dem im Gegensatz zu der alten Methode die Reibkraft nicht als äußere Last generiert, sondern diese über einen zusätzlichen Steifigkeitsterm in der FEM-Beziehung beigefügt wird, ist es möglich eine deutliche Verbesserung der quantitativen Aussagen zu erzielen.

Alte Methode :

$$[K]\{\Delta u\} = \{F\} \quad \text{(Reibkraft gehört zur äußeren Kraft)} \tag{3}$$

Neue Methode :

$$([K] + [K^*])\{\Delta u\} = \{F\} \tag{4}$$

$$\text{mit} \quad [K^*] = \begin{cases} \tau / \Delta u & \text{Für } \Delta u > \varepsilon \\ \tau / \varepsilon & \text{else} \end{cases} \tag{5}$$

wobei ε die Toleranz für das „Sticking" ist.

2.3 Experimentelle Bestimmung von Reibkoeffizienten

Da die experimentelle Bestimmung von Reibungskoeffizienten, welche für die FEM-Simulationen benötigt werden, für den Fall des direkten Strangpressens von Aluminium weder durch den Stift-Scheibe- noch durch den Ringstauchversuch zu korrekten Werten führt und neuere Untersuchungen [KAR07, WAN10a, COR08, FLI 03] die Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von Temperatur, Druck und Geschwindigkeit bestätigten, war es im Hinblick auf für das Strangpressen zutreffende Messwerte sinnvoll einen neuartigen Versuchsaufbau zu entwickeln. Dies wurde kürzlich von Karadogan, Grueebler und Hora [30] getan. Eine schematische Prinzipabbildung ist in Abb. 3 dargestellt. Hierbei wird eine Maschine verwendet, welche üblicherweise für Torsionsversuche Anwendung findet. Zwischen einem konischen Außenwerkzeug, welches den Matrizenwerkstoff darstellt, und einem innenliegenden konischen Dornwerkzeug, wird ein ebenfalls konisch ausgeführter Aluminiumring (Probe) gebracht. Im Versuch wird der Innendorn in Rotation versetzt und bei einer spezifischen Umdrehungsgeschwindigkeit gehalten. Auf das Außenwerkzeug wird eine Axialkraft in Richtung der Aluminiumprobe und des rotierenden Dorns aufgebracht, welche während des Versuchs konstant gehalten wird. Das benötigte Drehmoment wird während der gesamten Versuchsdauer messtechnisch erfasst. Durch induktives Heizen können die Versuche temperaturabhängig durchgeführt werden. Eine Variierung der aufbrachten Kraft kann zur Ermittlung anpressdruckabhängiger Reibzahlen genutzt werden, während eine Änderung der Umdrehungsgeschwindigkeit des Innendorns der Messung relativgeschwindigkeitsabhängiger Reibungskoeffizienten dient. In den Versuchen ergibt

sich der Reibungskoeffizient μ für eine spezifische Temperatur, Geschwindigkeit und Normaldruck gemäß folgender Beziehung:

$$\mu = \frac{M \sin \alpha}{F_{axial} R_{ave}} \tag{6}$$

wobei M das im Versuch bestimmte Drehmoment, α der Konuswinkel des Außenwerkzeugs, F_{axial} die aufgebrachte Axialkraft und R_{ave} der durchschnittliche Radius des inneren Werkzeugs (Probe) darstellt.

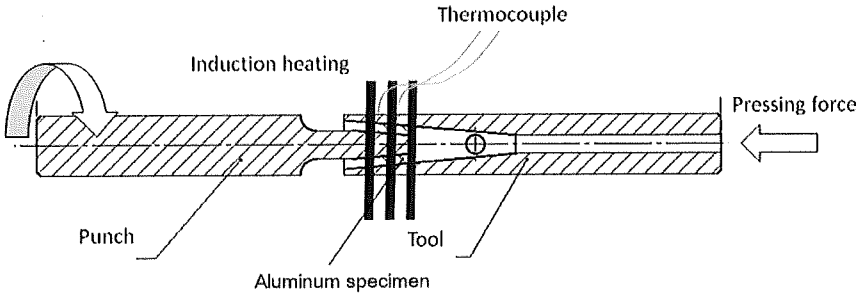


Abb. 3: Schematischer Aufbau des Reibversuchs [KAR10]

Ein anderer Ansatz zur Bestimmung der Reibverhältnisse im Presskanal beim Strangpressen wurde in [WAN10b] und [WAN10c] vorgeschlagen und entsprechende experimentelle und numerische Untersuchungen diesbezüglich durchgeführt. Im Verfahren der sogenannten „Double action extrusion" wird ein Aluminiumblock zwischen zwei Matrizen positioniert und durch Aufbringen einer Kraft von beiden Seiten belastet, sodass das Material schließlich zu fließen beginnt und durch die Matrizenöffnungen austritt (Abb. 4). Da in diesem Fall keine Reibung zwischen „Aufnehmer" und Aluminiumbolzen auftritt, entspricht der Versuch etwa dem indirekten Strangpressen. Die beiden Matrizen sind dabei mit unterschiedlichen Presskanallängen ausgeführt worden (2 und 6mm bzw. 2 und 8mm). In diesem Prozess sind also die Presskraft und die Austrittslänge der Stränge von den Reibungsverhältnissen im Matrizenkanal abhängig. Es wurde beobachtet, dass die Stranglänge im Falle des längeren Matrizenkanals deutlich kürzer ausfiel als bei einem kurzen Kanal, was auf die größere Reibkraft aufgrund der größeren Reiblänge zurückzuführen war. Numerische Simulationen des Prozesses wurden unter Verwendung des Coulombschen- und des Scherreibungsmodels mit verschiedenen Reibungskoeffizienten durchgeführt und die vorhergesagten Presskräfte und Profillängen mit den experimentell gewonnenen verglichen. Dies führte zu den Erkenntnissen, dass die vorhergesagten Werte der Presskraft je nach vorgegebenen Reibbedingungen stark schwankten. Die beste Übereinstimmung (Abweichung 12%) mit den experimentellen Beobachtungen ergab die Verwendung des Scherreibungs-Modells mit einem Reibfaktor von eins. In Bezug auf die vorhergesagten Stranglängen zeigte die Verwendung des Coulomb-Modells mit einem Reibungskoeffizienten von eins, die geringsten Abweichungen. Aus ihren Ergebnissen folgerten die Autoren, dass die üblicher Weise verwendeten Reibungskoeffizienten für die Presskanalreibung von 0,3-0,6 zu niedrig sind und dass die Reibverhältnisse in diesem Fall die realen Bedingungen am besten vom Scherreibungs-Modell mit einer Reibzahl von eins wiedergegeben werden.

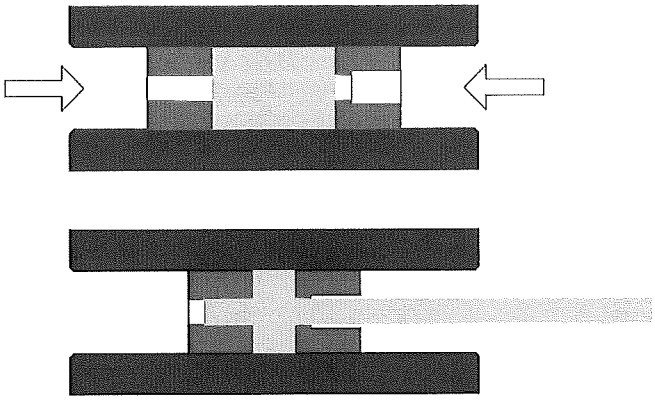


Abb. 4: Prinzipskizze des „double action extrusion" Prozesses [WAN10b]

3 Zielsetzung des Projektes

3.1 Forschungsziel

Die Untersuchungen im Rahmen des beantragten Forschungsvorhabens beziehen sich auf experimentelle und numerische Untersuchungen zur Vorhersage der Stranggeschwindigkeiten beim Warmstrangpressen von Aluminiumlegierungen mit Hilfe von Mehrlochmatrizen.

Aufgrund des bisherigen Erkenntnisstands, lassen sich die derzeit unbefriedigenden Simulationsergebnisse auf die mangelhaften Erkenntnisse bezüglich der Reibvorgänge im Presskanal und somit auch auf die unkorrekt angewandten Ansätze bei der FEM-Modellierung und -Berechnung, insbesondere beim Reibungsmodell, zurückführen.

Zur Erzielung einer exakten Simulation ist es jedoch erforderlich sowohl eine Verifikation aller Entwicklungsschritte durch experimentellen Abgleich anhand einer parametersensitiven Spezialmatrize bei realen Strangpressversuchen, die Durchführung von neu entwickelten Reibversuchen zur Messung temperatur-, dehnraten- und druckabhängiger Reibungskoeffizienten, als auch eine FEM-Implementierung eines auf Basis der gemessenen Kennwerte neu entwickelten Reibmodells für die Presskanalreibung im Falle des direkten Aluminiumstrangpressens durchzuführen. Dies geschieht mittels der Definition eigener Reibmodell in sog. User-Subroutinen, die dann in kommerziellen Software Paketen implementiert werden können.

Durch den Einsatz eines sensitiven Matrizendesigns wird es möglich sein, die Einflüsse der wesentlichen 'Werkzeug-Prozessparameter' auf den Materialfluss erkennbar zu machen und zeitgleich ein geeignetes Referenzmodell für die Verifizierung eines neu zu entwickelnden Reibmodells in den Händen zu halten. Die Ergebnisse aus den experimentellen Untersuchungen zum Einfluss der Presskanalgeometrie und damit auch der im Presskanal herrschenden Reibungsverhältnisse, auf die Strangaustrittsgeschwindigkeit sollen mit den anhand numerischer Methoden erzielten Ergebnissen verglichen werden.

Darüber hinaus sollen die aus den experimentellen Untersuchungen gewonnenen neuen Erkenntnisse hinsichtlich der Presskanalreibung und deren Mechanismen zur Entwicklung der notwendigen Modellerweiterungen beitragen, um auch für das Fertigungsverfahren des Strangpressens ein geeignetes Tool zur rechnergestützten Planung der Prozesse zu liefern. Dies zu erreichen, setzt jedoch eine enge Zusammenarbeit sowohl mit dem Werkzeughersteller als auch mit dem Software-Entwickler voraus.

Auf der Basis bereits bestehender Vorarbeiten, der Existenz modularer Teillösungen, sowie umfangreicher Kenntnisse sowohl in Bezug auf das reale Prozessverhalten beim direkten Strangpressen als auch auf die virtuelle Prozessmodellierung ist durch die im Forschungsantrag geplanten Untersuchungen ein entscheidender Beitrag zur Weiterentwicklung der Vorhersagegenauigkeit von FEM-Berechnungen des Strangpressens zu erwarten. Auf der Grundlage solcher Modellierungen können ressourcensparend Entwicklungen im Bereich des Strangpressens, wie z.B. Werkzeugoptimierungen, Verbesserung der Prozesszeiten sowie der Profilqualitäten erzielt werden.

3.2 Lösungsweg

Entsprechend der Zielsetzung des Forschungsantrags sind Lösungswege vorgesehen, die aus experimentellen und numerischen Untersuchungsmethoden bestehen. Aufgrund des dominanten Einflusses der Presskanalreibung auf die Strangaustrittsgeschwindigkeit beim direkten Pressen von Aluminiumwerkstoffen, welche bei falscher Behandlung der im Presskanal auftretenden Reibungskraft zu unkorrekten Simulationsergebnissen führt, soll der Schwerpunkt der Untersuchungen auf den tribologischen Vorgängen im Presskanal liegen.

Zur Verifizierung des theoretisch idealisierten tribologischen Systems im Matrizenkanal ist es sinnvoll zu jeder Zeit den Reibkontakt zwischen Strang und Kanallauffläche sicherzustellen. Wie bereits erläutert, kann dies z.B. durch eine konisch verlaufende Kanalgeometrie erreicht werden. Um den Einfluss der Presskanalreibung auf die Strangaustrittsgeschwindigkeit optimal zu untersuchen, soll bei einer Mehrloch-Matrize der Neigungswinkel der Presskanäle variiert werden.

Für die geplanten Untersuchungen wird eine Vierloch-Matrize konstruiert, angefertigt und eingesetzt. Es ist zu erwarten, dass die Strangaustrittsgeschwindigkeit von dem Neigungswinkel der Kanallauffläche abhängig ist. Während beim parallelen Presskanal infolge der Haftschichtausbildung ein Geschwindigkeitssprung auftreten kann, lässt sich bei konischen Presskanälen eine nahezu konstante Strangaustrittsgeschwindigkeit erwarten, da aufgrund der hohen Normalspannung nur eine relativ dünne und stabile Haftschicht an der Lauffläche entsteht. Mit steigendem Neigungswinkel wird jedoch eine stärkere Abbremsung des Pressprodukts erwartet.

Mit dem Ziel der experimentellen Ermittlung von Reibungskoeffizienten und gegebenenfalls Wärmeübergangszahlen für die FEM-Simulationen sollen Reibversuche zwischen dem Pressmaterial (Aluminiumlegierung AA6060) und dem Matrizenwerkstoff (unterschiedlich behandelter Warmarbeitsstahl) durchgeführt werden. Die hierbei in Abhängigkeit von Temperatur, Druck und Relativgeschwindigkeit bestimmten Reibzahlen sollen für eine

gesteigerte Genauigkeit der Simulationsergebnisse in Form eines neu entwickelten Reibmodells mit in die numerischen Untersuchungen einfließen.

4 Strangpressen

4.1 Mehrloch-Matrize

Um den Einfluss der Reibung während des Strangpressens bei unterschiedlichen Geometrien des Matrizenführungskanals bestimmen zu können, wurde eine spezielle Matrize benötigt. Es wurde eine modulare Strangpressmatrize konstruiert und gefertigt, in die vier Matrizeneinsätze integriert werden können (Abb. 5). Dadurch ist es möglich, den Einfluss von bis zu vier unterschiedlichen Geometrien in einem Strangpressversuch, d.h. bei sonst identischen Parametern (Bolzenmaterial, Bolzentemperatur, Aufnehmertemperatur, Stempelgeschwindigkeit) ermitteln zu können. Da es insbesondere beim mehrsträngigen Pressen von Aluminium aufgrund unterschiedlicher Temperaturen im Aufnehmer zu Unterschieden in den Austrittsgeschwindigkeiten von oben- und untenliegenden Profilen kommen kann, werden bei der Durchführung der Versuche nur jeweils zwei unterschiedliche Matrizengeometrien verwendet.

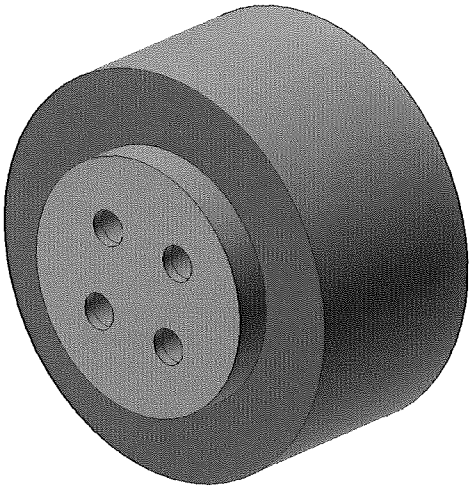


Abb. 6: Vierlochmatrize zum Durchführen der Strangpressversuche

Um zum einen die erwähnten möglichen Temperaturunterschiede und zum anderen die durch die Umformung und Reibung in der Matrize auftretenden Temperaturerhöhungen über den Verlauf des Pressvorgangs messen und aufzeichnen zu können, wurden Bohrungen für den Einbau von Mikromanteltherm oelementen in die Matrize eingebracht.

Neben der Matrize wurden auch die Matrizeneinsätze für die erste Presskampagne konstruiert und gefertigt. Um den Einfluss der Matrizengeometrie auf die Strangaustrittsgeschwindigkeit untersuchen zu können, wurden folgende Winkel in den Presskanälen gewählt (Abb. 7):

- zylindrisch (0.0°)
- 0,5° zugehend
- 1,0° zugehend
- 0,5° öffnend

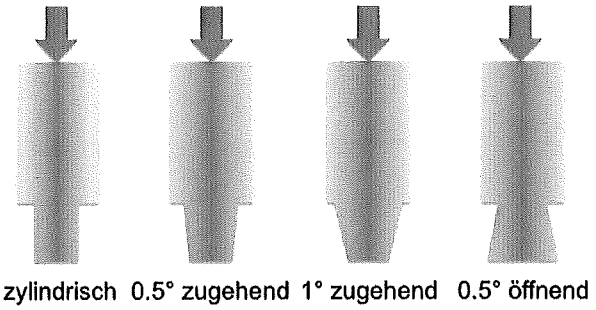


Abb. 7: Schematische Darstellung der Matrizeneinsätze

4.2 Mehrsträngiges Strangpressen

Mit der konstruierten und gefertigten Matrize wurden Strangpressversuche zur Bestimmung des Einflusses der Matrizengeometrie auf die Stranggeschwindigkeit sowie die Strangaustrittstemperatur durchgeführt. Dabei wurden wie in Abb. 8 dargestellt die verschiedenen Matrizeneinsätze immer paarweise gegeneinander getestet.

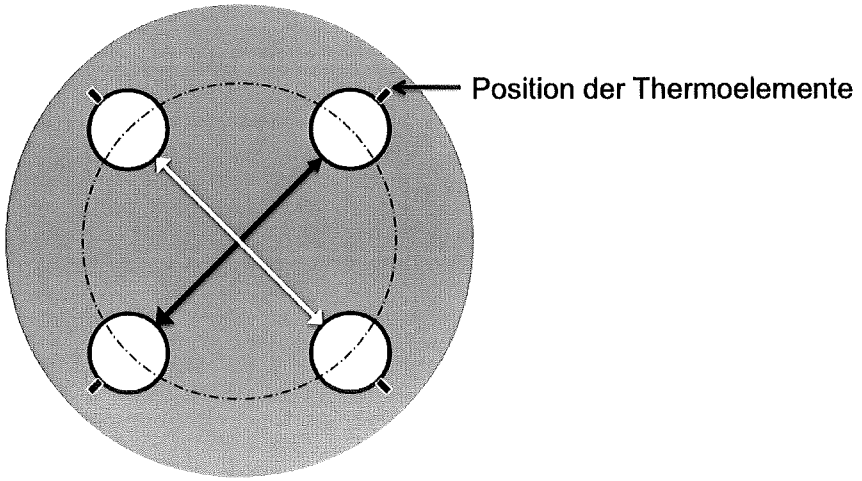


Abb. 8: Schematische Darstellung der Vierloch-Matrize mit der Lage der Thermoelemente; die Pfeile zeigen die Anordnung der jeweils gleichen Matrizeneinsätze an

Alle Versuche wurden auf der 8 MN Strang- und Rohrpresse des Forschungszentrums Strangpressen durchgeführt. Diese Presse ist mit Kraftmessdosen ausgestattet, so dass die während des Strangpressens auftretenden Kräfte über den gesamten Prozessverlauf

hinweg gemessen und aufgezeichnet werden können. Die Strangpresse sowie die Position der Messdosen sind in Abb. 9 gezeigt.

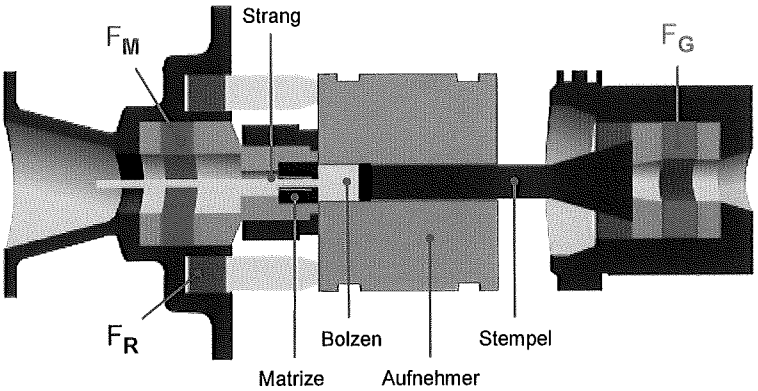


Abb. 9: Darstellung der 8MN Strang- und Rohrpresse am FZS
Kraft-Messerfassung:
F_G: Gesamtkraft
F_M: Matrizenkraft
F_R: Reibkraft

Es wurden Strangpressversuche in zwei Presskampagnen durchgeführt. Während in der ersten Presskampagne jeweils 4 gleiche Einsätze verwendet wurden, wurden in der zweiten Presskampagne jeweils paarweise verschiedene Einsätze verwendet. Tab. 1 und Tab. 2 zeigen die verwendeten Kombinationen der Matrizeneinsätze.

Tab. 1: Versuchsprogramm Presskampagne 1

	oben links	oben rechts	unten links	unten rechts
Versuch 1.1	zylindrisch	zylindrisch	zylindrisch	zylindrisch
Versuch 2.1	0,5° zugehend	0,5° zugehend	0,5° zugehend	0,5° zugehend
Versuch 3.1	0,5° öffnend	0,5° öffnend	0,5° öffnend	0,5° öffnend

Tab. 2: Versuchsprogramm Presskampagne 2

	oben links	oben rechts	unten links	unten rechts
Versuch 1.2	zylindrisch	0,5° zugehend	zylindrisch	0,5° zugehend
Versuch 2.2	zylindrisch	1,0° zugehend	zylindrisch	1,0° zugehend
Versuch 3.2	zylindrisch	0,5° öffnend	zylindrisch	0,5° öffnend
Versuch 4.2	1,0° zugehend	0,5° zugehend	1,0° zugehend	0,5° zugehend

Die weiteren Pressparameter wurden für alle Versuche gleich gelassen. Diese Parameter sind Tab. 3 zu entnehmen.

Tab. 3: Übersicht Pressbedingungen Presskampagne 1 und 2

Bolzen			Aufnehmer		Matrize		V	v_{St}
D_B [mm]	L_B [mm]	T_B [°C]	D_A [mm]	T_A [°C]	D_M [mm]	T_M [°C]		[mm s^{-1}]
137	350	460	140	460	4 x 20	460	12,5	4

Bei allen Versuchen wurden die Presskräfte, die Stempelgeschwindigkeit sowie die Strangaustrittstemperaturen der vier Stränge über den gesamten Strangpressprozess gemessen und aufgezeichnet.

Zur besseren statistischen Genauigkeit wurden alle Versuche dreimal durchgeführt.

In Abb. 10 ist exemplarisch das Strangpressdiagramm des Versuchs 1 mit zwei zylindrischen und zwei um 0,5° zugehenden Matrizeneinsätzen dargestellt. In dem Diagramm sind die Gesamtkraft (rot), die Matrizenkraft (blau), die Reibkraft (grün) sowie die Stempelgeschwindigkeit dargestellt. Anhand des horizontalen Verlaufs der Matrizenkraft und der Stempelgeschwindigkeit wird deutlich, dass es sich bei diesem Versuch, um einen Versuch mit sehr konstanten Bedingungen gehandelt hat, bei dem sich während des Strangpressens ein sogenannter Steady State eingestellt hat. Bei Abweichungen von einem konstanten Geschwindigkeits- oder Matrizenkraftverlaufs wurde der Versuch wiederholt. In dem Diagramm in Abb. 10 sind ebenfalls die Strangtemperaturen in den vier Matrizenführungskanälen dargestellt. Dabei zeigt sich, dass bei den beiden um 0,5° zugehenden Matrizeneinsätzen die Strangtemperaturen höher sind.

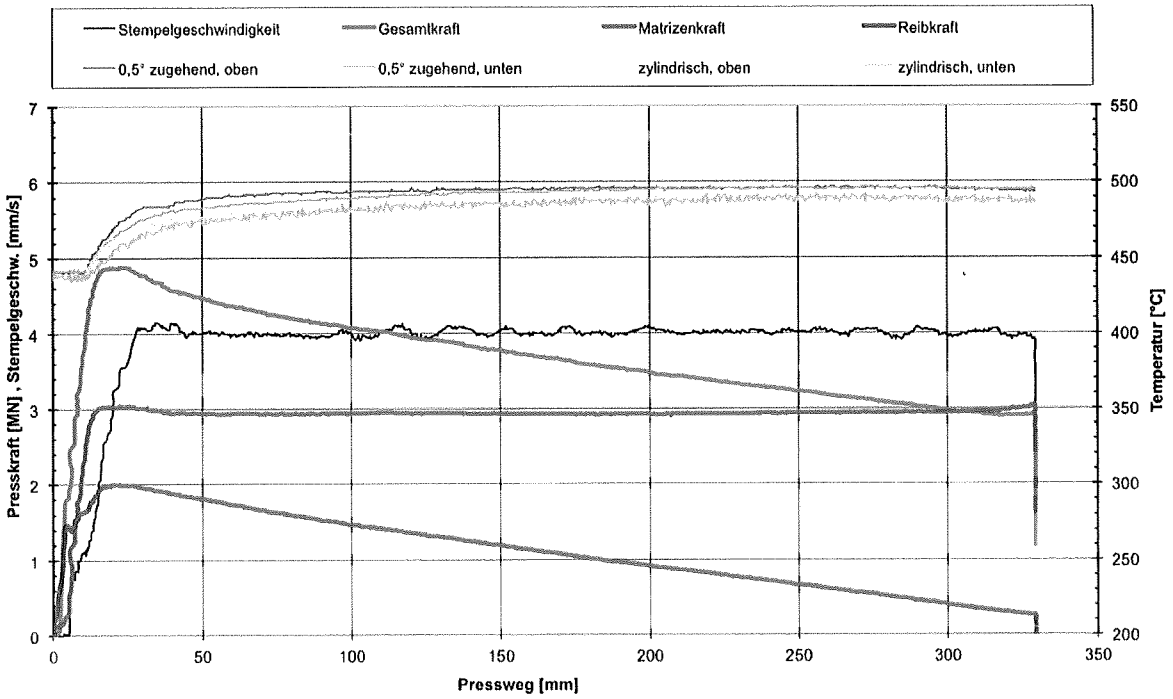


Abb. 10: Pressdiagramm des direkten Strangpressens mit der 4-strängigen Matrize

Ziel der Pressversuche der Presskampagne 1 mit vier identischen Matrizeneinsätzen war die Analyse des Einflusses der unterschiedlichen Reibungsbedingungen in den Matrizenführungskanälen auf die beim Strangpressen auftretenden Kräfte. Wie Abb. 11 zeigt, sind die Matrizenkräfte bei den 0,5° zugehenden Matrizeneinsätzen am höchsten. Die Matrizenkräfte für die zylindrischen Matrizeneinsätze ist ca. 10% niedriger als für die um 0,5° zugehenden Matrizeneinsätze. Wie zu erwarten war, sind die Matrizenkräfte beim Strangpressen mit den um 0,5° öffnenden Matrizeneinsätzen am niedrigsten. Die Matrizenkraft liegt in diesem Fall bei nur 75% der Matrizenkraft beim Strangpressen mit um 0,5° zugehenden Einsätzen.

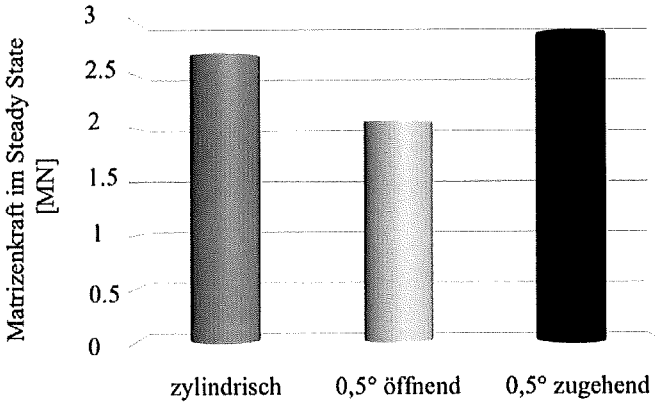


Abb. 11: Einfluss des Winkels im Matrizenführungskanal auf die Matrizenkraft

Da die Länge der Matrizenführungskanäle aller Einsätze die gleiche ist, war die Reiblänge zu Beginn des Strangpressens für die zylindrischen und die um 0,5° zugehenden Einsätze dieselbe. Bei den um 0,5° öffnenden Matrizeneinsätzen betrug die Länge des Matrizenführungskanals und damit auch die Reiblänge nahezu 0mm, da die vollständige Umformung des Materials zu dem kleinsten Durchmesser bereits geschehen ist, bevor das Pressgut überhaupt den Matrizenführungskanal erreicht. Somit entsteht in den um 0,5° öffnenden Matrizeneinsätze die geringste Reibung im Vergleich der drei Einsatzgeometrien.

Die Unterschiede in den Matrizenkräften bei den zylindrischen und den um 0,5° zugehenden Matrizen entstehen aufgrund der unterschiedlichen Spannungszustände im Matrizenführungskanal und damit auch aufgrund der unterschiedlichen Umformung (Abb. 12). Wie [AKE82, THE93b] berichten, findet eine konstante und gleichmäßige Umformung nur bei der Verwendung von Matrizen mit einem zugehenden Presskanal statt. Da sich die Matrizen aufgrund der hohen spezifischen Drücke, die beim Strangpressen entstehen, während des Pressvorgangs durchbiegen, ändert sich die Geometrie eines parallelen Matrizenführungskanals während des Strangpressens. Während der Presskanal zu Beginn des Prozesses parallel ist, führt di Durchbiegung der Matrize dazu, dass sich zum Ende des Strangpressens ein öffnender Matrizenführungskanal ergibt.

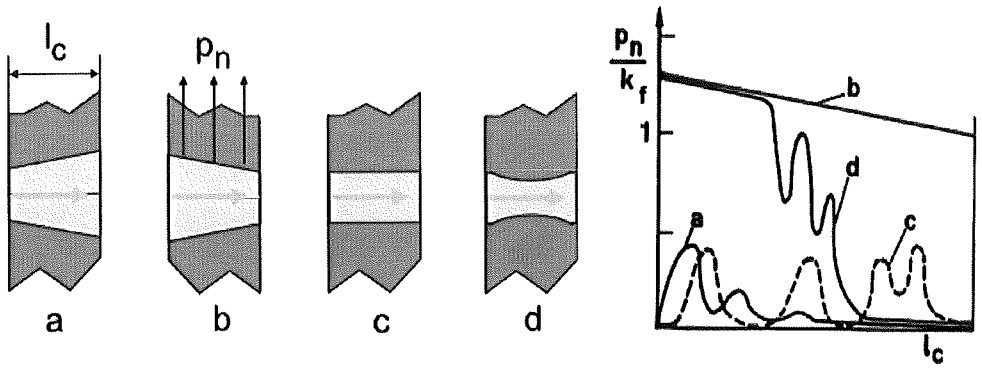


Abb. 12: Normalspannung in Abhängigkeit des Winkels des Matrizenführungskanals [AKE82]

Die unterschiedlichen Spannungs- und Reibungszustände, die aufgrund der unterschiedlichen Geometrien im Matrizenführungskanal entstehen, beeinflussen auch die Austrittstemperaturen der Profile. Mittels Thermoelementen, die in die Matrizenführungskanäle eingelassen waren, konnten die Temperaturen während des Prozesses genau an der Stelle gemessen und aufgenommen werden, an der die höchsten Temperaturen während des Strangpressens von Aluminiumlegierungen entstehen.

Bei der Betrachtung des Einflusses der Geometrie des Matrizenführungskanals auf die Strangtemperatur ergibt sich ein sehr ähnliches Bild wie bereits zuvor bei dem Einfluss auf die Matrizenkraft. So zeigen die Stränge, die mittels der Matrizeneinsätze mit einem um 0,5° zugehenden Presskanal gepresst wurden, die höchsten Temperaturen und die Stränge, bei denen Matrizeneinsätze mit einem um 0,5° öffnenden Matrizenführungskanal verwendet wurden, eine signifikant niedrigere Temperatur. Da, wie bereits weiter oben erläutert, die Länge des Matrizenführungskanals zu Beginn des Pressvorgangs bei den zylindrischen und den um 0,5° zugehenden Einsätzen gleich ist, ist der Anstieg der Temperatur zu Beginn des Pressens bei beiden Geometrien gleich. Auch im weiteren Verlauf des Pressens ergibt sich nur eine geringe Differenz zwischen den zylindrischen und den um 0,5° zugehenden mit einem maximalen Differenzbetrag von 7K. Demgegenüber entsteht bei der Verwendung der Einsätze mit einem um 0,5° öffnenden Matrizenführungskanals eine um 25K geringere Strangtemperatur im Vergleich zu den 0,5° zugehenden Matrizenführungskanälen (Abb. 13).

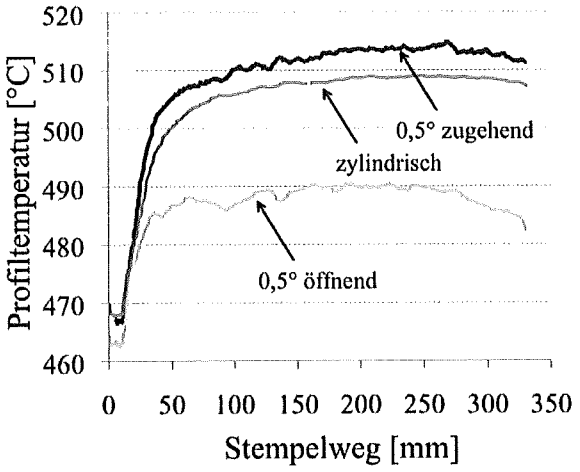


Abb. 13: Einfluss des Winkels im Matrizenführungskanal auf die Profiltemperatur

Um neben dem Einfluss auf die Presskraft und die Strangtemperatur auch noch den Einfluss des Winkels des Matrizenführungskanals und damit der unterschiedlichen Spannungen und Reibungsbedingungen auf die Stranggeschwindigkeit bestimmen zu können, wurden Strangpressversuche mit jeweils paarweise unterschiedlichen Matrizeneinsätzen, wie weiter oben bereits beschrieben, durchgeführt. Nach dem Strangpressen wurden die Längen der einzelnen Stränge gemessen und daraus die mittleren Strangaustrittsgeschwindigkeiten errechnet.

Die Vergleiche zeigen, dass die signifikantesten Unterschiede in der Stranggeschwindigkeit auftreten, wenn die um 0,5° öffnenden Matrizeneinsätze parallel getestet werden. Wie Abb. 14 zeigt, ist die Profilgeschwindigkeit der mit den um 0,5° öffnenden Matrizeneinsätze hergestellten Stränge nahezu viermal so hoch wie die der mit den zylindrischen Matrizeneinsätzen hergestellten Profilen. Werden die Geschwindigkeiten der zugehenden Matrizenführungskanäle mit denen der zylindrischen Matrizenführungskanäle verglichen, zeigt sich, dass aufgrund der größeren Reibung und den veränderten Spannungen die Austrittsgeschwindigkeiten der Stränge der zylindrischen Einsätze um 20% bis 25% höher sind, als die der zugehenden.

Der Vergleich zeigt auch, dass der Geschwindigkeitsunterschied zwischen um 0,5° zugehenden und den um 1° zugehenden Matrizenführungskanälen bei nur ca. 10% liegt. Diese Abweichung liegt innerhalb der Messungenauigkeit. Dies wird durch den direkten Vergleich der beiden zugehenden Matrizeneinsätze bestätigt. In diesem Versuch ergeben sich nahezu keine Unterschiede in den Strangaustrittsgeschwindigkeiten.

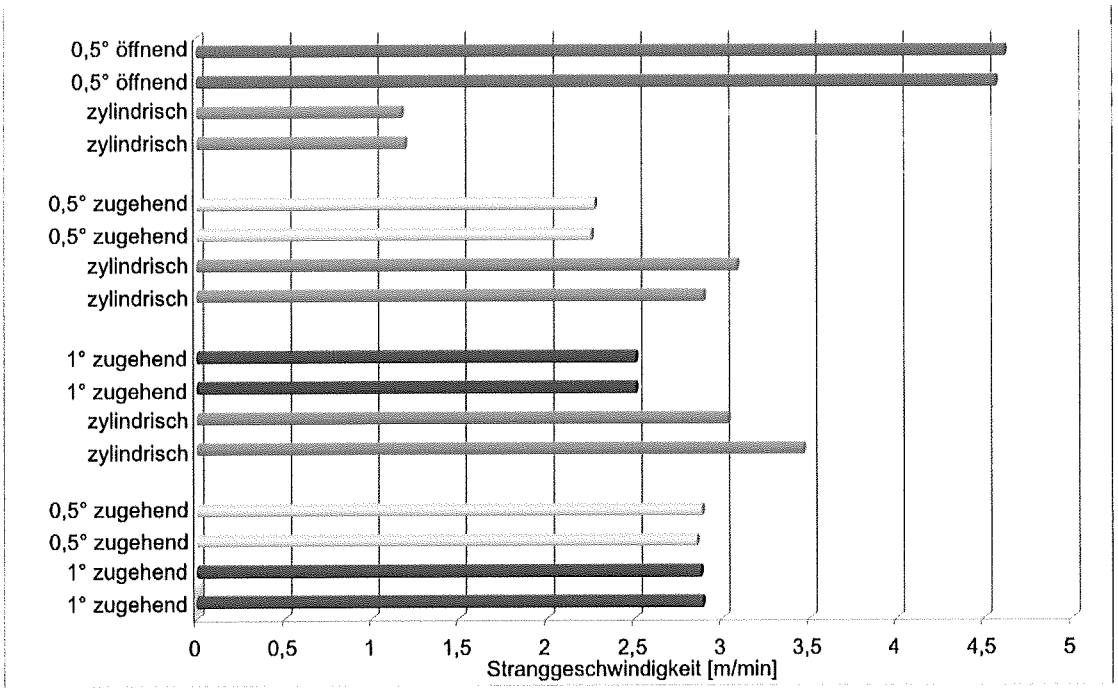


Abb. 14: Einfluss des Winkels im Matrizenführungskanal auf die Stranggeschwindigkeit

Neben den Stranglängen bzw. Stranggeschwindigkeiten wurden auch bei diesen Versuchen die Strangaustrittstemperaturen gemessen. Da nun neben des Winkels des Matrizenführungskanals auch die Stranggeschwindigkeiten in den einzelnen Matrizeneinsätzen unterschiedlich sind und beide Parameter die Strangaustrittstemperaturen beeinflussen, kann im Gegensatz zur Presskampagne 1 mit nur gleichen Einsätzen, kein systematischer Zusammenhang zwischen Winkel des Matrizenkanals und Strangaustrittstemperatur festgestellt werden. So wird beispielsweise die in der ersten Presskampagne gemessene niedrige Temperatur bei den um 0,5° öffnenden Einsätzen durch die hohen Strangaustrittsgeschwindigkeiten kompensiert, so dass sich im Vergleich zu den zylindrischen Matrizenführungskanälen nahezu gleiche Temperaturen ergeben (Tab. 4)

Tab. 4: Ergebnisse der Strangpressversuche, Kampagne 2

	Matrizeneinsatz	Stranglänge [cm]	Stranggeschwindigkeit [m/min]	Temperatur [°C]
Versuch 1	zylindrisch	474	3,46	495,4
	0,5 ° zugehend	343	2,50	494,3
	0,5 ° zugehend	343	2,50	486,9
	zylindrisch	416	3,03	486,1
Versuch 2	1 ° zugehend	312	2,27	495,1
	zylindrisch	398	2,89	500,5
	zylindrisch	561	4,08	504,5
	1 ° zugehend	309	2,25	490,7
Versuch 3	0,5 ° öffnend	628	4,56	498,7
	zylindrisch	164	1,19	485,9
	zylindrisch	161	1,17	487,4
	0,5 ° öffnend	635	4,61	483,6
Versuch 4	1 ° zugehend	392	2,85	502,6
	0,5 ° zugehend	396	2,88	502,7
	1 ° zugehend	395	2,88	478,6
	0,5 ° zugehend	394	2,87	499,1

4.3 Analyse der Stränge

Wie die Auswertungen der Strangpressversuche der Kampagnen 1 und 2 ergeben haben, haben die Winkel der Matrizenführungskanäle einen starken Einfluss auf die Presskraft, die Stranggeschwindigkeit und die Strangtemperatur. Insbesondere über die Strangtemperatur haben somit die Geometrien der Matrizenführungskanäle auch einen Einfluss auf die Mikrostruktur der gepressten Stränge.

Daher wurden die hergestellte Stränge zur Beurteilung ihrer Qualität Proben entnommen und davon im Längsschliff das Makro- und Mikrogefüge bestimmt.

Für die Beurteilung des Makrogefüges wurde eine Ätzlösung nach Poulton verwendet. Die Proben für die Analyse des Mikrogefüges wurden mit einer Ätzlösung nach Barker anodisiert und anschließend mit polarisiertem Licht aufgenommen.

Sowohl die Makro- als auch die Mikrogefüge wurden anschließend je nach Grad der vorliegenden Rekristallisation in die folgenden drei Bereiche eingeteilt:

- Bereich 1: Vollständig rekristallisiertes und feinkörniges Gefüge
- Bereich 2: Teilweise rekristallisiertes und grobkörniges Gefüge
- Bereich 3: nicht rekristallisiertes Gefüge mit überwiegend verformten Körnern

4.3.1 Zylindrischer Matrizeneinsatz

Bei der Analyse Makrogefüge der Stränge, die mit dem zylindrischen Matrizeneinsatz hergestellt wurden, lassen sich je nach Strangaustrittstemperatur zwei verschiedene Gefügezustände beobachten.

Die Stränge, die eine Strangaustrittstemperatur unterhalb von 500°C hatten, weisen alle drei oben beschriebenen Gefügebereiche auf. Während es am Rand des Stranges einen vollständig rekristallisierten Bereich gibt, liegt in der Strangmitte verformtes Gefüge vor. Zwischen diesen beiden Bereichen kann eine Übergangszone mit einem teilrekristallisierten Gefüge beobachtet werden (Abb. 15).

Bei Strängen mit einer Strangaustrittstemperatur oberhalb von 500°C ist auch der Bereich in der Strangmitte schon teilweise rekristallisiert, so dass bei diesen Proben nur die Bereiche 1 und 2 festgestellt werden konnten (Abb. 16).

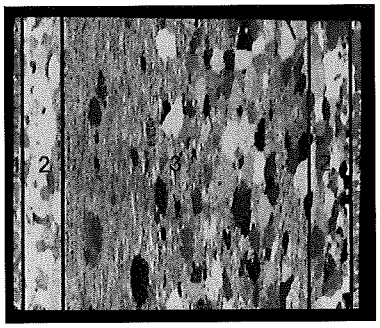


Abb. 15: Makrogefüge eines Stranges; zylindrischer Einsatz; T_{Str} = 485 °C

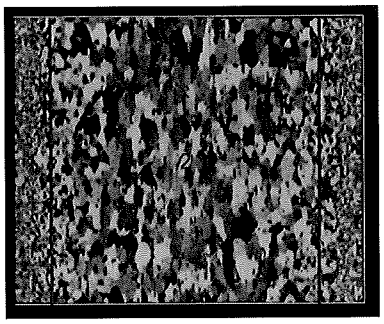


Abb. 16: Makrogefüge eines Stranges; zylindrischer Einsatz; T_{Str} = 505 °C

4.3.2 0,5° & 1° zugehender Matrizeneinsatz

Bei den Gefügen der Stränge, die mit den beiden zugehenden Matrizeneinsätzen stranggepresst wurden, konnten die gleichen Beobachtungen wie bei den Strängen mit dem zylindrischen Einsatz gemacht werden. Auch hier konnten bei Strängen mit T_{Str} < 500°C alle drei Gefügebereiche (Abb. 17) bei Strängen mit T_{Str} > 500°C nur zwei Gefügebereiche festgestellt werden (Abb. 18).

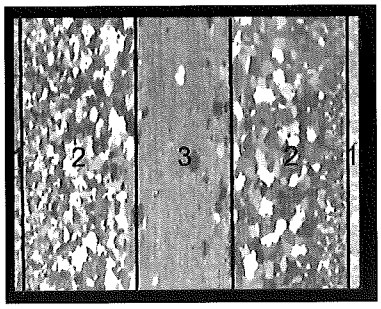


Abb. 17: Makrogefüge eines Stranges; 0,5° zugehender Einsatz TStr = 490 °C

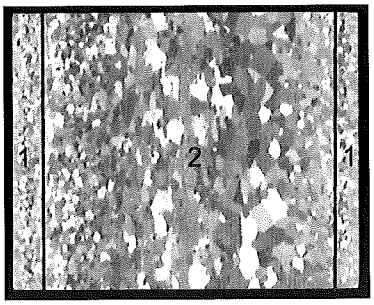


Abb. 18: Makrogefüge eines 0,5° zugehender Einsatz TStr = 510 °C

4.3.3 0,5 ° öffnender Matrizeneinsatz

Die Makrogefüge der mit dem öffnenden Matrizeneinsatz hergestellten Stränge weisen sämtlich nur die beiden Gefügebereiche des vollständig und des teilweise rekristallisierten Gefüges auf (Abb. 19). Aufgrund der geringeren Reibung im Presskanal lag die Strangaustrittstemperatur bei allen Strängen unterhalb von 500°C.

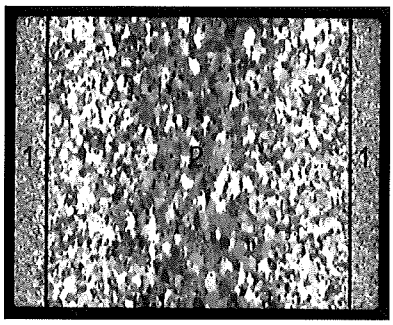


Abb. 19: Makrogefüge eines Stranges, 0,5° öffnender Einsatz, T_{Str} = 490°C

5 Reibversuche und -modellierung

5.1 Ausgangsreibversuche mit dem Torsion-Tribo-Test

Im Rahmen der Untersuchungen wurden zwei unterschiedliche Serien von Reibversuchen durchgeführt. Dabei wurde die Reibkraft zwischen der Aluminiumlegierung EN AW 6060 und dem Warmarbeitsstahl 1.2344 jeweils als Funktion der Temperatur, der Geschwindigkeit und des Anpressdrucks bestimmt.

Dazu wurden zum einen Versuche an der ETH Zürich, Institut für virtuelle Produktion, mit dem dort entwickelten Tribo-Torsions-Test vorgenommen. Hierzu wird in einer Torsionsprüfmaschine eine Aluminiumprobe eingespannt und dann definierten Druck rotiert (Abb. 20). Über das resultierende Drehmoment kann dann die Reibkraft bestimmt werden. Die Experimente wurden bei unterschiedlichen Temperaturen (300 °C, 400 °c und 500 °C), Geschwindigkeiten (2,5 mm/s und 10 mm/s) und Drücken (5 MPa, 10 MPa und 20 MPa) durchgeführt.

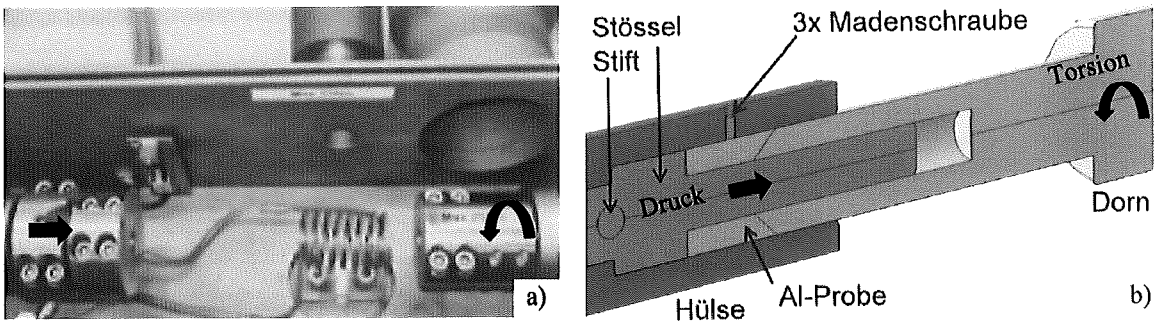


Abb. 20: Schematische Darstellung des Tribo-Torsion-Tests des IVP, ETH Zürich [BEC14]: a) Torsionsanlage Baehr STD810 b) Hauptbestandteile des Reibungstests

Im folgenden sind Diagramme der Reibversuche, die mit dem Tribo-Torsion-Test an der ETH Zürich durchgeführt wurden, für unterschiedliche Temperaturen und Geschwindigkeiten dargestellt (Abb. 21 - Abb. 26). In jedem Diagramm wird das Drehmoment in Abhängigkeit von der Versuchszeit und des Anpressdruckes aufgetragen. Aufgrund der Gleitreibung ergibt sich ein oszillierender Kurvenverlauf. Stellt sich zwischen den Reibpartnern ein dauerhafter bzw. stabiler Reibkontakt ein, so oszilliert das Drehmoment um einen Mittelwert. Dagegen führt ein instabiler Reibkontakt zu fluktuierenden Kurvenverläufen, d.h. es stellt sich kein konstanter Mittelwert über die gesamte Versuchsdauer ein.

Die Untersuchungen zeigen, dass das Drehmoment signifikant von der Temperatur und des Anpressdrucks beeinflusst wird. So wird beispielweise bei 300 °C lediglich ein stabiler Reibkontakt bei einem Anpressdruck von 20 MPa erzielt (Abb. 21). Zudem ist das resultierende Drehmoment mit einem Mittelwert von ca. 17 Nm deutlich größer als bei den 400 °C- (10 Nm) und 500 °C-Versuchen (8 Nm). Demnach führt die Zunahme der Prüftemperaturen und/ oder des Anpressdrucks zur Ausbildung eines stabilen Reibkontakts. Allerdings nimmt mit zunehmenden Temperaturen der Einfluss des Anpressdrucks auf das Drehmoment sukzessiv ab. Die Rotationsgeschwindigkeit hat keinen signifikanten Einfluss.

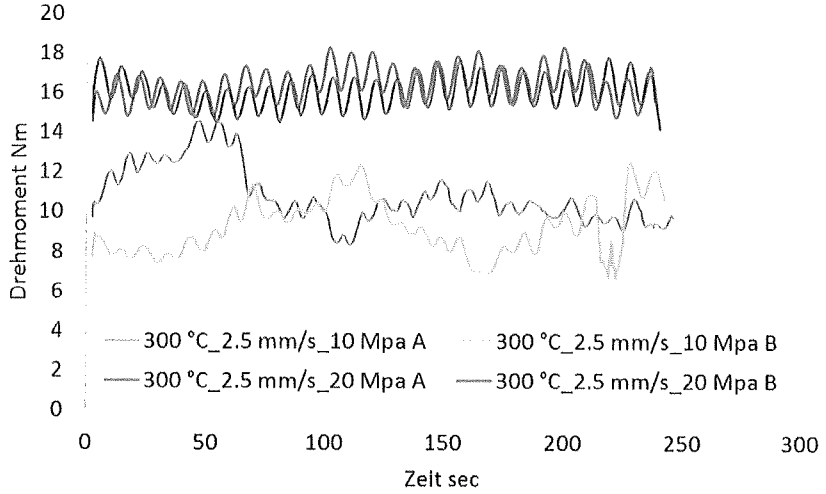


Abb. 21: Drehmomentverlauf beim Reibtest mit dem Tribo-Test bei 300 °C und 2,5 mm/s

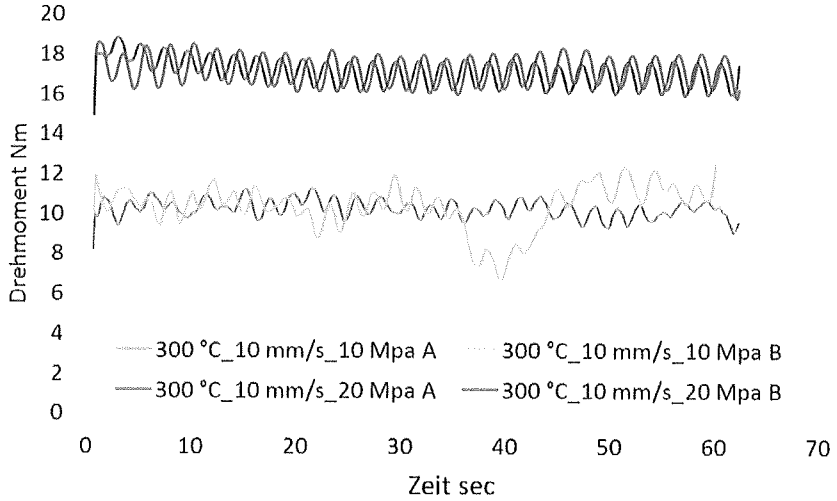


Abb. 22: Drehmomentverlauf beim Reibtest mit dem Tribo-Test bei 300 °C und 10 mm/s

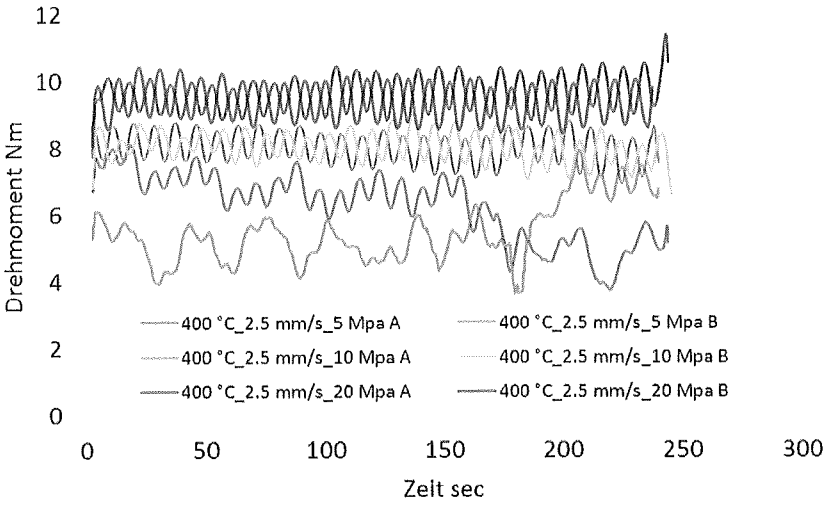


Abb. 23: Drehmomentverlauf beim Reibtest mit dem Tribo-Test bei 400 °C und 2,5 mm/s

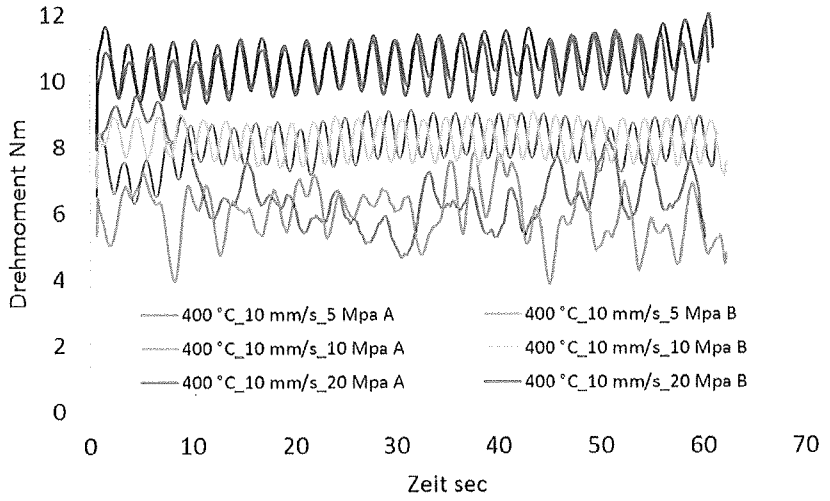


Abb. 24: Drehmomentverlauf beim Reibtest mit dem Tribo-Test bei 400 °C und 10 mm/s

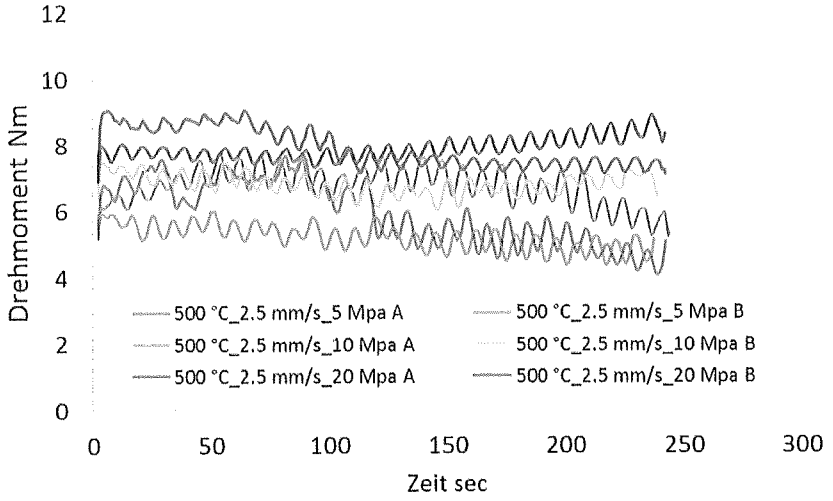


Abb. 25: Drehmomentverlauf beim Reibtest mit dem Tribo-Test bei 500 °C und 2,5 mm/s

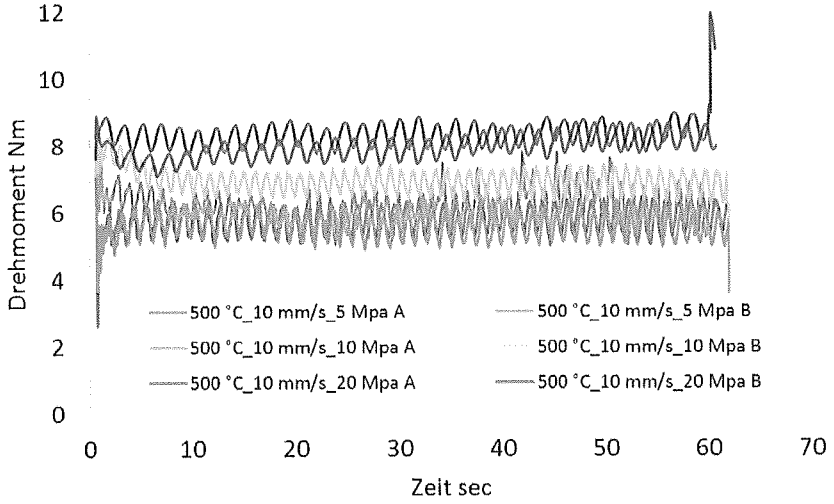


Abb. 26: Drehmomentverlauf beim Reibtest mit dem Tribo-Test bei 500 °C und 10 mm/s

Aus den resultierenden Drehmomenten können die Reibspannungen mittels nachfolgender Gleichung (Gl. 7) berechnet werden:

$$M = \frac{\pi}{16} * \tau * \frac{{D_a}^2 - {D_i}^2}{\sin(\alpha)} * (D_a + D_i) \tag{7}$$

In Abb. 27 sind die Reibspannungen als Funktion der Temperatur, Anpressdruck und der Geschwindigkeit dargestellt. Es zeigt sich, dass die Temperatur den Einfluss auf die Reibspannung besitzt. Während sich der Anpressdruck auf die Reibspannung ebenfalls deutlich auswirkt, ist der Effekt der Geschwindigkeit gering.

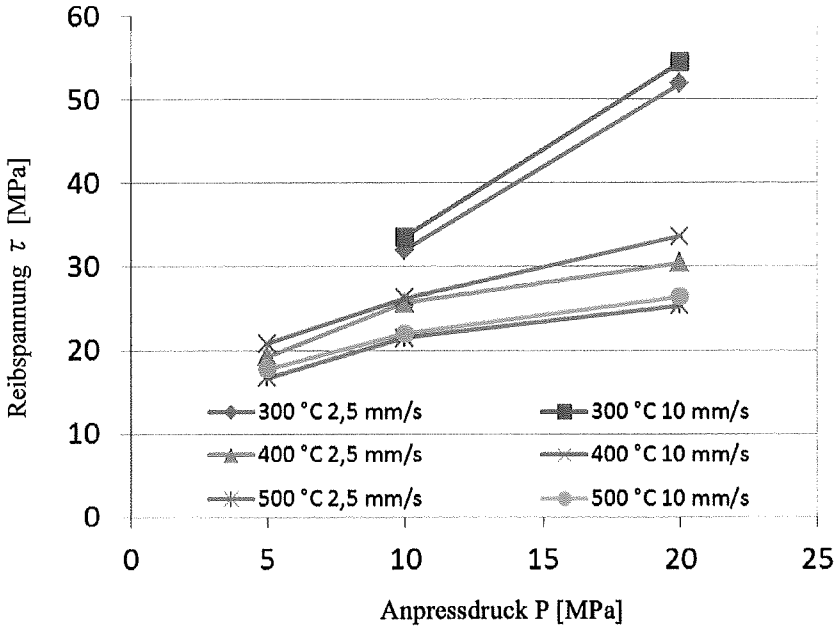


Abb. 27: Reibspannung bei unterschiedlichen Temperaturen, Geschwindigkeiten und Drücken (Tribo-Torsion-Test)

5.2 Ausgangsreibversuche mit dem axialen Reibtest

Zum anderen wurden Reibversuche an einem am Forschungszentrum Strangpressen der TU Berlin entwickelten Reibprüfstandes durchgeführt [SAN14a]. In jedem Experiment wird einen Zylinder in einen Stahlrohr eingesetzt und erwärmt. Wenn die gewünschte Temperatur erreicht ist, wird der Zylinder von zwei Stempeln axial aufgetaucht. Anschließend wird der Hohlzylinder (Rohr) in axialer Richtung mit einer konstanten Geschwindigkeit herausgezogen, während der hydrostatische Ausgang konstant bleibt (Abb. 28). Die dafür notwendige Kraft entspricht der Reibkraft. Der Zustand des Kontakts kann beim Entfernen der Probe aus dem Hohlzylinder identifiziert werden. Darüber hinaus lässt sich jeweils die Reibungsscherzone und die Mikrostruktur unter Verwendung von Lichtmikroskop und EBSD bestimmen. Die Experimente wurden bei unterschiedlichen Temperaturen (300 °C, 400 °C und 500 °C), Geschwindigkeiten (0,1 mm/s, 1 mm/s, 5 mm/s, 10 mm/s, 20 mm/s und 50 mm/s) und normalisiertem Anpressdruck (1,5; 4 und 6) durchgeführt [SAN14b].

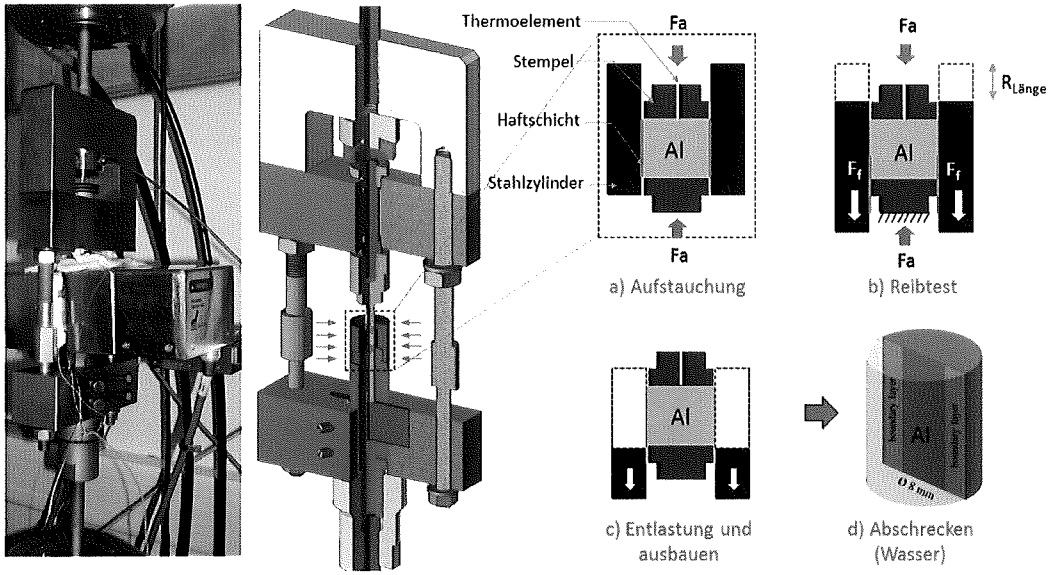


Abb. 28: Schematische Darstellung des Reibprüfstandes des FZS (axiale Reibtest), TU Berlin (Version 1)

Um sicherzustellen, dass alle Versuche bei unterschiedlichen Temperaturen mit dem gleichen hydrostatischen normalisierten Druck (σ_n') durchgeführt wurden, mussten zunächst die axial wirkenden Kräfte unter Verwendung der folgenden Gleichungen (Gl. 8-11) berechnet werden (Abb. 29) [SAN14b, OCK12].

$$\sigma_n = \sigma_{axial} - k_{fo} \tag{8}$$

$$\sigma_n' = \frac{\sigma_n}{k_{fo}} \tag{9}$$

$$k_{fo} = \frac{1}{\alpha} sinh^{-1} \left[\frac{Z}{A}\right]^{1/n} \tag{10}$$

$$Z = \dot{\varepsilon} e^{(\Delta H/RT_k)} \tag{11}$$

Die Dehnrate betrug in den Experimenten während des Aufstauchens 0,0006 s^{-1}. Die Fließspannung wird mit Hilfe der Zenner-Hollomon Gleichung berechnet (A = 3,7E+10 s^{-1}; n=4,7; ΔH=156 kJ/mol; α =0,034 MPa^{-1}) (11). Die in den Experimenten verwendeten axialen und normalisierten Spannungen sind in Abb. 29 aufgelistet.

a)

	Temperature °C			
σ_n'	300 °C	400 °C	500 °C	
1.5	3.9	1.6	0.8	F_a (kN)
4	7.7	3.2	1.5	
6	10.8	4.4	2.1	

b)

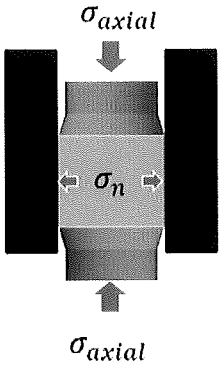
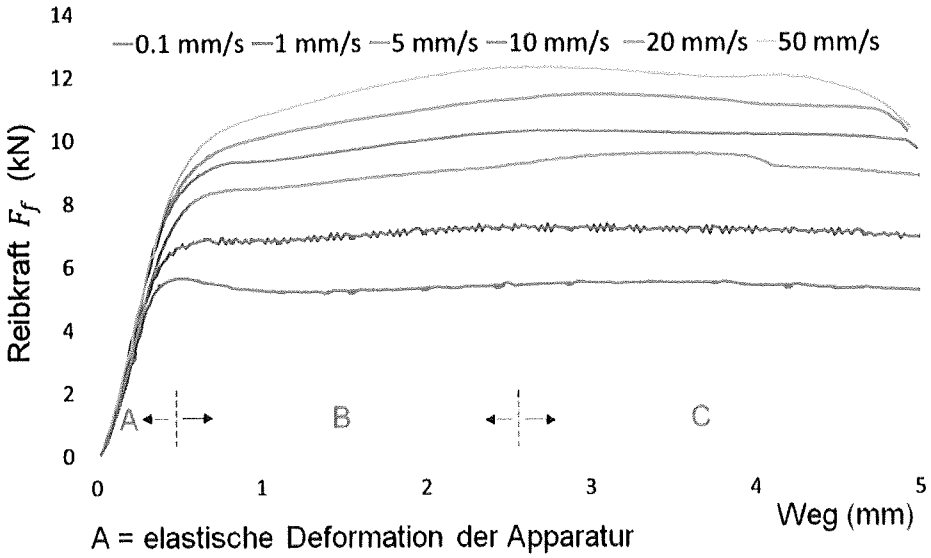


Abb. 29: Schematische Darstellung der axialen und normaliiserten Spannungen während des Aufstauchens der Probe, a) Axiale Kräfte, b) Aufstauchen der Probe

In Abb. 30 ist exemplarisch der Reibkraftverlauf als Funktion des Wegs für unterschiedliche Geschwindigkeiten gezeigt. Drei unterschiedlichen Zonen sind im Kraftverlauf erkennbar. Zu Beginn des Versuchs, also in der Zone A, steigt die Kraft linear an. Dieser Befund resultiert aus der starken Adhäsion zwischen der Aluminiumprobe und des Stahlzylinders, was in einer elastischen Dehnung des gesamten Systems resultiert. Mit weiterem Stempelweg, also in der Zone B, steigt die Kraft weiter leicht an aufgrund der zusätzlichen Reibung zwischen der Aluminiumhaftschicht und des Stempels (Vergrößerung der Reibfläche). In der Zone C bleibt diese konstant und führt zu keiner Änderung der Reibkraft.



A = elastische Deformation der Apparatur
B = Anstieg der Kraft durch Vergrößerung der Reibfläche
C = konstante Reibfläche

Abb. 30: Allgemeine axiale Kraftkurve während des axialen Reibtests

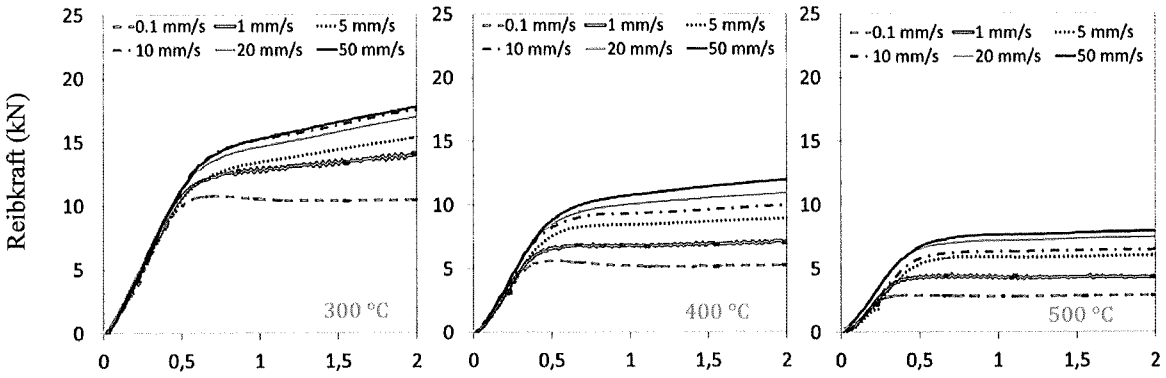


Abb. 31: Kraftverlauf beim axialen Reibtest bei σ_n'=1,5 und 300°C (links), 400°C (Mitte), 500°C (rechts)

In den Abb. 31 sind die Reibkraftverläufe für die normalisierte Spannung σ_n'=1,5 präsentiert. Die Reibkraft wird signifikant von der Temperatur und der Geschwindigkeit beeinflusst. Sowohl zunehmende Temperaturen als auch abnehmende Geschwindigkeiten führen zu abnehmenden Reibspannungen.

Abb. 32 stellt die Reibspannung in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit, Temperatur und normalisierte Spannung dar. Die berücksichtigte Reibkraft wurde hier als der Übergangsbereich (Wendepunkt) der Zone A und Zone B festgelegt. Die Reibspannung ist definiert als der Quotient aus Reibkraft und Reibkontaktfläche ($A=2\pi \cdot r \cdot L$). Es zeigt sich, dass die Reibspannung als Funktion der Geschwindigkeit einen logarithmischen Kurvenverlauf aufweist. Mit zunehmender Temperatur werden abnehmende Reibspannungswerte festgestellt. Darüber hinaus ist deutlich zu erkennen, dass mit zunehmender Temperatur der Einfluss des hydrostatischen Anpressdrucks bzw. der normalisierten Spannung auf die Reibspannung deutlich abnimmt.

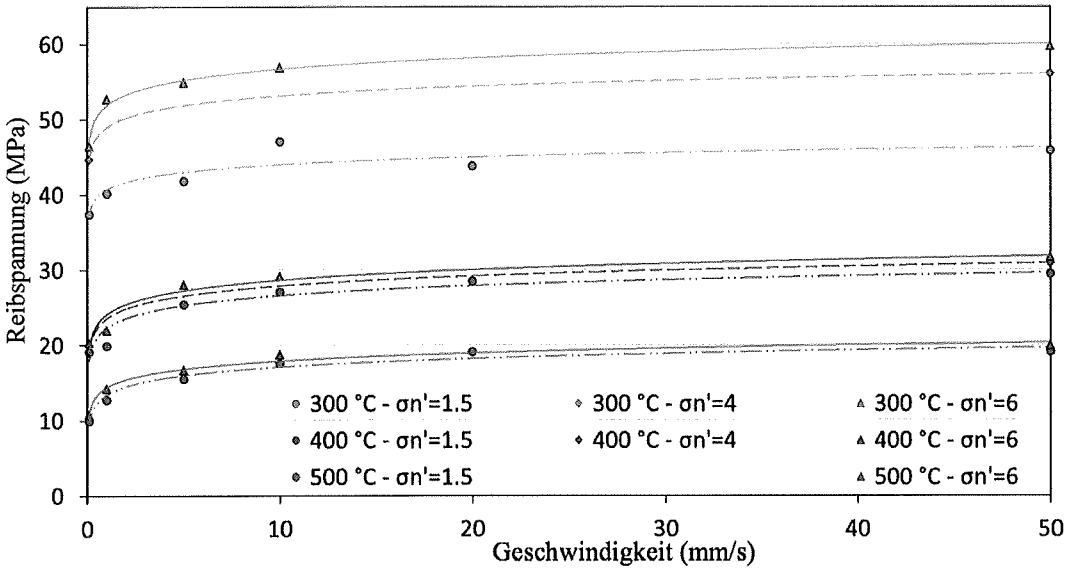


Abb. 32: Reibspannung bei unterschiedlichen Temperaturen, Geschwindigkeiten und Drücken (axialer Reibtest)

5.3 Erstellung eines Reibmodells

Mittels des Ansatzes der Reibmodellierung nach Tresca [WUT87] wurde versucht das experimentelle Reibverhalten ab- bzw. nachzubilden. In einem weiteren Schritt wurde durch eine Anpassung des Reibmodells die Abbildbarkeit deutlich verbessert.

Abb. 33 zeigt den Einfluss des Anpressdrucks bzw. der normalisierten Spannung auf die Reibkraft für verschiedene Temperaturen und einer Geschwindigkeit von 50 mm/s. Es ist ersichtlich, dass die normalisierte Spannung insbesondere bei niedrigen Temperaturen (300 °C) die gemessene Reibkraft signifikant beeinflusst. So führt die Zunahme der normalisierten Spannung von 1.5 auf 6 zu einer Erhöhung der Reibkraft von ca. 20 %. Jedoch wird dieser Effekt bei 500 °C nicht mehr festgestellt. Dieser Befund ist in dem Umstand begründet, dass bei einer Temperatur von 300 °C mit Zunahme der normalisierten Spannung die reale Kontaktfläche (Mikrokontakte) zwischen der Aluminiumlegierung und des Stahlzylinders zunimmt und damit einhergehend zu einem Anstieg der Reibkraft führt [WUT87, POP10]. Dagegen ist bei 500 °C die Festigkeit des Aluminiums so gering, dass bereits geringe Anpressdrücke genügen, um die maximale Kontaktfläche zu erreichen.

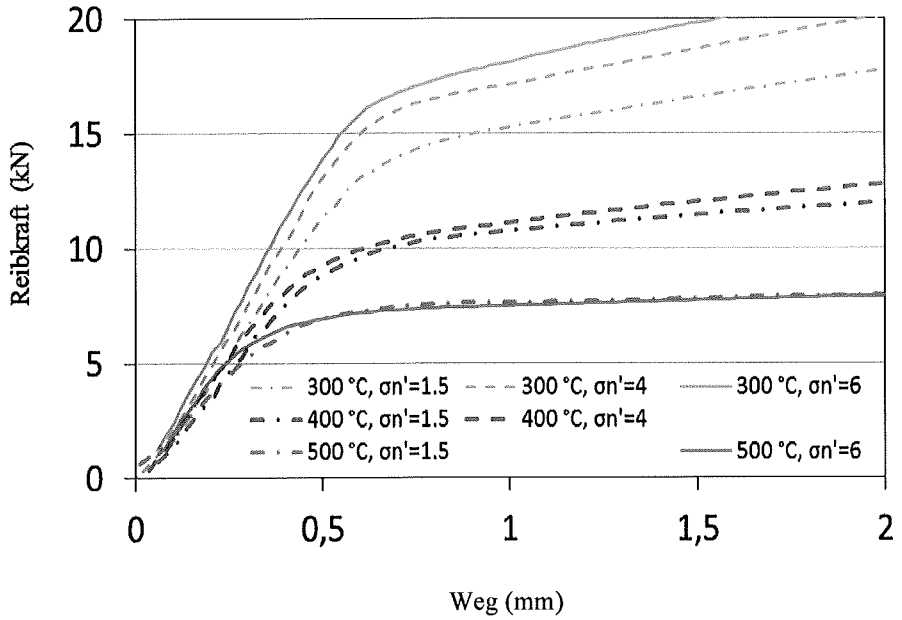


Abb. 33: Reibkraft in Abhängigkeit von der Temperatur und der normalisierten Spannung

Dementsprechend hängt die Änderung der Reibkraft von der real existierenden Kontaktfläche ab und muss bei der Modellierung berücksichtigt werden. Aus diesem Grund wird ein Kontaktfaktor η_k definiert, der die reale Kontaktfläche als Funktion der Temperatur und der normalisierten Spannung skaliert (Gl.12).

$$\eta_k = 1 - \frac{e^{-(k_1 T + k_2)\sigma_n'}}{(k_3 T + k_4)} \tag{12}$$

In Abb. 34 ist der Kontaktfaktor in Abhängigkeit von der Temperatur und des normalisierten Anpressdrucks dargestellt. Es zeigt sich, dass bei 300 °C im Falle einer normalisierten Spannung von 1,5 die reale Kontaktfläche ungefähr 80% der geometrischen Kontaktfläche entspricht. Dagegen ist bei einer normalisierten Spannung von 6 die reale Kontaktfläche gleich der geometrischen Kontaktfläche.

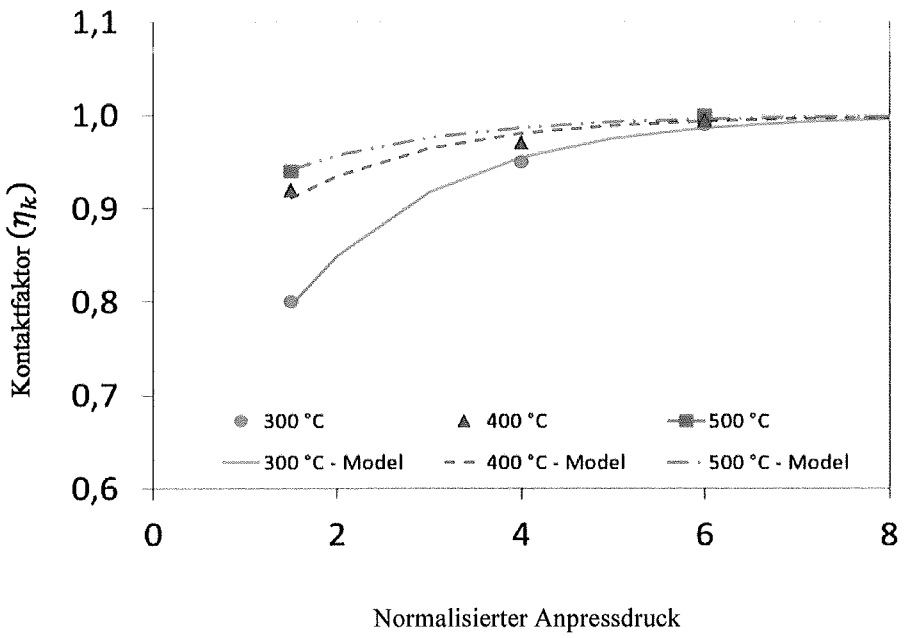


Abb. 34: Kontaktfaktor in Abhängigkeit von der Temperatur und des normalisierten Anpressdrucks

Nach der Reibmodellierung von Tresca ist unter Annahme idealer Haftreibung (Sticking m=1) in der Reibzone die Reibspannung (τ) gleich der Scherspannung (k_{st}). Ist die Fließspannung in der Reibzone bekannt, so lässt sich die Reibspannung einfach berechnen (Gl. 13). Allerdings müssen dafür die Temperatur und die Dehnrate in der Reibzone bekannt sein. Die Temperatur kann relativ einfach und genau gemessen werden, aber die Bestimmung der Dehnrate ist eine große Herausforderung. Es ist bekannt, dass diese sich in Scherprozessen aus der Geschwindigkeit und der Breite der Scherzone berechnet. Um die Breite der Scherzone zu messen, wurden sämtliche Proben nach dem Reibversuch in Längsrichtung auseinander getrennt und metallographisch präpariert. In Abb. 35 sind exemplarisch einige präparierte Proben gezeigt. Die Veränderung der Scherzonenbreite (h) in Abhängigkeit der gewählten Parameter ist deutlich erkennbar am Rand der Proben [SAN14c].
Anhand der experimentell gemessenen Werte wurde eine empirische Formel aufgestellt, die die Scherzone und damit einhergehend die Dehnrate als Funktion der Geschwindigkeit und der Temperatur beschreibt (Gl. 14).

$$\tau = m\frac{k_f}{\sqrt{3}} = m.kk = k_{st} \tag{13}$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{v}{h} = \left(\frac{v^{\left(1-\theta_1 e^{(\theta_2 T)}-\theta_3\right)}}{\varphi_1 T+\varphi_2}\right) \tag{14}$$

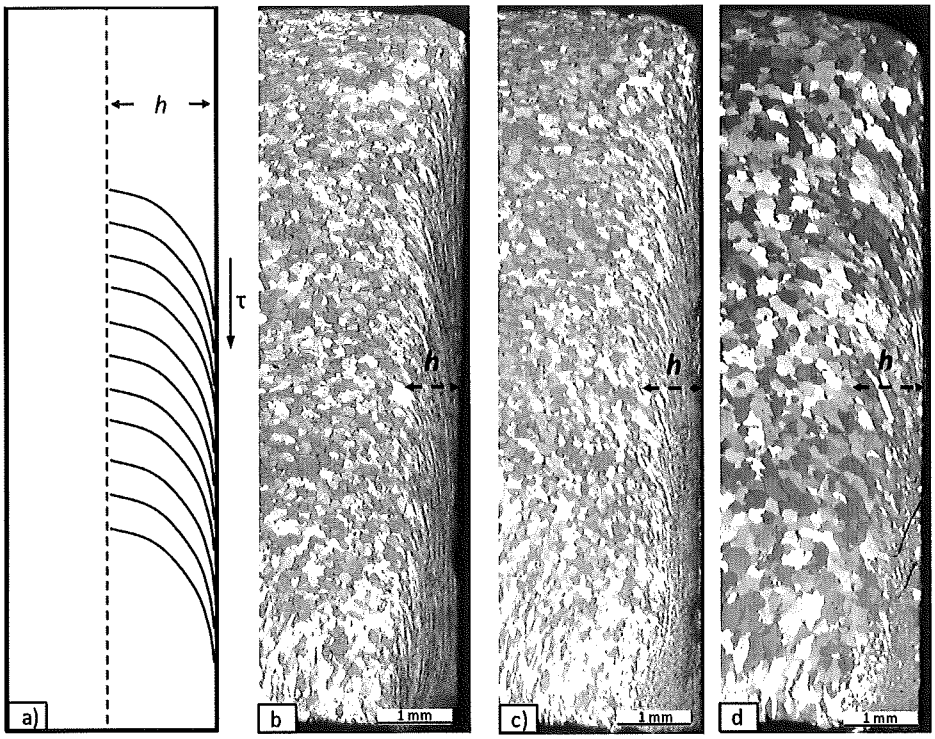


Abb. 35: Mikrostruktur der gesamten Reibungsgrenzschicht nach Reibungstest bei 50 mm/s und σ_n/k_f=1,5
a) Abbildung der Reibungsgrenzschicht, b) bei 300 °C, c) bei 400 °C und d) bei 500 °C

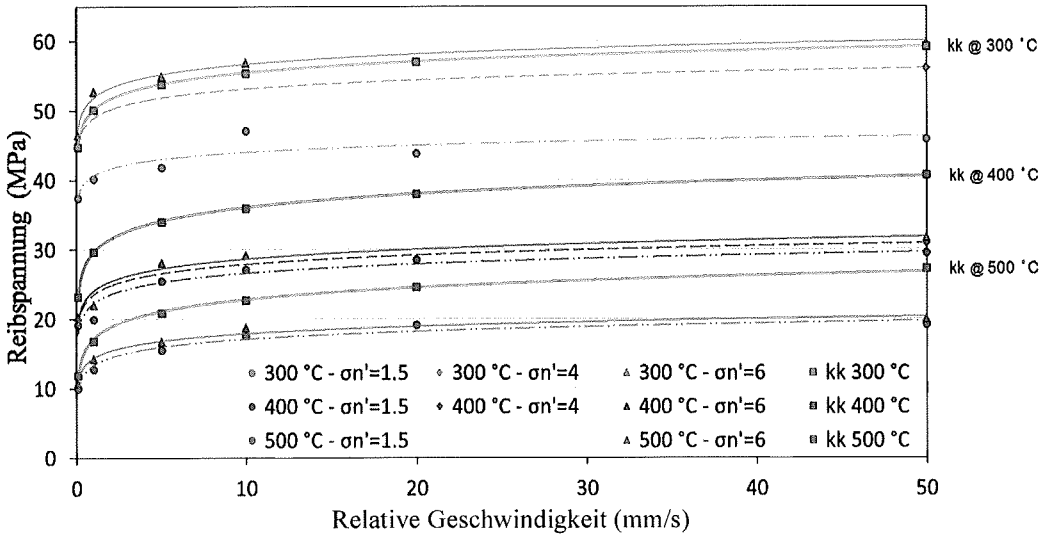


Abb. 36: Vergleich der experimentellen und berechneten Reibspannungen

Allerdings zeigte sich, dass die berechneten Werte nach dem Modell von Tresca ca. 15 % über den experimentell gemessenen Reibspannungswerten liegen (Abb. 36). Dieser

Befund wurde auf die mikrostrukturelle Veränderung während des Reibversuches, die in einer Verfestigung und/oder Entfestigung resultieren, zurückgeführt.

Um den Einfluss der Mikrostruktur auf die mechanischen Eigenschaften in der Scherzone bzw. Reibzone zu überprüfen, wurden Härtemessungen nach Vickers durchgeführt (Abb. 37). Die Ergebnisse zeigen, dass bei 300 °C Verfestigung in der Scherzone auftritt, während bei 400 °C und 500 °C Entfestigung stattfindet [SAN14c].

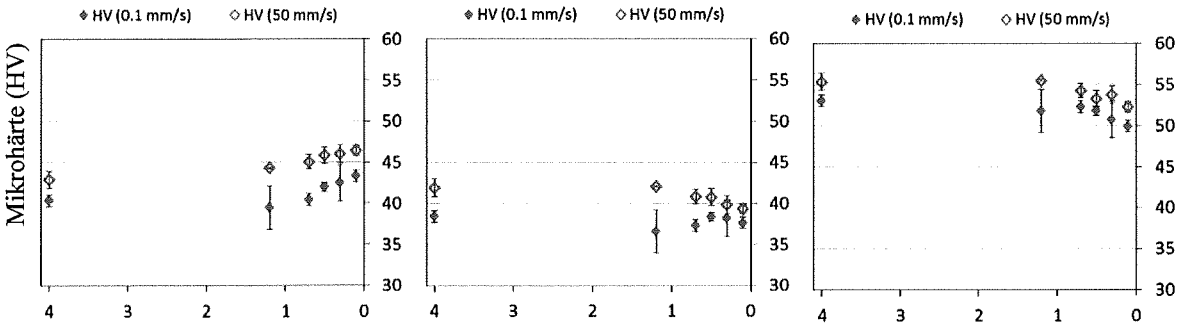


Abb. 37: Härte der Reibungsgrenzschicht. a) bei 300 °C, b) bei 400 °C und c) bei 500 °C

Da für den Reibkontakt und die Reibbedingung jedoch diese Scherzone bestimmend ist, wurde das bestehende Reibmodell, um einen empirischen Mikrostruktur- bzw. Yield Faktor, der die Geschwindigkeit und die Temperatur beinhaltet, erweitert (Gl. 15).

$$\eta_m = (a_1 e^{a_2 T} + a_3) v^{(b_1 e^{b_2 T} + b_3)} \tag{15}$$

Schließlich ergibt sich für die Berechnung der Reibspannung folgendes modifizierte Modell nach Tresca, welches den Einfluss von der Temperatur, Geschwindigkeit, Anpressdruck und Mikrostrukturentwicklung berücksichtigt (Gl. 16).

$$\tau = \eta_k \, \eta_m \, \frac{k_f}{\sqrt{3}} \tag{16}$$

5.4 Modellierung des Strangpressens mit dem Reibmodell

Im Rahmen der numerischen Untersuchungen wurden zunächst mehrere FE-Modelle für die unterschiedlichen Kombinationen der Matrizeneinsätze erstellt (Abb. 38). Im Anschluss wurde das Strangpressen mit dem veränderten Reibmodell simuliert und insbesondere die unterschiedlichen Strangaustrittsgeschwindigkeiten miteinander vergleichen.

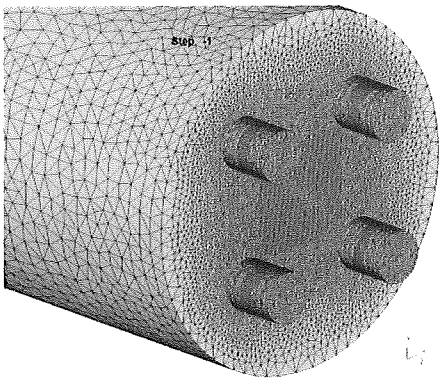


Abb. 38: FE-Model Ausgangszustand

Die durchgeführten Simulationen wurden hinsichtlich des Verlaufs der Strangaustrittsgeschwindigkeit für verschiedene Simulationsschritte, d.h. für unterschiedliche Zeitpunkte über den Strangpressprozess hinweg ausgewertet (Abb. 39 - 42). Es zeigte sich, dass keine stationäre Strangsaustrittsgeschwindigkeit berechnet werden konnte, stattdessen eine starke, zum Teil sprunghafte Variation in den Geschwindigkeiten simuliert wurde.

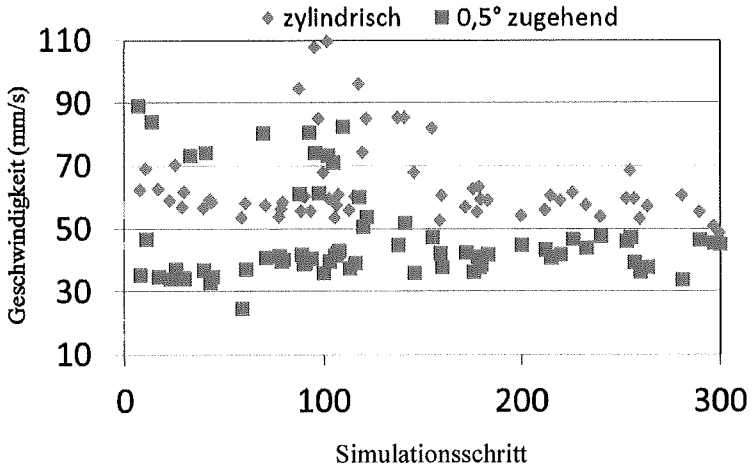


Abb. 39: Verlauf der Strangaustrittsgeschwindigkeiten bei zylindrischen und um 0,5° zugehenden Presskanälen

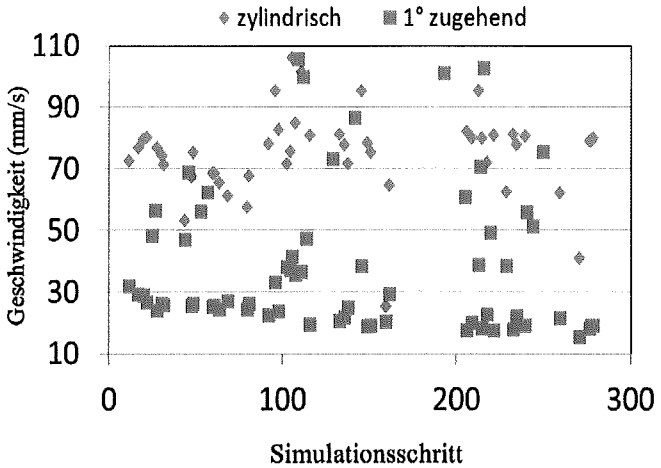


Abb. 40: Verlauf der Strangaustrittsgeschwindigkeiten bei zylindrischen und um 1° zugehenden Presskanälen

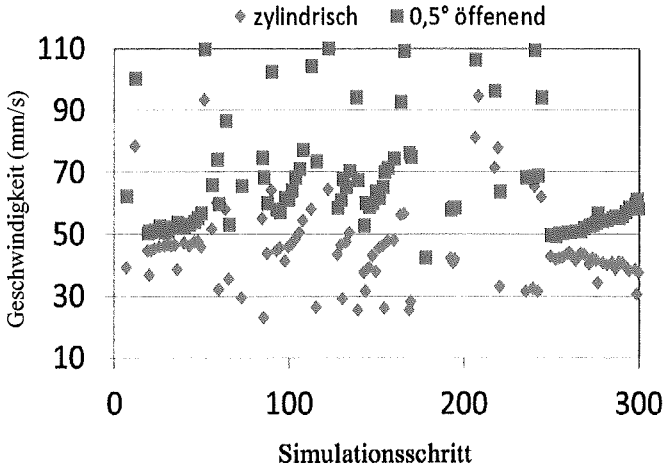


Abb. 41: Verlauf der Strangaustrittsgeschwindigkeiten bei zylindrischen und um 0,5° öffnenden Presskanälen

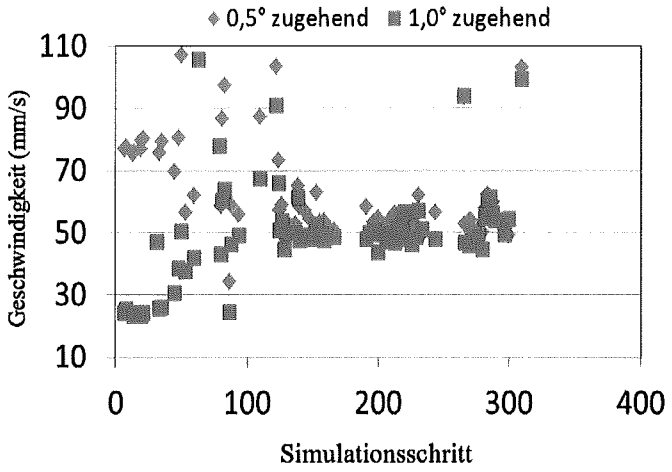


Abb. 42: Verlauf der Strangaustrittsgeschwindigkeiten bei um 0,5° und um 1° zugehenden Presskanälen

Als Ursache für die starke Variation in der Austrittsgeschwindigkeit wurde eine nicht definierte, d.h. zufällige Änderung der Kontaktoberfläche im Presskanal identifiziert. Wie in Abb. 43 dargestellt, zeigten Analysen der unterschiedlichen Simulationen eine zufällige Änderung der Kontaktoberfläche im Presskanal, was instabile Strangaustritts-geschwindigkeiten zur Folge hatte.

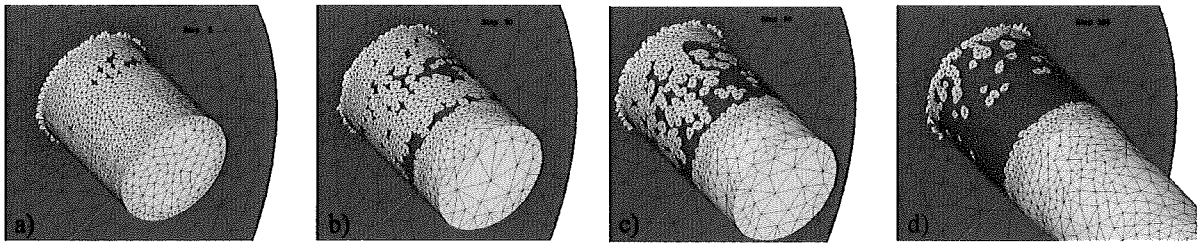


Abb. 43: Variation der Kontaktfläche während der Simulation im Presskanal. a) bei Schritt 5, b) bei Schritt 30, c) bei Schritt 60 und d) bei Schritt 395

5.5 Vergleich der Simulation mit den Experimenten

Neben dem Vergleich der Ergebnisse der FE-Programme untereinander wurden nun die experimentellen Ergebnisse mit denen der Simulation, insbesondere der, die unter Verwendung des neuen Reibmodells durchgeführt wurde, verwendet. Auch hierbei wurde besonderes Augenmerk auf den Vergleich der Strangaustrittsgeschwindigkeiten gelegt.

Während die beiden kommerziellen FE-Programme die Strangaustrittsgeschwindigkeit bei Verwendung des zylindrischen Presskanals im Vergleich zum Experiment zu hoch berechnen, sind die berechneten Strangaustrittsgeschwindigkeiten bei der Verwendung von konisch zugehenden Matrizen niedriger als die experimentell ermittelten Werte. Bei der

Verwendung des neuen Reibmodells zeigte sich ein ähnlicher Trend, jedoch war die Übereinstimmung der berechneten und experimentellen Strangaustrittsgeschwindig-keiten verbessert. Die weitere Auswertung der mit dem neuen Reibmodell berechneten Strangaustrittsgeschwindigkeiten mit dem Experiment ergab, dass Abweichungen der berechneten und experimentellen Werte möglicherweise auch durch das Design der Experimente begründet sein können. So können für einige Kombinationen verschiedener Einläufe sehr gute Übereinstimmungen für andere nur unzureichende Übereinstimmungen ermittelt werden (Abb. 44 - 47).

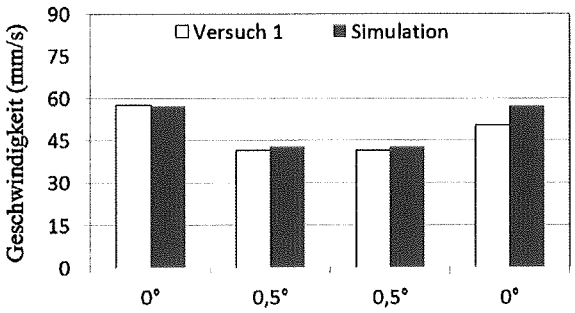


Abb. 44: Vergleich Simulation-Experiment, Versuch 1.2

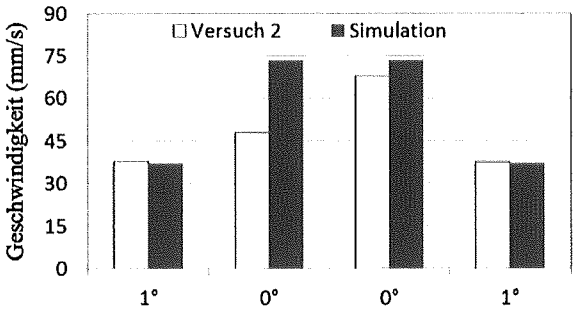


Abb. 45: Vergleich Simulation-Experiment, Versuch 2.2

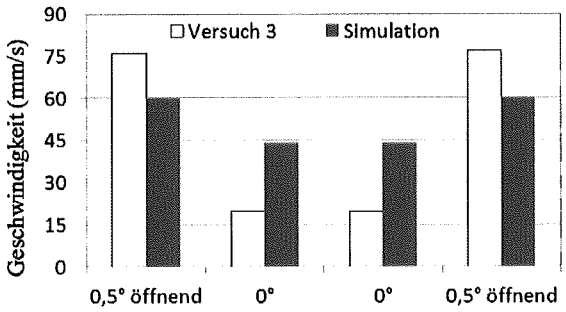


Abb. 44: Vergleich Simulation-Experiment, Versuch 3.2

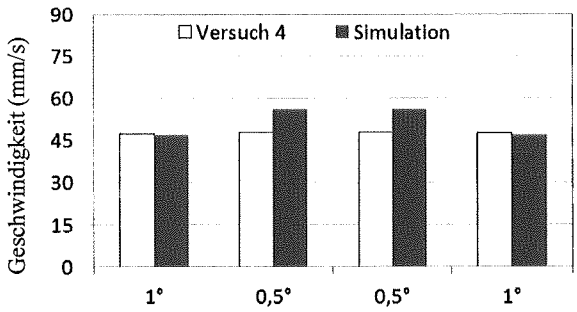


Abb. 45: Vergleich Simulation-Experiment, Versuch 4.2

5.6 Optimierung des axialen Reibtests

In dieser Phase des Projekts wurde der axiale Reibtest modifiziert und neue Reibversuche durchgeführt. Dabei wurden Reibtests unter Verwendung von unterschiedlichen Stempelformen durchgeführt, um die Reibung zwischen der Aluminiumhaftschicht und dem Stempel zu minimieren. Außerdem wurden die Versuchsschritte „Entlasten" und „Abschrecken" (Abb. 46 c) und d)) derart optimiert, dass eine zusätzliche Änderung der Mikrostruktur in der Reibungszone aufgrund des Ausbaus der Probe aus dem Reibprüfstand ausgeschlossen werden konnte.

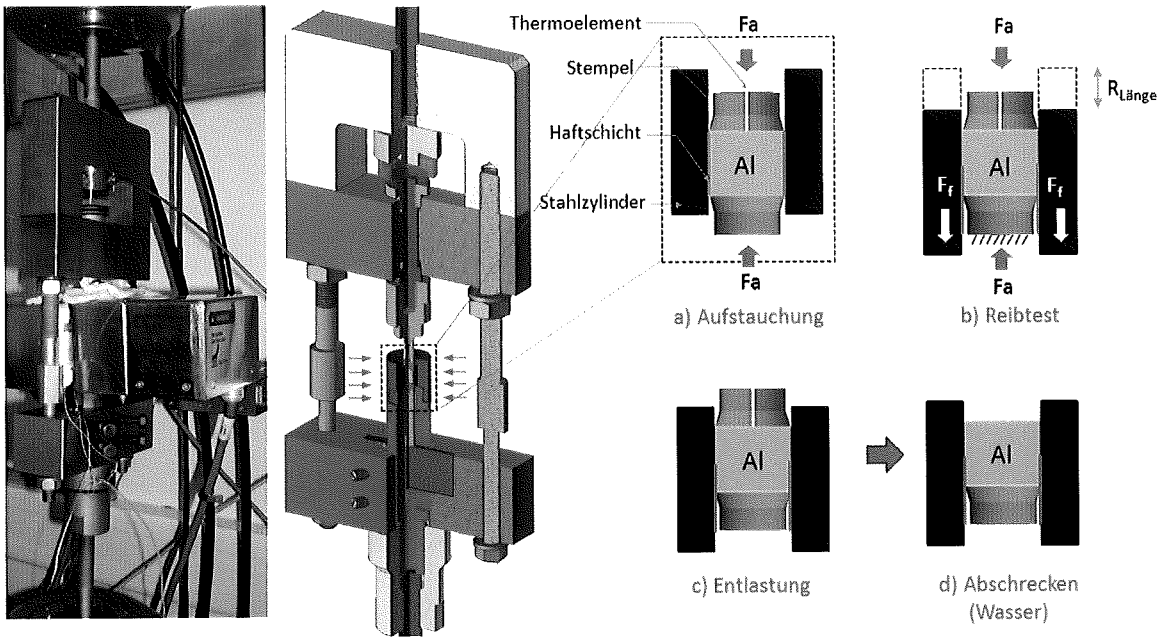


Abb. 46: Schematische Darstellung des Reibprüfstandes des FZS (axialer Reibtest), TU Berlin (Version 2)

Der typische Reibkraftverlauf, der mit dem Reibversuch der Version 1 aus Arbeitspaket 5 (Abb. 30) gemessen wurde, zeigte während des Reibtests einen Anstieg der Kraft aufgrund der Zunahme der Reibfläche (Zone B), die zu einer zusätzlichen Reibung zwischen der Aluminiumhaftschicht und den Stempel führt. Aus diesem Grund konnten die Messergebnisse aus den Zonen B und C des Reibkraftverlaufs für weitere Analysen nicht verwendet werden.

Neue Versuche mit drei unterschiedlichen Stempelformen (zylindrisch, konisch, konisch-konvex) wurden durchgeführt, um den Einfluss der Stempelgeometrie auf den Reibkraftverlauf darzustellen. Konisch-konvex geformte Stempel wurden eingesetzt, um eine deutlich verbesserte Normalspannungsverteilung in der Aluminiumprobe und Stahlzylinder zu realisieren. Die Abb. 47 zeigt die Kraftverläufe für die unterschiedlichen Stempelgeometrien. Die Experimente wurden bei 300 °C und 50 mm/s durchgeführt. Diese Parameter wurden gewählt, da das Reibverhalten deutlich sensibler durch niedrige Temperaturen und höhere Geschwindigkeiten beeinflusst wird. Wie zu erwarten, zeigen die Ergebnisse, dass der Kraftanstieg in der Zone A nicht wesentlich von der Stempelgeometrie abhängt. Allerdings wird durch die Verwendung von konischen und konisch-konvexen Stempeln die Reibung zwischen der Aluminiumhaftschicht und dem Stempel deutlich reduziert (Abb. 47). Die höheren Reibspannungswerte im Fall der eingesetzten konisch-konvex geformten Stempel im Vergleich zu den konisch geformten Stempeln ergibt sich aus dem Umstand, dass die Kontaktoberfläche durch die Stempelform leicht größer ist.

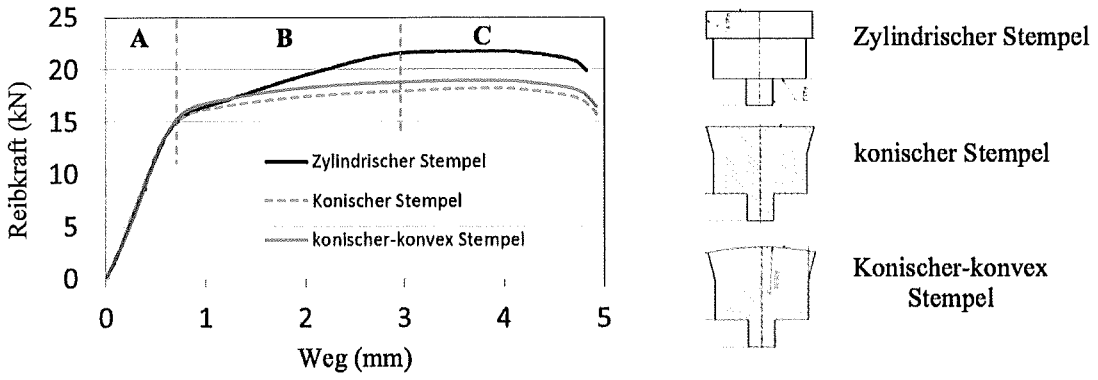


Abb. 47: Kraftverlauf unter der Verwendung von unterschiedlichen Stempelformen

In der Versuchsdurchführung der Reibversuche der Version I trat zum Teil eine zusätzliche Änderung der Mikrostruktur in der Reibungszone auf, die aus dem Ausbau der Probe aus dem Reibprüfstand resultierte. Um diesen Effekt zu vermeiden, wurden in den weiteren Versuchsdurchführungen nach Beendigung des Reibversuchs bzw. nach dem Entlasten des Prüfstandes Stempel, Stahlcontainer und Aluminium-Probe in Wasser abgeschreckt (Version II) und somit die Mikrostruktur „eingefroren" (siehe Abb. 48).

In Abb. 48 sind exemplarisch die Mikrostrukturen abgeschreckter (Version I und II) Aluminiumproben für die unterschiedlichen Stempelgeometrien gezeigt. Es wird festgestellt, dass die Scherzone mit der Version I im Vergleich mit zu der Version II etwas dünner ausgebildet ist. Lediglich die Reibzone im unteren Probenreich weist deutlichere Unterschiede in der Ausprägung auf.

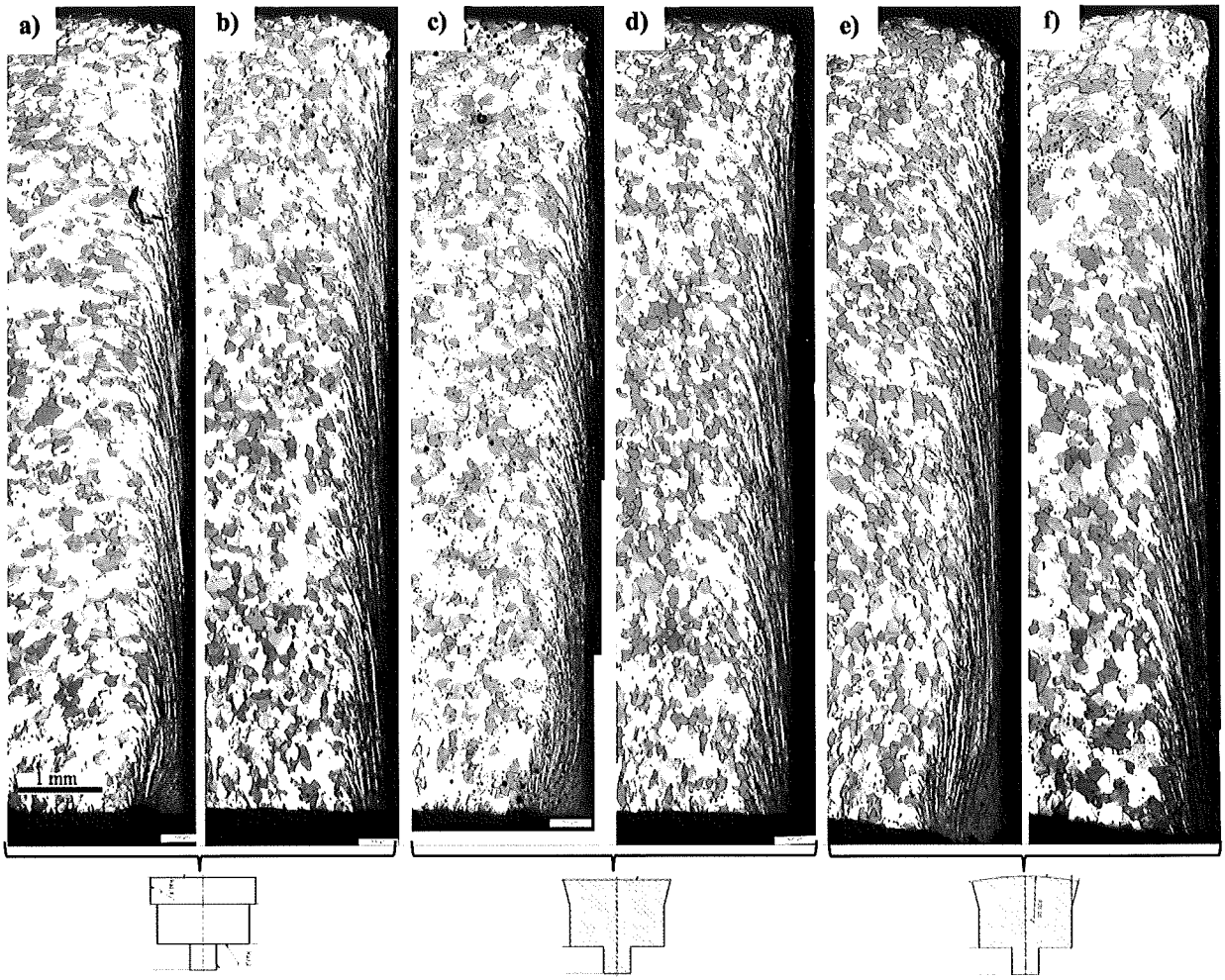


Abb. 48: Mikrostruktur der abgeschreckten Aluminiumproben, Version I (a, c, e) und Version II (b,d,f) in der Reibzone nach Reibungstest bei 300 °C und 50 mm/s unter Verwendung unterschiedlicher Stempelgeometrien

5.7 Reibversuche mit dem optimierten Reibtest

Nach der Modifizierung des Reibtests wurden Reibversuche bei unterschiedlichen Temperaturen, Anpressdruck und relativen Geschwindigkeiten durchgeführt.

In den Abb. 49 - 51 sind die Reibkraftverläufe gezeigt. Wie zu erwarten, führen abnehmende Prüftemperaturen, –geschwindigkeiten sowie normalisierte Spannungen zu abnehmenden Reibkräfte. Insbesondere bei 300 °C und hohen Relativgeschwindigkeiten wird eine deutliche Zunahme der Reibkraft während des Versuchsverlaufs festgestellt. Diese Verfestigung ist nicht nur im Kraftanstieg erkennbar, sondern zeigt sich auch in mikrostrukturellen Veränderungen und wird durch Härtemessungen bestätigt (Abb. 52) Andererseits tritt eine Entfestigung bei langsamen Versuchsgeschwindigkeiten (0,1 mm/s) ein. Mit steigender Prüftemperatur wird stetig eine Entfestigungszunahme festgestellt.

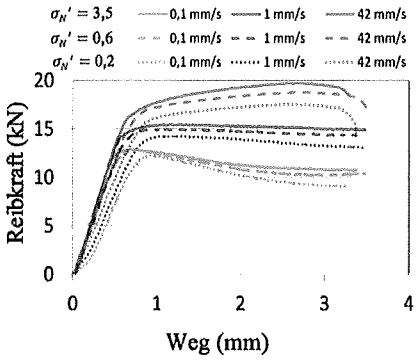


Abb. 49: Kraftverlauf beim axialen Reibtest, 300°C

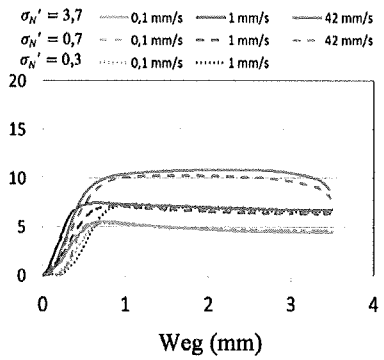


Abb. 50: Kraftverlauf beim axialen Reibtest, 400°C

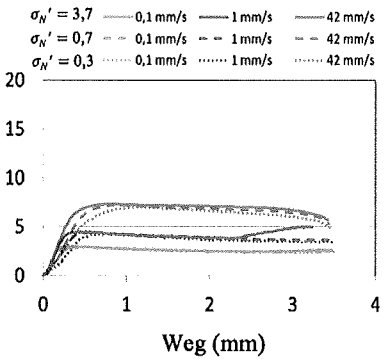


Abb. 51: Kraftverlauf beim axialen Reibtest, 500°C

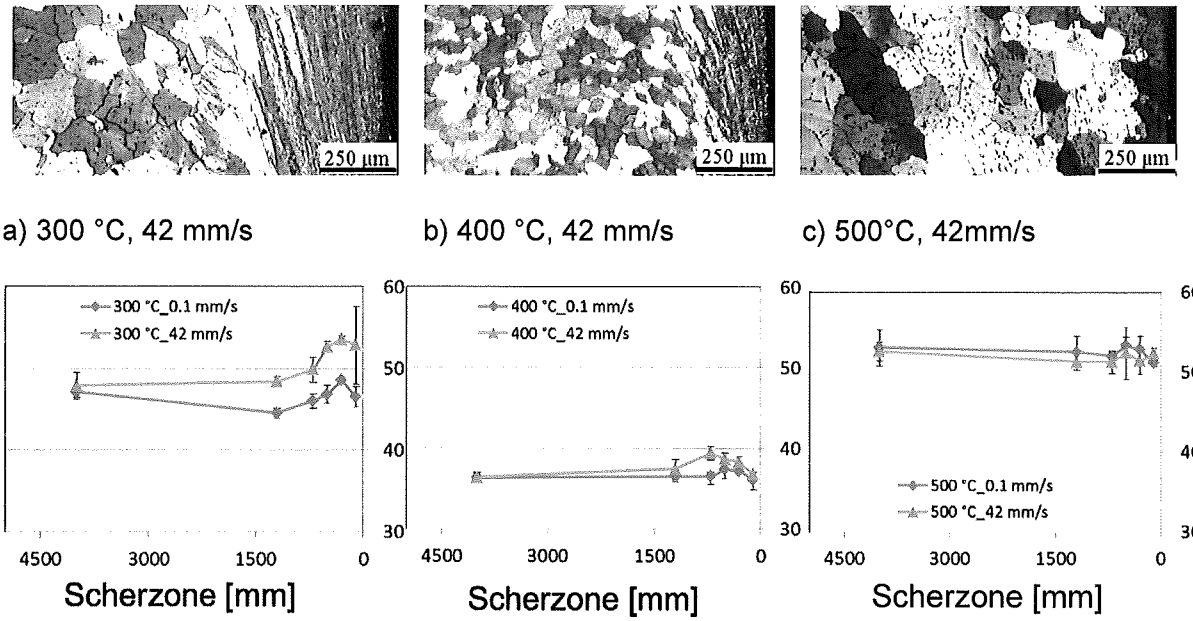


Abb. 52: Mikrostruktur und Härtemessungen in der Reibzone

Für die weiteren Betrachtungen wird die Normalspannung (Abb. 53) bei einem Reibweg von 3 mm unter Verwendung der von Mises Fließbedingung (Gl. 17) berechnet:

$$\sigma_N = P = \sigma_{axial} - \sqrt{{k_f}^2 - 3t^2} \tag{17}$$

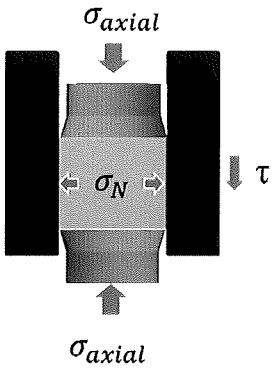


Abb. 53: Schematische Darstellung der Anpressdruck beim axialen Reibtest

Abb. 54 stellt die Reibspannung in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit, des Anpressdruck bzw. Normalspannung dar. Es zeigt sich, dass die Reibspannung als Funktion der Anpressdrucks einen asymptotischen Kurvenverlauf unter Berücksichtigung einer konstanten Geschwindigkeit aufweist. Abnehmende Geschwindigkeiten führen zu niedrigere Reibspannungswerte. Darüber hinaus ist deutlich zu erkennen, dass mit zunehmender Temperatur der Einfluss des hydrostatischen Anpressdrucks auf die Reibspannung deutlich abnimmt.

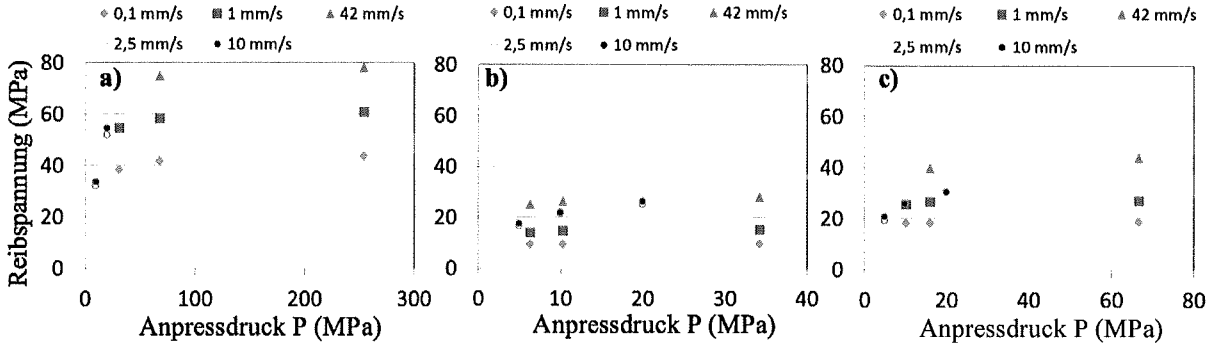


Abb. 54: Reibspannung bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten und Drücken (axialer Reibtest V2 und Tribo-Test). a) bei 300 °C, b) 400 °C und 500 °C

5.8 Erstellung eines optimierten Reibmodels

In der ersten Phase des Projekts wurde ein Reibmodell entwickelt, welches separat die reale Kontaktoberfläche und die Änderung der mechanischen Eigenschaften berücksichtigt. Allerdings waren hierzu eine Vielzahl an Parametern notwendig, was die Integration eines solchen Modells in FE-Programmen sehr erschwerte.

Basierend auf den Ergebnissen der durchgeführten Reibtests wurde eine Vereinfachung des Modells unter Verwendung einer mathematischen Funktion (logistische Funktion) vorgenommen (Abb. 55).

Bei sehr hohen hydrostatischen Zuständen ($\sigma_N' > 3{,}5$) tritt Haftreibung (sticking) während der Reibversuche auf. Bei solchem tribologischen Zustand wird entsprechend der Modellierung von Tresca die Scherspannung k_{st} gleich der Reibspannung τ (Gl. 18). Dies erlaubt die Berechnung eines Mittelwerts der Dehnrate ($\dot{\varepsilon}$) durch die Zener-Hollomon Gleichung (Gl. 20). Mit den Mittelwerten der Dehnraten bei 400 °C, 450 °C und 500 °C wurde die Gleichung (21) in Abhängigkeit von der Temperatur und der Geschwindigkeit empirisch ermittelt.

$$k_f = k_{st}.\sqrt{3} = \tau.\sqrt{3} \tag{18}$$

$$k_f = \frac{1}{\alpha} sinh^{-1}\left[\frac{Z}{A}\right]^{1/n} \tag{19}$$

$$Z = \dot{\varepsilon} e^{(\Delta H/RT_k)} \tag{20}$$

$$\dot{\varepsilon} = a(e^{-v/a} - 1) \tag{21}$$

$$a = a_o + b.e^{-\frac{T}{c}} \tag{22}$$

Anhand der Gl. 18 –22 wird die Reibspannung in Abhängigkeit von der Temperatur und der Geschwindigkeit unter Haftreibungsbedingungen betrachtet. Allerdings spielt insbesondere im Presskanal die Gleitreibung eine große Rolle. Gleitreibung findet in der Regel wie in Abb. 56 dargestellt bei deutlich niedrigeren Normalspannungen statt. Um die Reibspannungen für den kompletten Normalspannungsbereich, d.h. sowohl Gleitreibungsbereich als auch Haftreibungsbereich, zu beschreiben, wird die logistische Funktion verwendet (Gl. 23). Dafür wurde der Parameter γ (Gl. 24) als Funktionen der Temperatur an die experimentellen Ergebnisse angepasst.

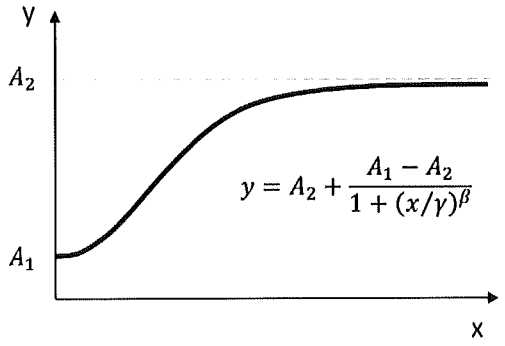


Abb. 55: Parameter logistische Kurve

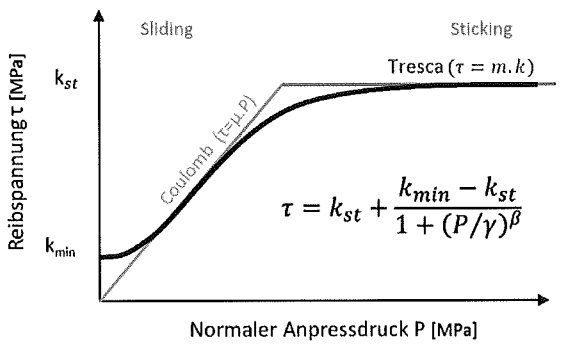


Abb. 56: Typischer Verlauf der Reibspannung beim Strangpressen

$$y = A_2 + \frac{A_1 - A_2}{1 + (x/\gamma)^\beta} \tag{23}$$

$$\gamma = \gamma_1 T + \gamma_2 \tag{24}$$

Es ist bekannt, dass Aluminium in Verbindung mit Stahl bei hohen Temperaturen und auch bei niedrigem Anpressdruck zur Adhäsion neigt. Deshalb wird in dem Reibmodell eine minimale Reibung (k_{min}) betrachtet, die mit der Reibspannung bei Haftreibung (k_{st}) skaliert wird (Gl. 25) [HOR14].

$$k_{min} = 0{,}2\ k_{st} \tag{25}$$

Mittels der Gleichung (26) wird generell die Reibung beim Warmstrangpressen beschrieben. Ausgewählte Kurven des Reibmodels sind in Abb. 57 - 58 dargestellt.

$$\tau = k_{st} + \frac{k_{min} - k_{st}}{1 + (P/\gamma)^{\beta}} \tag{26}$$

Unter Verwendung des neuen Reibmodels (Gl. 26) wird die maximale Reibung (k_{st}) als Funktion der Temperatur und der Geschwindigkeit berechnet. Der weitere logistische Kurvenverlauf berücksichtigt den Anpressdruck und die Temperatur.

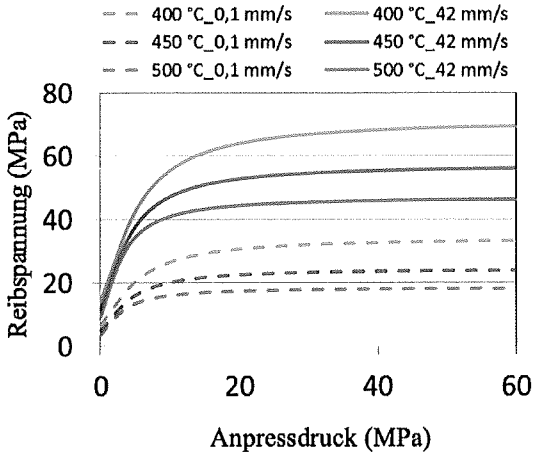


Abb. 57: Reibspannung in Abhängigkeit des Anpressdrucks

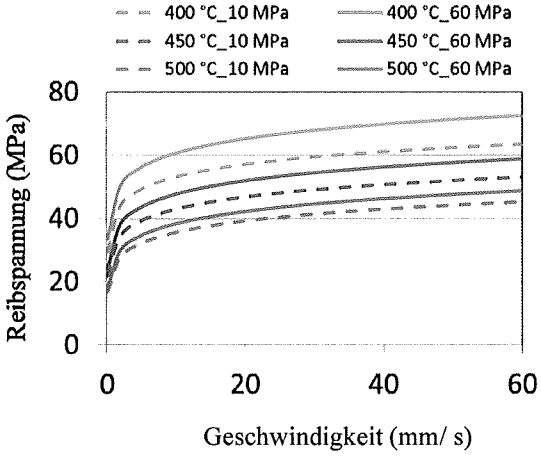


Abb. 58: Reibspannung in Abhängigkeit der Geschwindigkeit

Das neue Reibmodell modelliert die gemessenen Reibwerte bei unterschiedlichen Temperaturen, Anpressdruck und Geschwindigkeiten unter strangpressnahen Bedingungen. Dieses Modell wurde in Deform 3D integriert.

5.9 Modellierung des Strangpressens mit dem optimierten Reibmodell

Die 3D Modelle von den vier unterschiedlichen Matrizenkonfigurationen wurden konstruiert (Abb. 59a) und mit mehr als 200000 Elementen vernetzt (Abb. 59b). Der Wärmeübergangskoeffizient zwischen der Aluminiumlegierung und dem Warmarbeitsstahl wurde mit 7 N/sec/mm/K festgelegt. Die Fließspannung wurde mit der einem neuen Modell nach Zener-Hollomon (α=0.0265 MPa^{-1}, A=2.00E+14 s^{-1}, n=5.3, ΔH=203800 J/mol) berechnet. Das Strangpressen wurde nicht nur mit dem neuen Reibmodell sondern auch unter unterschiedlichen Reibzuständen simuliert und insbesondere die unterschiedlichen Strangaustrittsgeschwindigkeiten miteinander vergleichen.

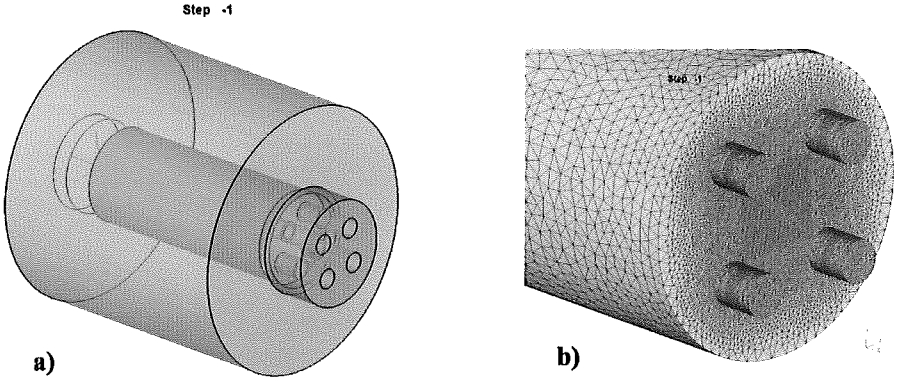


Abb. 59: 3D Modell der Strangpresssimulation
a) Montage der 3D Komponenten, b) Vernetzung des Bolzens

Die Simulationen wurden unter Berücksichtigung von drei unterschiedlichen Reibungsverhältnissen durchgeführt. In einem ersten Schritt wurden die Simulationen mit dem alten (modell a) und neuen Modell durchgeführt (Modell b). Zudem wurden Simulationen unter Haftreibungsbedingungen (Sticking m=1) durchgeführt.

Die Kontaktoberfläche zwischen Profile und Presskanäle wurde als „Non-Separable" und somit als „Vollkontakt" betrachtet. Damit wurde sichergestellt, dass die Kontaktfläche während der Simulation gleich bleibt.

Anschließend wurden die Modellparameter γ und β systematisch verändert bis die Austrittsgeschwindigkeiten der Simulationen mit denen der realen Versuche übereinstimmten (Modell c) (Abb. 60). In der Tab.5 sind alle Konstanten der Modelle a und b zusammengefasst.

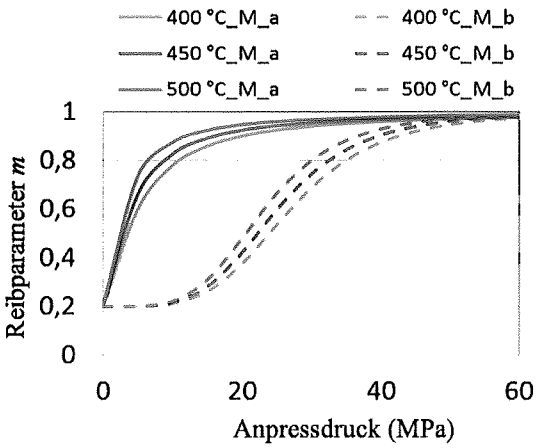


Abb. 60: Verlauf der Reibungsparameter (m), Modell a (M_a) und Modell b (M_b)

Tab. 5: Verwendeten Parameter der Reibmodelle a und b

	Einfluss über die Dehnrate			Einfluss über die Reibspannung		
Modelle	*a*	*b*	*c*	γ_1	γ_2	β
M_a	0,2167	3,19E-04	-64,18	-0,020	13,03	1,40
M_b	0,2167	3,19E-04	-64,18	-0,039	42,38	4,26

Die Simulationen wurden unter Verwendung der unterschiedlichen Matrizenkonfigurationen für die jeweilige Reibbedingung durchgeführt. Anschließend wurden insbesondere die unterschiedlichen Strangaustrittsgeschwindigkeiten betrachtet und miteinander vergleichen.

Um die Austrittsgeschwindigkeit auszuwerten, wurde die Geschwindigkeit im Presskanal während jeder Simulation durch das sogenannte "Point Tracking" gemessen. Die Abb. 60 – 61 zeigen die Geschwindigkeitsverteilung für die Matrizenkonfiguration zylindrisch - 0,5° öffnend unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Reibverhältnisse. Alle Berechnungen lieferten deutliche Variationen in den Strangaustrittsgeschwindigkeiten, die in der iterativen Berechnung jedes Simulationsschritts begründet. Aufgrund dessen wird im folgenden Kapitel ein Mittelwert für die Austrittsgeschwindigkeit angegeben.

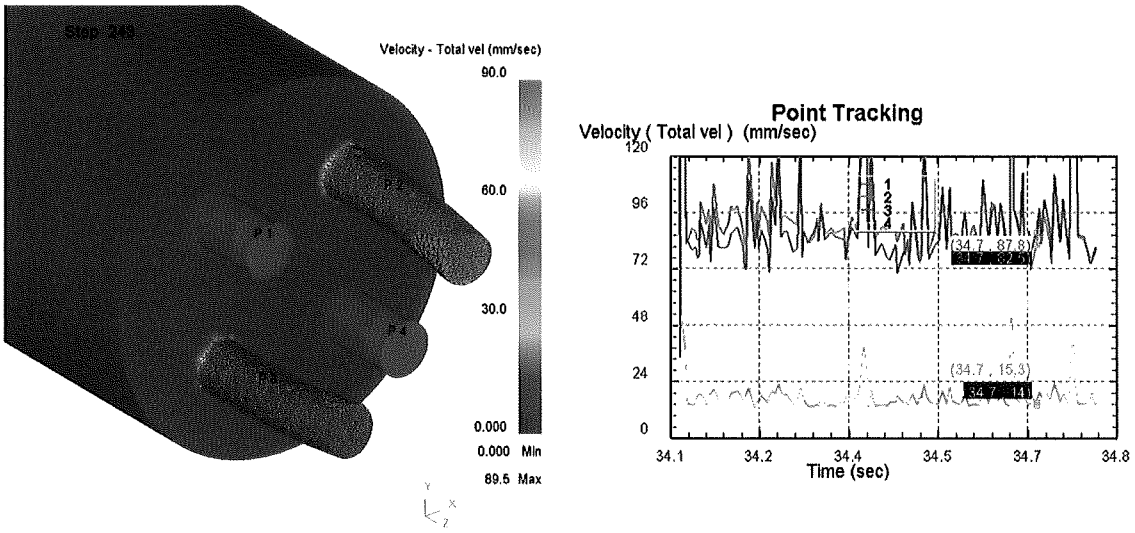


Abb. 60: Simulierte Austrittsgeschwindigkeit unter Verwendung des neuen Reibmodels (Modell b), Matrizenkonfiguration: zylindrisch – 0,5° öffnend

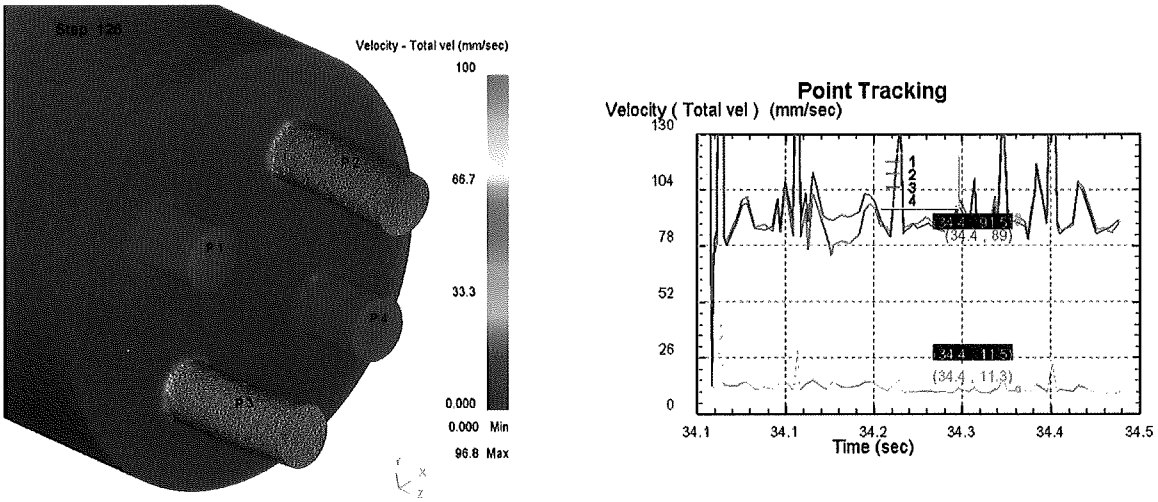


Abb. 61: Simulierte Austrittsgeschwindigkeit unter Verwendung der Reibbedingung „Sticking“, m=1, Matrizenkonfiguration: zylindrisch – 0,5° öffnend

5.10 Vergleich der optimierten Simulation mit den Experimenten

Nachfolgend wird der Vergleich der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Ergebnissen mit denen der Simulation dargestellt. Auch hier wurde besonderes Augenmerk auf den Vergleich der Strangaustrittsgeschwindigkeiten gelegt.

Die Abb. 62 zeigt für die vier eingesetzten Matrizenkonfigurationen die simulierten und experimentellen Austrittsgeschwindigkeiten (relativ). Es wird festgestellt, dass durch die Beschreibung des Reibverhaltens mittels der logistischen Funktion deutlich realistischere Stranggeschwindigkeiten berechnet werden als im Falle der Haftreibung (m=1).

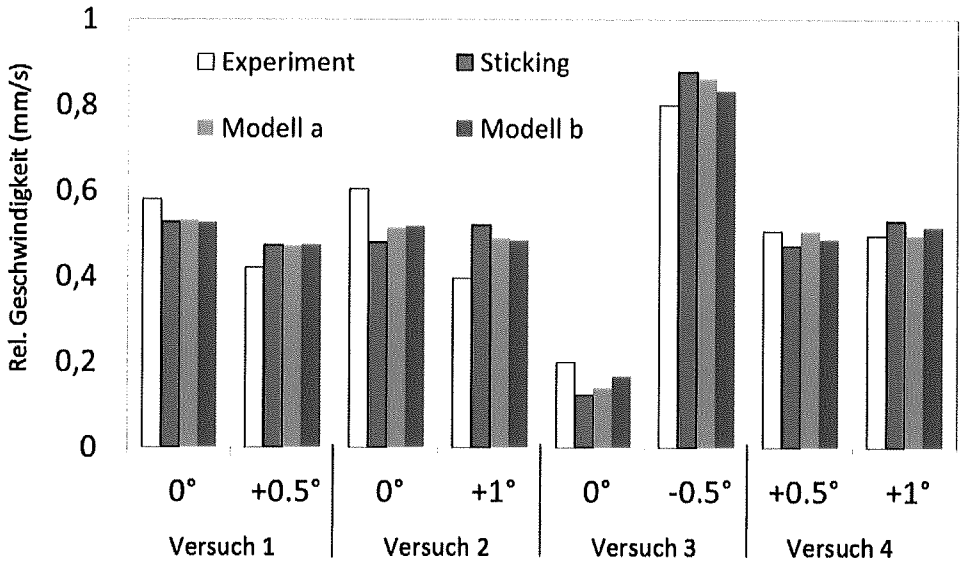


Abb. 62: Vergleich Simulation vs. Experiment, relative Austrittsgeschwindigkeit

Abb. 63 zeigt, wie die Simulationen unter Haftreibung den höchsten Fehler generiert haben. Die besten Ergebnisse wurden mit dem optimierten Modell c erreicht. Die größten Fehler wurden in den Versuche 2 und 3 gefunden, wo die Unterschiede zwischen die Presswinkeln und dadurch die Anpressdruckbedingungen sehr unterschiedlich waren.

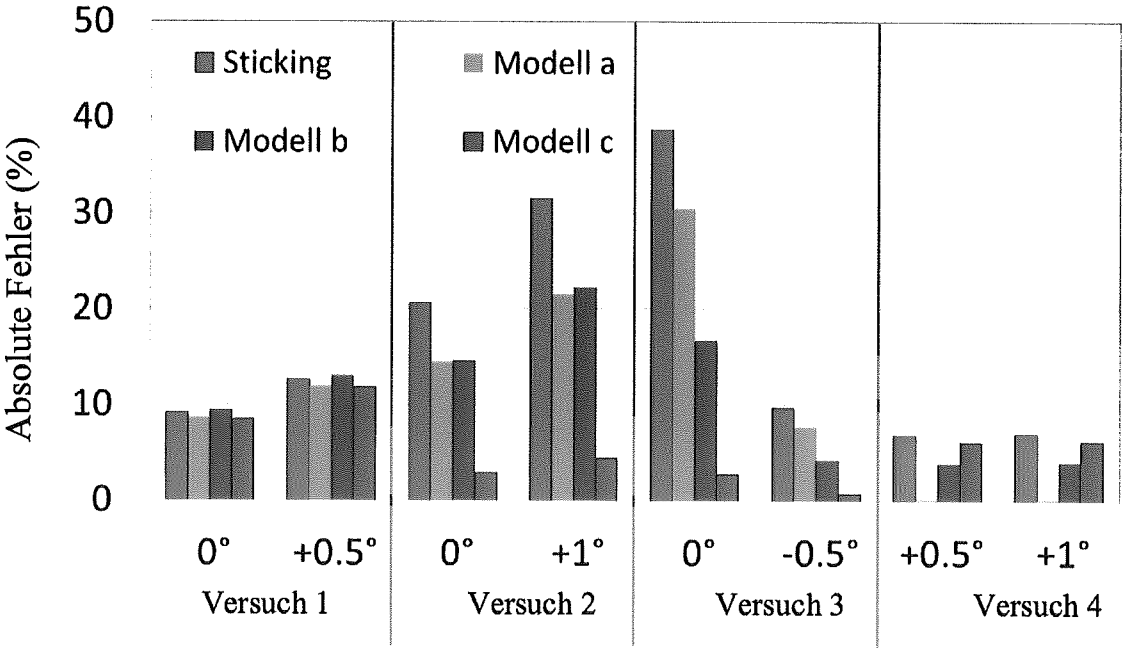


Abb. 63: Absoluter Fehler bei unterschiedlichen Reibbedingungen

Die Abb. 64 gibt einen Hinweis auf die möglichen Gründe für die immer noch bestehenden Unterschiede zwischen Experiment und Simulation [MOE05]. Für alle durchgeführten Simulationen wurde in den Presskanälen Vollkontakt betrachtet, dies könnte in der Realität jedoch anders sein. Die Fragestellung bzgl. der realen Kontaktoberfläche im Presskanal soll nun in einem weiteren Forschungsprojekt genauer untersucht werden.

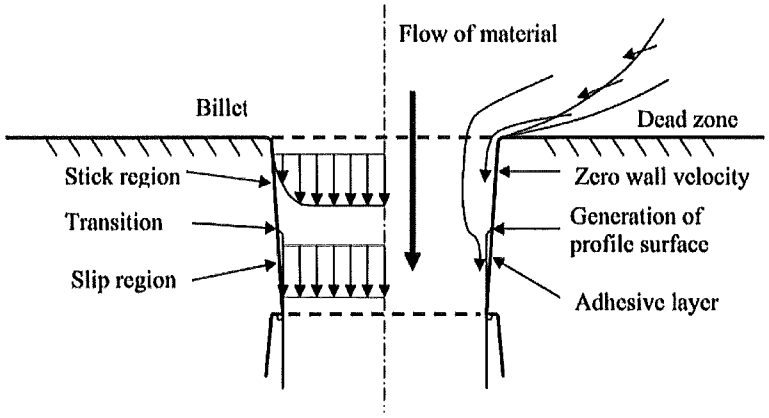


Abb. 64: Reib- und Kontaktbedingungen bei zugehenden Matrizenführungskanälen [MOE05]

6 Zusammenfassung

Mit Hilfe eines neuen axialen Reibtestes konnten die Reibungsbedingungen im Presskanal beim Strangpressen von Aluminium in Abhängigkeit der Temperatur, Geschwindigkeit und des Normaldrucks gemessen werden. Der Testaufbau wurde in einem Optimierungsschritt dahingehend verbessert, dass auch die mikrostrukturelle Analyse der Proben nach dem Test möglich war, so dass die der Einfluss der Reibung insbesondere auf die Rand-/ Scherzone der Aluminiumprobe bestimmt werden konnte.

Parallel zu den Reibversuchen mit dem axialen Reibtest und dem Torsion-Tribo-Test wurde Strangpressversuche zum direkten Strangpressen der Aluminiumlegierung EN-AW 6060 durchgeführt. Bei diesen Versuchen kam eine eigens dafür konstruierte Mehrloch-Matrize zum Einsatz. Durch die Verwendung von Matrizeneinsätzen war es möglich, den Einfluss der Geometrie, insbesondere des Winkels des Matrizenführungskanals, einzeln oder auch im Vergleich mit anderen Geometrien zu analysieren.

Basierend auf den Daten, die aus den Reib- und Strangpressversuchen gewonnen wurden, wurde ein neues Reibmodell für das Strangpressen von Aluminium aufgestellt. Dabei wird nicht wie zuvor nur ein Reibzustand beschrieben, sondern es wird mittels einer logistischen Funktion der Tatsache Rechnung getragen, dass während des Strangpressens von Aluminium sowohl Gleit- als auch Haftreibung auftreten. Das Auftreten von Haft- oder Gleitreibung ist vor allem von der wirkenden Normalspannung abhängig. Ebenso wurde der Umstand, dass bei niedrigen Normalspannungen die reale Kontaktoberfläche nicht der theoretischen Kontaktoberfläche entspricht, berücksichtigt.

Nachdem das neue Reibmodell in ersten Simulationen überprüft worden war, wurde es in einen kommerziellen FE-Code zur Simulation des Strangpressens implementiert. Anschließend wurden die durchgeführten Strangpressversuche mit Hilfe des programmseitig vorgegebenen Reibmodells und des neuen Reibmodells simuliert. Dabei zeigten die Simulationen, die mit dem neuen Reibmodell durchgeführt wurden, eine deutlich bessere Übereinstimmung mit dem Experiment.

7. Transfer der erzielten Ergebnisse

7.1 Darstellung des Nutzens der Ergebnisse

Das Strangpressen von Aluminiumwerkstoffen wird in Deutschland von einigen konzerngebundenen Presswerken und einer ganzen Reihe von kleinen und mittelständischen Unternehmen (KMU) betrieben. Die Pressbolzen und die Werkzeuge werden teils in den Presswerken selbst, teils von externen Herstellern, ebenfalls KMU, hergestellt. Mit Hilfe leistungsfähiger und präziser Modellierungen können in diesen Betrieben Entwicklungszeiten und Kosten gesenkt werden.

Die Bedeutung von Leichtmetallen als Konstruktionswerkstoff insbesondere in der Automobilindustrie ist in den letzten Jahren stetig gestiegen und es lässt sich in den nächsten Jahren ein weiterer deutlicher Anstieg erwarten. Die erhöhten Anforderungen hinsichtlich der Qualität der Strangpressprofile erfordert eine Weiterentwicklung des herkömmlichen Fertigungsverfahrens von Halbzeugen. Bei einer guten Vorhersagegenauigkeit hinsichtlich der Auslegung des Prozesses und der Parameter können so engere Toleranzen und komplexere Profile prozesssicher hergestellt werden, so dass auch die dem Strangpressen nachfolgenden Industrien, z.B. der Automobilbau profitieren.

Auf der Basis bereits bestehender Vorarbeiten, der Existenz modularer Teillösungen, sowie umfangreicher Kenntnisse sowohl in Bezug auf das reale Prozessverhalten beim direkten Strangpressen als auch auf die virtuelle Prozessmodellierung ist durch die durchgeführten Untersuchungen ein entscheidender Beitrag zur Weiterentwicklung der Vorhersagegenauigkeit von FEM-Berechnungen des Strangpressens erbracht worden. Auf der Grundlage solcher Modellierungen können ressourcensparend Entwicklungen im Bereich des Strangpressens, wie z.B. Werkzeugoptimierungen, Verbesserung der Prozesszeiten sowie der Profilqualitäten erzielt werden.

Aufgrund der erzielten Ergebnisse besteht nun die Möglichkeit den direkten Strangpressprozess von Aluminiumwerkstoffen mit Hilfe der virtuellen Prozessmodellierung exakter abzubilden und zu optimieren. So lassen sich zukünftig Voraussagen über die Verfahrensgrenzen bzw. das Versagen (wie z.B. Korn- und Rissbildung), sowie Maßtoleranzen der Produktqualität treffen. Dies trägt in der Praxis einerseits zu einer schnelleren, optimalen Produktentwicklung und andererseits zu einer wesentlichen Reduzierung der Produktionskosten bei.

Dies hat zur Folge, dass zukünftig kleine und mittelständische Strangpressunternehmer selbst ohne teure Investitionen eine Erhöhung der Produktqualität von Strangpressprofilen

aus Aluminiumlegierungen erreichen können. Damit künftig auch den KMU die genannten Potentiale des virtuellen Strangpressens von Aluminiumlegierungen zugute kommen, ist es erforderlich, ihnen entsprechende Forschungsergebnisse zugänglich zu machen, da Unternehmen geringerer Größe derartige Forschungsleistungen nicht aus eigener Kraft erbringen können.

7.2 Veröffentlichung der Ergebnisse

7.2.1 Veröffentlichungen

V. Sanabria, S. Mueller, W. Reimers: A new high speed friction test for extrusion processes, Key Engineering Materials, 585, (2014), 33-39.

V. Sanabria, S. Mueller, S. Gall, W. Reimers: Investigation of friction boundary conditions during extrusion of Aluminium and Magnesium alloys, Key Engineering Materials, 611-612, (2014), 997-1004

V. Sanabria, S. Mueller, W. Reimers: Microstructure evolution of friction boundary layer during extrusion of AA 6060, Procedia Engineering. 81, (2014), 586-591

S. Müller, FZS: Ständige Weiterentwicklung von Prozessen und Werkstoffen, Aluminium Praxis Strangpressen 3/2014, pp14

S. Müller, Von der Forschung zur industriellen Anwendung, GDA Jahresbericht 2014, Aluminium – jung, innovativ, nachhaltig

V. Sanabria, S. Mueller, W. Reimers: Experimental and numerical analysis of aluminium extrusion using multi-hole dies, Aluminium Two Thousand World Congress and International Conference on Extrusion and Benchmark ICEB 2015 (geplant, Abstract angenommen)

S. Müller, V. Sanabria: Experimentelle und numerische Ermittlung der Reibung beim Strangpressen, Tagungsband 23. Verformungskundliches Kolloquium, 2015 (geplant, Abstract angenommen)

7.2.2 Vorträge

Vortrag im Rahmen der Fortbildungsveranstaltung „Grundlagen des Strangpressens" an der Technischen Akademie Esslingen; Aufnahme der bisher erzielten Untersuchungsergebnisse in den aktuellen Foliensatz; 15 Teilnehmer aus Industriebetrieben der Strangpressindustrie, November 2012, Esslingen, Deutschland

Vortrag im Rahmen des DGM Fortbildungspraktikums „Direktes und indirektes Strangpressen", Berlin, April 2013

„Entwicklung eines Models für die Pressreibung beim Strangpressen von EN-AW 6060 unter Verwendung von Mehrlochmatrizen" AK Forschung im FA Strangpressen der DGM, April 2013, Berlin, Deutschland

„Entwicklung eines Prüfstandes zur Bestimmung von Reibwerten beim Strangpressen" DGM Jahrestagung des FA Strangpressen September 2013, Breukelen, Niederlande

"A new high speed friction test in extrusion processes" International Conference on Extrusion and Benchmark ICEB, Oktober 2013, Dortmund, Deutschland

„Neues Reibmodell beim Strangpressen von EN-AW 6060 unter Verwendung von Mehrlochmatrizen" AK Forschung im FA Strangpressen der DGM, April 2014 Berlin, Deutschland

"Investigation of friction boundary conditions during extrusion of aluminium and magnesium alloys" 17th ESAFORM Conference, Mai 2014, Espoo, Finnland

"Characterization of the friction boundary layer during extrusion of aluminium alloys" Materials Science Engineering, September 2014, Darmstadt, Deutschland

"Microstructure evolution of the friction boundary layer during extrusion of EN-AW 6060 (AlMgSi0.5)" 11th International Conference on Technology of Plasticity, Oktober 2014, Nagoya, Japan

Vortrag im Rahmen der Fortbildungsveranstaltung „Grundlagen des Strangpressens" an der Technischen Akademie Esslingen; Aufnahme der bisher erzielten Untersuchungsergebnisse in den aktuellen Foliensatz; 13 Teilnehmer aus Industriebetrieben der Strangpressindustrie, November 2014, Esslingen, Deutschland

Experimental and numerical analysis of aluminium extrusion using multi-hole dies, Aluminium Two Thousand World Congress and International Conference on Extrusion and Benchmark ICEB 2015, Mai 2015 (geplant)

Experimentelle und numerische Ermittlung der Reibung beim Strangpressen, 23. Verformungskundliches Kolloquium, März 2015 (geplant)

Vortrag im Rahmen des DGM Fortbildungspraktikums „Direktes und indirektes Strangpressen", Berlin, Juni 2015 (geplant)

7.3 Realisierbarkeit des Transferkonzeptes

Das aktualisierte Transferkonzept entspricht dem im Antrag vorgeschlagenen Transferkonzept für die Übertragung der Ergebnisse in die Wirtschaft. Die wesentlichen Maßnahmen

- Vortag im Rahmen des DGM Fortbildungspraktikums „Direktes und indirektes Strangpressen"
- Vortrag im Rahmen der Fortbildungsveranstaltung „Grundlagen des Strangpressens" der TAE
- Übernahme der Ergebnisse des Vorhabens in die Vorlesung „Strangpressen metallischer Werkstoffe"

- Bereitstellung von CPU-Zeit zur Berechnung von Modellen mit Hilfe der neuen User-Subroutinen
- Veröffentlichung eines Übersichtartikels in einer Fachzeitschrift

wurden bereits durchgeführt und werden auch weiterhin durchgeführt.

8 Literaturverzeichnis

[SAN14c] V. Sanabria, S. Mueller, W. Reimers: Microstructure evolution of friction boundary layer during extrusion of AA 6060", Procedia Engineering. 81, (2014), 586-591

[ABT96] S. Abtahi, T. Welo, S. Storen: Interface mechanisms on the bearing surface in extrusion, Proceedings of sixth the International Aluminum Extrusion Technology Seminar, (1996), S. 125-131

[AKE82] R. Ackeret: Influence of shape and die design on metal flow, extrusionload and speed, Extrusion-Scientific and technical development, Garmisch-Parenkirchen, (1982), S. 192-207

[AKE83a] R. Akeret: Einfluss der Querschnittsform und der Werkzeuggestaltung beim Strangpressen von Aluminium, Teil 1: Vorgänge im Presskanal, Aluminium 59 (1983) 9, S. 665-669

[AKE83b] R. Akeret: Einfluss der Querschnittsform und der Werkzeuggestaltung beim Strang-pressen von Aluminium, Teil 2: Die Reibung im Presskanal, Aluminium 59 (1983) 10, S. 745-749

[AKE85] R. Akeret : Einfluss des Neigungswinkels und der Länge der Lauffläche auf die Reibung im Presskanal , Aluminium 61 (1985) 3, S. 169-172

[BAU01] M. Bauser, G. Sauer, K. Siegert : Strangpressen, Aluminium-Verlag, Düsseldorf (2001), 2. Auflage, ISBN 3-87017-249-5

[BEC14] C. Becker, P. Hora, J. Maier, S. Müller: Experimental investigations of friction carried out with the Tribo-Torsion-Test and frictional modeling, Key Engineering Materials, vol.585, (2014), S. 25-32.

[BUN03] Buntoro, K. Müller: Investigation of the Material Flow during Concurrent Bending and Extrusion Process of Al-Profiles, Proceeding of the 6th ESAFORM Conference on Material Forming 04 (2003), S. 279 – 282, ISBN: 887676211-6

[CLA92] H. Clasen: Ausbau des Forschungszentrums Strangpressen in Berlin, Aluminium 68 (1992) 5, S. 390-392

[COR08] Ö. N. Cora, M. Akkök, H. Darendeliler : Modeling of variable friction in cold forging, Proceedings of the institution of mechanical engineers part J – Journal of Engineering Tribology Vol. 222, (2008), S. 899-908

[FLI03] I. Flitta, T. Sheppard : Nature of friction in extrusion process and its effect on material flow, Materials Science and Technology Vol. 19, (2003), S. 837-846

[HOR05] P. Hora, C. Karadogan, L. Tong : Numerische Modellierung thermischer und tribologischer Randbedingungen, Conference Proceedings : State-of-the-Art of Virtual Simulations of Extrusion Process, Extrusion Zürich (2005), Inst. für virtuelle Produktion, ETH-Zürich, Schweiz

[HOR06] P. Hora, C. Karadogan, Tong L. : Neue Entwicklungen im Bereich der virtuellen Abbildung von Strangpressprozessen, Tagungsband des Symposiums Strangpressen des Fachausschusses Strangpressen, DGM (2006), S. 117-127, Herausgeber : H. Gers, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KG, ISBN 978-3-527-31844-5

[HOR14] P. Hora, C. Becker, L. Tong, Joachim Maier, S. Mueller: Advanced frictional models for extrusion application, Key Engineering Materials. 585, (2014), 41-48.

[HOR94] Hora P., Tong L., Reissner J.: FEM Simulation of 3-D Bulk Forming Processes using the arbitrary Lagrangian-Eulerian Formulation, Metal Forming Process Simulation in Industry, Int. Conf. And Workshop, Baden-Baden, (1994)

[KAR05] C. Karadogan : Advanced Methods in Numerical Modeling of Extrusion Process, Diss. ETH Nr. 15913, ETH-Zürich, Institut für virtuelle Produktion, (2005)

[KAR07] C. Karadogan, L. Tong, P. Hora : An improved modeling of friction for extrusion simulations, 10th ESAFORM Conference on Metal Forming Editoren: E. Cueto, F. Chinesta, (2007), S. 1325-1330

[KAR10] C. Karadogan, R. Grueebler, P. Hora : A new cone-friction test for evaluating friction phenomena in extrusion processes, Key Engineering Materials Vol. 424, (2010), S. 161-166

[KAY08] T. Kayser, F. Parvizian, C. Hortig, B. Svendsen : Application of adaptive mesh and ALE method in simulation of extrusion of aluminum alloys, Key Engineering Materials Vol. 367, (2008), S. 117-123

[KLA04] A. Klaus, M. Kleiner : Developments in the Manufacture of Curved Extruded Profiles – Past. Present, and Future, Light Metal Age, August (2004), S. 22-32

[KLO08] T. Kloppenborg, M. Schikorra, M. Schomäcker, A.E. Tekkaya : Numerical optimization of bearing length in composite extrusion processes, Key Engineering Materials Vol. 367, (2008), S. 47-54

[KUL08] M.K. Kulekci: Magnesium and ist alloys applications in automotive industry, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 39, (2008), S. 851 – 865

[LIB10] W, Libura, A. Rekas, D. Lesniak : Numerical analysis of four-hole extrusion of aluminum alloys, Key Engineering Materials Vol. 424, (2010), S. 173-179

[LOF00] J. Lof, J. Huetink, K.E. Nilsen : FEM simulations of the material flow in the bearing area of the aluminum extrusion process, Proceedings of seventh the International Aluminum Extrusion Technology Seminar, (2000), S. 211-222

[MA10] X. Ma, M.B. De Rooij, D.J. Schipper : Modelling of contact and friction in aluminium extrusion, Tribology International Vol. 43, (2010), S. 1138-1144

[MOE05] T. Moe: Pressure and strain measurement during hot extrusion of aluminium, Doctoral Thesis NTNU Trondheim (2005) S. 41-43

[MUE95] K. Müller: Grundlagen des Strangpressens, Renningen-Malmsheim, Expert-Verlag, (1995) ISBN 3-8169-1071-8

[MÜL98] K. B. Müller, C. Yao, R. Kopp, S. Kalz : Visioplastische und numerische Erfassung des Materialflusses beim direkten Strangpressen, Teil 1, Aluminium 01 (1998) 74, S. 58-65

[OCK12] A. Ockewitz, D.-Z. Sun, F. Andrieux and S. Mueller: Simulation of hot extrusion of an aluminium alloy with modeling of microstructure: Key Engineering Materials. 491, (2012), S. 257-264.

[oV05] Conference Proceedings : Extrusion Benchmark 2005 - Stand und Entwicklungspotential der digitalen Strangpressmodelierung, Extrusion Zürich (2005), Inst. für virtuelle Produktion, ETH-Zürich, Schweiz

[PAR09] F. Parvizian, T. Kayser, C. Horting, B. Svendsen : Thermomechanical modeling and simulation of aluminum alloy behavior during extrusion and cooling, Journal of Material processing technology Vol. 209, (2009), S. 876-883

[POP10] V. Popov, Contact Mechanics and Friction, Springer, Heidelberg, (2010), S. 81-88

[RIN06] D. Ringhard : Einsatz der Prozesssimulation beim Strangpressen von Schwermetallen, Tagungsband des Symposiums Strangpressen des Fachausschusses Strangpressen, DGM (2006), S. 128-141, Herausgeber : H. Gers, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KG, ISBN 978-3-527-31844-5

[SAN14a] V. Sanabria, S. Mueller, W. Reimers: A new high speed friction test for extrusion processes, Key Engineering Materials. 585, (2014), S. 33-39.

[SAN14b] V. Sanabria, S. Mueller, S. Gall, W. Reimers, Investigation of friction boundary conditions during extrusion of Aluminium and Magnesium alloys, Key Engineering Materials. 611-612, (2014), S. 997-10

[SCH08] M. Schikorra, L. Donati, L. Tomesani, A.E. Tekkaya : Extrusion Benchmark – Benchmark Experiments: Study on material flow extrusion of a flat die, Key Engineering Materials Vol. 367, (2008), S. 1-8

[THE93a] W.W. Thedja, K. Müller, D. Ruppin : Die Vorgänge im Presskanal beim Warmstrang-pressen von Aluminium, Teil 1: Strangoberflächenrauheit und Haftschicht auf der Matrizenlauffläche Aluminium 69 (1993) 6, S. 543-546

[THE93b] W.W. Thedja, K. Müller, D. Ruppin : Die Vorgänge im Presskanal beim Warmstrang-pressen von Aluminium, Teil 2: Reibung im Presskanal und Matrizenverschleiß, Aluminium 69 (1993) 7, S. 649-653

[VAL10] H. Valberg : Analysis of metal flow of aluminum through long choked die channels, Key Engineering Materials Vol. 424, (2010), S. 145-152

[VAL96] H. Valberg : Metal flow on die channels of extrusion investigated by an experimental grid pattern technique, Proceedings of sixth the International Aluminum Extrusion Technology Seminar, (1996), S. 17-28

[WÄL14] M. Wäldele, C. Hennrich, R. Gradinger: Einsatzmöglichkeiten von Magnesium-Leichtbaukomponenten in Flugzeugsitzen, Leichtmetalle-Prozesse-Anwendungen: Zukunftstechnologien als Basis für neue Mobilitätskonzepte, (2014), S. 203 – 214, ISBN: 978-3-902092-08-3

[WAN10a] L. Wang, Y. He, J. Zhou, J. Duszczyk : Effect of temperature on the frictional behavior of an aluminium alloy sliding against steel during ball-on-disk test, Tribology International Vol. 43, (2010), S. 299-306

[WAN10b] L. Wang, Y. He, Y. Zhang, J. Cai, J. Zhou, J. Duszczyk, L. Katgerman : Modeling of double action extrusion – A novel extrusion process for friction characterization at the billet-die bearing interface, Tribology International Vol. 43, (2010), S. 2084-2091

[WAN10c] L. Wang, J. Zhou, J. Duszczyk : Friction in double action extrusion, Key Engineering Materials Vol. 424, (2010), S. 153-160

[WUT87] W. Wuttke, Tribophysik, Reibung und Verschleiß von Metallen, Hanser, Muenchen, (1987), S. 30-49