

# BEITRÄGE ZUR UMFORMTECHNIK

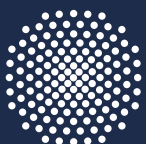
IFU

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA  
Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart

Markus Ruben Singer

85

Neuartige Versuchsmethodik zur  
verbesserten Modellierung der Reibung  
in der Blechumformung



Universität Stuttgart



# Neuartige Versuchsmethodik zur verbesserten Modellierung der Reibung in der Blechumformung

Von der Graduate School of Excellence advanced Manufacturing Engineering  
der Universität Stuttgart

zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)  
genehmigte Abhandlung

von

Markus Ruben Singer  
aus Remseck am Neckar

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Hans-Christian Möhring

Tag der mündlichen Prüfung: 23.09.2019

Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart

2019

Dipl.-Ing. Markus Singer  
Graduate School of Excellence advanced Manufacturing Engineering (GSaME)  
Institut für Umformtechnik (IFU)  
Universität Stuttgart

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA  
Institut für Umformtechnik  
Universität Stuttgart

**D93**

**ISBN 978-3-946818-10-6**

**Institut für Umformtechnik**

Universität Stuttgart  
Holzgartenstraße 17  
70174 Stuttgart  
[www.ifu.uni-stuttgart.de](http://www.ifu.uni-stuttgart.de)

Printed in Germany

Für Maria.



---

## Geleitwort des Herausgebers

Die langjährige Buchreihe „Beiträge zur Umformtechnik“ enthält Forschungsberichte und abgeschlossene Dissertationen, die am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart aus einer mehrjährigen wissenschaftlichen Arbeit zu einem Forschungsthema aus der Umformtechnik entstanden sind. Auch sind in dieser Buchreihe Abschlussberichte von Forschungsarbeiten zu aktuellen Fragestellungen der Umformtechnik enthalten.

**Umformen ist die gezielte Änderung der Form, der Oberfläche und der Eigenschaften eines metallischen Körpers unter Beibehaltung von Masse und Stoffzusammenhalt.**

Diese Definition für das Umformen von metallischen Körpern in Anlehnung an DIN 8580 beschreibt nicht nur die gezielte Änderung der Form, sondern auch die der Oberfläche und der Eigenschaften des Produktes durch den Umformvorgang. Die Technik des Umformens befasst sich daher nicht nur mit Arbeiten zur Erlangung eines vertieften Prozessverständnisses und der Auslegung von Betriebsmitteln, sondern auch mit Methoden für eine zuverlässige Vorausbestimmbarkeit der finalen Produkteigenschaften. Dabei kommt der mathematischen Beschreibung des Umformvorganges und der Modellierung grundlegender physikalischer Phänomene wie z.B. der verfahrensspezifischen Tribologie und dem Werkstoffverhalten eine besondere Bedeutung bzgl. der Güte von numerischen Simulationsrechnungen mit der Methode der Finiten Elemente (FEM) zu.

Oftmals geht dabei die intuitive, auf aktuellen Grundlagenkenntnissen basierende Forschung in der Umformtechnik mit einer experimentellen bzw. empirisch basierten Herangehensweise an neue Fragestellungen einher. Die dabei erzielten Forschungsergebnisse dienen dem allgemeinen Wissenserwerb und dem Grundlagenverständnis von werkstofflichen und verfahrensspezifischen Phänomenen und Zusammenhängen. Solche Arbeiten sind somit nicht nur für Wissenschaftler, sondern auch für die in der Praxis stehenden Ingenieure von grundsätzlicher Bedeutung.

Kurze Entwicklungszeiten für neue Produkte der Umformtechnik einerseits und veränderte Wertschöpfungsketten, die Dynamik von Märkten, neue Technologien sowie veränderte Randbedingungen andererseits erfordern in den Unternehmen heute eine Intensivierung von spezifischer Forschung. Auch gewinnt das schnelle Lernen im Umfeld von Produktionstechnologien in den sich volatil verändernden, oftmals globalen Wertschöpfungsketten immer mehr an Bedeutung. Moderne Forschungsstellen stehen daher im engen Dialog mit solchen Unternehmen und sind in beide Prozesse eingebunden: zum einen in die Grundlagenforschung mit Blick auf Werkstoffe, Verfahren und Maschinen der Umformtechnik und zum anderen in vorwettbewerbliche bzw. anwendungsorientierte integrierte Lösungen über neue Prozessketten hinweg.

Motivation für die Herausgabe dieser Berichte ist die Publikation solcher grundlagenorientierten und auch praxisorientierten Forschungs- und Entwicklungsarbeiten, die an meinem Institut entstehen. Ein weiteres Ziel der Buchreihe ist das Bereitstellen eines aktuellen Wissens- und Kenntnisstandes für weiterführende wissenschaftliche Arbeiten auf internationalem Niveau.

---

## Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meines Stipendiums an der *Graduate School of Excellence advanced Manufacturing Engineering (GSaME)* in Zusammenarbeit mit dem *Institut für Umformtechnik (IFU)* der Universität Stuttgart.

Herrn Professor Dr.-Ing. Dr. h.c. M. Liewald MBA, Direktor des Instituts für Umformtechnik der Universität Stuttgart, danke ich sehr herzlich für das im Rahmen meiner wissenschaftlichen Arbeit entgegenbrachte Vertrauen sowie der Chance, mich als Betriebsleiter am IFU zu beweisen. Herrn Professor Dr.-Ing. H.-C. Möhring, Direktor des Instituts für Werkzeugmaschinen der Universität Stuttgart, danke ich für die Übernahme des Mitberichts. Frau Prof. Dr.-Ing. S. Rohr, Geschäftsführerin der Graduate School of Excellence advanced Manufacturing Engineering (GSaME) der Universität Stuttgart, danke ich für die Unterstützung bei jeglicher Organisation sowie der interdisziplinären Zusatzqualifikation.

Bei den Mitarbeitern des Instituts für Umformtechnik sowie den Stipendiaten und Mitarbeitern der GSaME möchte ich für die vielen fachlichen Diskussionen und ihren persönlichen Rückhalt danken. Aus einigen Kollegen wurden in dieser Zeit echte Freunde. Besonders zu erwähnen sind hierbei Matthias Schneider, Sergei Senn, Klaus Drotleff, Jonas Wälder, Ranko Radonjic, Dennis Hoffmann, Christoph Seyboldt, Martin Barthau sowie mein langjähriger Abteilungsleiter Dr.-Ing. Philipp Schmid. Zudem gilt mein Dank allen Hiwis, Studien-, Bachelor- und Masterarbeitern, die mich während meiner Zeit an der GSaME bzw. am IFU unterstützt haben. Stellvertretend bedanke ich mich hier bei Philipp Boxler und Andreas Dietrich.

Weiterhin bedanke ich mich bei meinen Eltern, Frank und Sylvia Singer, die mich während meines Studiums und meiner Promotion immer unterstützt haben, sowie bei meiner Schwester Mirjam und allen Freunden, die mich durch diese Zeit begleitet haben. Davon möchte ich namentlich Kai Dominik und Peter Schaub hervorheben.

Abschließend möchte ich mich bei Maria Fritz bedanken. Sie hat durch ihr Verständnis, ihre Unterstützung und ihre Antriebskraft den erheblichsten Anteil zum Gelingen dieser Arbeit beigesteuert. Danke, Maria!

Shanghai, Januar 2019

Markus Singer



---

## **Inhaltsverzeichnis**

<b>Geleitwort des Herausgebers</b>	<b>i</b>
<b>Danksagung</b>	<b>ii</b>
<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>iii</b>
<b>Abkürzungen und Formelzeichen</b>	<b>vii</b>
<b>Kurzfassung</b>	<b>xi</b>
<b>Abstract</b>	<b>xiii</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik</b>	<b>5</b>
2.1 Grundlagen der Blechumformtechnik .....	5
2.1.1 Grundlagen des Tiefziehens .....	5
2.1.2 Beanspruchung der Platine beim Tiefziehen .....	7
2.1.3 Auftretende Fehler beim Tiefziehen.....	8
2.2 Grundlagen der Tribologie in der Blechumformung.....	10
2.2.1 Historische Anfänge der Tribologie .....	11
2.2.2 Definition des tribologischen Systems .....	11
2.2.3 Reibung und Verschleiß in der Blechumformung.....	13
2.2.4 Technische Oberflächentopologien von Feinblechen.....	16
2.2.5 Schmierstoffe in der Blechumformung .....	18
2.3 Tribologische Prüfmethode in der Blechumformtechnik .....	20
2.4 FE-Simulationen in der Blechumformung.....	29
2.4.1 Modellbildung in der Umformtechnik für numerische Berechnung .....	30
2.4.2 Reibungsmodellierung in der Blechumformung .....	33
<b>3 Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise der Arbeit</b>	<b>41</b>
<b>4 Grundlagen des Modellversuchs zur Bestimmung von Reibungszahlen beim Tiefziehen</b>	<b>45</b>
4.1 Analyse von Einflussfaktoren auf die Reibungszahl im Streifenziehversuch .....	45

4.1.1	Versuchseinrichtung und Versuchsablauf .....	46
4.1.2	Definition der auftretenden Belastungskollektive beim Tiefziehen.....	48
4.1.3	Einflüsse auf die Reibungszahl im Streifenziehversuch .....	53
4.1.4	Fazit der durchgeführten Streifenziehversuche.....	58
4.2	Festlegung tribologisch unterschiedlich wirkender Sektoren der Ziehteilgeometrie ...	59
<b>5</b>	<b>Experimentelle Bestimmung der Rückhaltekräfte im realen Tiefziehprozess</b>	<b>65</b>
5.1	Aufbau der Prüfeinrichtung.....	65
5.1.1	In-situ-Messung der Rückhaltekräfte .....	65
5.1.2	Integration der Messtechnik in das Versuchswerkzeug .....	69
5.1.3	Verwendete Umformmaschine.....	71
5.1.4	Automatisierung des Werkzeugbetriebs zur Durchführung von serien- nahen Dauerhubversuchen .....	72
5.1.5	Verwendete Blechwerkstoffe .....	74
5.2	Bewertung des Sensorsignals .....	75
5.3	Tribologischer Einfluss der Ziehteilgeometrie.....	78
5.4	Untersuchung tribologischer Einflussparameter auf das Sensorsignal .....	83
5.4.1	Einfluss der Schmierstoffviskosität auf die gemessenen Sensorsignale .....	83
5.4.2	Einfluss der Flächenpressung der Blechhaltung auf die gemessenen Sensorsignale.....	85
5.4.3	Einfluss der Ziehgeschwindigkeit auf die gemessenen Sensorsignale.....	87
5.4.4	Einfluss des Blechwerkstoffes auf die gemessenen Sensorsignale .....	90
5.4.5	Einfluss der Temperatur auf die gemessenen Sensorsignale .....	91
5.5	Fazit zur neuartigen Bestimmung der Rückhaltekräfte während des Tiefzieh- prozesses.....	96
<b>6</b>	<b>Numerische Bestimmung der Reibungszahlen mittels der Finite Elemente</b>	
	<b>Methode</b>	<b>99</b>
6.1	Modellbildung .....	100
6.1.1	Aufnahme der Werkstoffkennwerte für die FE-Simulation.....	100
6.1.2	Integration von sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen in das Simulationsmodell .....	102

---

6.1.3	Aufbau eines Simulationsmodells mit elastisch berechneter Werkzeugstruktur.....	105
6.2	Berechnung der Reibungszahlen aus den im Ziehprozess gemessenen Sensor-signalen .....	106
6.2.1	Innovativer Ansatz zur Bestimmung der Reibungszahlen .....	106
6.2.2	Bestimmung der Reibungszahlen aus Experiment und Simulation .....	108
6.3	Verifikation der bestimmten Reibungszahlen .....	121
6.4	Fazit der kombiniert numerisch und experimentell bestimmten Reibungszahlen.....	127
<b>7</b>	<b>Entwicklung und Validierung des neuartigen Reibungsmodells</b>	<b>129</b>
7.1	Mathematische Beschreibung der tribologisch unterschiedlich wirkenden Werkzeugsektoren .....	129
7.2	Validierung des neu entwickelten Reibungsmodells.....	137
7.2.1	Integration der Reibungszahlfunktionen in das Simulationsmodell der Hishida-Geometrie.....	137
7.3	Bewertung der Vorhersagegenauigkeit des neuartigen Reibungsmodells.....	140
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>143</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>147</b>
	<b>Anhang</b>	<b>A</b>



## Abkürzungen und Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
$\bar{v}$	mm/s	Durchschnittsgeschwindigkeit
$\mu$	-	Reibungszahl
A	mm <sup>2</sup>	Wirkfläche
a, b, c, d	-	Konstante des jeweiligen Reibungsmodells
A <sub>1</sub>	mm <sup>2</sup>	Makrokontaktfläche
a <sub>1</sub> -a <sub>6</sub>	-	Konstanten einer Ansatzfunktion
A <sub>2</sub>	mm <sup>2</sup>	Mikrokontaktfläche
C	-	Dämpfungsmatrix
C <sub>1</sub> -C <sub>5</sub>	-	Modellparameter
D		Schergefälle
e <sub>0</sub>	-	m-Parameter (Hockett-Sherby)
E-Modul	MPa	Elastizitätsmodul
F <sub>BH</sub>	kN	Blechhalterkraft
F <sub>gemess</sub>	kN	Gemessene Kräfte
F <sub>ges</sub>	kN	Gesamtumformkraft
F <sub>id</sub>	kN	Ideelle Umformkraft
F <sub>N</sub>	kN	Normalkraft
F <sub>R</sub>	kN	Reibungskraft
F <sub>rb</sub>	kN	Rückbiegungskraft
F <sub>RBH</sub>	kN	Reibungskraft Blechhalter
F <sub>reib, frei</sub>	kN	Rückhaltekraft aus reibungsfreier Simulation
F <sub>RZR</sub>	kN	Reibungskraft Ziehring
F <sub>v</sub>	kN	Reibungskraft im Teilungsspalt
h	mm	Stößelweg
H <sub>0</sub>	-	Übergangspunkt Misch- zu Flüssigkeitsreibung
hr	-	Verfestigungsgesetz
K	-	Steifigkeitsmatrix
k <sub>f</sub>	MPa	Fließspannung
l <sub>e</sub>	mm	Charakteristische Elementlänge
M	-	Massenmatrix
p	MPa	Flächenpressung
p	kN	Vektor der äußeren Kraft
p(h)	MPa	Flächenpressung, abhängig vom Stößelweg
p1	-	$\sigma_{\infty}$ -Parameter (Hockett-Sherby)
p2	-	k <sub>0</sub> -Parameter (Hockett-Sherby)

---

$p_3$	-	n-Parameter (Hockett-Sherby)
$p_{ini}$	MPa	Initiale Flächenpressung
$p_n$	MPa	Pressung in Normalrichtung
$\nu_r$	-	Poisson-Zahl
$r_{00}$	-	Anisotropie in Walzrichtung
$r_{45}$	-	Anisotropie 45° zur Walzrichtung
$r_{90}$	-	Anisotropie 90° zur Walzrichtung
$r_m$	mm	Matrizeneinlausradius
$r_m$	mm	Matrizeneinlausradius
$\rho, \rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$R_{pm}$	µm	Mittlere maximale Profilkuppenhöhe
$r_s$	mm	Stempelkantenradius
$r_s$	mm	Stempelkantenradius
$S_a$	µm	Flächiger Mittenrauwert
$s_i$	mm	Aktuelle / lokale Blechdicke
$s_o$	mm	Ausgangsblechdicke
$\beta$	-	Modellparameter
$T$	°C	Temperatur
$t$	s	Zeitschritt
$T_{lok}$	°C	Lokale Temperatur
$t_{stabil}$	s	Zeitschritt der stabilen Lösung der Zeitintegration
$u$	mm	Kontenverschiebung
$v$	mm/s	Geschwindigkeit
$v_{rel, RD}$	mm/s	Richtungsvektor parallel zur Walzrichtung
$v_{rel, TD}$	mm/s	Richtungsvektor senkrecht zur Walzrichtung
$\Delta t_{kritisch}$	s	Min. Zeitschritt der stabilen Lösung der Zeitintegration
$\varepsilon$	%	Dehnung
$\eta$	kg/m·s	Dynamische Viskosität
$\mu$	-	Reibungszahl
$\mu_x$	-	Örtliche Reibungszahl
$v$	mm/s	Relativgeschwindigkeit
$\sigma_{I,II}$	MPa	Hauptspannungen
$\sigma_{max}$	MPa	Hauptspannung
$\sigma_{min}$	MPa	Nebenspannung
$\sigma_r$	MPa	Radialspannung
$\sigma_t$	MPa	Tangentialspannung
$\sigma_{t,a}$	MPa	Tangentiale Spannung am Außenrand des Ziehflansches
$\sigma_{t,i}$	MPa	Tangentiale Spannung am Innenrand des Ziehflansches

---

$\tau$	MPa	Scherspannung
$\tau_h$	MPa	Scherspannung Schmierfuge
$\tau_m$	MPa	Scherspannung metallischer Kontakt
$\tau_s$	MPa	Scherspannung Grenzschicht
$\nu_{kin}$	mm <sup>2</sup> /s	Kinematische Viskosität
$\varphi$	-	Umformgrad





---

## Kurzfassung

Die numerische Abbildung von Tiefziehprozessen benötigt eine Vielzahl von Eingangsparametern, deren Qualität sich direkt in der Abbildegenauigkeit des Prozesses widerspiegelt. Diverse Einflussfaktoren, wie etwa das Fließverhalten des Platinenwerkstoffes, wurden dabei bisher genau untersucht und sind heute in vielen Fällen gut verstanden. Die relativ exakte Beschreibung der im Prozess auftretenden Reibungsmechanismen zwischen Platine und Werkzeug bildet bei den Blechumformverfahren Tief- und Streckziehen hingegen eine Ausnahme. Das Reibungsverhalten bestimmt die Rückhaltung des Ziehflanscheinlaufes in die Zarge sowie welche Prozesskräfte, beeinflusst durch die örtlich unterschiedlichen Blechdickenreduktionen, übertragen werden können. Bei einer unzureichenden Kenntnis dieser Prozessgröße kann der Umformprozess nur unter Verwendung eines Sicherheitsfaktors numerisch ausgelegt werden. Hierbei kann allerdings nicht das gesamte Umformpotential des Prozesses in Kombination mit dem Platinenwerkstoff ausgenutzt werden. Durch die eingeschränkte Zugänglichkeit zur experimentellen Messwertaufnahme muss aktuell auf stark abstrahierte Modellversuche zur Bestimmung des Reibungsverhaltens zwischen Umformwerkzeug und Platine zurückgegriffen werden. Dabei können die komplexen Wechselwirkungen im tribologischen System zwischen Platinen- und Werkzeugoberfläche nicht abgebildet und eingehend untersucht werden. Auch hochentwickelte, numerische Abbildungsmodelle beziehen sich dabei auf Messwerte aus einfachen experimentellen Versuchsaufbauten. Die auftretenden Wechselwirkungen können dabei heute zwar relativ gut invers modelliert, jedoch nicht im realen experimentellen Aufbau gemessen werden. Diese Forschungslücke führt dazu, dass der Reibungszahl in Blechumformsimulationen, trotz ihrer deutlichen Auswirkung auf das Berechnungsergebnis, eine untergeordnete Gewichtung zukommt. Häufig werden lediglich globale, sich nicht verändernde Reibungszahlen im FE-Modell nach Coulomb verwendet. Diese unzureichende Beschreibung führt zu einer ungenauen numerischen Berechnung des Tiefziehprozesses. Im Rahmen dieser Arbeit wird eine neuartige Methode zur Bestimmung der Reibungszahlen vorgestellt und auf Basis der so ermittelten, kontinuierlich aufgenommenen Reibungszahlverläufe ein Reibungsmodell für ein erweitertes Verständnis des tribologischen Systems für das Tiefziehen entwickelt. Im Hauptteil der Arbeit werden zunächst die grundsätzlichen Einflussfaktoren auf das tribologische System mittels Streifenziehversuchen ermittelt und deren Auswirkung auf die Reibungszahl bewertet. Im weiteren Verlauf erfolgt die Integration von Miniatur-Längsmessdübeln in das Umformwerkzeug, welche die elastische Deformation der Werkzeugstruktur aufzeichnen. Darüber können die auf die Platine wirkenden Rückhaltekräfte gemessen werden. Die Messwertaufnahme ist hierbei kontinuierlich über den gesamten Tiefziehprozess sowie ohne Eingriff in die Kontaktfläche zwischen Umformwerkzeug und Platine möglich. Die Positionierung der Sensoren erfolgt

---

nach einer Unterteilung der Werkzeugaktivflächen auf Basis des örtlich vorherrschenden Spannungszustandes in Anlehnung an die Gleitlinientheorie in acht unterschiedliche Sektoren.

Aufbauend auf den im Prozess gemessenen Reibungszahlen können für die definierten geometrischen Werkzeugsektoren mathematische Funktionen der Reibungszahlverläufe über den jeweiligen Ziehweg bestimmt werden. Dazu werden die jeweiligen Funktionsbeschreibungen in Abhängigkeit von den zuvor ermittelten Einflussfaktoren wie Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit und Temperatur approximiert. Durch die Integration dieser Reibungszahlen in ein Simulationsmodell ist es anschließend möglich, die Güte der numerischen Abbildegauigkeit des Prozesses zu bewerten und mit konventionellen numerischen Berechnungen mit konstanten Reibungszahlen zu vergleichen. Des Weiteren kann gezeigt werden, dass der Übertrag der an der einfachen Ziehteilgeometrie „Rechtecknapf“ ermittelten Reibungszahlverläufe auf eine komplexere Ziehteilgeometrie möglich ist und sich dabei die Abbildegauigkeit der Simulationsrechnungen verbessert.

Die vorliegende Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung der durchgeführten Forschungsarbeiten ab. Somit wird ein wissenschaftlicher Beitrag zum verbesserten Verständnis der Wirkzusammenhänge des Reibungsverhaltens im Blechumformprozess geleistet sowie weitere zukünftige Potenziale aufgezeigt. Es kann gezeigt werden, dass die numerische Abbildegauigkeit von Blechumformprozessen steigt, wenn sich über den Stößelweg verändernde Reibungszahlen in den Modellaufbau integriert werden. Dazu wurde in dieser Arbeit eine neuartige Methode zur Bestimmung der real im Prozess auftretenden Reibungszahlen entwickelt. Die Wechselwirkungen der signifikanten Einflussfaktoren auf die Reibungszahlen im Blechumformprozess werden in einem, auf Basis der Gleitlinientheorie, in verschiedene Sektoren unterteilten Tiefziehwerkzeug bestimmt. Die Bestimmung von mathematischen Funktionen des ziehtiefenabhängigen Reibungsverhaltens ermöglicht den Übertrag der experimentell ermittelten und numerisch abgebildeten Reibungszahlen aus einer einfachen Versuchsgeometrie auf ein komplexes, realitätsnahes Tiefziehbauteil.

Mit der vorliegenden Arbeit kann sowohl ein Beitrag zur Weiterentwicklung der Modellversuche zur Bestimmung des tribologischen Systems geleistet als auch ein weiteres Beschreibungsmodell der Reibungszahl entwickelt werden. Dieses berücksichtigt erstmals auch geometrische Einflüsse des Ziehteilumrisses auf die Reibungszahl, welche abhängig vom örtlich auftretenden Spannungszustand in der Platine sind. Es kann gezeigt werden, dass das zukünftige Verständnis des tribologischen Systems durch den Einflussfaktor des örtlich lokalen Spannungszustandes erweitert werden muss.

---

## Abstract

In trying to achieve accurate simulation results during the formation of sheet metal, various challenges present themselves due to the quality and influence of the numerous input parameters. The majority of these input parameters, such as the flow behavior of blank material, are well investigated and many processes can be well explained. One exception is the characterization of interactions of friction in sheet metal forming processes, such as deep drawing and stretch forming. The friction causes retention of the flange within the workpiece and determines which process forces can be transmitted, depending on different reductions in sheet thickness. Due to insufficient knowledge of this process variable, a safety factor needs to be included when designing formation processes, resulting in a sub-optimal exploitation of the process' forming potential (depending on the blank material). As there are only limited possibilities to acquire data from experimental measurements, current research relies on highly abstract model experiments aiming at the determination of the influence of friction behavior between forming tool and blank. These model experiments, however, can neither replicate the complex interactions of the tribological system between blank and tool surface, which occur during forming processes, nor do they offer a sufficient base for further research. Highly-developed numerical models are based on data extracted from simple experimental setups. Even though the interactions can be modeled inversely today, they still cannot be measured in the experimental setup. As a result, the coefficient of friction in FE-simulations is generally underestimated, in spite of its high impact on simulations of sheet metal forming. Engineers often settle on the application of a standardized coefficient of friction (according to Coulomb), which leads to a loss of accuracy in numerical simulations of sheet metal forming.

This study presents a newly-developed method in order to determine the coefficient of friction more precisely. Based on the data acquired through continuous measurement of the coefficient of friction - rather than using a constant coefficient -, it is possible to develop an extended friction model that gives us a deeper understanding of the tribological system with regards to deep drawing. The main part of this thesis covers the research into the fundamental factors influencing the tribological system based on strip drawing tests. Moreover, the impact of these factors on the coefficient of friction is evaluated. In the course of the project the active surfaces of a deep drawing tool were partitioned according to local stress states (following the slip line theory) so that special sensors could be positioned in the relevant areas of the tool. Without interference with the contact surface between forming tool and blank, the sensors continuously collected data throughout the whole forming process. By measuring the elastic deformation of the volume of the tool during a press stroke the retention forces on blanks could be determined. Based on the locally differing coefficients of friction, which were recorded during the process, a mathematical model concerning the

---

course of the coefficient of friction could be developed for each partition. The following input parameters were taken into consideration: surface pressure, drawing speed and temperature. When integrating these additional coefficients of friction into an FE-model, the accuracy of simulations of sheet metal forming can increase in comparison with numerical calculations using the standardized coefficient of friction. Moreover, the newly-acquired knowledge can be successfully transferred to parts with a more complex component geometry. Thus, better calculations of simulations are possible.

This thesis closes with a summary of achieved research results. It was possible to contribute to the scientific increase of knowledge regarding the interactions caused by friction in sheet metal forming processes. Additionally, future potential could be determined. It was possible to show that the quality of numerical sheet metal forming simulations increases, when variable coefficients of friction in the simulation model are used. This required the development of a new method to continuously determine the coefficient of friction. Significant factors influencing the coefficient of friction and its interactions were analyzed in areas with different stress states in order to partition the forming tool in different sections in accordance with the slip line theory. With this mathematical model to describe friction behavior it is possible to transfer the experimentally-determined coefficients of friction from a simple experimental setup to industrial use.

This thesis is a contribution to the development of model tests to analyze the tribological system in greater depth. In addition to that, a model to describe the coefficient of friction was established. For the first time, geometrical influences on friction behavior, depending on stress states, were taken into consideration. It could be shown that future research of the tribological system cannot but include the analysis of factors concerning local stress states.

---

## 1 Einleitung

Heutige Produktionsprozesse haben grundsätzlich zum Ziel, eine möglichst positive ökologische Energiebilanz aufzuweisen, wobei aktuelle politische Regulierungen und wirtschaftliche Einflussfaktoren eine wachsende Bedeutung einnehmen [Hüt08]. Mit der Blechumformtechnik existiert ein Fertigungsverfahren, bei dem im Normalfall eine relativ hohe Werkstoffausnutzung erreicht werden kann. Aufgrund des hohen Kostendrucks auf produzierende Unternehmen in der mitteleuropäischen Hochlohnindustrie muss daher versucht werden, das eingesetzte Halbzeug und die Produktionsprozesse bis an ihre verfahrenstechnische Grenze zu nutzen, um so mit Niedriglohnländern konkurrieren zu können.

Das Umformergebnis wird im Produktionsprozess des Tiefziehens von diversen Parametern beeinflusst. Neben der endgültigen Geometrie des Bauteils spielen dabei der Werkstoff und dessen Formänderungsvermögen sowie die Platinengeometrie eine bedeutende Rolle. Neuere Entwicklungen, wie der zunehmende Einsatz der Servo-Technologie im Pressenbau, verschieben die Forschungsschwerpunkte in der Prozess- und Verfahrensentwicklung hin zu Untersuchungen, die sich mit dem Einfluss der Umformmaschine auf eine mögliche Herstellbarkeit eines neuen Bauteils beschäftigen. Weiterhin liegen schon seit Längerem die Schwerpunkte der deutsch- und englischsprachigen Forschungslandschaft der Blechumformtechnik auf der verbesserten Beschreibung des Werkstoffverhaltens sowie auf der simulativen Abbildung von aufeinanderfolgenden Umformoperationen unter Berücksichtigung der Umformhistorie.

Diverse Arbeiten von [Bay06]; [Fil04]; [Hol16]; [Lie06]; [Wag96]; [Wie11] beschäftigen sich mit dem Einfluss der Reibungszahl auf den Blechumformprozess. Trotzdem spielt die Beschreibung der auftretenden Reibungsmechanismen zwischen Werkzeug und Platine bei der simulativen Abbildung des Tiefziehprozesses in der industriellen Anwendung eine wenig beachtete Rolle. Die Komplexität der Messung der örtlich spezifischen Reibungsbedingungen in der Kontaktfläche zwischen Blech, Matrize und Blechhalter, die größtenteils unbekanntes Wechselwirkungen der Einflussfaktoren untereinander sowie der hohe Abstraktionsgrad der zugehörigen Modellversuche zu deren Bestimmung führen zu einer geringen Übertragbarkeit solcher Messergebnisse auf den realen Blechumformprozess. Jedoch spielt die Beschreibung des Reibungsverhaltens aufgrund der großen Kontaktfläche in Relation zum Volumen eine entscheidende Rolle in Hinblick auf das Ergebnis der numerischen Umformsimulation.

Wie in Abbildung 1 zu erkennen ist, beeinflussen verschiedene Parameter das Umformergebnis nach dem Tiefziehvorgang. Der Platinenwerkstoff inklusive Blechdicke, seine Mikrostruktur, seine mechanischen Eigenschaften sowie sein Formänderungsvermögen, abhängig von der jeweiligen Belastungsrichtung aus den vorangegangenen Umformprozessschritten, bilden dabei die im

Wesentlichen zu berücksichtigenden material- und prozesstechnischen Einflussgrößen moderner Simulationsrechnungen. Die Umformmaschine beeinflusst das Umformergebnis durch die auftretende Steifigkeit des Pressentischs, die Genauigkeit der Stößelführung sowie die pressenspezifische Stößel- und Ziehkissenkinematik. Die Platinegeometrie beeinflusst den Tiefziehprozess durch den hervorgerufenen Spannungszustand in der Umformzone sowie die Hinderung bzw. das Ermöglichen des Ziehflanscheinlaufes in die Bauteilzarge.

Neben den genannten Prozessparametern besitzt das tribologische System, wiederum beeinflusst durch andere physikalische Größen, einen deutlichen Einfluss auf das Umformergebnis. Maßgebliche Einflussnahme auf das tribologische System weisen die Parameter Flächenpressung, Schmierstoff und dessen Viskosität, die lokalen Prozesstemperaturen und die Relativgeschwindigkeiten im transienten tribologischen System auf. Daneben üben auch der örtliche Spannungszustand, die Blechoberflächentopologie und eine eventuelle Werkzeugbeschichtung Einfluss auf das tribologische System und somit auf das gesamte Umformergebnis aus. All diese Parameter liegen dabei nicht als konstante Größen vor, sondern verändern sich während des Umformprozesses. Zudem beeinflussen sie sich gegenseitig. Die Untersuchung dieses tribologischen Systems, der dabei auftretenden Wechselwirkungen zwischen den Prozessparametern sowie der resultierenden Reibungszahl als Systemausgangsgröße bilden den Schwerpunkt dieser Forschungsarbeit.

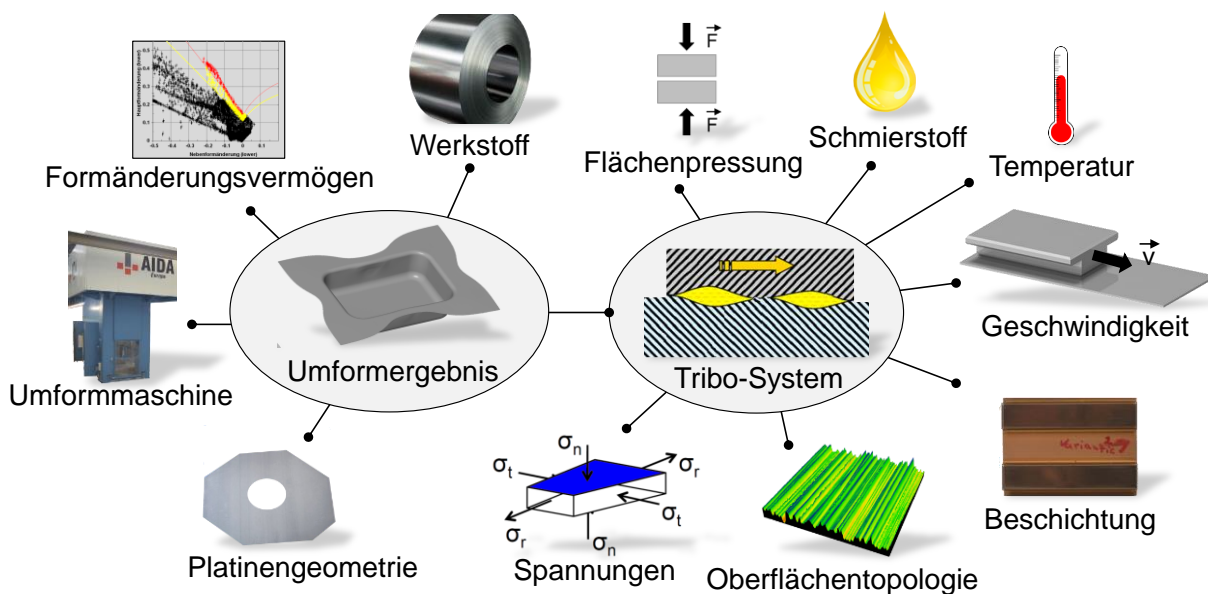


Abbildung 1: Einflussfaktoren auf das Umformergebnis beim Tiefziehen [Sin16a]

Um eine verbesserte Abbildegenauigkeit der numerischen Berechnung des Tiefziehprozesses zu erreichen, ist es notwendig, das tribologische System zwischen Umformwerkzeug und Platine genau zu verstehen und in ein möglichst präzises Beschreibungsmodell zu überführen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird ein neuartiges Verfahren entwickelt und vorgestellt, mit dem über die indirekte Messung der elastischen Deformation der Ziehwerkzeugstruktur die

---

Reibungsverhältnisse kontinuierlich während des Tiefziehprozesses gemessen werden können. Dabei muss der Prozess weder abstrahiert und in einen einfachen Modellversuch überführt werden, noch muss für eine solche Messung direkt in die Kontaktzone zwischen Platine und Werkzeug durch Einbringen von Sensoren eingegriffen werden.

Im Weiteren wird die Ziehteilgeometrie, abhängig vom vorherrschenden Spannungszustand, in unterschiedliche geometrische Sektoren unterteilt. Für jeden Sektor werden die Auswirkungen der Flächenpressung, der Relativgeschwindigkeit, der Temperatur und der Werkstoff-Schmierstoff-Kombinationen auf das tribologische System untersucht. Dazu kommt der einfache Modellversuch des Streifenziehens sowie die im Rahmen dieser Arbeit neu entwickelte Versuchsmethode zum Einsatz. Aufbauend auf diesen Ergebnissen wird durch eine phänomenologische Abbildung der auftretenden Veränderung der Reibungszahlen eine Beschreibung der lokalen, im jeweiligen geometrischen Sektor der Platine auftretenden, tribologischen Systeme während des Tiefziehens entwickelt. Diese zeichnet sich durch die Berücksichtigung örtlicher, sich über den Stößelweg verändernder Reibungszahlen, von der lokalen Werkzeugtemperatur, der Viskosität des Schmierstoffs sowie von der Relativgeschwindigkeit des Halbzeugs zur Werkzeugoberfläche für die zuvor ermittelten Bauteilsektoren aus. Von [Chr16] wurde beobachtet, dass die Oberflächentopologie der Platinen in einem Serienprozess nach dem ersten Einlaufprozess des Tiefziehwerkzeugs bis zum Auftreten von Verschleißerscheinungen am Werkzeug eine recht gut reproduzierbare Größe darstellt. Aus diesem Grund wurde der gegenwärtige Oberflächenzustand nicht als Prozessgröße, sondern als aufzunehmende Eingangsgröße definiert. Durch diese experimentelle Messwertaufnahme, die mathematische Beschreibung des Reibungsverhaltens über den Tiefziehprozess und das damit einhergehende verbesserte Verständnis des tribologischen Systems wurde es möglich, einen Beitrag zur verbesserten numerischen Abbildung des Tiefziehprozesses in kommerziellen FE-Codes zu erreichen. Dies ermöglicht eine Erweiterung der Werkstoff- und Prozessgrenzen und erhöht damit die Wirtschaftlichkeit des Blechumformverfahrens Tiefziehen.





## 2 Stand der Technik

Die vorliegende Arbeit hat eine Erweiterung des Verständnisses von tribologischen Vorgängen in der Blechumformung zum Ziel. Insbesondere das Zusammenwirken der reibungsbeeinflussenden Kenngrößen soll möglichst ohne Vereinfachungen im Aufbau des Modellversuchs für das Tiefziehen betrachtet werden. Im Folgenden werden wesentliche, bekannte Erkenntnisse über das in dieser Arbeit betrachtete Umformverfahren, das Tiefziehen, die zugehörige Tribologie, die Beschreibung des Reibungsverhaltens sowie jene über die Modellierung von Blechumformprozessen mithilfe der Finite-Elemente-Methode zusammengefasst.

### 2.1 Grundlagen der Blechumformtechnik

Die Blechumformung nimmt eine Schlüsselposition bei der Herstellung von Industrieprodukten ein [Rei03]. Insbesondere in der Automobil-, Flugzeug- und Haushaltswarenindustrie ist dieses Fertigungsverfahren vorzufinden, da besonders die Umformtechnik eine wirtschaftliche Produktion von Gleichteilen in großer Stückzahl ermöglicht. Zusätzlich bieten Umformverfahren eine hohe Werkstoffausnutzung und Wiederholgenauigkeit sowie eine hohe erzielbare Festigkeit bei gleichzeitig geringem Bauteilgewicht. Beim Karosserieziehen [Lan90], dem meistverbreiteten Umformverfahren, wird ein Streckziehprozess mit einem Tiefziehprozess kombiniert.

#### 2.1.1 Grundlagen des Tiefziehens

Das Tiefziehen wird, in Anlehnung an DIN 8580 und 8584 [DIN03a], [DIN03b], dem Umformen unter gleichzeitigem Wirken von Zug- und Druckspannungen zugeordnet. Masse und Stoffzusammenhalt des Werkstücks bleiben bei diesem Prozess unverändert. Hierbei stehen die Werkzeugaktivteile Blechhalter, Stempel und Matrize (Ziehring) in Kontakt mit dem umzuformenden Blechzuschnitt und die Prozesskräfte werden von der Umformmaschine über den Ziehstempel auf die Platine übertragen.

Die Platine als umzuformender Blechzuschnitt wird zwischen Blechhalter und Matrize mit definierter Kraft eingespannt und bei Verwendung von einfachwirkenden Pressen während des Ziehvorgangs über den Stempel gezogen. Dabei überträgt der Stempel die Ziehkraft in den Ziehteilboden, weshalb das Tiefziehen den Umformverfahren mit mittelbarer Krafteinleitung zugeordnet wird [Doe10].

Die zwischen Blechhalter und Matrize wirkende Blechhalterkraft verhindert das Ausknicken der Platine aufgrund der tangentialen Druckspannungen und die Entstehung von Falten 1. Art. Wird ein solches Ausknicken aufgrund der Druckspannungen bei der Durchmesserverkleinerung von Platinen- auf Stempeldurchmesser unterdrückt, muss die Platine plastisch fließen und somit die Form des Stempels annehmen. Der Flansch bildet dabei die Umformzone [Sch10]. Abbildung 2 stellt diese Bereiche des Tiefziehbauteils dar.

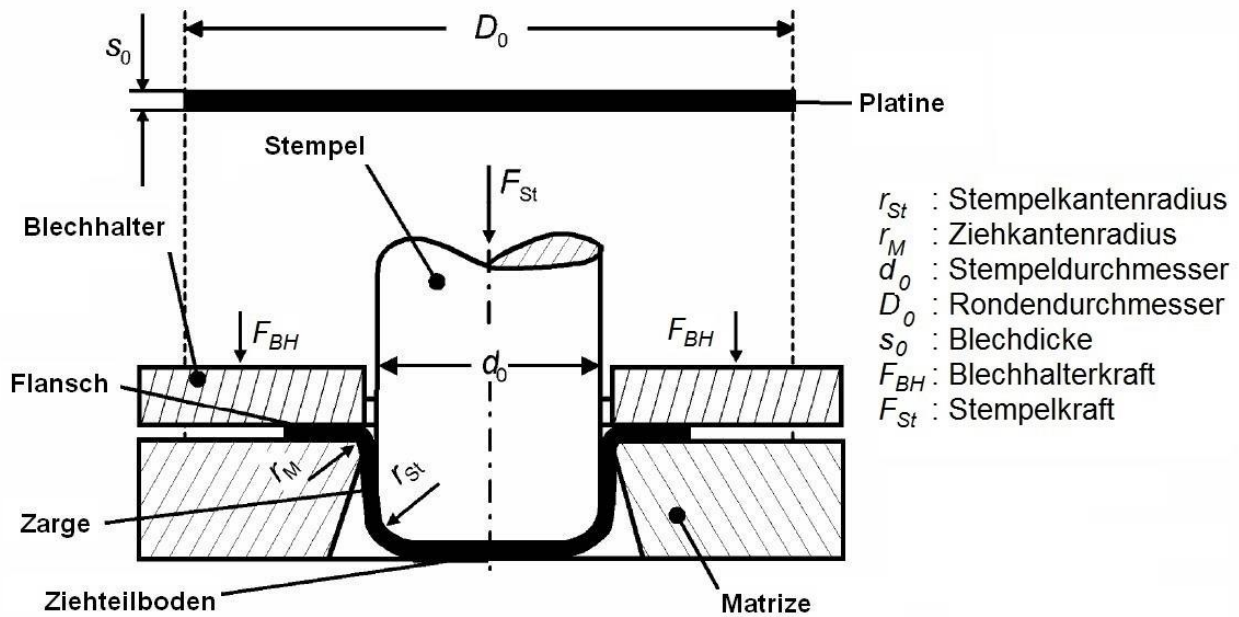


Abbildung 2: Schematische Darstellung des Tiefziehens [Lan90]

Sobald die Fließspannung  $k_f$  des Blechwerkstoffes überschritten wird, erfolgt das Einziehen des Ziehflansches in die Zarge durch plastisches Fließen. Durch die auftretenden Reibungskräfte zwischen Stempel und Platine findet am Ziehteilboden nahezu keine Umformung statt.

Deutliche Auswirkungen auf das Tiefziehergebnis zeigen demnach die Prozessparameter Umformgeschwindigkeit, Blechhalterkraft, Grenzziehverhältnis, Werkstoffeigenschaften sowie deren Wechselwirkungen, die in Abschnitt 2.2 weiter ausgeführt werden.

Das Einlaufen des Ziehflansches in die Zarge erfolgt hauptsächlich über das Wandern von Versetzungen im Ziehflansch. Dabei werden die übereinander aufgeschichteten Atomlagen gegeneinander verschoben und können sich gegebenenfalls an Gitterfehlern aufstauen. Da dieses Wandern der Versetzungen Zeit benötigt, kann es bei zu hohen Ziehgeschwindigkeiten dazu kommen, dass diese Versetzungsbewegungen nicht vollständig ablaufen können und es zu vorzeitigem Bauteilversagen kommt. Allerdings wird die Reibungszahl durch eine hohe Ziehgeschwindigkeit reduziert. Auch die Wahl der geeigneten Blechhalterkraft und die daraus resultierende Flächenpressung zeigen zwei gegenläufige Phänomene. Bei zu hohen Flächenpressungen wird die Rückhaltung des Ziehflansches erhöht, die Platine kann nicht in die Bauteilzarge einlaufen und es können Reißen auftreten. Wird die Rückhaltekraft hingegen zu gering gewählt, besteht die Gefahr, dass sich Falten bilden. Dabei knickt die Platine aufgrund der zu hohen tangentialen Druckspannungen während des Flanscheinlaufes aus und der Blechhalter wird durch die entstehende Falte von der Platine abgehoben. Folglich muss eine genaue Kenntnis über das Prozessfenster vorliegen, um fehlerfreie Gutteile produzieren zu können.

### 2.1.2 Beanspruchung der Platine beim Tiefziehen

Die Analyse des auftretenden Spannungszustands im Ziehflansch, in der Ziehteilzarge und im Ziehteilboden erfolgt durch das virtuelle Freischneiden eines Elements des umgeformten Bauteils (siehe Abbildung 3). Es treten in allen Ziehteilabschnitten radiale Zugspannungen  $\sigma_r$  aufgrund der Krafteinleitung in den Ziehteilboden auf. Dort bildet sich eine Zug-Zugbeanspruchung aus, da die Umschlingung der Platine um den Matrizenradius und den Stempelkantenradius zu Beginn des Tiefziehvorgangs das Einlaufen der Platine behindert und in dieser Phase einen Streckziehprozess auftritt. Die Behinderung einer Durchmesser-Verkleinerung um die Stempelmantelfläche bei gleichzeitiger Zugbelastung ruft eine ebene Dehnung (plane strain) in der Ziehteilzarge hervor. Die Verkleinerung des Flanschdurchmessers durch das Einlaufen des Ziehflansches in die Zarge erzeugt tangential Druckspannungen  $\sigma_t$  im Bauteilflansch [Doe10].

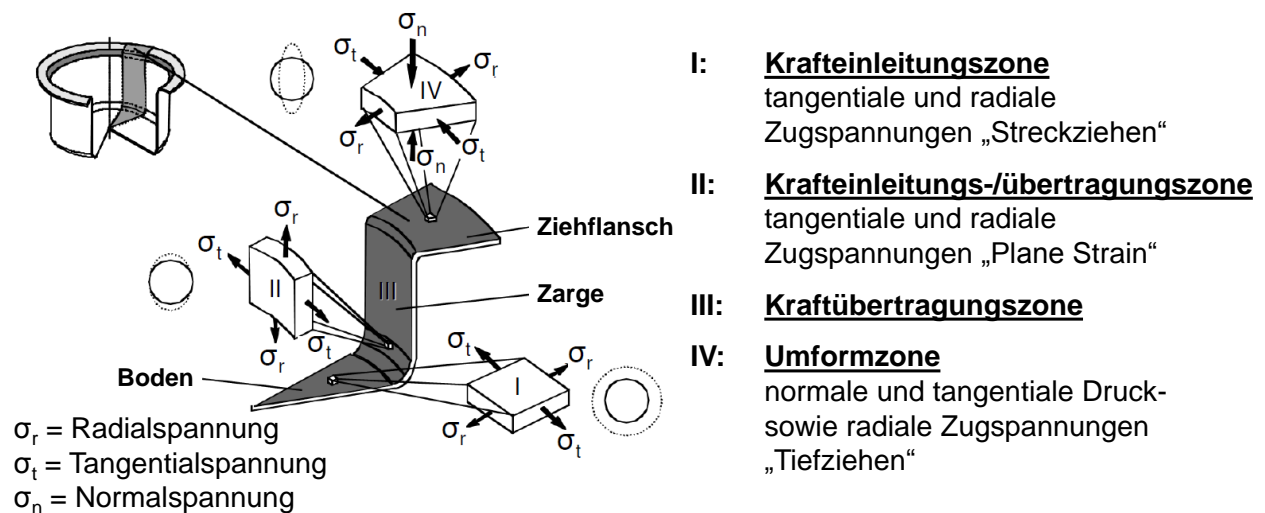


Abbildung 3: Auftretende Spannungszustände am freigeschnittenen Tiefziehbauteil [Sim89]

Die in Abbildung 3 dargestellten Spannungszustände führen dazu, dass bei realen Tiefziehvorgängen immer eine Überlagerung von Tiefziehen und Streckziehen vorgefunden werden kann und die Platine aus der Blechdicke ( $\varphi_3$ ) fließt. Besonders am Stempelkantenradius kommt es in der ersten Phase des Umformprozesses zur Behinderung des Einlaufens der Platine durch die Biegebelastung aufgrund der Umschlingung von Matrizen- und Stempelkantenradius. Aus diesem Grund tritt gleich zu Prozessbeginn eine Reduktion der Blechdicke an dieser Stelle des Ziehteils auf. Bei Karosserieziehwerkzeugen werden zur Steuerung des Einlaufs der Platinenkante sogenannte Zieh-sicken (Klemm- und Laufsicken) eingesetzt, um den Flanscheinlauf zeitlich und örtlich gezielt steuern zu können. Abhängig davon, ob der Stempelkantenradius oder der Matrizenradius kleiner ausgeführt ist, verschiebt sich der Ort der größten Blechdickenreduktion zum Anrieb des Stempels oder der Matrize hin. Abbildung 4 stellt dies dar.

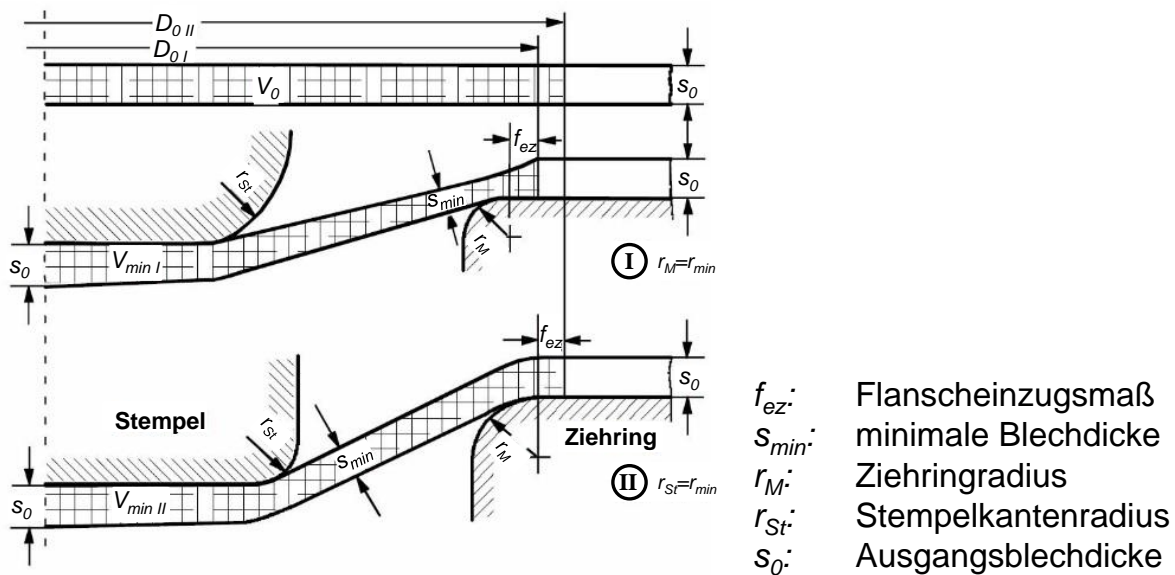


Abbildung 4: Blechdickenverlauf der Platine zu Beginn des Ziehvorgangs; I: Stempelkantenradius größer als Ziehringradius, II: Stempelkantenradius kleiner als Ziehringradius [Doe10]

### 2.1.3 Auftretende Fehler beim Tiefziehen

Beim Tiefziehen können drei unterschiedliche Fehlerarten auftreten. Dabei wird zwischen Reißen, Falten 1. Art (Falten im Flanschbereich) und Falten 2. Art (Falten im Zargenbereich), unterschieden. Falten 2. Art können jedoch ausschließlich bei konischen Bauteilen auftreten, wenn eine frei zu überspannende Fläche zwischen Stempelkantenradius und Matrizeeinlaufradius entsteht und den tangentialen Druckspannungen während der Durchmesser verkleinerung nicht durch einen Blechhalter entgegengewirkt werden kann. Reißen, Gutteil und Falten 1. Art sind in Abbildung 5 beispielhaft für einen „Rechtecknapf“ dargestellt.



Abbildung 5: Mögliche Fehler beim Tiefziehen: Reißen (rot), Gutteil, Faltenbildung 1. Art (von links)

Zur simulativen Überprüfung der Grenzen des Umformprozesses wird die auf experimentellen Werten basierende Kurve des Grenzformänderungsdiagramms herangezogen. Dieses von [Kee61] entwickelte Konzept basiert darauf, die während des Umformprozesses möglicherweise auftretenden Formänderungen im Bauteil in einem Diagramm im Formänderungsraum darzustellen. Das Grenzformänderungsdiagramm wird erstellt, indem die Formänderungen, bei denen eine Einschnürung der Probe auftritt, in einem kartesischen Koordinatensystem der Haupt- und Nebenformänderung aufgetragen werden. Dabei werden unterschiedlich breite und speziell taillierte Proben verwendet, die einen beim Umformen auftretenden Vergleichsspannungszustand abbilden (Tiefziehen:  $\varphi_1 = -\varphi_2$ ; Zugversuch:  $\varphi_1 = -2\varphi_2$ ; ebene Dehnung  $\varphi_2 = 0$ ; Streckziehen  $\varphi_1 = \varphi_2$ ). Dabei ist zu beachten, dass das Grenzformänderungsdiagramm nur für die Formänderungen Gültigkeit besitzt, bei denen lineare und ununterbrochene Lastpfade vorherrschen.

Die Aufnahme der werkstoffspezifischen Grenzformänderungskurve erfolgt in der Regel durch den von Nakajima entwickelten Versuch der in DIN EN ISO 12004-2 [DIN09a] festgeschrieben ist. [DIN09a] sieht vor, dass unterschiedlich breite Proben durch einen halbkugelförmigen Stempel umgeformt werden. Die unterschiedlich breite Probengeometrie hat zur Folge, dass das Materialverhalten für mehrere Formänderungskombinationen von  $\varphi_1$  und  $\varphi_2$  aufgenommen werden können. Die jeweilige Probengeometrie bildet einen Punkt der Grenzformänderungskurve ab. So wird eine schmale, 20 mm breite Probe für die uniaxiale Zugbelastung verwendet und eine kreisrunde Vollprobe für den biaxialen Vergleichsspannungszustand. Indem eine Ausgleichsfunktion durch die einzelnen Messpunkte gelegt wird, kann der Verlauf der Grenzformänderungskurve beschrieben werden [Lie16].

Die auftretenden Formänderungen nach Versuchsdurchführung werden durch zuvor auf der Probenoberfläche aufgebrachte Muster sichtbar gemacht. Dabei kommen je nach verwendetem Auswertemesssystem Kreise, Gitter oder stochastisch verteilte Farbpunkte zum Einsatz, deren Verzerrung bzw. Verschiebung durch ein Kamerasystem während der Belastung aufgenommen wird. Durch die Formänderung verformen sich je nach Dehnungsverhältnis die Kreise zu Ellipsen, die quadratischen Gitter trapezförmig oder die stochastischen Punkte werden in ihrer Anordnung verändert. Durch Ausmessen der Veränderung von deformierten Gitterstrukturen oder Farbpunkt-konstellationen kann ein Dehnungspfad mittels Bilderkennungssoftware berechnet werden. Abbildung 6 zeigt, wie aus der Verformung der Kreise auf den jeweiligen Formänderungszustand geschlossen werden kann. Versagt eine Probe durch Einschnürung, kann dieser Zeitpunkt des Versagens und die korrespondierenden Haupt- und Nebenformänderungen aufgezeichnet werden. Durch Verbinden dieser lastpfadabhängigen Versagensorte entsteht die Grenzformänderungskurve [DIN09a].

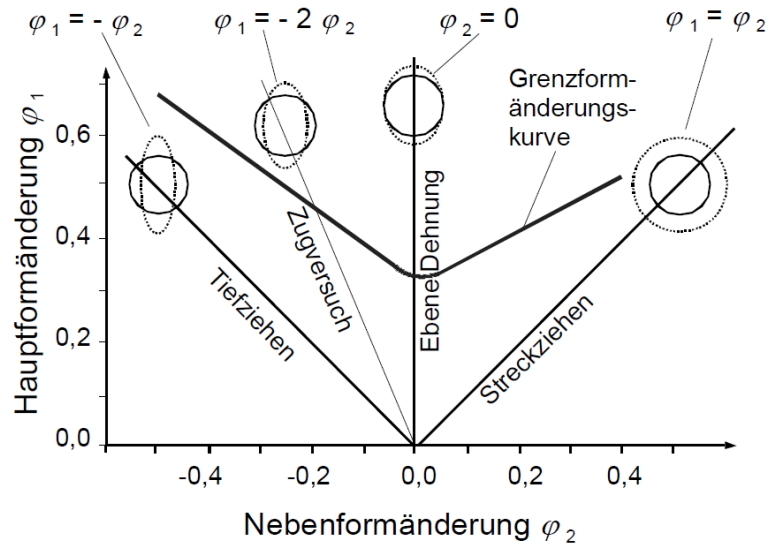


Abbildung 6: Verzerrung der Bauteilmarkierung und deren resultierende Formänderung [Lan90]

Neben den unterschiedlichen Ermittlungsverfahren der Grenzformänderungskurve besitzen nach [Lan90] folgende weitere Faktoren eine Auswirkung auf die Lage der Grenzformänderungskurve und verändern somit das Versagensverhalten im Tiefziehprozess:

Werkstoffparameter:

- Blechdicke
- Streckgrenze / Zugfestigkeit
- Anisotropie
- Verfestigungsexponent

Verfahrensparameter:

- Reibung
- Umformgeschwindigkeit
- Umformgeschichte
- Umformtemperatur

Diese Einflussfaktoren müssen grundsätzlich berücksichtigt werden, um einzelne Grenzformänderungsdiagramme von unterschiedlichen Blechwerkstoffen vergleichen zu können. Die Reibung beeinflusst die Lage und Form der Grenzformänderungskurve. Bei der experimentellen Ermittlung der Grenzformänderungskurve muss die Reibung zwischen Blechzuschnitt und Umformstempel folglich minimiert werden, um die maximal mögliche Formänderung zu bestimmen. Neben dem Versagen durch Einschnürung, also der limitierenden Belastungsgrenze des jeweiligen Werkstoffes, besteht nach [Hos99] zusätzlich die Möglichkeit, dass Versagen aufgrund von Schubspannungen oder Faltenbildung auftritt.

## 2.2 Grundlagen der Tribologie in der Blechumformung

Tribologie setzt sich aus den altgriechischen Begriffen „tribein“ (reiben, abnutzen) und „lógos“ (Lehre) zusammen und umfasst entsprechend der Definition der Gesellschaft für Tribologie (GfT) sowohl die Reibung als auch den Verschleiß von Oberflächen, die unter Relativbewegung in einem vorgegebenen System aufeinander einwirken. Zusätzlich werden die Schmierung und das Umgebungsmedium miteingeschlossen [GFT02].

### 2.2.1 Historische Anfänge der Tribologie

Die Anfänge der Tribologie liegen mehr als 400 000 Jahre zurück und lassen sich in eine Zeit datieren, als die Reibung ausgenutzt wurde, um Steinwerkzeuge herzustellen. Während der Zeit der Neandertaler (ca. 100 000 v. Chr.) wurden die entstehende Reibungswärme von Holz sowie die entstehenden Funken beim Aufeinanderschlagen von Feuersteinen genutzt, um Feuer zu machen.

Der erste dokumentierte Einsatz von Schmierstoffen geht auf die Zeit der Ägypter um ca. 2 500 v. Chr. zurück, als unter anderem Schlamm und Fett verwendet wurden, um große Felsblöcke für den Pyramidenbau zu transportieren. Erste systematische Untersuchungen der Tribologie gehen auf Leonardo da Vinci (1452-1519 n. Chr.) zurück, als dieser die Gleitreibungskraft zwischen verschiedenen Objekten auf geraden und schiefen Ebenen untersuchte und erste Zusammenhänge zwischen Haft- und Gleitreibung mit der auftretenden Kontaktfläche dokumentierte [Per00]. Die nächsten relevanten Untersuchungen führten Amontons, Desaguliers und Euler zwischen 1663 und 1783 durch, ehe Coulomb diese Gedanken und Experimente weiterentwickelte und den Zusammenhang zwischen Rückhaltekraft, Normalkraft und der Reibungszahl im Coulomb'schen Reibungsgesetz wie folgt definierte:

$$F_R \leq \mu \cdot F_N \quad (2.1)$$

Die Reibung in Flüssigkeiten und Gasen wurde im Weiteren von Bernoulli, Euler, Navier und Stokes untersucht und entsprechende Formeln entwickelt [Dow79]. Diese historischen Untersuchungen bilden bis heute die Grundlage für das Verständnis der Reibung und der daraus resultierenden Phänomene. Besonders die sehr einfache Modellierung der Reibung nach Coulomb gilt bis heute als eine der am weitesten verbreiteten. Aufgrund der starken Vereinfachungen ist sie jedoch nur bedingt für die exakte Beschreibung der Reibungszustände, wie sie für die Simulation von Blechumformprozessen benötigt werden, geeignet. Die folgenden Abschnitte zeigen daher die aktuellen Entwicklungen und Modelle zur Berechnung des Reibungsverhaltens in der Blechumformung.

### 2.2.2 Definition des tribologischen Systems

Ein tribologisches Belastungskollektiv, wie in Abbildung 7 zu sehen, setzt sich aus den Elementen Grund- und Gegenkörper sowie Zwischenstoff und Umgebungsmedium zusammen. Grund- und Gegenkörper befinden sich dabei in gegenseitiger Relativbewegung. Oberflächenveränderungen und Materialverlust können bei der Betrachtung des Systems als Verschleißkenngrößen herangezogen werden. Entscheidend für das jeweilige Wirken des tribologischen Systems sind die Eigenschaften der einzelnen am Kontakt beteiligten Elemente. Dabei sind neben der Materialeigenschaft der Reibpartner, besonders deren Oberflächen und die daraus hervorgerufene



Lastspannungsverteilung von Wichtigkeit. Da während des Umformprozesses jedoch eine ständige Veränderung dieser Spannungsverteilung in der Platine auftritt, unterliegt das tribologische System selbst ebenso einer ständigen Veränderung. Bedingt durch die plastische Deformation der Platine während des Umformprozesses verändern sich Werkstofffestigkeit, Randschichthärte, Mikro- und Makrogeometrie und erzeugen so, im Gegensatz zu Wälzlagern, ein sich ständig veränderndes tribologisches System [Klo06].

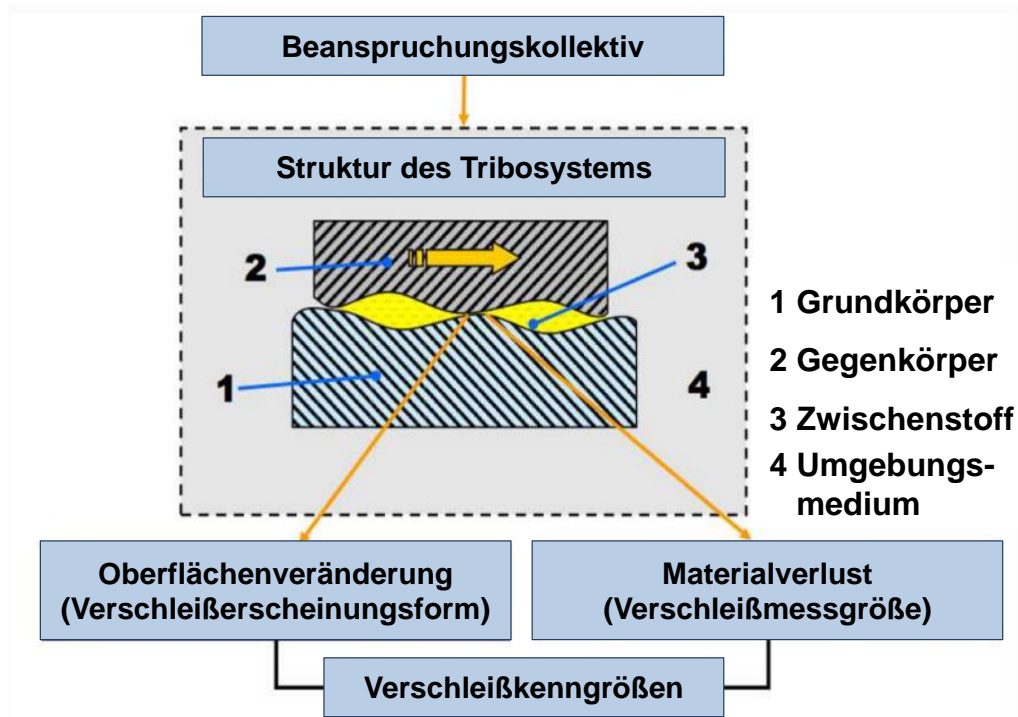


Abbildung 7: Tribologisches Belastungskollektiv [nach GFT02]

[Czi10] liefert einen systemanalytischen Ansatz zur Beschreibung eines allgemeinen tribologischen Systems, bei welchem verschiedenste Eingangsgrößen in das tribologische System eingebracht werden und diverse Ausgangsgrößen hervorrufen. Dabei sind die Eingangsgrößen (X) nicht als absolut anzusehen, sondern sie verändern das tribologische System durch zeitlich und örtlich unterschiedlich starke Wechselwirkungen. Somit werden die Veränderungen des tribologischen Systems und der daraus hervorgehenden komplexen Zusammenhänge anschaulich dargestellt (vgl. Abbildung 8). Das Zusammenwirken der Eingangsgrößen und die daraus entstehenden sich verändernden Wechselwirkungen rufen Reibungsmechanismen hervor, die zu einer ständigen Änderung der Prozessgrößen führen. Neben den sich systemspezifisch einstellenden Ausgangsgrößen wie der Bewegungs- und Energieübertragung, die einen Umformprozess oder im Allgemeinen ein Einwirken eines Körpers auf einen anderen überhaupt erst ermöglichen, setzt das tribologische System auch irreversibel dissipierte Energie frei, die sich im Allgemeinen als Wärme und Verschleiß bemerkbar macht.



Funktion des Tribosystems  $\{X\} \rightarrow S = \{A, P, R\} \rightarrow \{Y\}$

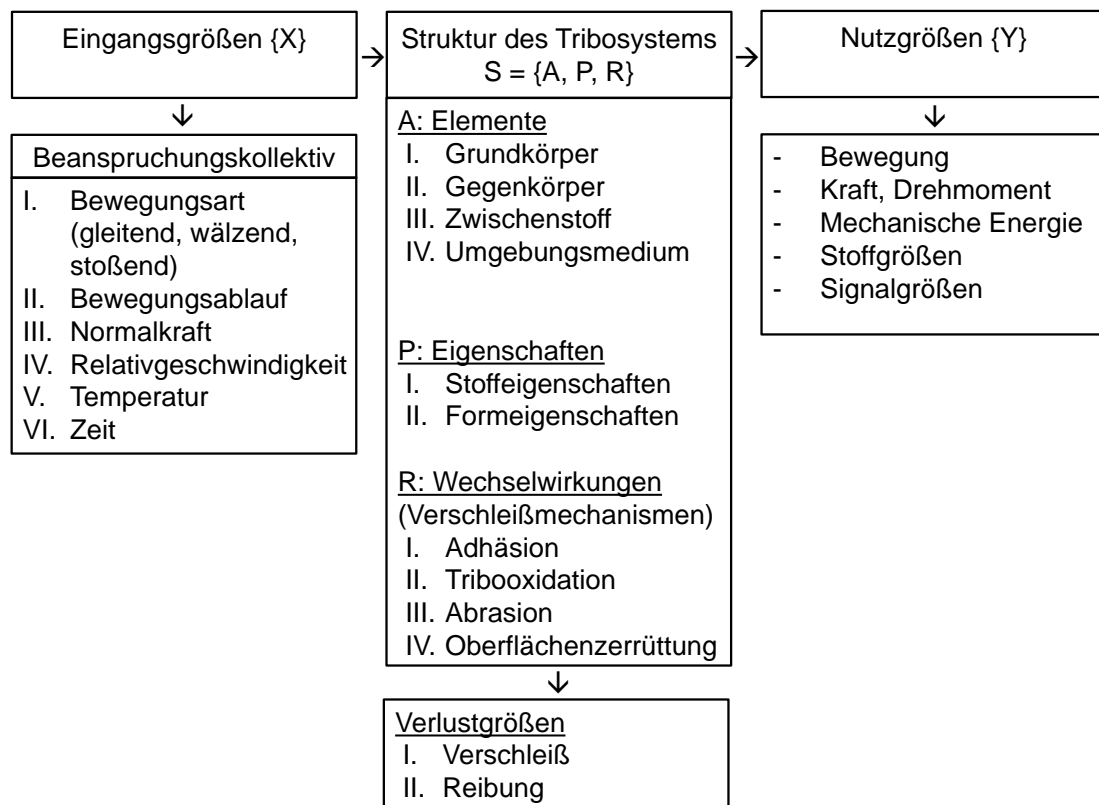


Abbildung 8: Systemanalytische Darstellung eines verallgemeinerten Tribo-Systems [Czi10]

### 2.2.3 Reibung und Verschleiß in der Blechumformung

Bei der Blechumformung treten weder Veränderungen des inneren Stoffzusammenhalts noch Oberflächenvergrößerungen vergleichbar mit der Massivumformung auf. Blechumformteile stellen dünnwandige, großflächige Bauteile mit einem sehr großen Quotienten von Oberfläche zu Volumen dar. Die Platine muss während des Tiefziehprozesses zur Vermeidung der Faltenbildung hohen Normalkräften zwischen Blechhalter und Matrize ausgesetzt werden, um der beschriebenen Faltenbildung 1. Art entgegenzuwirken. Aufgrund dieser verfahrensbedingten Belastung muss während des Fertigungsprozesses hauptsächlich äußere Reibung zwischen den Kontaktflächen von Platine und Umformwerkzeug überwunden werden. Eine zuverlässige Herstellung von Gutteilen ist somit nur möglich, wenn die Reibungsverhältnisse bekannt sind und prozessspezifische Maßnahmen in Form von angepasster Schmierung getroffen werden können.

Die physikalischen Effekte der Festkörperreibung lassen sich aufgrund der Relativbewegung zwischen Grund- und Gegenkörper des Belastungskollektivs in die drei Hauptreibungsarten Roll-, Gleit- und Bohrreibung einteilen. Diese liegen bei realen Beanspruchungen wie sie beim Tiefziehen auftreten jedoch nicht separat vor, sondern in der Regel als ein kombiniertes Reibungsverhalten [Ste08]. Verallgemeinert können die Reibungsverhältnisse in Festkörper-, Flüssigkeits-, Gas- und Mischreibung unterteilt werden. Im realen Tiefziehprozess tritt ein solcher Idealfall jedoch

kaum auf und es liegt meist ein Mischreibungszustand vor. Dabei dominiert zwar eine Reibungsart, es liegt zusätzlich jedoch eine Überlagerung mit den anderen Wirkprinzipien vor. Da technische Oberflächen niemals ideal glatt und auch im Mikrobereich nicht absolut eben sind, entsteht jeder Kontakt zwischen zwei Flächen aufgrund von Welligkeit und Rauheit diskret und lokal. Dabei berühren sich die Kontaktpartner nur in einzelnen Punkten, wobei der härtere Körper bei steigender Normalkraft in den weicheren eingedrückt wird. Durch die unterschiedlichen Rauheitsprofile der Oberflächen wird ein örtlich unterschiedlicher Druckspannungszustand hervorgerufen, welcher die in Abbildung 9 dargestellten Reibungsmechanismen verursacht. Hier sind Scherung adhäsiver Bindungen, plastische Deformation, Furchung und die Hysterese bei elastischer Deformation zu nennen, wobei die Scherung adhäsiver Bindungen als atomarer Mechanismus, die anderen als mechanische angesehen werden [Kra68].

Sind die Kontaktpartner einer Relativbewegung in Kombination mit einer Normalkraft ausgesetzt, werden die atomaren Bindungen, die durch das Einpressen der härteren Asperiten in den weicheren Gegenkörper entstehen, voneinander getrennt. Dieses Trennen der Verbindung dissipiert Energie und Reibung tritt auf. Eine plastische Deformation der Kontaktpartner entsteht, wenn durch auftretende Normalkräfte und Relativbewegungen das Volumen der Kontaktkörper entlang der Bewegungsrichtung irreversibel verschoben wird. Furchung entsteht nach demselben Prinzip. Der härtere Kontaktpartner dringt in den weicheren ein und hinterlässt bei anschließender Relativbewegung darin Rinnen und Furchen. Die elastische Hysterese erzeugt auf atomarer Ebene innere Gitterschwingungen, die sich durch eine reibungsbedingte Energiedissipation bemerkbar machen. Die elastische Kontaktdeformation ruft in örtlich und zeitlich stochastischer Verteilung Schwingungsfelder hervor, die wiederum auch als Dämpfung einer tribologischen Wechselwirkung betrachtet werden kann [Czi10].

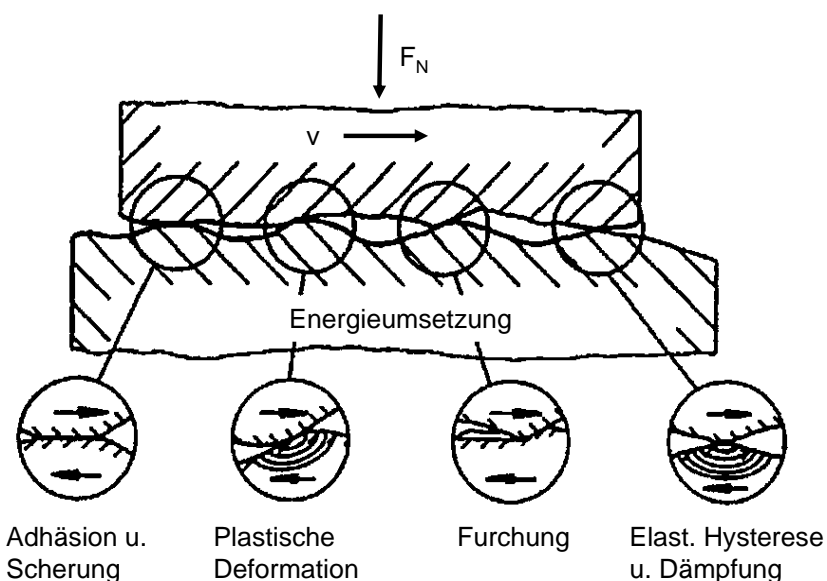


Abbildung 9: Auftretende Reibungsmechanismen in der Kontaktfläche [Ton04]

Am Tiefziehbauteil treten sechs unterschiedliche Reibungszonen zwischen Werkzeug und Platine auf (Abbildung 10). Diese werden aufgrund des vorherrschenden Spannungszustandes in der Platine, der Relativbewegung und Flächenpressung unterschieden. Es werden die Reibungszonen im ebenen Blechhalterbereich (1), am Matrizen einlafradius (2), am Stempelkantenradius (3), an der Bauteilzage bzw. der Stempelmantelfläche (4), am Stempelboden (5) und, falls vorhanden, an den Ziehsicken (6) unterschieden. Die Reibungszahlen der jeweiligen Zonen lassen sich experimentell mit spezifischen tribologischen Modellversuchen näherungsweise bestimmen. Die zugehörigen Modellversuche werden in Abschnitt 2.3 (Abbildung 15) ausführlich beschrieben.

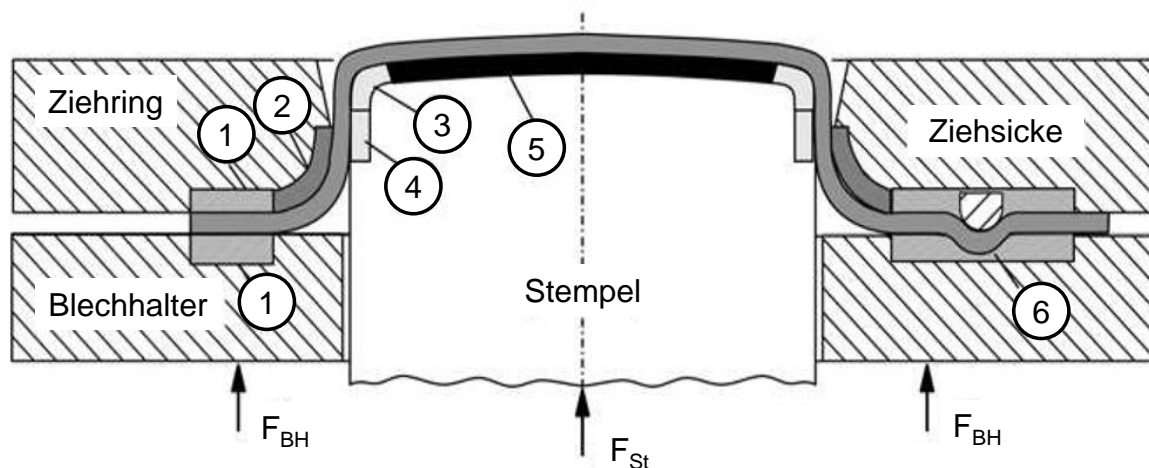


Abbildung 10: Reibungszonen beim Tiefziehen [Ost07]

DIN 50 320 definiert Verschleiß als „[...] den fortschreitenden Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers, hervorgerufen durch mechanische Ursachen, d. h. Kontakt- und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers [DIN79]. Der lokale Verschleiß der Wirkflächen eines Umformwerkzeugs stellt die entscheidende Größe für seine Standzeit dar und hat somit eine bedeutende Auswirkung auf die Wirtschaftlichkeit des jeweiligen Blechumformverfahrens. Verschleißerscheinungen sind Folgen der Verschleißmechanismen wie Oberflächenzerrüttung, Abrasion, Adhäsion und tribochemische Reaktionen, (Abbildung 11).

Oberflächenzerrüttung tritt auf, wenn ständig wechselnde tribologische Belastungen auf der Kontaktfläche eine Werkstoffermüdung zur Folge haben. Dabei entstehen Mikrorisse, die sich mit fortdauernder Belastung weiter ausbreiten und schließlich zu einem Bruch durch Vereinigung dieser Risse führen [Moe08]. Die zuvor beschriebene Abrasion zeigt sich durch Prozesse wie Mikrozerspanen, Mikropflügen oder Mikrobrechen, sobald Körper mit einer Relativbewegung unter entsprechender Lasteinwirkung zueinander bewegt werden [Klo08]. Zusätzlich zu den Härteunterschieden der Kontaktpartner kann Abrasion auch durch Verunreinigungen, die sich zwischen den Körpern befinden, hervorgerufen werden. Diese harten Fremdkörper oder Reaktionsprodukte werden Abrasionspartikel genannt [Ste08]. Adhäsion ist ein Prozess, der auf molekularer bzw.

atomarer Ebene abläuft und als Grenzflächenhaftreibung zu verstehen ist. Nachdem durch hohe Flächenpressungen die Deckschichten der Kontaktpartner, also Oxid-, Reaktions- oder Schutzschichten durchbrochen wurden, bilden sich in den Bereichen des tatsächlichen Kontakts zwischen Grund- und Gegenkörper atomare Bindungen aus. Besitzt die so entstandene Bindung eine höhere Festigkeit als einer der Körper, so bricht diese Verbindung unter einer Relativbewegung aus dem weicheren Kontaktpartner heraus. Dabei entsteht ein Materialübertrag auf den härteren Reibpartner und es stellt sich dadurch ein Materialverlust ein [Ste08]. Aufgrund der Größe der Platinenoberfläche beim Tiefziehen und der technologischen Herausforderung, einen zusammenhängenden Schmierfilm auf deren gesamter Oberfläche aufrecht zu erhalten, ist die Adhäsion bei diesem Umformverfahren die häufigste Versagensursache. Unter der tribochemischen Oxidation werden Reaktionsprozesse von Blech- und Werkzeugwerkstoff mit dem Zwischen- oder Umgebungsmedium verstanden. Diese chemischen Reaktionen werden durch den Energieeintrag infolge der Reibung und dem daraus resultierenden Wärmeeintrag stimuliert. Die tribochemische Oxidation hat eine Veränderung der Grenzschicht zur Folge und beeinflusst dadurch das Reibungsverhalten [Hab80].

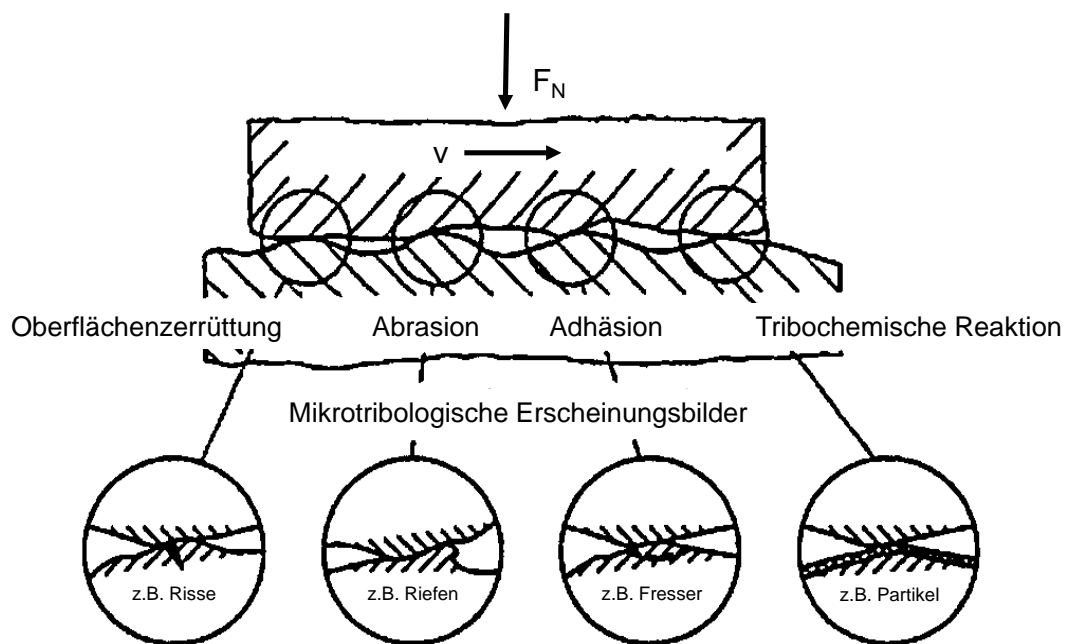


Abbildung 11: Verschleißmechanismen und Folgeerscheinungen in der Kontaktfläche [Ton04]

#### 2.2.4 Technische Oberflächentopologien von Feinblechen

Technische Oberflächen besitzen stets eine gewollte (dressieren) oder ungewollte (Verschleiß) mikrogeometrische Feingestalt [Bar10]. Das Reibungsverhalten wird durch diese geometrische Beschaffenheit der rauen Oberfläche beeinflusst. Dies ist in der Blechumformtechnik von besonderer Wichtigkeit, da das Verhältnis von Oberfläche des Werkstücks zu seinem Volumen groß ist und hauptsächlich äußere Reibung überwunden werden muss. Aus diesem Grund besitzen

Feinbleche spezielle Oberflächenstrukturen, die im finalen Dressierstich des Kaltwalzprozesses aufgebracht und Oberflächentextur genannt werden. Dazu wird dessen Walzenoberfläche mit sogenannten Dressierverfahren gezielt eingestellt. Dabei besteht die Möglichkeit, über „Shot-Blast-Texturing“ (SBT, Stahlkiesstrahlen), „Electrical-Discharge-Texturing“ (EDT, Elektroerosion) oder „Mill-Finish“ (MF, Walzfräsen) stochastische sowie über „Laser-Texturing“ (LT, Laserstrahlung) deterministisch feinstrukturierte Blechoberflächen zu erzeugen. Ziel dieses Bearbeitungsschrittes ist es, den Schmierstoff länger auf der Blechoberfläche zu halten und ein Herausdrücken aus dem Wirkspalt zu verhindern. Es hat sich gezeigt, dass besonders Schmierstofftaschen das tribologische Verhalten verbessern können und große abgeschlossene Leervolumina der Kontaktfläche ein Herausdrücken des Schmierstoffs aus dem Wirkspalt verhindern. Jedoch rufen diese so optimierten Blechoberflächen nicht unbedingt eine merkliche Reduktion der Reibungszahl hervor, sondern verschieben hauptsächlich das Auftreten von Werkzeugverschleiß hin zu höheren Flächenpressungen [Sta98]. Des Weiteren beeinflusst die Blechtexturierung das anisotrope Reibungsverhalten zwischen den Kontaktpartnern. [Wag96] und [Sta98] beschreiben hierzu weiterführende Mechanismen, Zusammenhänge und Verfahrensabläufe hinsichtlich der Erzeugung dieser Oberflächen.

Die Charakterisierung der Topografie von technischen Oberflächen ist in DIN 4760 genormt [DIN82]. Dort werden die geometrischen Gestaltabweichungen charakteristischer Längenschnitte entlang der Oberfläche festgelegt und auf eine Bezugslinie des Profilschnitts referenziert. Diese Oberflächenkennwerte werden als 2-D-Kennwerte bezeichnet. Sie reichen jedoch nicht aus, um die Oberfläche vollständig beschreiben zu können, da besonders die zuvor genannten Schmierstofftaschen durch abgeschlossene Leervolumen der Oberfläche charakterisiert werden und diese nur im dreidimensionalen Raum messbar sind. Auch der tragende Flächenanteil der Blechoberfläche kann nicht durch einen zweidimensionalen Linienschnitt beurteilt werden [Sør99]. Aus diesem Grund werden heute vorwiegend die in [DIN12] definierten 3-D-Oberflächenkennwerte zur Beschreibung unterschiedlicher Blechtopographien verwendet. Dabei wird besonders der Oberflächenkennwert  $S_a$  (mittlere arithmetische Höhe) als entsprechendes Äquivalent des in der industriellen Anwendung häufig verwendeten zweidimensionalen Oberflächenkennwertes  $R_a$  (arithmetischer Mittenrauwert) verwendet. Im Vergleich zu den Linienschnittparametern, die mittels Tastschnittverfahren ermittelt werden, muss für die Messung dreidimensionaler Oberflächenkenngrößen auf optische Verfahren zurückgegriffen werden. Abbildung 12 zeigt eine Messung sowie den Vergleich zwei- und dreidimensionaler Oberflächenkennwerte.

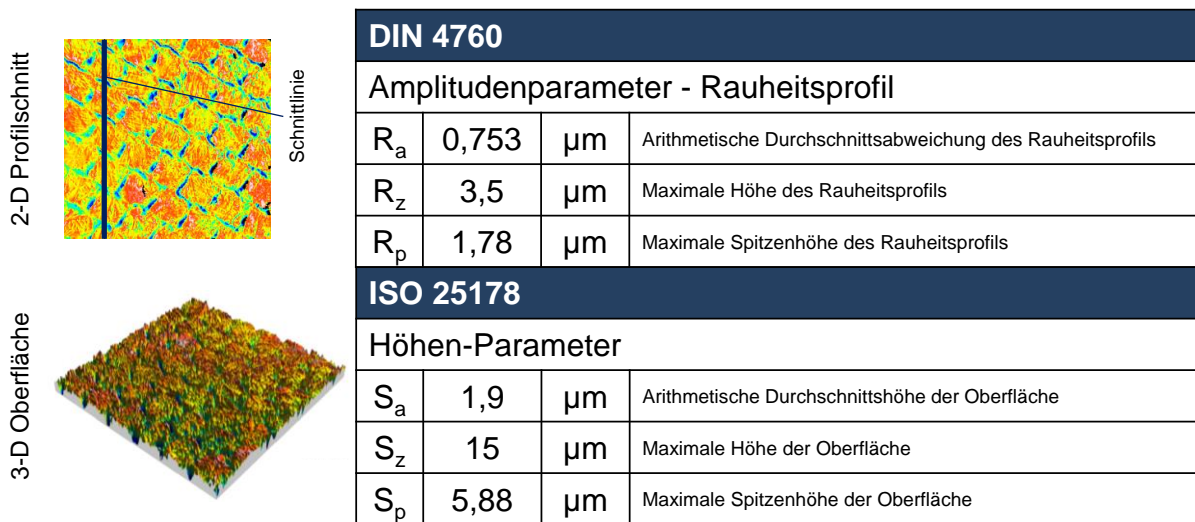


Abbildung 12: Optisch gemessene 2- und 3-D-Oberflächentextur und zugehörige -kenngrößen

### 2.2.5 Schmierstoffe in der Blechumformung

Zur Verminderung des Verschleißes werden in der Blechumformung grundsätzlich Schmierstoffe eingesetzt. Dadurch können die Interaktionen zwischen Grund- und Gegenkörper des tribologischen Systems verbessert und Werkzeugstandzeiten erhöht werden. Aktuell werden in diversen Forschungsvorhaben tribologische Systeme entwickelt, die ohne die Verwendung von Schmierstoffen funktionieren sollen. Allerdings gehört der Einsatz von Umformölen, Emulsionen und Wachsen nach wie vor zum Stand der industriellen Praxis [Vol14]. Schmierstoffe wurden lange Zeit als unvermeidbarer und kostenintensiver Hilfsstoff für den Umformprozess sowie den anschließenden temporären Korrosionsschutz angesehen. Heute zeigt sich jedoch, dass die Schmierstoffe bei angepasster, prozessspezifischer Verwendung auch die Werkzeugstandzeiten verbessern können. Sie müssen nicht zwangsläufig nach dem Umformvorgang von der Platine entfernt werden, sondern können auf dem Bauteil verbleiben [Los12].

Der Schmierstoff muss im Blechumformprozess die drei wesentlichen Anforderungen Trennen, Tragen und Schmieren erfüllen. Dabei kann der Schmierstoff die optimale Wirkung jedoch nur entfalten, wenn ein geschlossener Schmierfilm vorliegt. Durch die vom Blechhalter auf den Ziehflansch des Bauteils wirkende Normalkraft sowie durch die über den Stempelkanten- und Matrizen einlaufradius gespannte und einlaufende Platine entsteht ein hydrostatischer, bzw., bei gleichzeitiger Relativbewegung, ein hydrodynamischer Druck, der zu einer Trennung von Umformwerkzeug und Platine führt. Um dies im Umformprozess zur optimalen Trennung der Kontaktpartner nutzen zu können, wird die Oberflächentopografie der Platine [Sta98] oder, in speziellen Anwendungsfällen, auch des Werkzeugs [Wie11] gezielt eingestellt, um einen möglichst hohen Anteil an abgeschlossenem Leervolumen zu erzeugen. Der dort eingeschlossene Schmierstoff kann während des Umformprozesses nicht aus der Wirkfuge gepresst werden und verbleibt in der Kontaktfläche

zwischen Platine und Werkzeug. Aufgrund der Inkompressibilität des Schmierstoffs entstehen hohe Drücke, die Platine und Werkzeug trennen. Außerdem kann der Schmierstoff Oberflächentopografien ausfüllen und so den direkten Kontakt zwischen den Rauigkeitsspitzen der Reibpartner verhindern. Dies stellt seine tragende Wirkung dar. Die reibungsmindernde Wirkung des Schmierstoffs wird unter anderem von seiner Viskosität bestimmt. Sie ist ein Maß für die innere Reibung im Schmiermedium und stellt bei vollständiger Trennung von Platine und Umformwerkzeug die zu überwindende Scherspannung dar [Bar10]. Dabei wird zwischen der dynamischen Viskosität  $\eta$ , die aus dem Quotienten aus Scherspannung  $\tau$  und Schergefälle  $D$  berechnet wird, und der kinematischen Viskosität  $\nu$ , die mithilfe des Quotienten aus dynamischer Viskosität  $\eta$  und Dichte  $\rho$  bestimmt wird (Abbildung 13) unterschieden.

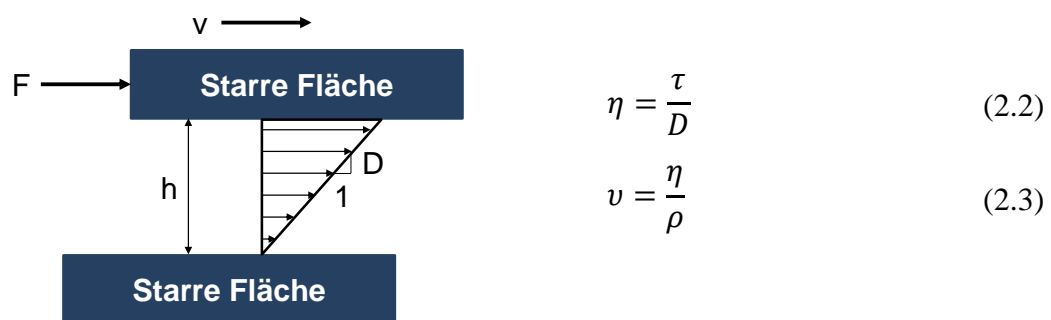


Abbildung 13: Wirkung der Viskosität des Schmierstoffes im Wirkspalt des tribologischen Kontaktes [Bar10]

Für das Tiefziehen von Aluminium und Stahlblechwerkstoffen werden heute vor allem sogenannte Prelubes sowie optionale Zusatzbeölungsschmierstoffe verwendet. Prelubes werden dabei schon im Walzwerk aufgebracht und verbleiben auch zur Umformung auf der Platine. Im automobilen Karosseriebau haben Prelubes die zuvor übliche Korrosionsschutzbeölung nahezu vollständig ersetzt und der Waschvorgang der Platine vor der Umformung kann in vielen Fällen eingespart werden [Aha16]. Bei komplexen Umformungen wird das Prelube durch eine direkt vor der Umformpresse aufgebraachte Zusatzbeölungseinrichtung ergänzt. Dabei können die ganze Platine oder Teilbereiche davon beölt und darüber der Platineneinlauf im Tiefziehprozess gesteuert werden. Dabei wird zwischen der vollflächigen, sektoralen und partiell intermittierenden Beölung unterschieden. Über Sprühdüsen wird dabei eine definierte Menge des Schmierstoffs auf den jeweiligen Bereich der Platine gesprüht und so Einfluss auf die lokale Rückhaltung des Ziehflansches genommen. Die heutige Anlagentechnik ermöglicht dabei ein reproduzierbares Aufbringen des Schmierstoffs auf Blechober- und Unterseite. Diese Zusatzschmierstoffe werden entsprechend ihrer Additivierung und chemischen Zusammensetzung in drei Hauptgruppen unterteilt. Es wird zwischen reinem Öl, Ölemulsionen sowie wasserlöslichen synthetischen Schmierstoffen unterschieden. Reine Ölschmierstoffe weisen dabei auf den Umformprozess angepasste Viskositäten auf und werden

mit polaren oder unpolaren Verschleißschutz- („anti-wear“ AW) oder Hochdruckadditiven („high pressure“ HP) legiert. Schwefel und Phosphate werden als Schmierstoffträger eingesetzt, Ester, Alkohole und Sulfonate werden zum weiteren Einstellen der Schmierstoffeigenschaften verwendet. Aufgrund von Umwelt- und Arbeitsschutzregelungen wird der Einsatz von leistungsstarken Chloradditiven heute stark eingeschränkt und findet in vielen Industriebetrieben keine Anwendung mehr. Ölemulsionen bestehen hingegen aus einem Gemisch aus Wasser und Schmierstoff. Diese können ähnliche Legierungen wie die reinen Ölschmierstoffe aufweisen, zeigen aufgrund der unter Umständen starken Verdünnung jedoch nicht dieselben Schmiereigenschaften. Sie werden hauptsächlich für Schneidoperationen eingesetzt, bei denen sie, neben dem Kostenvorteil gegenüber den unverdünnten Ölschmierstoffen, auch eine Kühlwirkung durch das zugesetzte Wasser vorteilhaft ist. Synthetische Schmierstoffe sind meist wasserlöslich und werden mit synthetisch hergestellten Additiven legiert. Dabei besitzen viele dieser synthetischen Schmierstoffe keine Mineralölbasis, sondern bestehen aus Pflanzen- oder Palmöl mit weiteren natürlichen und technisch erzeugten Zusatzstoffen. Im Zusammenhang mit der heutigen Forderung nach einer umweltverträglichen Produktion steigt die Bedeutung dieser Schmierstoffgruppe. Allerdings ist hierbei zu beachten, dass pflanzliche Schmierstoffe nur eine begrenzte Lebensdauer besitzen und somit spezielle Instandhaltungsstrategien voraussetzen [Los12].

Die messtechnische Erfassung der aufgetragenen Schmierstoffmenge kann im heutigen Produktionsprozess über die Messung der Infrarotabsorption des Öls, gravimetrisch oder über die Durchflussmenge erfolgen. Dabei besitzt die Messung der Schmierfilmdicke über die Infrarotabsorption des Öls die Möglichkeit zur lokalen Bestimmung der Schmierfilmdicke. Dazu wird Licht im mittleren infraroten Spektralbereich auf die Platine gestrahlt, das Öl absorbiert einen Teil davon und ein Detektor kann die reflektierende Lichtmenge aufzeichnen. Diese Absorption ist nahezu unabhängig von der Schmierstoffsorte, wird jedoch von der Blechoberfläche und der Schmierstoffmenge beeinflusst. Aus diesem Grund muss für jeden Blechwerkstoff eine gravimetrische Kalibration durchgeführt werden [Ige13].

### **2.3 Tribologische Prüfmethode in der Blechumformtechnik**

Zur prozesssicheren Auslegung von Tiefziehprozessen ist eine analytische Betrachtung der im Prozess auftretenden Reibungszustände unumgänglich. Erst mit einer exakten Kenntnis der vorherrschenden Bedingungen und Wechselwirkungen kann gezielt auf den Umformprozess Einfluss genommen werden. Aus diesem Grund wurden in der Vergangenheit verschiedenste Modellversuche für das Tiefziehen mit dem Ziel einer messtechnischen Erfassung der auftretenden Reibungszahlen entwickelt, ohne jedoch zu hohe Vereinfachungen billigen zu müssen. Im weiteren Verlauf dieses Abschnitts werden bekannte Prüfmethode unter anderem von [Bay06], [Alt07],



[Hor11], [Fil04], [Hen06], [Die16], [Sas16] und [Gon04] zur indirekten und direkten Messung der Reibungszahlen dargestellt. Für die simulative Abbildung von Blechumformprozessen ist es daher unumgänglich, die ermittelten Zusammenhänge in Form eines Berechnungsmodells darzustellen. Die Gesellschaft für Tribologie unterteilt Modellversuche in [GFT02] in sechs unterschiedliche Kategorien (Abbildung 14). Dabei ist das Maß der Abstraktion die unterteilende Größe.




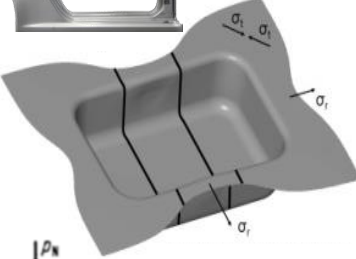
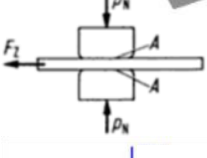
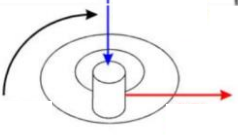
Kategorie	Art des Versuchs		Beispiel: System, Baugruppe, Modell
I	Betriebs- versuche und betriebs- ähnliche Versuche	Betriebsversuch „Feldversuch“	
II		Prüfstandsversuch Gesamtsystem	
III		Prüfstandsversuch Baugruppe	
IV	Modell- versuche	Bauteilversuch Originalmaßstab oder verkleinert	
V		Probekörperversuch beanspruchungsähnlich	
VI		Modellversuch, einfache Probekörper	

Abbildung 14: Kategorien der tribologischen Prüfmethode (nach [Czi09])

Bei dieser Unterteilung besitzen Versuchsaufbauten der Kategorie I-III die größte Praxisnähe; Versuche der Kategorie IV-VI hingegen den höchsten Abstraktionsgrad. Dabei ist jede einzelne Zwischenstufe erforderlich, um die auftretenden Mechanismen abbilden und verstehen zu können. Mit zunehmender Abstraktion des Versuchsaufbaus reduzieren sich die Wechselwirkungen der Parameter und ab einer gewissen Modellebene ist die Übertragbarkeit der Messergebnisse zu hinterfragen. Allerdings können einzelne Prozessparameter nur in stark vereinfachten Versuchen untersucht werden, da diese sonst nicht separat messtechnisch aufgenommen werden können. Zudem gilt zu beachten, dass bei praxisnahen Kategorien die Auswirkung von Störgrößen zunimmt und die Messwerte aufgrund der unterschiedlichen und nicht immer messbaren Umwelteinflüsse

merklichen Streuungen unterliegen [Czi09]. Für die Beschreibung des beim Tiefziehen auftretenden tribologischen Systems sind die Wechselwirkungen bisher nicht vollständig verstanden und können derzeit nur unzureichend präzise modelliert werden. Aus diesem Grund ist eine möglichst praxisnahe Modellebene für die Ermittlung der Reibungszahlen anzustreben [Chr16]. Im Folgenden werden die gängigsten Prüfmethoden zur Ermittlung der Reibungszustände in der Blechumformung vorgestellt.

#### *Ermittlung von reibungsspezifischen Kenngrößen – indirekte Messung*

Für die Ermittlung von in der Blechumformtechnik auftretenden reibungsspezifischen Kenngrößen ist eine Vielzahl an Modellversuchen bekannt. Da im Versuch sowohl offene als auch geschlossene tribologische Systeme vorliegen können, muss dies bei der Auswertung des Modellversuchs und der anschließenden Übertragung auf den realen Umformprozess beachtet werden. Modellversuche mit geschlossenen tribologischen Systemen liegen vor, wenn es zu einer ständig wiederholenden Interaktion zwischen demselben Prüfkörper und dem Werkzeug kommt [Czi10]. Typische Vertreter für diese Kategorie sind der von [AST17] beschriebene Pin-on-Disk-Test sowie der zur Beurteilung von Schmierstoffen verwendete und in [DIN00] genormte Brugger-Test. Diese Modellversuche bilden die Belastungen für tribologische Systeme, die typischerweise bei Getrieben oder Wälzlagern auftreten, sehr gut ab, eignen sich für die Blechumformtechnik jedoch nicht. Zur Abbildung der bei der Blechumformung ablaufenden tribologischen Wechselwirkungen muss ein offenes tribologisches System modelliert werden. Während des Tiefziehprozesses liegt ein offenes tribologisches System vor, da die Platinen vor jedem Umformvorgang beölt werden und bei jedem Umformhub eine andere, nicht eingeläutete und frisch beölte Oberfläche der Platine als Reibpartner auftritt [Bay08].

Abbildung 15 zeigt eine Auswahl der in der Blechumformung verwendeten Modellversuche. Dabei ist es prinzipiell möglich, mit diesen Modellversuchen das tribologische System eines bestimmten Werkzeugbereichs während des Tiefziehprozesses abzubilden. Streifenziehversuche mit Umlenkung bilden die auftretenden tribologischen Mechanismen an der Stempelkante relativ genau ab, Streifenziehversuche ohne Umlenkung diejenigen zwischen dem Ziehflansch des Bauteils und dem Blechhalter. Mithilfe dieser Versuche können tribologischen Einflussfaktoren wie Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit oder verwendeter Umformschmierstoff auf einfache Art und Weise separiert und die Versuchsparameter unabhängig voneinander ermittelt werden.

Für die Bestimmung von Reibungszahlen mithilfe des Streifenziehversuchs liegt hierfür die Richtlinie [VDA08] zu Grunde, jedoch ist keine allgemeingültige Norm wie beispielsweise beim Zugversuch vorhanden. Diese Richtlinie beschreibt den Streifenziehversuch ohne Umlenkung mit feststehenden Ober- und Unterbacken und dient lediglich der reproduzierbaren Prüfung von Prelubes.

Dadurch ist keine allgemein gültige Vergleichbarkeit der gemessenen Reibungszahlen gegeben und Versuchsergebnisse aus unterschiedlichen Versuchsmaschinen können nicht zweifelsohne übertragen werden. Im Laufe der Zeit wurde eine Vielzahl von weiteren Modellversuchen entsprechend den in Abbildung 15 dargestellten Modellversuchen entwickelt, tribologische Systeme bewertet und daraus Zusammenhänge für Reibungsmodelle abgeleitet.

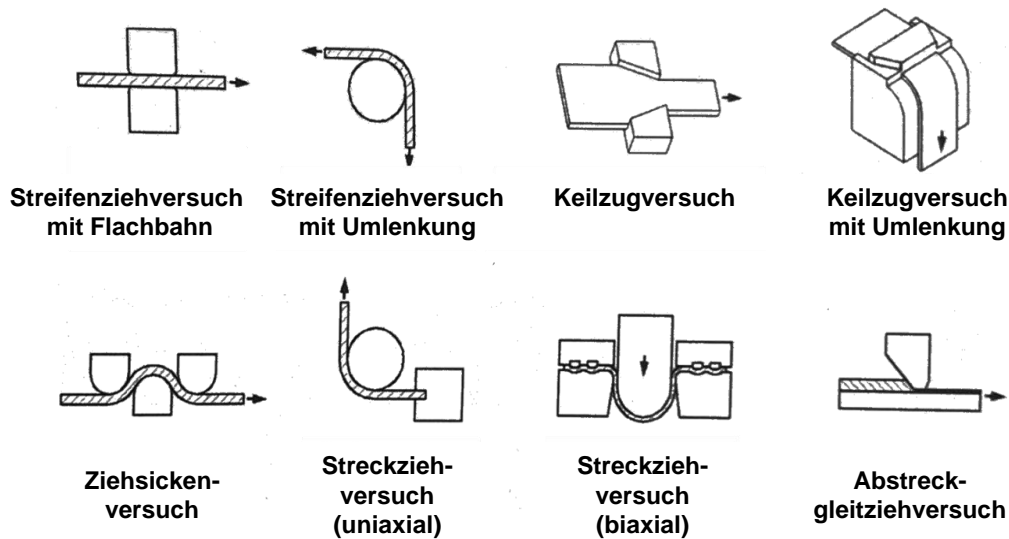


Abbildung 15: Übersicht vorhandener Modellversuche zur Bestimmung der Reibungszahl für die Blechumformtechnik [Bay06]

[Kul03] untersucht die Auswirkung der Kontaktnormalspannung auf die Reibungszahlen von Feinblechen in Streifenziehversuchen mit Umlenkung. Dabei stellt er fest, dass die Reibungszahlen mit ansteigender Flächenpressung abnehmen. Er führt dieses Verhalten auf den lokal stark ansteigenden hydrostatischen Druck in den Schmierstofftaschen zurück, was zu einer gleichmäßigeren Verteilung der Flächenpressung im Kontaktbereich mit dem Werkzeug führt und somit die Tragfähigkeit des Schmierstoffs verbessert. Für hohe Flächenpressungen, wie sie in der Blechumformung am Stempelkanten- und Matrizeneinlafradius auftreten, ermittelt [Lan81] eine deutliche Zunahme der Reibungszahl. Er beobachtet in Streifenziehversuchen ebenfalls eine Abnahme der Reibungszahl mit steigender Flächenpressung, die jedoch nach Durchlaufen eines lokalen Minimums wieder ansteigt. Somit liegt hier ein Widerspruch in der aktuellen Forschung vor.

[Moe83] untersucht mittels Streifenziehversuchen die Zusammenhänge zwischen Reibungszahl und Ziehgeschwindigkeit. Dabei ist zu beobachten, dass mit steigender Ziehgeschwindigkeit die Reibungszahl abnimmt. [Moe83] führt dies auf hydrodynamische Effekte des Schmierstoffs im Wirkspalt zurück. Die Verringerung der Reibungszahl nimmt für sehr hohe Ziehgeschwindigkeiten jedoch wieder ab, was sich dann in relativ konstanten Werten widerspiegelt.

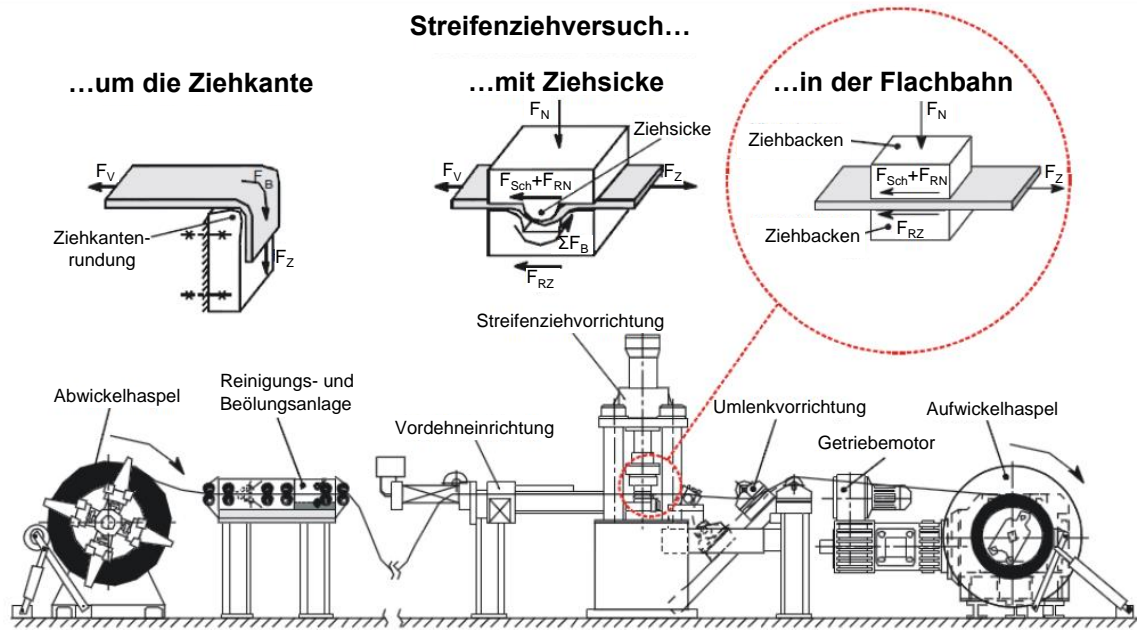


Abbildung 16: Universal-Streifenziehanlage zur Durchführung verschiedener Modellversuche [Fil04]

[Bay98] untersucht unter anderem die Einflussfaktoren Viskosität und Ziehgeschwindigkeit im Streifenziehversuch mit keilförmigem Schlitten für Feinbleche, verwendet jedoch ein transparentes Oberwerkzeug, um das Benetzungsverhalten des Schmierstoffs genauer betrachten zu können. Dabei stellt er fest, dass steigende Werte dieser Einflussfaktoren die Reibungszahlen reduzieren. Erklärt wird dies durch auftretende hydrodynamische Effekte sowie lokal steigende hydrostatische Druckverteilungen. Dies kann im verwendeten Versuchsaufbau mit einer Spezialkamera beobachtet und aufgezeichnet werden.

[Alt07] präsentiert ein hybrides Bestimmungsverfahren für Reibungszahlen in der Blechumformung. Dabei werden sowohl Tiefziehversuche mit einem „Rundnapf“-Werkzeug als auch eine Simulation desselben Prozesses durchgeführt. Die Ermittlung der Reibungszahl erfolgt dabei über eine inverse Analyse, bei der die Abweichung der Zielgrößen Blecheinlauf und Stempelkraft zwischen Realexperiment und Simulation durch systematische Veränderung der verwendeten Reibungszahlen minimiert wird. Das Vorgehen folgt dem in Abbildung 17 dargestellten Prozessablauf. [Alt07] untersucht mit diesem Verfahren ebenfalls die zuvor vorgestellten Einflussfaktoren eines Blechumformprozesses und erkennt ähnliche Zusammenhänge für verschiedene Tiefziehöle. Allerdings werden auch bei diesem Ansatz keine sich verändernden Reibungszahlen verwendet, sondern es erfolgt lediglich eine Kalibrierung der numerischen Prozessberechnung mit dem bekannten Modell nach Coulomb. Nachteilig bei diesem Ansatz ist, dass keine Unterscheidung zwischen Blechhalterfläche und Matrizen- bzw. Stempelkantenradius getroffen wird, sondern gemittelte Reibungszahlen durch die inverse Anpassung global, über alle tribologisch unterschiedlichen

Zonen des Tiefziehwerkzeugs bestimmt werden. Wie von [Alt07] beschrieben, eignet sich diese Methode dadurch gut zum vergleichenden Betrachten einzelner Einflussfaktoren auf den Tiefziehprozess. Eine sichere Anwendung der so ermittelten Reibungszahlen in anderen Tiefziehsimulationen ist jedoch nicht gewährleistet. Abbildung 17 (rechts) zeigt den Vergleich des im realen Tiefziehversuch gemessenen Stempelkraftverlaufes mit dem aus der Simulation berechneten Stempelkraftverlauf für unterschiedliche Reibungszahlen. Es ist zu erkennen, dass die Veränderung der Reibungszahl zwar den Stempelkraftverlauf beeinflusst, der prinzipielle Verlauf und der Anstieg der numerisch ermittelten Stempelkraft jedoch nicht ideal übereinstimmen. In der Simulation wird die Stempelkraft während der ersten 30 mm des Stößelweges zu gering bestimmt und fällt nach dem Erreichen eines mit dem Experiment vergleichbaren Stempelkraftmaximums zu stark ab. Es zeigt sich, dass der Stempelkraftverlauf aus dem realen Experiment nicht mit einer konstanten Reibungszahl abgebildet werden kann und sich verändernde Reibungszahlen benötigt werden, um den real gemessenen Kraftverlauf abzubilden.

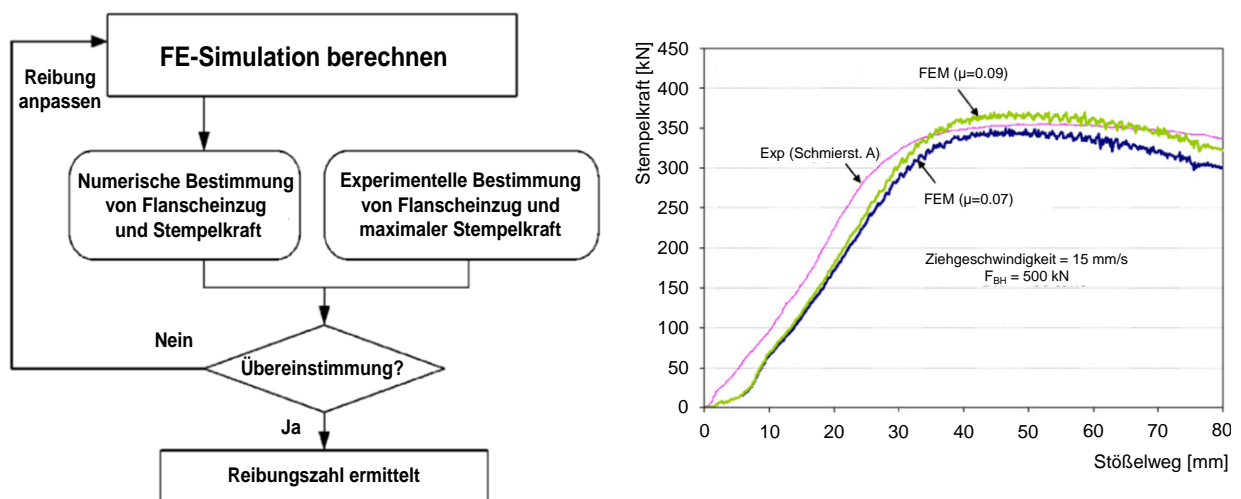


Abbildung 17: Prozessablauf der Reibungszahlbestimmung (links) sowie Kraft-Wegverlauf aus realen Experiment und numerischer Simulation mit verschiedenen Reibungszahlen (rechts) nach [Alt07]

Die mit den bisher beschriebenen Messverfahren und -strategien bestimmten Reibungszahlen zeichnen sich durch einen relativ einfachen Versuchsaufbau und eine gute Separierung der reibungsbeeinflussenden Kenngrößen aus. Diese Versuche eignen sich zum Vergleich der Veränderung der Rückhaltekräfte durch Veränderung einzelner Prozessparameter, wie Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit und Schmierstoff. Nachteilig für die vorgestellten Untersuchungen unter Verwendung der aufgeführten Modellversuche auf niedriger Modellebene ist jedoch, dass eine hinreichende Übertragbarkeit der gemessenen Reibungszahlen auf den realen Tiefziehprozess nicht zweifelsfrei gegeben ist [Sch98]. Zudem wird bei dieser indirekten Messung der Reibungsverhältnisse im Normalfall die Reibungszahl aus dem Versuch mittels des Coulomb'schen

Reibungsmodells für den gesamten Untersuchungsbereich gemittelt. [Hor11] und [Fil11] zeigen in ihren Untersuchungen jedoch, dass die Annahme solcher konstanten Reibungszahlen die realen Reibungsbedingungen in Tiefziehprozessen nicht genau genug abbilden. [Moe14] beschreibt in seinen Untersuchungen ebenfalls wesentliche Unterschiede bei der Messung der Reibungszahlen, wenn dies in Streifenziehversuchen oder in realen Tiefziehversuchen durchgeführt wird. Er zeigt auf, dass sich einfache Modellversuche nur bedingt dazu eignen, die tribologischen Bedingungen des Tiefziehens zu ermitteln.

#### *Ermittlung von reibungsspezifischen Kenngrößen – direkte Messung*

Aus der Literatur sind jedoch ebenfalls direkte Messmethoden für die in der Blechumformung auftretenden Reibungszahlen bekannt. [Van57] entwickelt die in Abbildung 18 dargestellten Sensoren zur Bestimmung der Normal- und Reibungskräfte beim Kaltwalzen. Die Messeinrichtung besteht aus zwei mit Dehnmessstreifen (DMS) ausgestatteten Stiftsensoren, die bündig mit der Walze abschließen. Die spezielle geometrische Anordnung der Stiftsensoren ermöglicht die Aufnahme der Normalkraft mit dem ersten Sensor sowie ein Produkt aus Normal- und Reibungskraft mit dem zweiten Sensor. [Fay89] entwickelt diesen Ansatz weiter und verwendet piezoelektrische Sensoren, bei denen die Messkristalle um  $90^\circ$  verdreht angeordnet sind und die Messung der einzelnen Kraftkomponenten in axialer und radialer Richtung ermöglicht wird. Trotz der eingebrachten Verschleißschutzplatte besitzt ein solcher Messaufbau jedoch nur eine geringe Lebensdauer, da beim Umformprozess große Druckkräfte auf den Messstift wirken und ein hoher Verschleiß auftritt. [Sef00] entwickelt diese Sensoren weiter und überträgt das Messprinzip auf Blechumformprozesse. Dabei integriert er diese allerdings nur in den Modellversuch „Streifenziehversuch mit Umlenkung“ („Bending-under-Tension“) und berechnet die auftretenden Reibungszahlen recht pragmatisch mithilfe des Coulomb'schen Reibungsgesetzes.

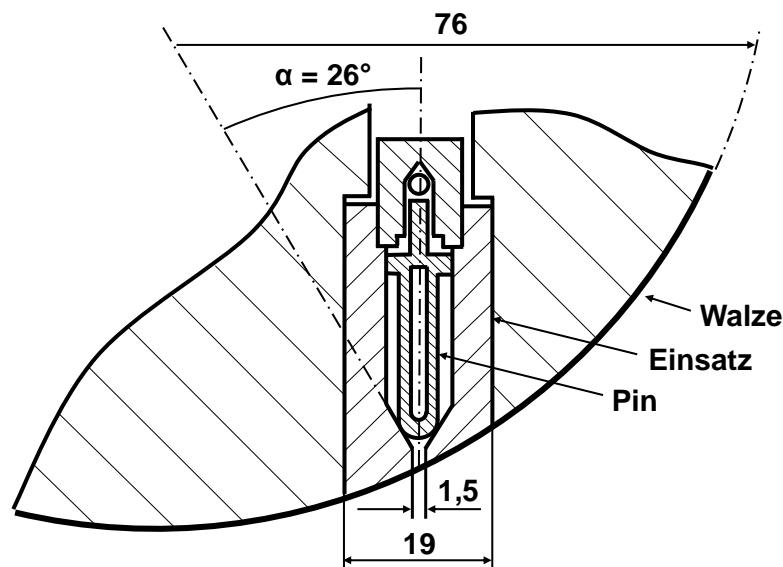


Abbildung 18: Aufnahme der Reibungskräfte beim Kaltwalzen [Van57]

[Gon04] beschreibt ebenfalls eine Methode zur experimentellen Bestimmung der Reibungskräfte beim Tiefziehen, wobei ähnliche Sensoren wie in der Arbeit von [Fay89] verwendet werden (vgl. Abbildung 19 links). Er verwendet diese jedoch in einem Werkzeug zum Tiefziehen eines „Rechtecknapfes“ und bestimmt das auftretende tribologische System für einzelne Sektoren des Ziehflansches. Dabei bestimmt er neben den Reibungszahlen für verschiedene Abstände zum Matrizeinlauffradius auch die örtlich lokalen Reibungszahlen für Eck- und gerade Bereiche am Tiefziehbauteil. Allerdings steht auch bei diesem Versuchsaufbau der Sensor in direktem Kontakt mit der Platine und kann somit das tribologische System sowie das Messergebnis beeinflussen. Die in Abbildung 19 (rechts) dargestellte Auswertung zeigt deutliche Unterschiede zwischen den im geraden Bereich des Umformwerkzeugs (Sensor 3) und den im Eckbereich (Sensor 2) gemessenen Reibungszahlen. Es wird deutlich, dass entlang des Ziehteilumrisses keine einheitlichen Reibungszahlen vorliegen und die Reibungszahl abhängig vom örtlichen Spannungszustand in der Platine bestimmt werden muss. Allerdings werden auch bei diesem Versuchsaufbau über den gesamten Stößelweg gemittelte Reibungszahlen bestimmt. Dies widerspricht der aus den Streifenziehversuchen bekannten Eigenschaft, dass Reibungszahlen abhängig von der Flächenpressung und der Ziehgeschwindigkeit sind. Im realen Tiefziehprozess verändern sich diese Eigenschaften jedoch ständig und eine gemittelte Reibungszahl „glättet“ daher den Einfluss der sich verändernden Prozessparameter.

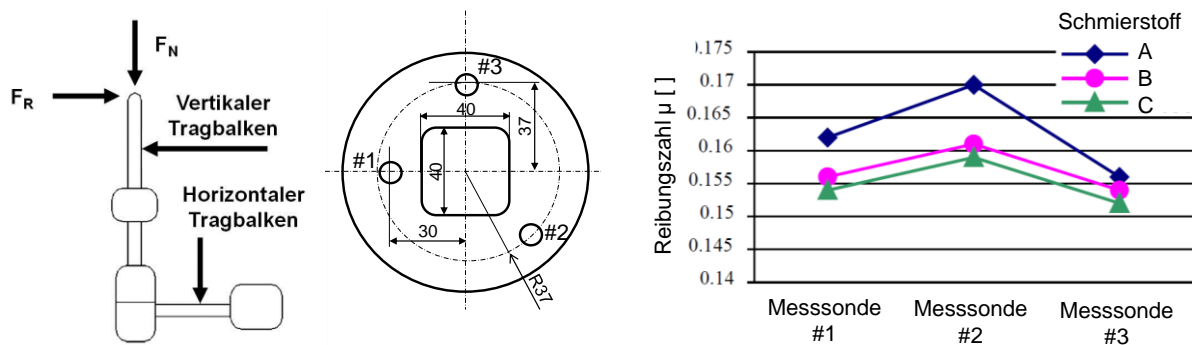


Abbildung 19: Sensorbauweise (links), Messstellen #1-#3 im Blechhalter (mitte) und die mit den Schmierstoffen A, B und C gemessene Reibungszahlen der drei Messstellen (rechts) für das Tiefziehen eines „Rechtecknapfes“ nach [Gon04]

Abbildung 20 zeigt diese drei Ansätze für die Erfassung von Reibungskräften mittels Kraftmessensensoren, welche in bzw. unter den Blechhalter eingebracht sind. [Hen06] berichtet von einer direkten Messmethode der Reibungszahl im Ziehflansch durch Verwendung von Dreikomponenten-Kraftmessensensoren. Damit ist es möglich, die Normalkraft (z-Komponente) sowie die Reibungskraft (x- und y-Komponente) zu erfassen und die Reibungszahl  $\mu$  mittels des Coulomb'schen Reibungsgesetzes zu berechnen. Die Kraftmessensensoren sind auf einem Halter montiert und kommen



durch Bohrungen in der Blechhalterfläche mit der Platine in Kontakt. Zur Minimierung der Auswirkung des Sensorwerkstoffes in der Berührfläche zwischen Platine und Sensor auf das Messergebnis wird der Teil des Sensors, der in Kontakt mit der Platine tritt, aus demselben Werkstoff gefertigt, aus dem auch die Matrize hergestellt ist. Die Reibungszahlen können damit während eines realen Tiefziehprozesses gemessen werden. Jedoch ist dies lediglich im Ziehflansch und in einem Abstand von 50mm vom Matrizeinlaufradius möglich. [Die16] greift diesen Ansatz auf und platziert typengleiche Dreikomponenten-Kraftmesssensoren unter einem segmentierten Blechhalter. Dabei kann durch Division der Längsverschiebung des Segments durch die gemessene Normalkraft (z-Komponente) die Reibungszahl für einen bestimmten Sektor des Ziehflansches der in dieser Arbeit untersuchten „Rundnapf“-Geometrie gemessen werden. Analog zum Messaufbau von [Hen06] ist auch hier der Einfluss der segmentierten Blechhalterfläche sowie der Spalte zwischen den Blechhaltersegmenten nicht bekannt.

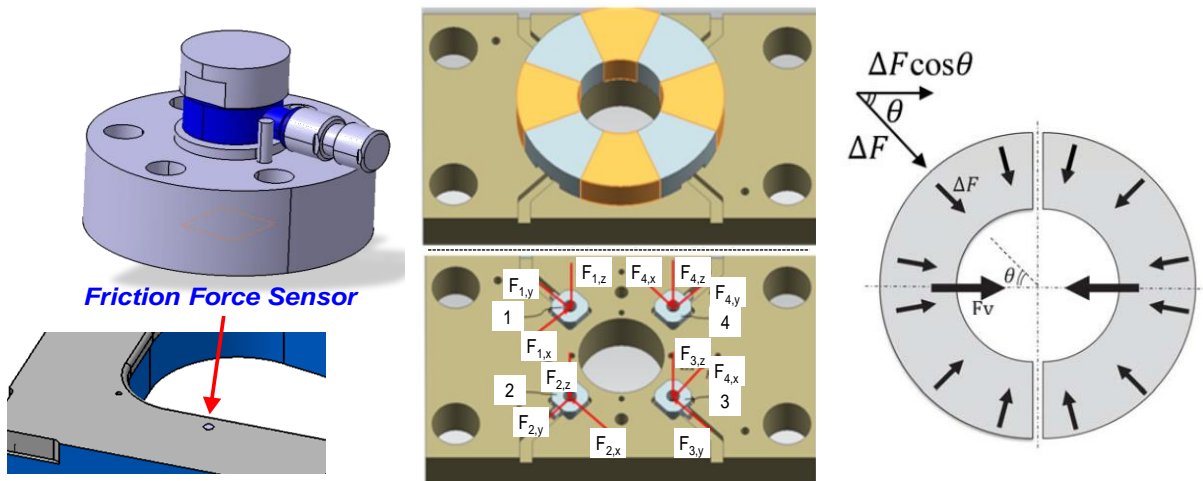


Abbildung 20: Reibungskraftsensoren zur Bestimmung der Reibungszahl im Tiefziehprozess.  
Messansatz nach [Hen06] (links), [Die16] (mitte), [Sas16] (rechts)

[Sas16] stellt eine Methode zur Ermittlung der Reibungszahlen vor, bei der er einen schwimmend gelagerten kreisförmigen Blechhalter in zwei Segmente teilt und Einkomponenten-Kraftmesssensoren im Teilungsspalt integriert. Die Reibungszahl kann somit über eine in [Kas67] vorgestellte Formel berechnet werden:

$$F_v = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} F \left( \frac{\cos \theta}{2\pi} \right) d\theta = \mu F_{BH} / \pi \quad (2.4)$$

Hierbei entspricht  $F_{BH}$  der Blechhalterkraft und  $F_v$  der gemessenen Reibungskraft im Teilungsspalt. Im Vergleich zu [Hen06] oder [Die16] benötigt dieses Messprinzip nur eine einfachere Versuchstechnik. Aufgrund der mathematischen Zusammenhänge ist diese jedoch lediglich auf einen „Rundnapf“ anwendbar.



Aus den beschriebenen Untersuchungen wird deutlich, dass das Verständnis des tribologischen Systems und die Bestimmung der auftretenden Reibungszahlen vor allem auf einfachen Modellversuchen beruhen. Es wurde gezeigt, dass die Prozessparameter Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit, Umformschmierstoff, Temperatur und Oberflächentopographie die Reibungszahlen beeinflussen, dabei jedoch in ständiger Wechselwirkung mit sich und dem Umgebungsmedium stehen. Daher wurde die Notwendigkeit erkannt, Reibungszahlen in Modellversuchen mit geringerem Abstraktionsgrad zu bestimmen und den Wechselwirkungen der Prozessparameter eine größere Gewichtung zu geben. Messwerte aus derartigen Modellversuchen zeigen, dass der auftretende Spannungszustand in der Platine und die Position der Messstelle entscheidende Auswirkungen auf die gemessene Reibungszahl besitzen. Allerdings findet bei jeder Messmethode ein direkter Eingriff in die Kontaktfläche zwischen Umformwerkzeug und Platine statt. Dieser Eingriff bedingt Bohrungen oder Spalte in der Blechhalter- bzw. Matrizenfläche und kann daher die Messergebnisse verfälschen. Des Weiteren findet keine systematische Aufteilung des Umformwerkzeugs in tribologisch unterschiedlich wirkende Sektoren statt und die Reibungszahlen verändern sich nicht über den Stößelweg. Es ist somit kein Versuchsaufbau bekannt, mit dem örtliche, sich über den Stößelweg verändernde Reibungszahlen berührungslos während des realen Tiefziehprozesses bestimmt werden können. Wird diese Forschungslücke geschlossen, können die tribologischen Wechselwirkungen genauer abgebildet und das Verständnis des tribologischen Systems erweitert werden. Der dazu notwendige Versuchsaufbau sowie die dazu verwendete Messtechnik werden im Rahmen dieser Arbeit entwickelt und in Abschnitt 5.1 vorgestellt.

## **2.4 FE-Simulationen in der Blechumformung**

Die Komplexität des Tiefziehprozesses verhindert dessen geschlossen lösbar Beschreibung in einem analytischen Modell. Um trotzdem die Entwicklungszeiten zu verkürzen und den Erprobungsaufwand zu minimieren werden zunehmend Simulationswerkzeuge eingesetzt. Dabei können entweder ein technisches Produkt oder der damit verbundene Fertigungsprozess numerisch abgebildet werden [Awi10]. Nach VDI 3633 wird die Simulation als „Verfahren zur Nachbildung eines Systems mit seinen dynamischen Prozessen in einem experimentierbaren Modell, um zu Erkenntnissen zu gelangen, die auf die Wirklichkeit übertragbar sind“ verstanden [VDI13]. Bei der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Produktsimulation eines Blechumformprozesses werden vor allem Simulationsprogramme verwendet, die auf der Finiten-Elemente-Methode basieren [Pin14]. Hierbei wird das Strukturvolumen komplexer Geometrien in Teilelemente unterteilt, welchen vereinfachte Modellbeschreibungen in Form von Ansatzfunktionen zugewiesen werden können. Diese Ansatzfunktionen (meist Polynome geringer Ordnung) beschreiben ein Differentialgleichungssystem das numerisch gelöst wird. Die Diskretisierung, also die mathematische Beschreibung der Ansatzfunktion, bestimmt dabei den Grad der Übereinstimmung zwischen dem

real tiefgezogenen Bauteil und der numerisch berechneten Lösung. Die Grundlagen der mathematischen Berechnung sind in einschlägiger Fachliteratur wie beispielsweise [Kle12], [Ste12], [Bra07] und [Zie05] zusammengefasst und nachzulesen.

Umformsimulationen werden in der Blechumformung seit den 1990er Jahren industriell eingesetzt. Davor spielten sie, bedingt durch die geringe Rechenkapazität von Computern, in der Industrie nahezu keine Rolle und kamen lediglich in Forschungsprojekten zum Einsatz [Rol08].

#### 2.4.1 Modellbildung in der Umformtechnik für numerische Berechnung

Trotz der mittlerweile hohen Rechenleistung moderner Computer muss bei jeder Simulationsrechnung eines Tiefziehvorganges, welche auf mehr oder weniger realitätsnahen Werkstoff- und Tribologiemodellen beruht, beachtet werden, dass eine numerische Abbildung eines realen Prozessablaufs stets eine Vereinfachung darstellt und auf Annahmen beruht. Für den Modellaufbau werden Annahmen getroffen, welche den realen Umformprozess möglichst genau beschreiben. Allerdings sind nicht alle Einflussfaktoren bekannt oder können ausreichend genau in mathematische Ersatzmodelle überführt werden.

Für die numerische Abbildung der Blechumformung, beispielsweise für die Fließbedingung, sind Modelle vorhanden, die auf unterschiedlich starken Vereinfachungen beruhen. Je nach Formulierung des Materialmodells werden umfangreiche Materialkennwerte in die Modellbildung einbezogen. Aus diesem Grund unterscheiden sich die Ergebnisse der numerischen Simulation abhängig vom verwendeten Ansatz.

Die Modellierung des Blechumformprozesses und die anschließende numerische Berechnung gliedern sich nach [Kle12] in folgende Schritte:

- Die Berechnungsgeometrie des belasteten Körpers (hier Platine) wird aus der Konstruktion abgeleitet und die Randbedingungen festgelegt.
- Mit dem *Pre-Prozessor*-Modul wird die Berechnungsgeometrie für die FE-Simulation aufbereitet. Dabei wird je nach Elementtyp das Bauteilvolumen oder die Bauteiloberfläche als Netz aus Elementen erzeugt und Randbedingungen sowie das Materialgesetz definiert.
- Der *FE-Solver* erhält vom Eingangsprotokoll alle Daten, die für die numerische Lösung des Berechnungsmodells benötigt werden. Er erzeugt die Steifigkeitsmatrizen und berechnet daraus über die Randbedingungen und auftretenden Kräfte die Verschiebung der einzelnen Elementknoten. Dies erfolgt durch Lösen des Gleichungssystems für jeden Knoten in jeder Raumrichtung:  $\text{Steifigkeit} \times \text{Verschiebung} = \text{äußere Kräfte}$ .
- Aus den Verschiebungen werden die auftretenden Spannungen, Dehnungen sowie die Reaktionslagerungskräfte berechnet.

- Dehnungen werden aus den Verschiebungen aller Elementknoten berechnet. Dabei muss die Gleichgewichtsbedingung eingehalten werden. Aus den berechneten Dehnungsbeträgen wird mittels des Stoffgesetzes auf die im Bauteil während der Umformung wirkenden Spannungen geschlossen.
- Der *Post-Prozessor* wertet die berechneten Daten grafisch aus und reflektiert die berechneten Ergebnisse auf die umgeformte Ziehteilgeometrie.

Eine besondere Bedeutung für die Lösungsfindung des nichtlinearen Problems besitzt die Diskretisierung der Geometrie sowie die Zeitintegration der Bewegungsgleichung zur Berechnung der Knotenverschiebungen des nächsten Prozessschrittes.

Für die Diskretisierung der Ziehteilgeometrie stehen unterschiedliche Elementtypen zur Verfügung, die sich prinzipiell durch ihre räumliche Definition unterscheiden. Dabei wird zwischen 1-D (Linien-), 2-D (Flächen-) und 3-D (Volumenelementen) unterschieden. Abbildung 21 zeigt diese im Überblick.

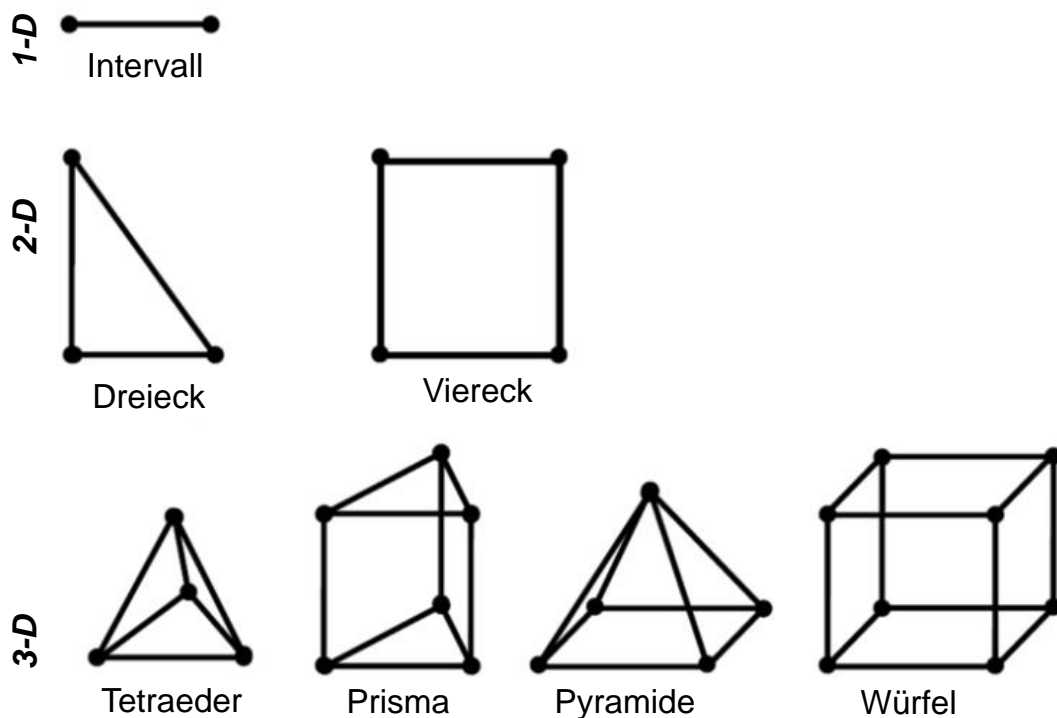


Abbildung 21: Elementtypen in der FE-Simulation

Im Regelfall wird die Platine bei Tiefziehsimulationen mittels Schalenelementen modelliert, da mit dieser Vereinfachung wesentlich kürzere Berechnungszeiten im Vergleich zur Berechnung mit Volumenelementen erzielt werden können. Das Volumen der Platine in Dickenrichtung wird durch mehrere übereinanderliegende Flächenelemente erzeugt, die mittels Integrationspunkten den Spannungsverlauf in Blechdickenrichtung abbilden [Cha11]. Allerdings ist dadurch kein

dreiaxiger Spannungszustand abbildbar und er wird lediglich ein ebener Spannungszustand angenommen. Zur Reduktion der Rechenzeit wird häufig mit einer adaptiven Netzverfeinerung gearbeitet, wobei die Elementgröße während der Berechnung in den belasteten Bereichen automatisch verkleinert wird, sobald zuvor definierte Schranken überschritten werden. Diese Schranken können die benachbarte Element-Normale oder eine Abweichung von der idealen CAD-Geometrie darstellen. Es kann mit einem groben Netz begonnen und somit deutlich weniger Knoten berechnet werden. Der Übertrag der berechneten Spannungen in Blechdickenrichtung wird interpoliert. Zur Verringerung der Berechnungszeit wird das Umformwerkzeug im Normalfall als ideal starr modelliert und ebenfalls mit einem Netz aus 2-D-Schalenelementen beschrieben [Spu12].

Bei der Berechnung mittels der FE-Simulation kommen zur Lösung der nichtlinearen Probleme implizite und explizite Zeitintegrationsverfahren zum Einsatz. Nach [Kle12] ist bei Simulationen, welche zeitabhängige Einflüsse wie etwa Beschleunigungen berücksichtigen, folgende Differentialgleichung der Bewegung des Knotens zu lösen, die das Kräftegleichgewicht der Knotenverschiebung  $u$  zum Zeitpunkt  $t$  darstellt.  $M$  stellt die Massenmatrix,  $C$  die Dämpfungsmatrix und  $K$  die Steifigkeitsmatrix des Gesamtsystems dar. Der Vektor  $p$  beschreibt die von außen auf das System wirkenden Kräfte:

$$p(t) = M \cdot \ddot{u}(t) + C \cdot \dot{u}(t) + K \cdot u(t) \quad [\text{Kle12}] \quad (2.5)$$

Um nun ein zeitliches, nichtlineares Problem zu lösen und den Systemzustand im nächsten Zeitschritt zu berechnen, ist die Integration dieser Differentialgleichung über die Zeit notwendig. Dies kann implizit oder explizit geschehen. Bei der *impliziten* Lösungsfindung werden für den Zeitschritt  $n+1$  die neuen Steifigkeitsmatrizen und der neue Verschiebungsvektor zugrunde gelegt und per Gleichgewichtsiteration die Lösung bestimmt. Die explizite Lösungsfindung legt hingegen den aktuellen Zeitschritt  $n$  zugrunde und berechnet die Verschiebung zum Zeitschritt  $n+1$  auf dieser Basis. Daraus folgt, dass zur Lösung der Gesamtsteifigkeitsmatrix eine Inversion dieser notwendig wird, was bei nichtlinearen Problemen eine Vielzahl an Iterationen erfordern kann. Jedoch wird bei impliziter Zeitintegration zu jedem Zeitschritt das Gleichgewicht berechnet. Da dies bei expliziter Zeitintegration nicht der Fall ist, benötigt diese hingegen nach [Bel08] einen maximalen, als kritisch bezeichneten Zeitschritt, um eine stabile Lösung zu erhalten. [Bel08] verwendet die charakteristische Länge  $l_e$  des Systems, die sich aus dem minimalen Abstand zweier Knoten bestimmt, die Dichte  $\rho$  sowie das Elastizitätsmodul  $E$  des Werkstoffes und berechnet diesen kritischen Zeitschritt über:

$$\Delta t_{\text{stabil}} \leq \Delta t_{\text{krit}} = l_e \sqrt{\frac{\rho}{E}} \quad [\text{Bel08}] \quad (2.6)$$

Daraus ergeben sich bei feiner Vernetzung der zu berechnenden Geometrie sehr kleine Zeitschritte, welche die Berechnungsdauer erhöhen. Durch die Massenskalierung, die sehr häufig in der Umformsimulation angewendet wird, könnte der kritische Zeitschritt theoretisch erhöht werden [Kün11]. Jedoch muss auch bei impliziter Zeitintegration auf die Größe des Zeitschrittes geachtet werden, da bei Nichtlinearitäten, wie sie bei Kontaktproblemen auftreten, sonst keine Konvergenz des Gleichungssystems erreicht wird [Rus11].

Tiefziehsimulationen ermöglichen die Vorhersage einer Vielzahl an Prozessparametern:

- Versagen durch Reißen
- Faltenbildung
- Blechdicken- und Umformgradverteilung
- Relativbewegung der Platine
- Umformkräfte
- Platinenkanteneinlauf
- Geometrie der Platine
- Spannungsverteilung im Ziehteil
- Rückfederungsbeträge

Aktuellen Forschungsarbeiten weisen auf moderne, thermomechanisch gekoppelte Simulationsrechnungen hin. Dabei wird zunächst ein mechanisches Problem für den jeweiligen Zeitschritt und anschließend ein Temperaturanstieg berechnet, der durch die Formänderungs- und Reibungsenergie hervorgerufen wird. Dieser Wärmeeinfluss und die darauf basierende thermische Dehnung werden berechnet und die resultierenden thermischen Spannungen im nächsten Zeitschritt berücksichtigt. Bei zusätzlicher Verwendung von temperaturabhängigen Werkstoff- oder Reibungsmodellen besteht somit die Möglichkeit, die tribologischen Effekte genauer abzubilden und die Vorhersagegenauigkeit der numerischen Simulation für das Karosserieziehen zu erhöhen [Sie15].

#### **2.4.2 Reibungsmodellierung in der Blechumformung**

Die Integration von Reibungszahlen in das Simulationsmodell eines Blechumformprozesses bedarf einer möglichst präzisen mathematischen Beschreibung der technologischen Abhängigkeit von den reibungsspezifischen Einflussfaktoren. In der heutigen Praxis hat sich gezeigt, dass sich für die Umformtechnik hauptsächlich das Coulomb'sche Reibungsgesetz und das Reibfaktorgesetz eignen. Dabei wird das Reibfaktorgesetz aufgrund der begrenzten Gültigkeit des Coulomb'schen Reibungsgesetzes bei hohen Kontaktnormalspannungen in der numerischen Simulation von Massivumformprozessen angewendet. Beiden klassischen Modellen liegen örtlich und zeitlich konstante Reibungszahlen bzw. -faktoren zugrunde, die für die exakte Beschreibung der Realität mittels einer Umformsimulation oftmals nicht ausreichend sind [Gro12].

##### *Empirische Reibungsmodelle*

[Sch89] entwickelt ein Reibungsmodell, bei dem zunächst über Grenzwertbetrachtungen eine Ansatzfunktion bestimmt wird, die mithilfe von Streifenziehversuchen bei Raumtemperatur parametrisiert wird. Dabei zeigt die Reibungszahl  $\mu$  Grenzzustände der Haftreibung für sehr kleine

Relativgeschwindigkeiten ( $v \rightarrow 0$ ) sowie für sehr hohe Relativgeschwindigkeiten ( $v \rightarrow \infty$ ) den Grenzzustand der Newtonschen Reibung. Für sehr kleine Flächenpressungen ( $p \rightarrow 0$ ) stellt die Reibungszahl  $\mu$  eine Funktion der Relativgeschwindigkeit dar, für sehr hohe Flächenpressungen ( $p \rightarrow \infty$ ) strebt die Reibungszahl  $\mu$  gegen den Wert null. Die Reibungszahl  $\mu$  ist abhängig von vorausgegangenen Umformschritten, bei denen die Oberflächenstruktur verändert wurde, außerdem besteht ein Zusammenhang zwischen Temperatur und Viskosität des Schmierstoffs, der berücksichtigt werden muss. Aus dieser Betrachtung wird mittels impliziter, nichtlinearer Gleichungssysteme die Reibungszahl zu einer Funktion, die von der Flächenpressung und der Gleitgeschwindigkeit abhängt und aus drei Potenzfunktionsansätzen besteht. Die Parameter  $a_1$ - $a_6$  werden aus zuvor durchgeführten Streifenziehversuchen gewonnen und die Ansatzfunktion damit parametrisiert.

$$\mu(p_N, v) = a_1 e^{a_2 v} p_N^2 + a_3 e^{a_4 v} p_N + a_5 e^{a_6 v} \quad [\text{Sch89}] \quad (2.7)$$

[Net94] entwickelt ein Modell, bei dem ebenfalls eine Ansatzfunktion mit sechs Koeffizienten ( $a_1$ - $a_6$ ) und drei Konstanten ( $v_0$ ,  $p_{N0}$ ,  $\mu_0$ ) mithilfe von Streifenziehversuchen parametrisiert werden muss. Die Ermittlung der Parameter muss dabei für jedes tribologische System individuell erfolgen. Die Ansatzfunktion zur Berechnung der Reibungszahl ist dabei, analog zu [Sch89], von der Flächenpressung sowie von der Ziehgeschwindigkeit abhängig.

$$\mu(p_N, v) = \frac{a_1}{(v+v_0)^{a_4}} (p_N + p_{N0})^{a_2 v^{a_5}} e^{a_3 p_N} + [\mu_0 - \frac{a_1}{v_0^{a_4}} e^{a_3 p_N}] e^{a_6 v} \quad [\text{Net94}] \quad (2.8)$$

[Doe98] modelliert die Reibungszahl  $\mu$  in Abhängigkeit von der Flächenpressung und drei bzw. vier Konstanten. Die Ansatzfunktion des Reibungsmodells wird dabei durch eine Exponentialfunktion beschrieben. Allerdings beschreibt [Doe98] nicht, wie die Ansatzfunktion ermittelt wurde.

$$\mu(p_N) = \mu_0 e^{-\lambda \left(\frac{p_N}{p_0}\right)} \quad [\text{Doe98}] \quad (2.9)$$

$$\mu(p_N) = A_0 B_0 \left(\frac{p_N}{p_0}\right)^{C_0} \frac{p_N^{C_0}}{p_0} \quad [\text{Doe98}] \quad (2.10)$$

[Sch92] verwendet aufgrund der von ihm erkannten Notwendigkeit der plastischen Deformation der Platine bei der Ermittlung der Reibungszahlen einen Validierungsversuch analog zum „Bending-under-Tension“-Versuch und entwickelt eine Ansatzfunktion basierend auf der Schubspannungshypothese. Er entwickelt ein im Simulationsmodell bestätigtes Modell zur Druckabhängigkeit der Reibungszahl, welches jedoch letztendlich keine konkreten Reibungszahlen für das Tiefziehen liefert.

### *Semi-analytische Reibungsmodelle*

[Ste03] entwickelt ein semi-analytisches Reibungsmodell auf der Basis des Reibungsgesetzes nach Coulomb, nennt jedoch die konkrete Modellfunktion nicht. Für seine Modellierungsfunktion werden die Reibungszustände örtlich mikroskopisch bzw. mesoskopisch aufgelöst und auf die makroskopischen Abmessungen des Tiefziehteils übertragen. Dazu benötigt das Modell folgende Parameter und Koeffizientenfunktionen, um den Reibungszustand möglichst genau zu beschreiben:

- $F_c(v)$ ,  $p_c(v)$ ,  $p_{stat}$ ,  $A_n$ , wird aus den Streifenziehversuchen ohne Umlenkung ermittelt (mit  $F_c(v)$ ,  $p_c(v)$  – Koeffizient- bzw. Koeffizientenfunktion der Geschwindigkeit  $v$ ,  $p_{stat}$  als stationären Druck sowie  $A_n$ , der nominellen Kontaktfläche)
- $R_a$ ,  $R_y(p_N, v)$ ,  $p_{1op/ma}(p_N, v)$ ,  $p_{2op/ma}(p_N, v)$  wird aus 3-D-Blechoberflächenmessungen bestimmt (mit  $R_a$ , der arithmetischen Mittenrauheit als Funktion der nominellen Flächenpressung  $p_N$  und der Ziehgeschwindigkeit  $v$  sowie  $p_{1op/ma}$ ,  $p_{2op/ma}$  als Parameter zur Bestimmung der freien Regression) sowie
- $a$ ,  $b$ ,  $\alpha$ ,  $p_c$  aus den Angaben des Schmierstoffherstellers (mit  $a$ , der dynamischen Viskosität;  $b$ , der dynamischen Viskosität bei Umgebungsbedingungen;  $\alpha$ , dem Viskositäts-Druck-Koeffizienten und  $p_c$  als Koeffizient- bzw. Koeffizientenfunktionen).

Bei diesem Ansatz wird die Reibungszahl als eine diskrete Verteilung über die finiten Elemente der Platine dargestellt, die gerade in Kontakt mit dem Blechhalter, dem Stempel oder der Matrize stehen. Die Reibungszahl  $\mu$  wird dabei als eine Funktion der Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit, Schmierstoffviskosität, Oberflächenveränderung, mittleren Temperatur sowie der Umformhistorie dargestellt. Dieses semi-analytische Modell erweist sich gegenüber der Verwendung von konstanten Reibungszahlen als vorteilhaft, da die Blechdickenänderungen genauer vorhergesagt und somit die kritischen Zonen des Bauteils mit verbesserter Übereinstimmung zum Experiment bestimmt werden können.

### *Analytische Reibungsmodelle*

[Emm97] definiert die Reibungszahl für das Tiefziehen in Abhängigkeit von der lokalen Flächenpressung, der Ziehgeschwindigkeit und der Viskosität des Schmierstoffs analog zur Stribeck-Kurve. Die Versuche basieren dabei ebenfalls auf einer Vielzahl an durchgeführten Streifenziehversuchen mit unterschiedlichen Parameterkombinationen.  $H_0$  definiert dabei den Übergang von Misch- zur Flüssigkeitsreibung,  $\beta$  bildet einen notwendigen Modellparameter mit Werten zwischen 1 und 4 und  $R_{pm}$  charakterisiert die mittlere maximale Profilkuppenhöhe.

$$\mu = \beta R_{pm} \sqrt{HH_0} \quad [\text{Emm97}] \quad (2.11)$$

[Wie60] unterteilt die Reibungszahl  $\mu$  in einen metallischen und einen hydrostatischen Anteil, da er davon ausgeht, dass der Kontakt zwischen Umformwerkzeug und Platine nur teilweise durch

den Schmierstoff getragen wird. In seiner Arbeit besteht der Kontakt zwischen Platine und Werkzeug sowohl mit als auch ohne Zwischenmedium (Schmierstoff). Generell basiert dieses Reibungsmodell ebenfalls auf den theoretischen Grundlagen der Stribeck-Kurve. Die Ansatzfunktion besteht dabei aus dem Flächenanteil des metallischen Kontaktes  $a$ , der Scherfestigkeit der metallischen Verbindungsbrücken  $\tau$ , der Scherfestigkeit der schmierenden Grenzschicht sowie der Fließgrenze des weicheren Reibpartners  $\sigma_f$ .

$$\mu = a \frac{\tau}{\sigma_f} + (1 - a) \frac{\tau_1}{\sigma_f} \quad [\text{Wie60}] \quad (2.12)$$

Das Reibungsmodell nach [Kas80] basiert ebenfalls auf dieser Überlegung. Er beschreibt eine Ansatzfunktion, welche die beim Tiefziehen auftretende Gesamtreibungskraft mittels des Verhältnisses zwischen der metallischen und der Gesamtmikroreibfläche  $a$ , der Scherspannung der metallischen Kontaktstellen  $\tau_m$ , der Scherfestigkeit der Grenzschicht  $\tau_s$ , der Scherspannungen der Schmiertasche  $\tau_h$ , der gesamten Mikroreibfläche  $A_2$  sowie der Makroreibfläche  $A_1$  bestimmt. Die Faktoren  $a$ ,  $A_1$  und  $A_2$  können dabei nicht messtechnisch aufgenommen und müssen daher abgeschätzt werden.

$$F_R = aA_2\tau_m + (1 - a)A_2\tau_s + (A_1 - A_2)\tau_h \quad [\text{Kas80}] \quad (2.13)$$

Durch Einsetzen des Flächenverhältnisses  $p = A_2/A_1$  und unter der Annahme, dass die Reibungszahl nach Coulomb der Quotient von Reibungskraft zu Normalkraft ist, kann die Reibungszahl  $\mu$  mit folgender Formel näherungsweise aus Gleichung 2.11 berechnet werden:

$$\mu = \frac{F_R}{F_N} = ap \frac{\tau_m}{p_N} + (1 - a)p \frac{\tau_s}{p_N} + (1 - p) \frac{\tau_h}{p_N} \quad [\text{Kas80}] \quad (2.14)$$

[Are05] beschreibt ein Berechnungsmodell, in welchem das Reibungsverhalten abhängig von der Oberflächentopografie und der Walzrichtung angenommen wird. Insbesondere bei einer Mill-Finish Oberflächenbehandlung des Blechs zeigt sich eine starke Richtungsabhängigkeit der Oberfläche. Die richtungsabhängige Reibungskraft  $\vec{T}$  wird mithilfe der Richtungsvektoren  $\vec{v}_{rel, RD}$  parallel und  $\vec{v}_{rel, TD}$  senkrecht zur Walzrichtung sowie den zugehörigen Reibungszahlen  $\mu_{RD}$  und  $\mu_{TD}$  und der Normalkraft  $N$  bestimmt.

$$\vec{T} = -N \cdot (\mu_{RD} \cdot \vec{v}_{rel, RD} + \mu_{TD} \cdot \vec{v}_{rel, TD}) \quad [\text{Are05}] \quad (2.15)$$

$$\vec{v}_{rel, RD} = \frac{\vec{v}_{rel, RD}}{|\vec{v}_{rel}|}, \vec{v}_{rel, TD} = \frac{\vec{v}_{rel, TD}}{|\vec{v}_{rel}|} \quad [\text{Are05}] \quad (2.16)$$

[Lie06] entwickelt diesen Ansatz weiter, indem er die vektorielle Reibungskraft für den Bereich zwischen  $0^\circ$  und  $90^\circ$  zur Walzrichtung erweitert. Die anisotrope Reibungszahl kann somit als Funktion  $\mu(\alpha)$  beschrieben werden und unter der Annahme, dass diese Funktion eine elliptische Form besitzt, wird das anisotrope Reibungsverhalten durch die Reibungszahlen  $\mu(\alpha = 0^\circ)$  und



$\mu(\alpha = 90^\circ)$  vollständig beschrieben. Abbildung 22 zeigt diese elliptische Beschreibung der Reibungszahlen sowie ihre lokale Verortung am Tiefziehteil.

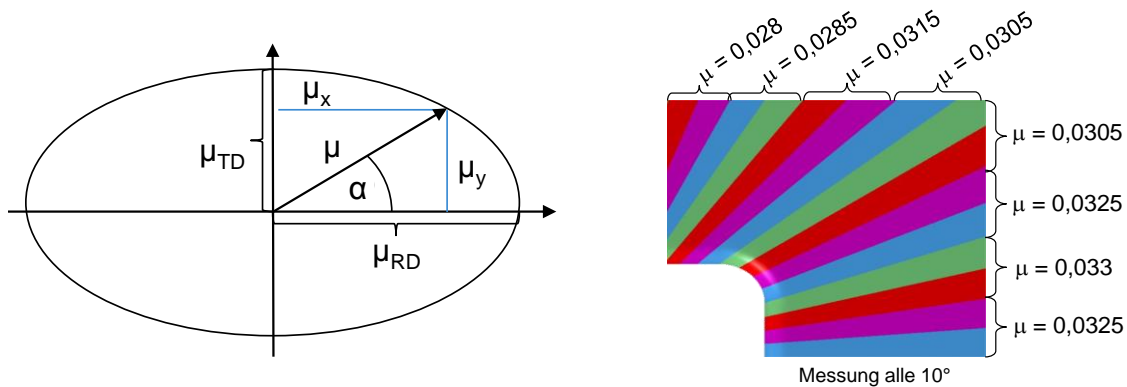


Abbildung 22: Richtungsabhängige Reibungszahlen (links) und Bestimmung der Reibungszahlen für einen „Rechtecknapf“ in  $10^\circ$ -Schritten zur Symmetrieachse für den Stahlblechwerkstoff DC04 nach [Lie06]

Dabei ergibt sich für die Berechnung der Reibungskraft  $\vec{T}$  folgender Berechnungsansatz:

$$\vec{T} = - \frac{\mu_{RD}\mu_{TD}}{\sqrt{\mu_{TD}^2 \cos^2 \varphi + \mu_{RD}^2 \sin^2 \varphi}} N \cdot \vec{v}_{rel} \quad [\text{Lie06}] \quad (2.17)$$

Für das Mikrotiefziehen entwickelt [Hu09] einen geometrischen Ansatz, bei dem ein beölter Streifenziehversuch mit doppelter Umlenkung zum Einsatz kommt. Der Einfluss von Ziehradius, Stempelbreite und Ziehgeschwindigkeit wird durch die Auswertung der Stempelkraft-Weg-Verläufe aus dem Prozess bewertet. Das Modell einer doppelten e-Ansatzfunktion beinhaltet die Eingangsgröße Flächenpressung und wird über die Faktoren  $C_1$ - $C_5$  mathematisch parametrisiert, die keine physikalischen Eigenschaften widerspiegeln.

$$\mu((P|r_z, d_{St}, v) = f(P) = C_1 + C_2 \cdot e^{-P \cdot C_4} + C_3 \cdot e^{-P \cdot C_5} \quad [\text{Hu09}] \quad (2.18)$$

Eine weitere Möglichkeit zur Integration möglichst realistischer Reibungszahlen in die FE-Simulation von Blechumformvorgängen bietet die Verwendung von parameterabhängigen Reibungszahlen [Sto16]. Dazu werden aus einfachen Modellversuchen (vgl. Abbildung 15) ermittelte Tabellenwerte verwendet, um während der Simulation dem jeweiligen Kontakt entsprechende Reibbedingungen zuweisen zu können. In LS-Dyna besteht beispielsweise die Möglichkeit, spezifische Reibungszahlen für verschiedene Flächenpressungen und Ziehgeschwindigkeiten zu verwenden. Durch eine thermomechanische gekoppelte Simulation können die Veränderung der Reibungszahl durch die Temperatur berücksichtigt werden. Die Simulationssoftware berechnet den örtlichen Kontakt und selektiert abhängig von der berechneten Kontaktnormalspannung und der Relativgeschwindigkeit einen hinterlegten Tabellenwert. Eine thermomechanische Kopplung der Simulation ermöglicht zusätzlich die Temperaturskalierung der Reibungszahlen. Dieses Vorgehen

ist in Abbildung 23 dargestellt. [Sto16] stellt dabei eine stimmige Korrelation zwischen den real durchgeführten „Rundnapf“-Versuchen und den Simulationsergebnissen in Bezug auf die Blechdickenreduktion fest. Die Temperaturabhängigkeit wird jedoch lediglich über einen Korrekturfaktor berücksichtigt, der die Reibungszahlen mit zunehmender Temperatur linear erhöht. Zudem ist in dieser Arbeit die Verwendung von Reibungszahlen aus dem Streifenziehversuch kritisch zu betrachten, da diese eine hohe Modellebene mit deutlicher Abstraktion vom realen Tiefziehprozess nach Abbildung 14 besitzen.

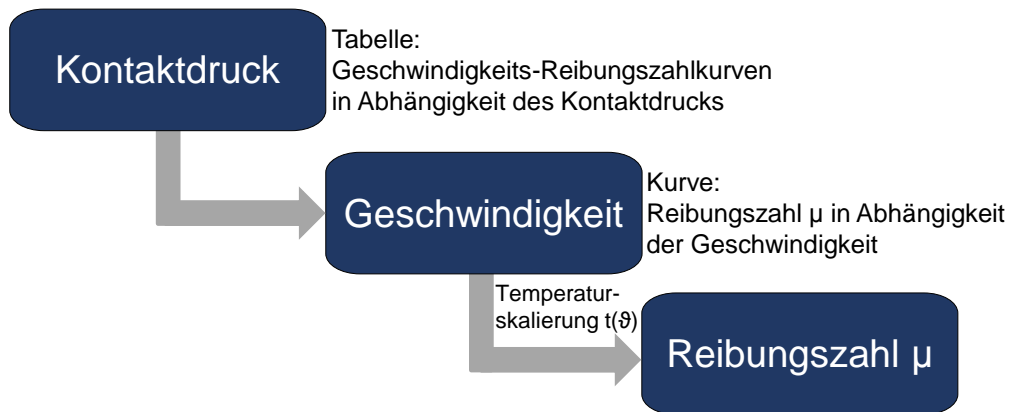


Abbildung 23: Vorgehen des parameterabhängigen Reibungsmodells nach [Sto16]

Einen im automobilen Karosseriebau erfolgreichen Ansatz zur Integration von prozessangepassten Reibungszahlen ist mittels der Software „TriboForm“ der Firma „TriboForm Engineering“ anwendbar [Sig16]. Zur Integration der von der Software zur Verfügung gestellten Reibungszahlen in die eigentliche Blechumformsimulation stehen Schnittstellen zu den heute industriell verwendeten Simulationsprogrammen „AutoForm“, „DynaForm“ und „Pam-Stamp“ zur Verfügung.

Der Prozessablauf zur Durchführung einer Umformsimulation mit prozessangepassten Reibungszahlen gliedert sich bei Einsatz dieser speziellen Software in die in Abbildung 24 dargestellten Schritte. Dabei wird zuerst der auftretende Kontakt zwischen Platine und Werkzeug simulativ im „TriboForm Analyzer“ abgebildet. Dabei werden gemessene Oberflächentopografien von Platine und Umformwerkzeug in das Programm geladen und die von der Blechhalterkraft hervorgerufene Einglättung numerisch bestimmt. Dies ermöglicht eine relativ korrekte Bestimmung der auftretenden lokalen Kontaktnormalspannungen. Dabei werden Schmierstoffeigenschaften wie Viskosität und Menge über die Reynoldsgleichung berücksichtigt und so die Tragfähigkeit des Schmierstoffs und dessen Herausquetschen aus der Wirkfuge bestimmt. Über das Programm „TriboForm FEM Plug-In“ werden nun den mit der vorangegangenen Berechnung bestimmten Belastungen neue Reibungszahlen zugeordnet. Dafür werden die Reibungszahlen abhängig von der Kontaktnormalspannung, der Relativgeschwindigkeit und der Temperatur berechnet. Zudem wird die Verfestigung der Platine berücksichtigt, indem diese in die Einglättung der Oberflächentopografie rückgeführt wird. Diese Reibungszahlen werden dem Programm zur eigentlichen Umformsimulation

übergeben und dort wird die numerische Berechnung des Blechumformprozesses durchgeführt. Dabei werden die lokalen Flächenpressungen und Relativgeschwindigkeiten des jeweiligen Zeitschritts bestimmt und die zugehörige Reibungszahl aus der Datenbank dem Prozess zugeordnet [Hol16]. Industrielle Anwendungen, wie von [Sto16], [Sig16] und [Hol16] beschrieben, zeigen, dass die Verwendung von angepassten Reibungszahlen zu einer verbesserten Vorhersagegenauigkeit der Blechumformsimulation führen und Reier vorhergesagt werden können, die bei Berechnung mit konstanten, auf dem Coulomb'schen Reibungsgesetz basierenden Reibungszahlen nicht vorhergesagt werden können. Allerdings basiert auch bei diesem Ansatz die Bestimmung der Reibungszahlen auf einem im einfachen Modellversuch „Streifenziehen“ ermittelten Reibungszahl-Diagramm. Dabei werden jedoch die gegenseitigen Wechselwirkungen der Einflussfaktoren Umformgeschwindigkeit, Flächenpressung, Umformtemperatur und Schmierstoffviskosität aus dem Streifenziehversuch nur unzureichend berücksichtigt.

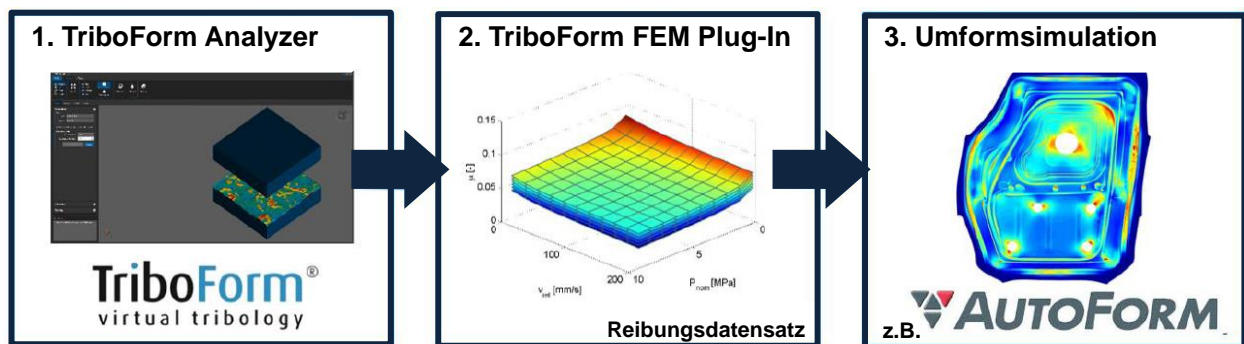


Abbildung 24: Konzept der Integration einer spezifischen Reibungssimulation in die Blechumformtechnik mit dem Programm „TriboForm“ [Sig16]

Die Analyse bestehender Reibungsmodelle für die Blechumformung zeigt, dass eine Vielzahl unterschiedlichster Ansatzfunktionen vorhanden ist. Je nach Anwendungsfall wird dabei der Schwerpunkt auf der Modellierung der Kontaktfläche, spezifischer Eigenschaften der Platinenoberfläche oder die reibungsbeeinflussenden Prozessparameter gelegt. Des Weiteren bestehen Reibungsmodelle, die Schnittstellen zu kommerziellen Simulationsprogrammen besitzen und die im Prozess auftretenden Belastungen und Eigenschaften der Platine und des Werkzeugs berücksichtigen. Allerdings beruhen ausnahmslos alle dieser Reibungsmodelle auf sehr einfachen Modellversuchen wie dem Streifenziehversuch. Wie in Abschnitt 2.3 dargestellt, reichen diese Modellversuche nicht aus um das genaue Zusammenwirken der reibungsbeeinflussenden Prozessparameter abbilden und anschließend modellieren zu können. Dies verdeutlicht die Notwendigkeit, Reibungszahlen und deren Verläufe während eines realen Tiefziehprozesses zu messen und ein Reibungsmodell auf Basis dieser Versuchsdaten zu entwickeln. Die Berücksichtigung der Richtungsabhängigkeit der Reibungszahl in einzelnen Modellen verdeutlicht den Bedarf örtlich angepasste, sich verändernde Reibungszahlen während des realen Tiefziehprozesses zu ermitteln.



### **3 Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise der Arbeit**

In der Blechumformung stützt sich die Kenntnis über das tribologische System und dessen Abbildung in der Simulation bis heute oftmals auf einfache Modellversuche. Die dabei getroffenen Vereinfachungen sind notwendig, um die auftretenden Rückhaltekräfte zumindest näherungsweise, messtechnisch erfassen zu können. Aufgrund der stark vereinfachenden Annahmen im Modellversuch gehen jedoch Informationen verloren und die Güte der Vorhersagegenauigkeit wird reduziert. Des Weiteren können die Veränderungen der Reibungsverhältnisse während des Umformvorgangs und die durch die Umformwärme eingebrachte Temperaturveränderung des Reibkontaktes nicht durch diese einfachen Versuche quantitativ erfasst werden. Dies kann lediglich teilweise durch eine aufwändige Werkzeugtemperierung kompensiert werden. Aufgrund der stetig wachsenden Anforderungen an das Design der Blechumformteile müssen das tribologische System des Tiefziehens sowie die auftretenden Wechselwirkungen von Temperatur, Druckverteilung, Relativgeschwindigkeit und Blechdickenveränderung für die Absicherung der fertigungstechnischen Machbarkeit genauer beschrieben werden, um so das Prozessfenster zu erweitern. Reibung als der dominierende Faktor der Formerzeugung ermöglicht es, besonders bei Kenntnis von dessen Veränderung während des gesamten Umformvorgangs, die Prozessstabilität zu erhöhen.

Aus diesem Grund beschäftigt sich die vorliegende Arbeit mit der Erfassung der auftretenden Reibungskräfte sowie der Beschreibung und Bewertung des tribologischen eines Tiefziehprozesses, bei dem die von der Reibung hervorgerufenen Rückhaltekräfte indirekt durch die elastische Deformation in Stempel, Matrize und Blechhalter aufgenommen werden können. Dazu werden Sensoren in das Tiefziehwerkzeug integriert und die Prozesskräfte messtechnisch aufgenommen. Diese Art, die Reibungszahlen zu ermitteln, zeichnet sich durch eine signifikante Verringerung des Abstraktionsgrades im Vergleich zu herkömmlichen Bestimmungsmethoden für Reibungszahlen, wie in Abschnitt 2.2.2 beschrieben, aus. Die Integration des neu entwickelten Messsystems in ein Tiefziehwerkzeug hat gegenüber den herkömmlichen Modellversuchen den Vorteil, dass eine verbesserte Beschreibung der Reibungszahlen aus realen Umformversuchen entwickelt werden kann. Damit wird das tatsächlich auftretende tribologische System abgebildet und die Vereinfachungen minimiert. Zusätzlich ist es möglich, den Verlauf der Reibungszahlen während des Tiefziehprozesses aufzunehmen, um so deren Veränderungen quantitativ bewerten zu können.

Eine Vielzahl an tribologischen Wechselwirkungen wird mit den heute durchgeführten Modellversuchen und den daraus entwickelten Reibungsmodellen für das Karosserieziehen noch nicht verstanden und ist auch nicht hinreichend genau abbildbar. Daher wird in dieser Arbeit eine neue Bestimmungsmethode zur Ermittlung der örtlich lokalen und sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahl erarbeitet, welche die Reibungseinflüsse entsprechend den in Abbildung 10

dargestellten und in Abschnitt 4.2 präzisierten Sektoren der Ziehteilgeometrie beschreibt. Die Reibungszahl  $\mu$  verändert sich während des Tiefziehprozesses ständig und muss daher für jeden Last- und Zeitschritt der Simulation und abhängig von den Systemeingangsgrößen Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit und dynamische Viskosität des Schmierstoffs angegeben werden, um eine Verbesserung der Abbildegenauigkeit in numerischen Blechumformsimulationen zu erreichen. Dies stellt die Arbeitshypothese dieser Arbeit dar, welche im Folgenden durch theoretische Analysen, experimentelle Untersuchungen sowie numerische Simulationen bewiesen werden soll. Daraus ergeben sich Arbeitspakete, deren inhaltlicher Bezug zueinander in Tabelle 1 visualisiert ist.

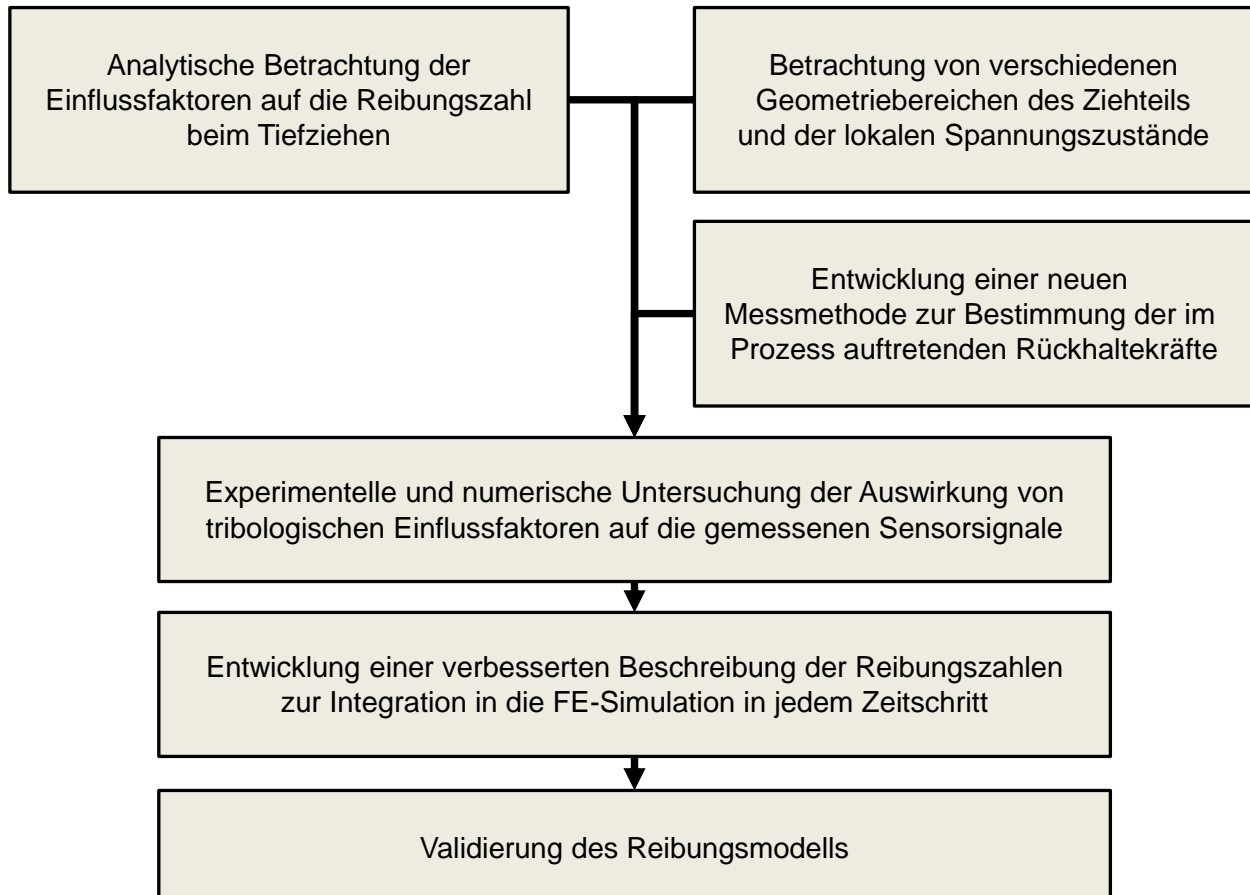


Abbildung 25: Schematische Darstellung der Vorgehensweise in dieser Arbeit

Zunächst werden die direkten Einflussfaktoren wie Flächenpressung, Temperatur des tribologischen Systems, Zusammensetzung des Schmierstoffs und Ziehgeschwindigkeit sowie deren Auswirkung auf die Reibungszahlen im Bereich der Rückhaltung beim Tiefziehen analysiert. Dies erfolgt durch Streifenziehversuche, wobei die untersuchten Parameter aus Analysen von auftretenden Belastungen des Ziehwerkzeugs in realen Tiefziehprozessen abgeleitet werden.

Neben den direkten Einflussfaktoren auf das tribologische System wirken sich die örtlich unterschiedlich auftretenden Zug- und Druckspannungen in der Platine bzw. im Ziehflansch entscheidend auf die Rückhaltung der Platine aus. Auf Basis der bekannten Gleitlinientheorie [Gau75] werden repräsentative Sektoren entlang des Ziehumrisses für das in dieser Arbeit betrachtete

akademische Bauteil „Rechtecknapf“ definiert. Darauf aufbauend werden in den Kapiteln 5 und 6 örtliche und sich über den Stößelweg verändernde Reibungszahlen bestimmt. Das entsprechende Vorgehen zur Messwertaufnahme im realen Tiefziehexperiment wird in Abschnitt 5.1 beschrieben. Erste Simulationen mit über den Stößelweg konstanten, jedoch örtlich verschiedenen Reibungszahlen bestätigen die Notwendigkeit von örtlich angepassten Reibungszahlen entlang des Ziehmriss. Ein als ideal starr modellierter Blechhalter wird in Sektoren unterteilt und den Eckbereichen höhere Reibungszahlen in Relation zu den geraden Bereichen des Ziehmrisses zugewiesen. Der Vergleich der so berechneten Blechdickenreduktionen zeigt, dass örtlich verschiedene Reibungszahlen eine messbare Veränderung der resultierenden Blechdickenreduktion hervorrufen. Besonders die Auswirkung des in Abbildung 26 rot markierten Bereichs ist dabei hervorzuheben. Dort werden durch angepasste Reibungszahlen geringere und mit dem realen Tiefziehexperiment besser übereinstimmende Blechdickenreduktionen berechnet als bei Verwendung derselben Reibungszahl für den gesamten Kontakt zwischen Tiefziehwerkzeug und Platine.

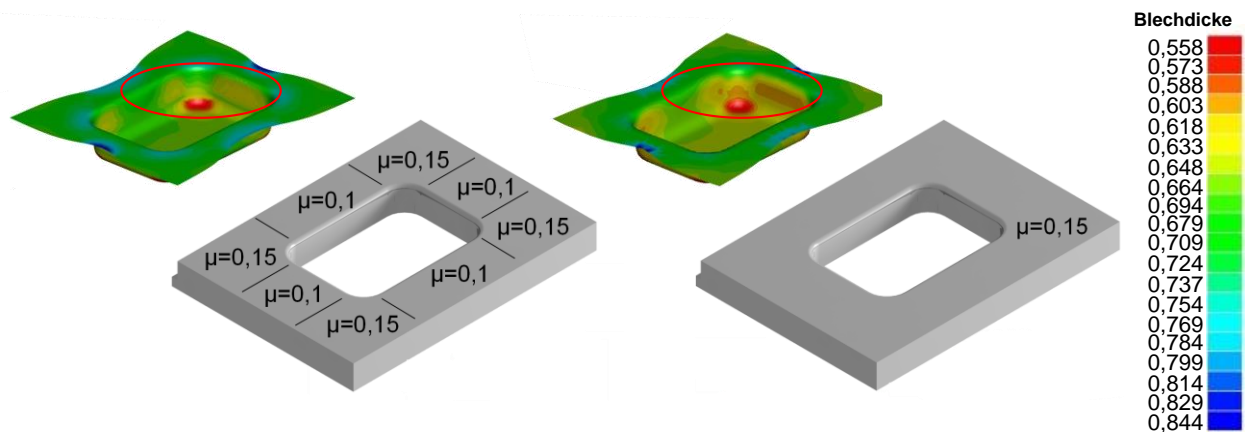


Abbildung 26: Qualitativer Vergleich der Blechdickenreduktion (simulativ) bei örtlich verschiedenen Reibungszahlen (links) und ganzheitlich konstanter Reibungszahl (rechts)

Für die messtechnische Erfassung von örtlichen, über den Stößelweg angepassten Reibungszahlen werden Miniatur-Längsmessdübel in die Werkzeugstruktur von Stempel und Matrize eingebracht. Diese erfassen die aus der elastischen Deformation der Werkzeugstruktur hervorgerufenen Kräfte und ermöglichen so implizite Rückschlüsse auf das vorliegende tribologische System. Der Messsensor misst dabei die Summe der auftretenden Prozesskräfte. Diese setzen aus der Rückhaltekraft ( $F_R$ ), der Blechhalterkraft ( $F_{BH}$ ), der Biegekraft der Platine ( $F_{tb}$ ) und der ideellen Umformkraft ( $F_{id}$ ) zusammen (vgl. Abbildung 27). Verfestigungseffekte und Umformkräfte werden dabei durch die Biege- und Ziehkraft mitgemessen. Veränderungen der Blechdicke beeinflussen die auftretenden Blechhalterkräfte. Zur Bestimmung der Auswirkung der Festigkeit des Blechwerkstoffes auf die so ermittelten Reibungszahlen wurden daher Umformversuche mit dem Aluminiumwerkstoff AA 6016 sowie mit dem mikrolegierten, hochfesten Stahl HC340LA durchgeführt. Mit der im

Rahmen dieser Arbeit entwickelten Messmethode werden die Rückhaltekräfte in einem realen Tiefziehprozess untersucht und die Datenbasis für eine verbesserte, ziehteilgeometrieabhängige Beschreibung des Reibungsverhaltens geschaffen. Der Einbau dieser Sensoren in ein Versuchswerkzeug zur automatisierten Durchführung von serienähnlichen Dauerhubversuchen soll ein kontinuierliches Tiefziehen von Bauteilen und eine realitätsnahe Erwärmung des Versuchswerkzeugs aufgrund der von der Umformung dissipierten Energie ermöglichen. Somit können die real auftretenden Erwärmungsprozesse und deren Einfluss auf die Veränderung der Reibungszahl abgebildet und analysiert werden.

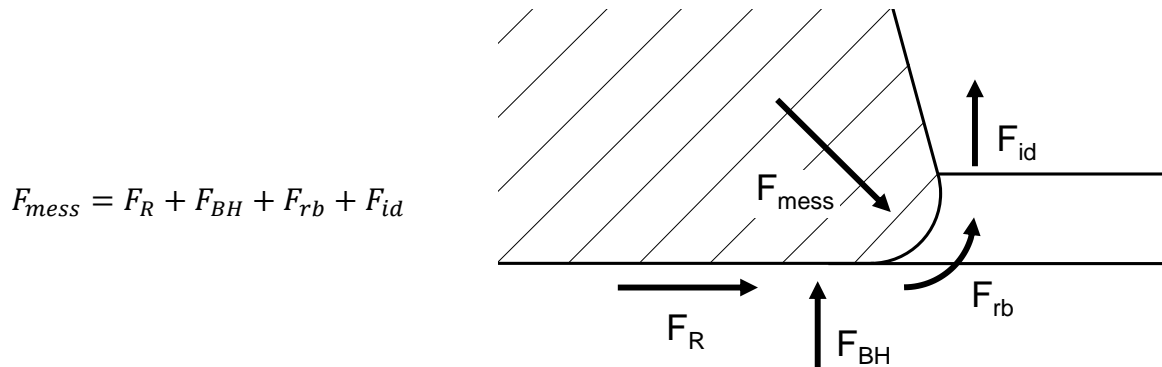


Abbildung 27: Summarisch auf den Messsensor wirkenden Prozesskräfte

Der Aufbau einer thermo-mechanisch gekoppelten Umformsimulation mit elastisch berechneten Werkzeugaktivteilen ermöglicht es, die in Kapitel 5 messtechnisch erfassten Werkzeugdeformationen numerisch abzubilden. Aufbauend auf diese Simulationsrechnungen können örtliche, über den Stößelweg angepasste Reibungszahlen berechnet und die Verbesserung der Abbildegenauigkeit des Simulationsmodells durch den Vergleich zwischen realem und berechnetem Tiefziehversuch bestimmt werden. Die anschließende Entwicklung eines neuartigen Reibungsmodells ermöglicht den Übertrag der am „Rechtecknapf“ bestimmten tribologischen Wechselwirkungen auf komplexere Ziehumrisse bzw. Ziehteilgeometrien.

Mit dieser Vorgehensweise soll aufgezeigt werden, dass durch die in dieser Arbeit definierte und beschriebene Versuchs- und Berechnungsmethodik für die Bestimmung von örtlich angepassten und sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen die Abbildegenauigkeit von numerischen Simulationsberechnungen verbessert und eine Erweiterung des Verständnisses des tribologischen Systems erreicht werden kann.



## **4 Grundlagen des Modellversuchs zur Bestimmung von Reibungszahlen beim Tiefziehen**

In Modellversuchen zur Bestimmung von Reibungszahlen beim Tiefziehen kann lediglich eine begrenzte Anzahl an Einflussparametern berücksichtigt werden, wobei zur messtechnischen Bestimmung relevanter Modellparameter oftmals Vereinfachungen getroffen werden müssen. Im realen Ziehvorgang treten jedoch grundsätzlich Wechselwirkungen zwischen einzelnen oder mehreren dieser Einflussfaktoren (Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit, Schmierstoffviskosität, Temperatur) auf. Jede Modellbildung, die sich lediglich auf eine Datenbasis aus Variationen einzelner Parameter in einem Modellversuch stützt, spiegelt die Realität nicht hinreichend genau wider. Zudem zeigt der Stand der Technik, dass für das Tiefziehen zwar die Kenntnis über eine Auswirkung des in der Platine vorherrschenden Spannungszustandes auf den Reibungszustand vorliegt und somit Unterschiede entlang des Ziehumrisses bekannt sind, bei der Modellbildung dennoch meist global vorgegangen wird. Um die hierbei auftretenden Wechselwirkungen genauer zu verstehen, werden die nachfolgenden theoretischen und experimentellen Untersuchungen angestellt. Dazu werden die im realen Tiefziehprozess auftretenden Belastungen analysiert und deren Auswirkung auf die Reibungszahl im Streifenziehversuch bewertet. Anschließend werden auf Basis der Gleitlinientheorie Sektoren verschiedener Spannungszustände definiert. Diese weisen jeweils unterschiedliche tribologische Systeme auf, welche mit der in Kapitel 5 dargestellten Messmethode bestimmt werden sollen, um so das Verständnis der im realen Tiefziehprozess auftretenden Wechselwirkungen zu erweitern.

### **4.1 Analyse von Einflussfaktoren auf die Reibungszahl im Streifenziehversuch**

Streifenziehversuche bilden in den meisten Untersuchungen die Grundlage zur Bestimmung und Bewertung des tribologischen Systems für das Tiefziehen. Vorangehende Untersuchungen haben gezeigt, dass die Faktoren Flächenpressung bzw. Blechhalterkraft, Relativgeschwindigkeit, Viskosität des Schmierstoffs, Werkzeug- und Blechwerkstoff, Oberflächenzustand von Blech und Werkzeug sowie die Temperatur zwischen Blechhalter und Matrize einen signifikanten Einfluss auf die Reibungszahlen aufweisen [Ham49]; [Sza54]; [Bay06]; [Fil04]; [Hol16]; [Lie06]; [Wag96]; [Wie11]. Im Folgenden werden die im Tiefziehprozess auftretenden Belastungskollektive definiert, anschließend mithilfe von Streifenziehversuchen unterschiedliche Parameterkombinationen untersucht und so die Aussagefähigkeit der bestimmten Ergebnisse bewertet.

### 4.1.1 Versuchseinrichtung und Versuchsablauf

Zur Bestimmung der Zusammenhänge und Wechselwirkungen der zuvor definierten Einflussfaktoren auf das tribologische System werden Streifenziehversuche durchgeführt. Dazu wird die am Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart vorhandene Streifenziehmaschine verwendet. Bei dieser Versuchsanlage handelt es sich um einen Streifenziehversuch mit Flachbahn, die 1993 im Rahmen eines Verbundprojektes zwischen mehreren deutschen Umforminstituten entwickelt wurde (vgl. Abbildung 28 a). Dabei wird ein Blechstreifen auf einem beweglichen Schlitten befestigt und der Reibpartner, der sogenannte Ziehbacken, der die Werkzeugoberfläche darstellt, über einen Hydraulikzylinder mit definierter Kraft auf den Blechstreifen senkrecht aufgedrückt (vgl. Abbildung 31 c). Der bewegliche Schlitten wird anschließend mithilfe eines Elektromotors und eines Kugel-Spindel-Triebs unter dem Ziehbacken hervorgezogen. Durch die schwimmende Lagerung der Aufnahme des Ziehbackens wird diese vom Rahmen der Versuchsanlage entkoppelt und die Rückhaltekraft auf zwei Kraftmesssensoren übertragen und diese damit frei von Störeinflüssen reproduzierbar gemessen (vgl. Abbildung 28 Abbildung 31 b). Die Aufnahme der Normalkraft erfolgt ebenfalls durch einen Kraftmesssensor, der zum Ausgleich der Planparallelität in eine Kugelkalotte integriert ist. Somit können mit diesem Aufbau die Versuchsparameter Werkzeug- und Blechstreifenwerkstoff sowie deren jeweilige Oberfläche, die Normalkraft und die daraus resultierende Flächenpressung, Schmierstoffart und Ziehgeschwindigkeiten verändert werden. Des Weiteren besteht mit dieser Versuchsanlage die Möglichkeit, sowohl das Versuchswerkzeug, als auch die Flachbahn über Heizpatronen mit integrierten Thermoelementen zu erwärmen. Dabei können Temperaturen von bis zu 80 °C am Versuchswerkzeug und bis 250 °C in der Flachbahn erreicht werden. Aufnahmen mit der Wärmebildkamera zeigen dabei eine gleichmäßige Erwärmung des auf die Flachbahn gespannten Blechstreifens.

Im Streifenziehversuch werden die zeitliche Veränderung der Rückhaltekraft sowie der Verlauf der Normalkraft aufgenommen. Anhand dieser Parameter kann im Anschluss auf die Reibungsverhältnisse und somit auf das jeweils vorherrschende tribologische System näherungsweise geschlossen werden [DeS08]. Abbildung 28 zeigt die Versuchsanlage sowie die Kraftmesssensoren zur Aufnahme der Reibungskräfte. Mit dieser Versuchsanlage können Ziehgeschwindigkeiten zwischen 35 und 150 mm/s sowie Normalkräfte zwischen 2,4 und 25 kN aufgebracht werden. Dies entspricht bei der verwendeten geometrischen Kontaktfläche von 1200 mm<sup>2</sup> einer Flächenpressung  $p$  zwischen 2 und 20 MPa. Für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten höheren Flächenpressungen wird die Kontaktfläche verkleinert und die Pressung dadurch erhöht. Für die betragsmäßig höchste Flächenpressung von 100 MPa ist somit eine geometrische Kontaktfläche von 150 mm<sup>2</sup> notwendig.

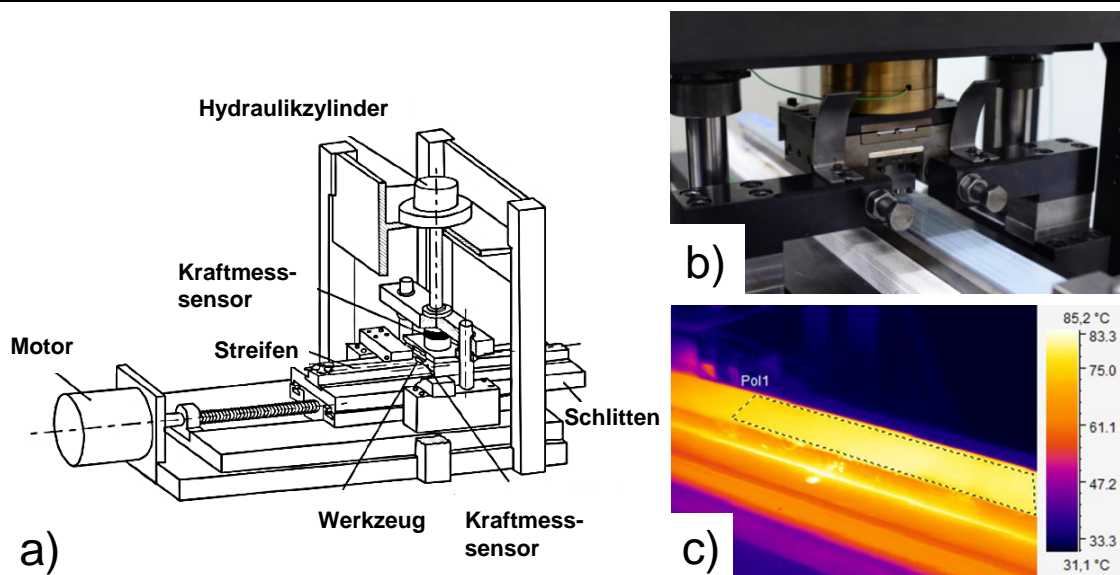


Abbildung 28: a) Streifenziehvorrichtung (IFU); b) Entkoppelte Backenaufnahme mit Kugelkalotte; c) Erwärmung der Flachbahn [Lie05]

Der Schmierstoffauftrag auf dem Blechstreifen erfolgt im Rahmen dieser Arbeit manuell mit Pipette und Gummiwalze. Dabei wird mit einer Pipette tröpfchenweise Schmierstoff auf eine Waage gegeben und so das spezifische Gewicht des Schmierstoffs bestimmt. Im Folgenden kann die Schmierstoffmenge bezogen auf die Fläche berechnet und eine definierte und reproduzierbare Schmierstoffmenge auf die Platine aufgebracht werden. Das im Walzwerk aufgebrauchte Korrosionsschutzöl wird vorher stets durch gründliche Reinigung des Blechstreifens mittels Ethanol entfernt. Die Verteilung des Schmierstoffs erfolgt durch eine Gummiwalze, wobei stets beachtet werden musste, dass der Schmierstoff gleichmäßig auf dem Blechstreifen verteilt ist. Dieses Vorgehen wird auch bei den späteren Umformversuchen angewendet, um die Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse zu gewährleisten. Abbildung 29 zeigt das zur Beölung verwendete Equipment.

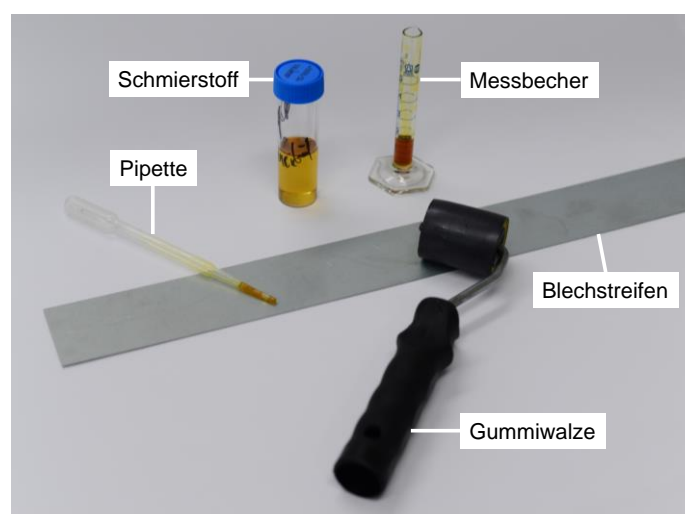


Abbildung 29: Beölung der Blechstreifen für den Streifenziehversuch

Die aus dem Streifenziehversuch ermittelte Reibungszahl unterliegt bei ihrer Bestimmung unterschiedlichen Streuungen. Gründe dafür liegen in der durch die Reibung entstehenden Wärme und das daraus hervorgerufenen Absinkens der Viskosität des Schmierstoffs, das Überwindens der Haftreibung zu Beginn und am Ende der Bewegung sowie die auftretenden Schwingungen des Antriebs des den Blechstreifen tragenden Schlittens. Um diese Streuungen möglichst niedrig bzw. zumindest konstant zu halten und um eine anschließende relative Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse zu erreichen, muss bei jedem Versuch derselbe Versuchsbereich ausgewertet werden. Nach [Gro12] eignet sich aufgrund der Wegabhängigkeit der Dissipation der Reibungsenergie  $W_r$  als Integral der Reibungskraft  $F_r$  über dem Weg dieselbe zurückgelegte Distanz des Versuchswerkzeugs auf dem Blechstreifen als auszuwertender Bereich für die Bestimmung des Mittelwertes der Reibungszahl. In den Versuchen dieser Arbeit wurde daher der Längenabschnitt zwischen 50 mm und 180 mm Lauflänge des Streifens bei einer Gesamtstreifenziehlänge von 220 mm ausgewertet.

#### 4.1.2 Definition der auftretenden Belastungskollektive beim Tiefziehen

Zur Bestimmung des Versuchsplans für die nachfolgenden Streifenziehversuche sollten Versuchsparameter gewählt werden wie sie auch im realen Tiefziehprozess des „Rechtecknapfes“ auftreten werden. Zu diesem Zweck wird eine Tiefziehsimulation aufgebaut, mit deren Hilfe die Einflussgrößen Flächenpressung und Relativgeschwindigkeit abgeleitet werden können. Diese liegen somit in ähnlichen Wertebereichen wie bei dem in Kapitel 5 neu entwickelten Modellversuch und eignen sich daher für eine vergleichende Betrachtung der tribologischen Systeme. Es wird eine Umformsimulation in LS-Dyna aufgebaut, berechnet und mithilfe des LS-PrePost ausgewertet. Das genaue Vorgehen hierzu sowie der Aufbau des Simulationsmodells wird in Kapitel 6 erläutert. Zur Bestimmung der Versuchsparameter wurden Simulationen mit Blechhalterkräften von 30, 60, 90, 100, 137 und 175 kN sowie Stößelgeschwindigkeiten von 3, 5 und 7 Hub/min durchgeführt und die resultierenden Flächenpressungen und lokalen Ziehgeschwindigkeiten ausgelesen. Die Flächenpressung wird dabei aus der resultierenden Pressung bzw. Kraft auf ausgewählte Knoten ausgewertet (siehe Abbildung 30). Die resultierende Relativgeschwindigkeit wird über die Verschiebung der Knoten in unterschiedlichen Sektoren der Ziehteilgeometrie ermittelt. Durch die Betrachtung der auftretenden Maximalwerte für Flächenpressung und Ziehgeschwindigkeit ergeben sich die in Tabelle 1 ausgewählten Versuchsparameter für den Streifenziehversuch. Die maximalen Flächenpressungen liegen dabei im Bereich des einlaufenden Kontakts des Matrizen einlaufradius‘ in die Bauteilzarge sowie im Übergang des Stempelkantenradius‘. Dort treten numerisch berechnete Flächenpressungen von mehreren hundert Megapascal auf, die jedoch auf die Diskretisierung der Radien in der Simulation zurückgeführt werden und im realen Tiefziehprozess nicht in diesen Wertebereichen vorliegen werden. Aus diesem Grund wurde das Prozessfenster der

im verwendeten Streifenziehversuch möglichen Flächenpressungen zwischen 2 und 100 MPa festgelegt. Die Bereiche der maximalen Knotenverschiebungen und somit der maximalen Relativgeschwindigkeit zwischen Platine und Blechhalter liegen im Simulationsmodell im Bereich der Außenkante des geraden Bauteilabschnitts. Hier können im Simulationsmodell Relativgeschwindigkeiten von bis zu 120 mm/s bestimmt werden, wodurch dies als oberer Maximalwert definiert wurde. Anlagenbedingt kann eine minimale Relativgeschwindigkeit von 40 mm/s nicht unterschritten werden und dies bildet somit den unteren Grenzwert der Ziehgeschwindigkeit.

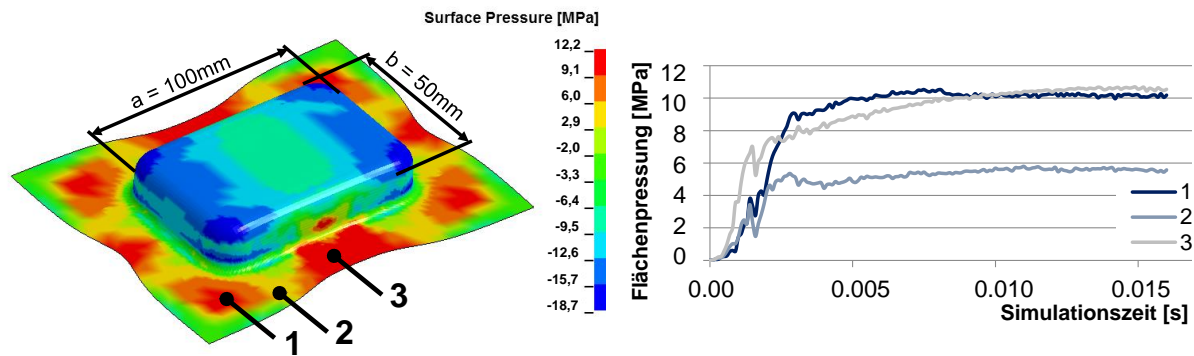


Abbildung 30: Numerisch bestimmte Verteilung der Flächenpressung im Flanschbereich des Zieherteils für eine „Rechtecknapf“-Geometrie (links), Verteilung der Flächenpressung im Zieherteilflansch an den Messpositionen 1-3 (rechts)

Aus der Serienproduktion von Zieherteilen ist bekannt, dass sich im automatisierten Dauerhubbetrieb, abhängig vom Platinen- und Werkzeugwerkstoff, von der Zieherteilgeometrie, von der Viskosität des Umformschmierstoffs sowie von der Ziehgeschwindigkeit eine mittlere Werkzeugtemperatur von  $20\text{ °C}$  bis  $80\text{ °C}$  einstellen kann [Ste03]. Es wird erwartet, dass ähnliche Temperaturen auch in den im weiteren Verlauf dieser Arbeit durchgeführten Tiefziehversuchen auftreten, da auch hier ein hochfester, mikrolegierter Stahlblechwerkstoff zum Einsatz kommt. Somit eignet sich dieser Temperaturbereich zur vergleichenden Betrachtung der tribologischen Systeme aus dem Streifenziehversuch mit den in Kapitel 6 bestimmten. Des Weiteren lässt sich der Temperaturbereich zwischen Raumtemperatur ( $20\text{ °C}$ ) und  $80\text{ °C}$  im verwendeten Streifenziehversuch abbilden. Untersuchungen von [Yev96] zeigen, dass beim Tiefziehen lokale Temperaturspitzen auftreten können, die die Adhäsionsneigung des Werkzeugwerkstoffes aufgrund von tribochemischen Reaktionen verändern. Da diese Temperaturspitzen jedoch nur äußerst kurz und örtlich begrenzt auftreten, können diese nicht in Streifenziehversuchen abgebildet oder gezielt erzeugt werden.

Einen weiteren Einflussfaktor auf das tribologische System bildet der verwendete Umformschmierstoff. Abhängig von der Komplexität der durchgeführten Umformung, werden heutzutage verschiedene Umformöle verwendet. Dabei ist die Viskosität des verwendeten Schmierstoffs,

neben den Additiven, deren wichtigstes Unterscheidungsmerkmal. Für Umformprozesse mit geringer Formänderung wie Tiefziehen und Feinschneiden werden normalerweise niederviskose Umformöle verwendet. Anspruchsvolle Tiefziehprozesse wie das Umformen von Trägerbauteilen im Fahrzeug oder von der Stoßdämpferaufnahme erfordern höherviskose Umformöle [Los12]. Dabei muss das Umformöl mehrere, gegenläufige Eigenschaften aufweisen. Es soll die Oberfläche der Platine vollständig benetzen, soll möglichst wenig aus dem Wirkspalt herausgequetscht werden [Bla02] und trotzdem ohne aufwändige, für nachfolgende Prozessschritte notwendige Reinigungsarbeiten vom Tiefziehteil leicht entfernbar sein. Dabei liegt die kinematische Viskosität  $\nu_{\text{kin}}$  der Umformschmierstoffe bei 40 °C normalerweise in Bereichen zwischen 40 mm<sup>2</sup>/s und 250 mm<sup>2</sup>/s. Additive rufen dabei eine nicht vorhersehbare Wechselwirkung hervor. Zum Vergleich der jeweiligen Reibungszahlen eignen sich somit lediglich Schmierstoffe, die dieselbe chemische Zusammensetzung in Bezug auf die beigemengten Additive haben. Aus diesem Grund werden bei den nachfolgenden Versuchen Schmierstoffe verwendet, die sich lediglich in ihrer kinematischen Viskosität unterscheiden. Die verwendeten Schmierstoffe besitzen dieselben Additive und ein Vergleich der ermittelten Reibungszahlen bezüglich der Auswirkung der Viskosität ist möglich.

Im Rahmen dieser Forschungsarbeit wurde außerdem untersucht, ob das tribologische System durch das direkte Einbringen von flüssigem CO<sub>2</sub> in die Kontaktfläche zwischen Platine und Werkzeug beeinflusst werden kann. Bei diesem Verfahren wird unter ca. 60 bar Druck verflüssigtes CO<sub>2</sub> zwischen Platine und Werkzeug geleitet und expandiert dort auf Umgebungsdruck. Dabei kühlt das flüssige CO<sub>2</sub> stark ab (ca. – 68 °C) und bildet Trockeneisschnee. Während und nach dem Tiefziehprozess erwärmt sich das CO<sub>2</sub> auf Raumtemperatur, verdampft und lässt ein trockenes, unbeöltes Bauteil zurück, welches keine nachfolgenden Reinigungsprozesse erfordert. Die Untersuchungen [Sin15a] und [Sin15b] zeigen, dass damit eine signifikante Verringerung der Reibungszahlen in Streifenziehversuchen erreicht werden kann. Dabei wurde flüssiges CO<sub>2</sub> aus einer Druckgasflasche mit Steigrohr in ein hohles Versuchswerkzeug geleitet. Dort strömt das flüssige CO<sub>2</sub> von einer Ringleitung durch lasergebohrte Mikrolöcher der Werkzeugwirkfläche mit einem Durchmesser von 120 – 140 µm direkt in den Wirkspalt zwischen Platine und Versuchswerkzeug (vgl. Abbildung 31 a) und b)).

Dieser Schmierungsprozess ist jedoch starken Streuungen unterworfen und benötigt eine eigens dafür entwickelte Steuerung. Ebenfalls zeigte sich, dass dieses tribologische System lediglich für geringe Flächenpressungen bis ca. 7 MPa für eine ausreichende Reduktion der Reibungszahlen sorgen kann. Die Simulationsergebnisse zeigen jedoch, dass bei der Vergleichsgeometrie „Rechtecknapf“ deutlich höhere Flächenpressungen auftreten. Daher wurde dieser Ansatz zur

Beeinflussung der Reibungszahl in dieser Forschungsarbeit nicht weiterverfolgt, sondern lediglich mit den in der industriellen Praxis verwendeten Schmierstoffen gearbeitet.

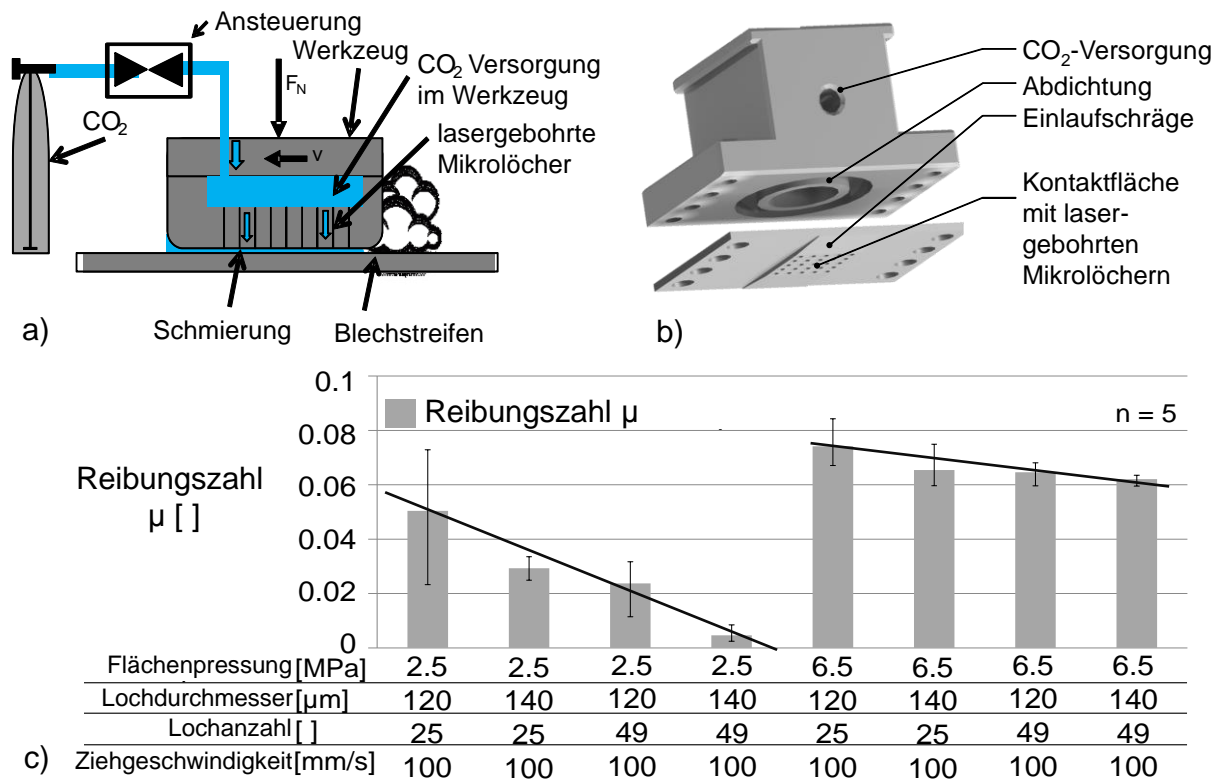


Abbildung 31: a) Versuchsprinzip zur Schmierung mit flüssigem CO<sub>2</sub>; b) Versuchswerkzeug zum Einbringen des Schmierstoffs in die Wirkfuge; c) Ergebnisse der Streifenziehversuche [Sin15b]

Der verwendete Blechwerkstoff beeinflusst das auftretende tribologische System ebenfalls signifikant [Klo06], weshalb die Untersuchungen mit dem hochfesten mikrolegierten Stahlblech HC340LA sowie dem im automobilen Karosseriebau häufig verwendeten Aluminiumwerkstoff AA 6016 durchgeführt wurden.

[Sta98] beschreibt ein Reibungsmodell, in dem die Auswirkung der Oberflächentopografie der Platine auf die Reibungszahlen berücksichtigt wurde. Die rückhaltende Wirkung der Reibung zwischen Matrize und Blechhalter setzt sich dabei aus mehreren Einzelkräften zusammen. Die wahre Kontaktfläche verändert den Festkörperkontakt, die Grenzreibung (Scherfestigkeit der Oberflächenschicht) und die Reaktionskraft durch Furchung. Die Topografie der Kontaktfläche zwischen Platine und Umformwerkzeug beeinflusst ebenso die hydrostatisch wirkenden Schmiertaschen, mikro-hydrodynamische Effekte an den Flanken einzelner Rauheitserhebungen, elasto- und plastohydrodynamische Effekte an Stufen und Kanten der Topografie, lokale Quetschströmungen, hydrostatisch wirkende Makroschmiertaschen, hydrodynamisch wirkende makroskopische Schmierflanken, hydrodynamisch wirkende makroskopische Stufen sowie makroskopische Quetschströmungen.

Dabei erkennt [Sta98], dass die Topografieeinflüsse aufgrund der niedrigen Scherspannungen im Schmierstoff jedoch vernachlässigbar sind und sich nur indirekt in den tribologischen Mechanismen bemerkbar machen. [Chr16] zeigt für verschiedene Lastniveaus, dass in kontinuierlichen Streifenziehversuchen die Oberflächentopografie des Blechwerkstoffes nach dem einmaligen Einwirken des Versuchswerkzeugs auf den Blechstreifen nahezu konstante Werte ausgibt. Als Bewertungskriterium wählt [Chr16] dabei die Rauheitstiefe  $R_z$ , welche er mithilfe eines speziell entwickelten optischen Messsystems kontinuierlich nach dem Streifenziehversuch aufnimmt und analysiert. Er beobachtet dieses Verhalten bis zum Auftreten von Werkzeugverschleiß, wonach die Rauheitstiefe des untersuchten Blechwerkstoffes sprunghaft ansteigt (Abbildung 32). Aus dieser Untersuchung kann abgeleitet werden, dass die Oberflächentopografie eine nahezu konstante Größe darstellt, die im tribologischen System nach einem kurzen Einlaufprozess, bei dem die Spitzen der Mikrooberfläche des Werkzeugs eingeglättet werden, als sich nicht verändernde Größe auftritt. Auch das Berechnungsmodell „TriboForm“ berücksichtigt die Oberflächentopografie lediglich vor der eigentlichen Umformsimulation zur Bestimmung der Tragwirkung und des von der Viskosität abhängigen Herausquetschen des Schmierstoffs aus der Wirkfuge [Hol16]. Es wird angenommen, dass durch die Verwendung eines eingelaufenen Werkzeugsatzes die resultierende Veränderung der Blechoberfläche während der Umformung nahezu unabhängig der Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit und Schmierstoffviskosität vorliegt. Aus diesem Grund wird die Oberflächentopografie bei diesen Untersuchungen nicht vertieft betrachtet, sondern lediglich als Eingangsgröße des tribologischen Systems zu Beginn der Versuche dokumentiert.

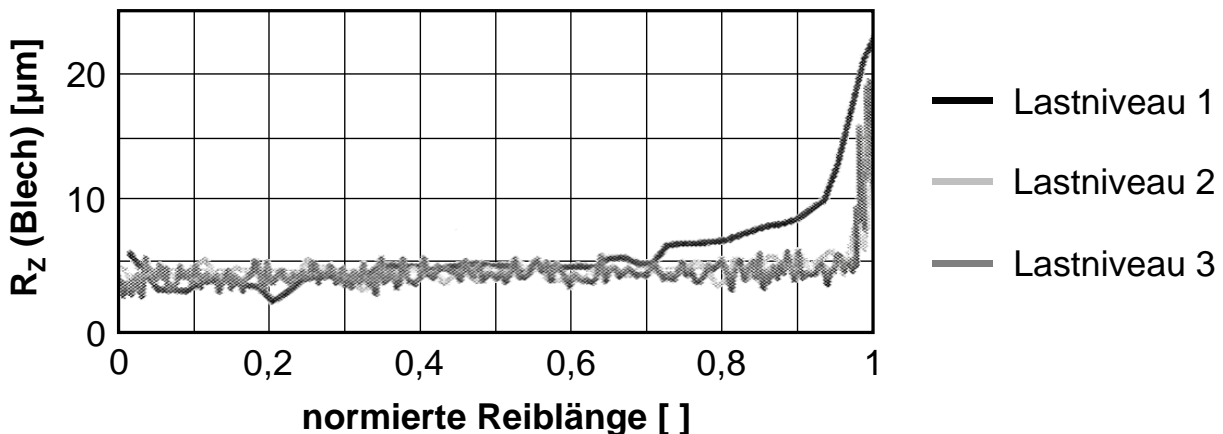


Abbildung 32: Entwicklung der Oberflächentopografie bis zum Werkzeugausfall in normierter Darstellung [Chr16]

Aufbauend auf den Untersuchungen dieser Einflussparameter auf die lokale Rückhaltung des Ziehflansches ergibt sich der in Tabelle 1 dargestellte Versuchsplan. Damit kann das tribologische Belastungskollektiv in Streifenziehversuchen untersucht und im späteren Verlauf der Arbeit mit den im realen Tiefziehprozess neuartig gemessenen Reibungszahlen verglichen werden. Dadurch



ist es möglich, die Wechselwirkungen zu quantifizieren und neue Erkenntnisse über das tribologische System zu erhalten.

Tabelle 1: Versuchsmatrix zur Bestimmung des auftretenden Belastungskollektivs im Streifenziehversuch Versuchsmatrix zur Bestimmung des auftretenden Belastungskollektivs im Streifenziehversuch

Flächen- pressung [MPa]	Zieh- geschwindigkeit [mm/s]	Werkzeug- temperatur [° C]	Viskosität Schmierstoff [mm <sup>2</sup> /s]	Werkstoff / Oberfläche [µm]
2	40	20 (RT)	65	AA6016 S <sub>a</sub> =1,63 µm
5		40		
10	80	60	400	HC340LA S <sub>a</sub> =0,876 µm
15		80		
50	120	80		
100				

#### 4.1.3 Einflüsse auf die Reibungszahl im Streifenziehversuch

Zur Durchführung der Streifenziehversuche wurden die Blechstreifen jeweils mit einer Schmierstoffmenge von 1,5 g/m<sup>2</sup> beölt. Dieser Wert entspricht einer in der Praxis für das Tiefziehen üblichen Menge. Die Verläufe der gemittelten Reibungszahlen wurden entsprechend des in Tabelle 1 dargestellten Versuchsplans aufgenommen und werden im Folgenden dargestellt und bewertet.

Abbildung 33 zeigt die Entwicklung der Reibungszahlen mit zunehmender Flächenpressung. Dabei ist für die spezifisch wirkende Rückhaltung der Platine sowohl für die Schmierstoffe CLF65 und CLF400 [Raz17] als auch für die untersuchten Blechwerkstoffe ein deutlicher Anstieg der Reibungszahl mit zunehmender Flächenpressung zu beobachten. Bei den untersuchten Parameterkombinationen stellte sich bei ca. 15 MPa ein Maximum der Reibungszahl ein. Nach dem Überschreiten dieses Maximums nimmt die auf diese Weise bestimmte Reibungszahl im Mittel wieder ab. Diese tribologische Belastung ist für das Tiefziehen besonders interessant, da durch das Einlaufen des Ziehflansches in die Bauteilzarge und die daraus resultierende Abnahme der Flanschfläche unter dem Blechhalter die Flächenpressung stetig ansteigt. Besonders der Wertebereich zwischen 2 und 5 MPa beim Aluminiumblech sowie bis 15 MPa beim Stahlblech bildet übliche Größenordnungen für die auftretenden Flächenpressungen beim Tiefziehen. Steigt die Reibungszahl nun für zunehmende Flächenpressungen an, so wirkt sich dies auf den Einlauf in die Bauteilzarge aus. In einem Bereich ohne tangentielle Druckspannungen kann dies zwar ein zu schnelles Einlaufen des Ziehflansches verhindern, in den Eckberiechen, in denen durch die

Durchmesser verkleinert, Druckspannungen vorherrschen, behindert dieses Verhalten jedoch das Einlaufen des Ziehflansches und erhöhte Reibungszahlen begünstigen das Auftreten von Reibern.

Flächenpressungen von über 50 MPa treten beim Tiefziehprozess lediglich sehr lokal am Stempelkanten- und Matrizen einlaufradius auf. Da sich die Reibungszahlen des untersuchten tribologischen Systems im Wertebereich zwischen 20 und 100 MPa nicht signifikant verändern, lassen die Streifenziehversuche auf ein flächenpressungsabhängig konstantes tribologisches System an Stempelkanten- und Matrizen einlaufradius schließen. Für die Radienbereiche ist nach Abbildung 33 ein nahezu konstanter Verlauf der Reibungszahl im Bereich hoher Flächenpressungen zwischen 40 – 100 MPa zu beobachten.

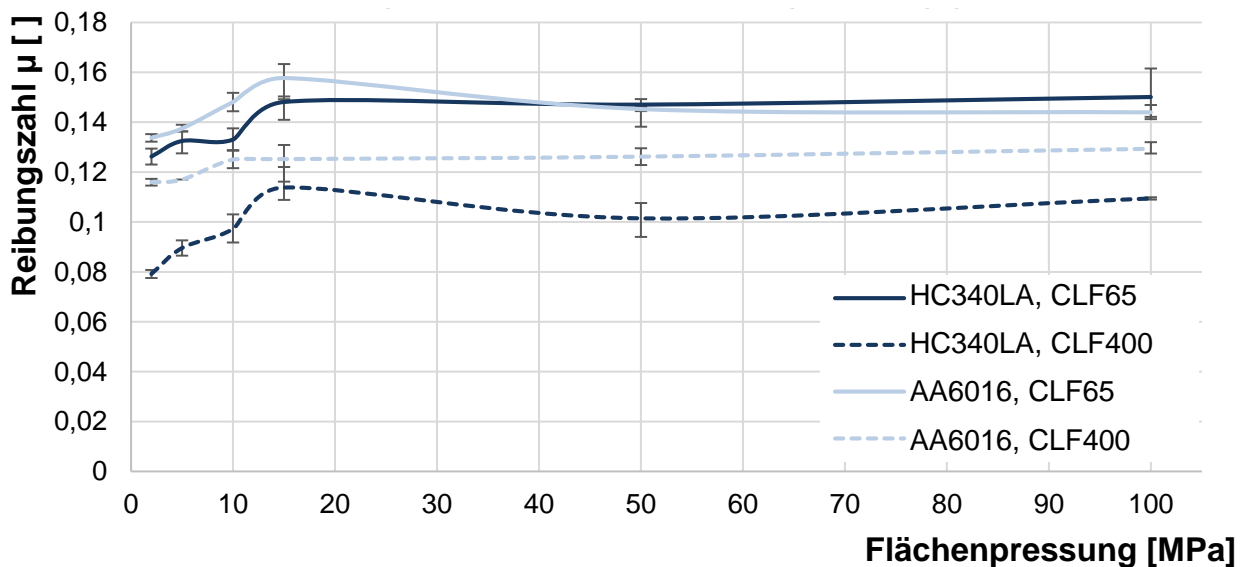


Abbildung 33: Auswirkung veränderter Flächenpressungen auf die Reibungszahl, dargestellt für die Ziehgeschwindigkeit 100mm/s für die Werkstoffe HC340LA und AA 6016 bei Beölung mit jeweils 1,5g/m<sup>2</sup> der Schmierstoffe CLF65 und CLF400

Allgemein lässt sich aus den Streifenziehversuchen mit unterschiedlich hohen Flächenpressungen ablesen, dass die tribologischen Systeme verschiedener Schmierstoffe und Blechwerkstoffe zwar auf unterschiedlichen Niveaus liegen, der generelle Verlauf der in Abbildung 33 dargestellten Kurven bei steigender Flächenpressung jedoch ähnlich verläuft. Die Werte der Reibungszahl liegen für das Stahlblech deutlich unterhalb von denen des Aluminiumblechs. Dieser Unterschied ist sowohl durch die auf dem Stahlblech aufgebrachte Zinkschicht als auch durch die geringere Oberflächenrauigkeit zu erklären ( $S_a, AA\ 6016 = 1,63\ \mu\text{m}$ ;  $S_a, HC340LA = 0,876\ \mu\text{m}$ ). Für beide Blechwerkstoffe ist zu beobachten, dass bei Verwendung des Schmierstoffs CLF65 im Streifenziehversuch höhere Reibungszahlen messbar sind als bei Verwendung des Schmierstoffs CLF400. Dieses schmierstoffabhängige Reibungsverhalten ist eindeutig durch die höhere Viskosität des Schmierstoffs CLF400 bei Raumtemperatur erklärbar. Die Viskosität verhindert das Herausquetschen des

---

Schmierstoffs aus der Kontaktfläche und verbessert die Trenn- und Tragwirkung im tribologischen Kontakt.

In den nachfolgenden Abbildungen wird auf die Darstellung der Fehlerbalken verzichtet, da aufgrund der nahe beieinanderliegenden Messwerte sonst die Übersichtlichkeit der Ergebnisse nicht gewährleistet werden kann. Die Streuung der Reibungszahlen ist bei den nachfolgenden Diagrammen lediglich mit ihren minimalen und maximalen in den Versuchen aufgetretenen Prozentsätzen vermerkt.

Die Ergebnisse aus den durchgeführten Streifenziehversuchen mit unterschiedlichen Ziehgeschwindigkeiten sind in Abbildung 34 und Abbildung 35 dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass der Verlauf der Reibungszahlen bei Verwendung des Aluminiumwerkstoffes AA 6016 und des Schmierstoffs CLF65 der von [Moe14] beschriebenen Wurzelfunktion entspricht. Die Reibungszahlen nehmen mit zunehmender Ziehgeschwindigkeit zunächst steil ab und nähern sich dann einem Grenzwert asymptotisch an. Die Steigung der Kurve reduziert sich dabei und zeigt minimale gemessene Reibungszahlen für Flächenpressungen von 2 MPa, denen sich die anderen gemessenen Reibungszahlen, hervorgerufen durch die weiteren untersuchten Flächenpressungen, annähern. Allerdings trifft dieses Verhalten nicht auf die Entwicklung der Reibungszahlen beim wesentlich höherviskosen Schmierstoff CLF400 zu. Bei diesen Versuchsparametern zeigen die Streifenziehversuche für die untersuchten Flächenpressungsbeträge unabhängig von der Ziehgeschwindigkeit nahezu konstante Reibungszahlen. Der Schmierstoff zeigt hierbei offensichtlich eine deutlich verbesserte Tragwirkung und kann somit auch bei geringeren Ziehgeschwindigkeiten sein Potential entfalten. Dabei ist zu erkennen, dass das tribologische Verhalten der beiden untersuchten Schmierstoffe eine ähnliche Entwicklung in Bezug auf die Wechselwirkung zwischen Ziehgeschwindigkeit und Flächenpressung aufweist. Beim niederviskosen Schmierstoff CLF65 nimmt die Reibungszahl mit zunehmender Flächenpressung ab. Dies gilt auch für die durchgeführten Streifenziehversuche mit dem hochviskosen Schmierstoff CLF400. Insgesamt liegt das Niveau der Reibungszahlen des Schmierstoffs CLF65 für alle Ziehgeschwindigkeiten deutlich oberhalb von denen des Schmierstoffs CLF400. Bei der geringsten Ziehgeschwindigkeit (40 mm/s) tritt ab einer Flächenpressung von 9 MPa Adhäsion auf. Zwar ist dies für höhere Ziehgeschwindigkeiten nicht der Fall, trotzdem wurde die Relativgeschwindigkeitsabhängigkeit des Aluminiumwerkstoffes nicht für höhere Flächenpressungen verglichen, da diese hohen Flächenpressungen im realen Tiefziehprozess ohnehin nicht im Flanschbereich auftreten.

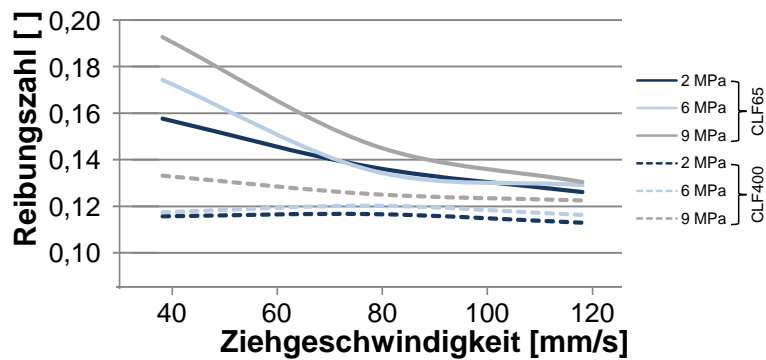


Abbildung 34: Einfluss der Ziehgeschwindigkeit auf die Reibungszahl, Schmierstoff CLF400, CLF65,  $F_{BH} = 2, 6, 9$  MPa, Werkstoff: AA 6016, Streuung: +4,91/-4,88%

In Streifenziehversuchen mit dem Werkstoff HC340LA sind sowohl für den Schmierstoff CLF65 als auch für CLF400 lediglich geringe Einflüsse der Relativgeschwindigkeit auf die Reibungszahl zu messen. Bei zunehmenden Ziehgeschwindigkeiten und dem Schmierstoff CLF400 sind fallende Reibungszahlen messbar. Diese Abnahme der Reibungszahl ist für die kleinen Flächenpressungen von 4 bis 8 MPa deutlich messbar, bei Flächenpressungen von 12 bis 16 MPa jedoch nicht erkennbar und liegt innerhalb der Standardabweichung. Es wird angenommen, dass die im automobilen Karosseriebau übliche Zinkschicht des Stahlblechs ihre schmierende Wirkung entfaltet und somit die Auswirkung der Ziehgeschwindigkeit auf die Reibungszahl entscheidend beeinflusst. Bei Streifenziehversuchen unter Verwendung des Schmierstoffs CLF65, kann diese Reduktion der Reibungszahlen für steigende Ziehgeschwindigkeiten ausschließlich bei sehr kleinen Flächenpressungen (4 MPa) gemessen werden. Bei den im Rahmen dieser Untersuchungen applizierten maximalen Flächenpressungen kann hingegen eine Zunahme der Reibungszahlen bei höheren Relativgeschwindigkeiten beobachtet werden. Diese Zunahme wird auf eine mangelhafte Tragwirkung des niedrigviskosen Schmierstoffs zurückgeführt, bei dem der geschlossene Schmierfilm bei höheren Flächenpressungen abreist und direkter Werkzeugkontakt auftritt.

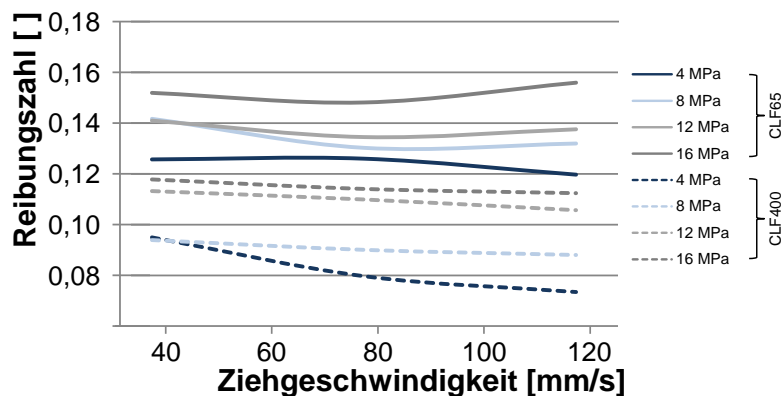


Abbildung 35: Einfluss der Ziehgeschwindigkeiten auf die Reibungszahl, Schmierstoff CLF400, CLF65,  $F_{BH} = 4, 8, 12$  MPa, Werkstoff: HC340LA, Streuung: +4,91/-4,88%

Die Untersuchung der Temperaturabhängigkeit der Reibungszahlen zeigt im Streifenziehversuch eine ansteigende Tendenz bei zunehmender Temperatur. Dies ist sowohl für die Versuche mit Stahlblech als auch für jene mit Aluminiumblech zu beobachten. Für beide Versuchsreihen mit jeweils unterschiedlichen Schmierstoffen ist in Abbildung 36 und Abbildung 37 zu erkennen, dass die Streuung der Werte zwischen Raumtemperatur (20 °C) und der maximal untersuchten Temperatur von 80 °C bei einer mittleren Reibungszahl von  $\Delta\mu = 0,03$  liegt. Dieser Anstieg ist auf die Abnahme der Viskosität bei steigender Temperatur des Schmierstoffs zurückzuführen. Die Versuche mit Stahlblech als auch mit Aluminiumblech zeigen, dass sich der grundsätzliche Verlauf der Reibungszahlen mit zunehmender Flächenpressung für die untersuchten Temperaturen nahezu nicht verändert. Es ergibt sich für die im Streifenziehversuch untersuchten tribologischen Systeme von beiden Blechwerkstoffen eine absolute Verschiebung der Reibungszahlen mit zunehmender Temperatur von ca.  $\mu = 0,03$ .

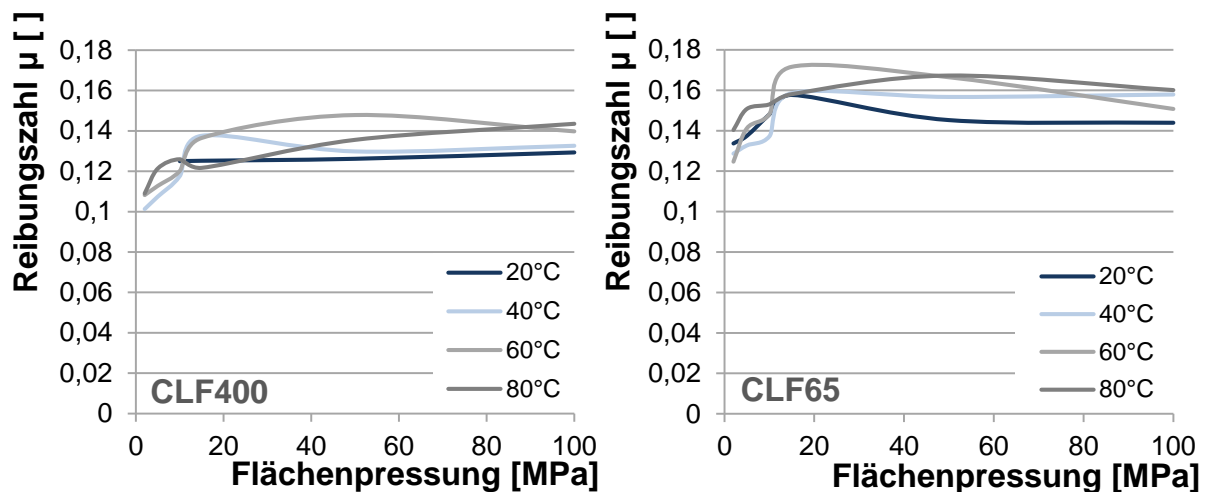


Abbildung 36: Einfluss der Temperatur auf die Reibungszahl, Schmierstoff CLF400 (links), CLF65 (rechts), Werkstoff: AA 6016, Streuung: +5,77/-5,37%

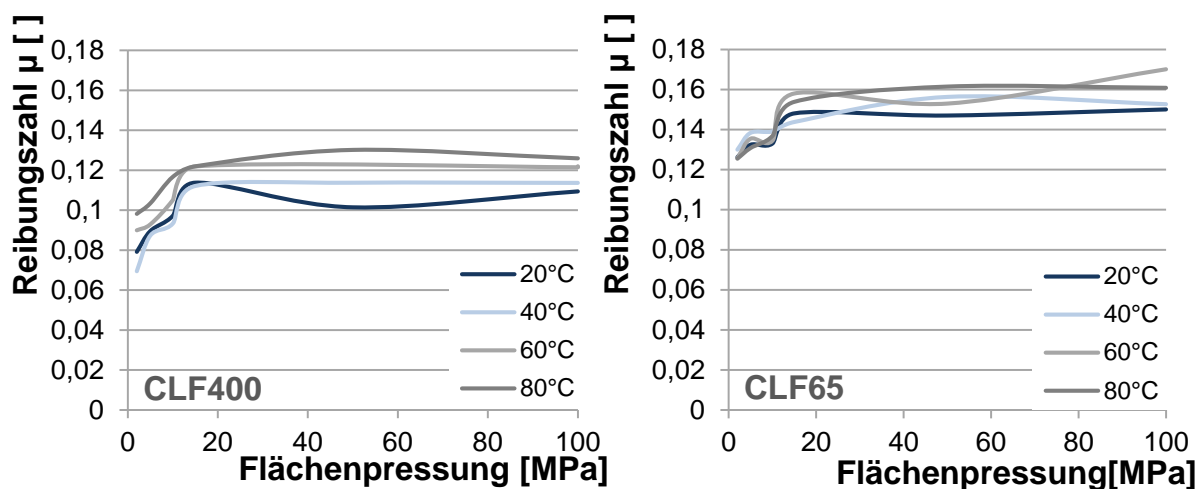


Abbildung 37: Einfluss der Temperatur auf die Reibungszahl, Schmierstoff CLF400 (links), CLF65 (rechts), Werkstoff: HC340LA, Streuung: +5,42/-2,18%

#### 4.1.4 Fazit der durchgeführten Streifenziehversuche

Die durchgeführten Streifenziehversuche zeigen, dass die aus der Literaturanalyse ermittelten Einflussgrößen Flächenpressung, Schmierstoffeigenschaft, Ziehgeschwindigkeit und Temperatur eine signifikante Auswirkung auf das tribologische System besitzen. Die weitere Einflussgröße Werkzeug- bzw. Blechoberfläche wurde an dieser Stelle aufgrund der in Abschnitt 4.1.2 getroffenen Annahme nicht vertieft untersucht. Näherungsweise wird für jeden der untersuchten Blechwerkstoffe das tribologische System auf Basis des in Abbildung 38 dargestellten systemanalytischen Ansatzes beschrieben werden. Allerdings gilt es zu beachten, dass die im Streifenziehversuch ermittelten Reibungszahlen aufgrund der getroffenen Vereinfachungen und der Verwendung eines hohen Abstraktionsgrades im Modellversuch Schwächen bei der Übertragbarkeit auf den realen Produktionsprozess aufweisen können.

Über das sogenannte parameterabhängige Reibungsmodell (vgl. Abschnitt 2.4.2) besteht die Möglichkeit, den örtlichen, in jedem Zeitschritt auftretenden Belastungskollektiven in der Simulationsrechnung entsprechende gemessene Reibungszahlen zuzuordnen. Allerdings fehlen auch hier die Zusammenhänge zwischen der Ziehteilgeometrie, dem vorherrschenden Spannungszustand sowie die Möglichkeit zur direkten Validierung der im Experiment gemessenen Versuchsergebnisse. Die statistische Auswertung der Versuchsergebnisse ermöglicht zwar die Bestimmung der Wechselwirkungen, die tatsächliche Auswirkung der einzelnen Versuchseingangsgrößen des Realversuchs kann jedoch nicht durch getrennte oder stark vereinfachte Betrachtungen eines tribologischen Systems bewertet werden. Die dabei hervorgerufenen Wechselwirkungen können nur in einem realitätsnahen Modellversuch sicher bestimmt werden.

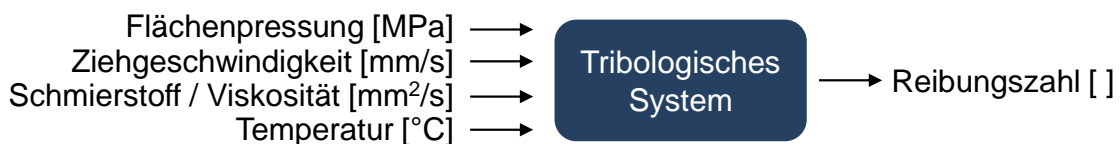


Abbildung 38: Systemanalytische Betrachtung des tribologischen Systems

Zusammenfassend lässt sich aus den durchgeführten Streifenziehversuchen ableiten, dass eine sich verändernde Reibungszahl der folgenden Funktion entsprechen muss. Dabei entspricht  $p$  der Flächenpressung über dem Stößelweg  $h$ ,  $v$  der Ziehgeschwindigkeit,  $\vartheta$  der Viskosität des Schmierstoffes und  $T$  der Temperatur zwischen Ziehwerkzeug und Platine:

$$\mu(p(h), v(h), \vartheta, T) \quad (4.1)$$

Reibungszahlen unter Berücksichtigung dieser Parameter können jedoch nicht aus den Streifenziehversuchen abgeleitet werden und müssen daher direkt in der realen Umformung gemessen werden. Die Vereinfachungen im Streifenziehversuch sind zu groß und die Veränderung der

Reibungszahl aufgrund der geometrischen Lage im Bauteil sowie des auftretenden Spannungszustands werden nicht abgebildet. Aus den Streifenziehversuchen können zwar prinzipielle Auswirkungen einzelner Prozessparameter auf die Reibungszahl beobachtet werden, deren absolute Quantifizierung für den zuverlässigen Übertrag in ein Simulationsmodell ist jedoch mit der hier untersuchten Methode nicht hinreichend genau möglich.

Im realen Tiefziehprozess werden Reibungszahlen jedoch durch den lokal vorherrschenden Spannungszustand im Ziehflansch verändert. Somit ist die geometrische Lage am Ziehteil mit ausschlaggebend für den betragsmäßigen Wert der Reibungszahl. Die zuvor beschriebene Funktion wird daher um den Index „x“ erweitert, der einer charakteristischen Stelle entlang des Ziehumrisses entspricht. Die Reibungszahl wird somit während des Tiefziehprozesses mit nachfolgender Funktion beschrieben. Mittels eines im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Messverfahrens kann die Reibungszahl örtlich und direkt im Tiefziehprozess gemessen werden. Somit werden die Schwächen des Streifenziehversuchs eliminieren.

$$\mu_x(p(h), v(h), \vartheta, T) \quad (4.2)$$

## 4.2 Festlegung tribologisch unterschiedlich wirkender Sektoren der Ziehteilgeometrie

Die weiteren Untersuchungen dieser Forschungsarbeit wurden mit der Geometrie des „Rechtecknapfes“ durchgeführt. Dieser besitzt die Länge  $l = 150$  mm, die Breite  $b = 100$  mm, den Stempelckenradius  $r_e = 20$  mm sowie einem Stempelkantenradius von  $r_s = 10$  mm. Zur Ermittlung der tribologisch unterschiedlichen Sektoren entlang dieser Ziehteilgeometrie wurde analog der Gleitlinientheorie vorgegangen. Diese Theorie wurde ursprünglich zur Ermittlung des optimalen Platinenzuschnitts entwickelt. Ziel dieser Vorgehensweise ist es, einen gleichmäßigen Blecheinlauf entlang der Ziehteilgeometrie zu erreichen, da dies für komplexe Ziehteilgeometrien nicht trivial zu erreichen ist [Gau75]. Grundsätzlich wird mittels der Gleitlinienmethode der Platinenkanteinlauf im Bauteilflansch bestimmt und somit Zonen mit unterschiedlichen Spannungszuständen sichtbar. Diese Zonen können sich somit auch für die Festlegung der geometrischen Sektoren mit unterschiedlichen tribologischen Verhältnissen aufgrund des Spannungszustandes während des Tiefziehens herangezogen werden.

Mithilfe des Gleitlinienverfahrens wird ein Platinenzuschnitt bestimmt, bei dem der Restflansch des gezogenen Umformbauteils umlaufend eine nahezu konstante Breite besitzt [Lan90]. Dabei werden ein starr-idealplastisches Werkstoffverhalten sowie ein ebener Formänderungszustand angenommen. Der Ansatz der Gleitlinientheorie impliziert, dass der Einfluss der elastischen Dehnung, der Verfestigung und die Blechdickenreduktion vernachlässigt werden kann. Eine

näherungsweise Abbildung des realen Ziehvorgangs ist mit diesem Verfahren möglich, da die Spannungen in Blechdickenrichtung nur gering sind [Iss03].

Mithilfe der Fließbedingung nach Tresca gilt für die Fließspannung  $k_f$ :

$$k_f = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (4.3)$$

Durch Einsetzen der Hauptnormalspannungen ergibt sich daraus:

$$\sigma_{t,a} = -k_f \quad (4.4)$$

Am Innenrand des Flansches d.h. unmittelbar am Ziehumriss finden keine tangentialen Verschiebungen mehr statt, solange von einem ebenen Spannungszustand ausgegangen wird. Daher sind die tangentialen Spannungen  $\sigma_{t,i}$  an dieser Stelle gleich null und entsprechen somit einer Hauptnormalspannung. Die radiale Spannung steht senkrecht zur tangentialen und bildet somit die zweite Hauptnormalspannung. Mithilfe von (4.2) gilt:

$$\sigma_{t,i} = \sigma_I = 0 \quad (4.5)$$

$$\sigma_{r,i} = \sigma_{II} = -k_f \quad (4.6)$$

Über die Hauptnormalspannungen kann nun ein Mohr'scher Spannungskreis für die jeweiligen Orte entlang des Ziehumrisses gezeichnet werden. Dieser ist in Abbildung 39 dargestellt. Daraus wird ersichtlich, dass die Richtung der maximalen Schubspannungen unter einem Winkel von  $45^\circ$  zur Hauptnormalspannung verläuft. Die Fließrichtung im Flansch verläuft entlang der Richtung dieser maximalen Schubspannungen und somit schneiden die Gleitlinien den Ziehumriss sowie die Außenkontur der Platine unter demselben Winkel von  $45^\circ$  [Ram98].

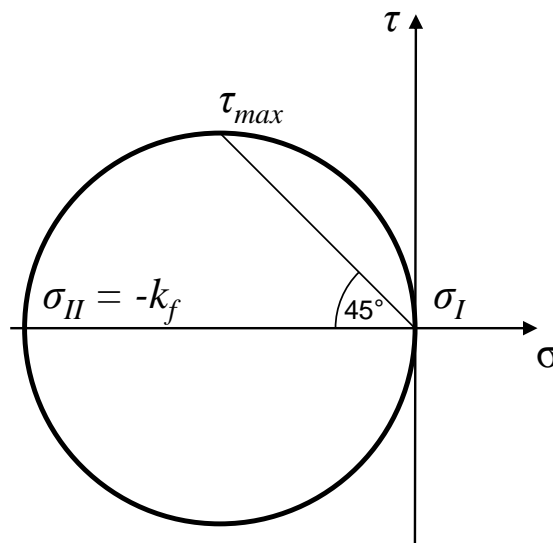


Abbildung 39: Mohr'scher Spannungskreis für die Spannungsverhältnisse am Ziehumriss

Für die Ermittlung der Gleitlinien im Ziehflansch wird die Bodenfläche des Ziehteils aufgezeichnet. Über den geradlinigen Kanten des Ziehteilbodens besteht das Gleitlinienfeld aus Geraden. In



den Ecken mit gegebenen Konturradien besteht es aus logarithmischen Spiralen bis zum Radius  $R_{\max} = r_i e^0$  mit dem Radius  $r_i$  der Stempelkontur. Danach werden die Gleitlinien als Geraden fortgeführt.

Die Außenkante des Gleitlinienfelds entsteht durch das Schneiden der Gleitlinien unter einem Winkel von  $45^\circ$  [Lan90]. Abbildung 40 zeigt das Gleitlinienfeld und die daraus ermittelte Platinengeometrie eines nicht symmetrischen Bauteils.

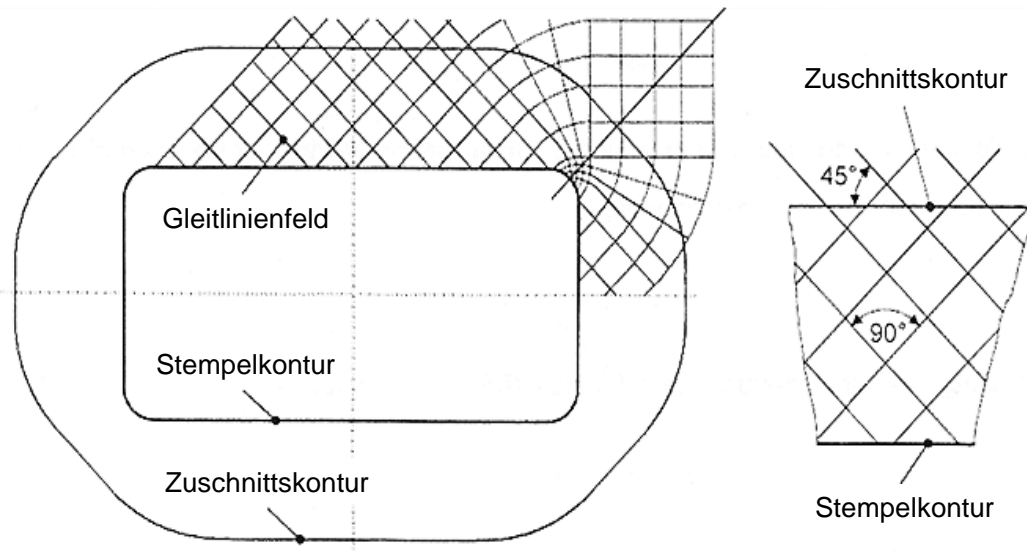


Abbildung 40: Gleitlinienfeld und daraus abgeleitete Platinengeometrie eines „Rechtecknapfes“ (links), Schnitt der Gleitlinien ( $45^\circ$ ) an der Außenkante (rechts) nach [Has80]

Aufbauend auf dieser grundlegenden Betrachtung des Platinenkanteneinlaufes und der dadurch hervorgerufenen Spannungsverteilung unter dem Blechhalter lassen sich auch für das tribologische System verschiedene Sektoren ableiten. So treten in Eckbereichen des Ziehurrisses tangentielle Druckspannungen  $\sigma_t$  und radiale Zugspannungen  $\sigma_r$  auf, während in geraden Bereichen des Ziehurrisses lediglich radiale Zugspannungen  $\sigma_r$  auftreten. Die Druckspannungen in den konvexen Radien des Ziehurrisses führen zu einem Aufstauen der Platine, was die lokalen Flächenpressungen erhöht. Somit ist die globale Beschreibung des tribologischen Systems des Ziehflansches unzureichend. Die tribologischen Systeme des Matrizeinlauf- und Stempelkantenradius werden damit ebenfalls nicht abgebildet. Für diese Arbeit wird die Versuchsgeometrie „Rechtecknapf“ in Anlehnung an die Gleitlinientheorie in einzelne Sektoren zerlegt und das jeweilige lokale tribologische System kann bestimmt und ausgewertet werden. Die dazu notwendigen messtechnischen Versuchsaufbauten werden in Abschnitt 5.1 vertiefend erläutert.

Aus dieser Zerlegung des Ziehteilflansches in Sektoren unterschiedlicher Spannungszustände entstehen für die in dieser Arbeit verwendete „Rechtecknapf“-Geometrie neun unterschiedliche Sektoren für das tribologische System. Dabei ist zu erwähnen, dass die Versuche mit einem Versuchs-  
werkzeug mit Matrizeinlauffradius von  $r = 5 \text{ mm}$  durchgeführt wurden. Bei der

Gleitlinientheorie wird die Stempelkontur als innere Begrenzungskontur verwendet, woran sich der 5 mm breite Matrizeneinlaufradius anschließt. In diesem Bereich findet eine Schwenkbewegung der Platine statt und diese wird im Weiterzug über den Umfang des Viertelkreises des Matrizeneinlaufradius umgelenkt. Dadurch entstehen lokal sehr hohe Flächenpressungen und eine weitere Unterteilung dieses Sektors der Ziehteilgeometrie ist unumgänglich, um ein bereichsweise anpassbares tribologisches System definieren zu können.

Durch die Anwendung des Gleitlinienverfahrens kann die Fläche des Matrizenrandes der Versuchsgeometrie „Rechtecknapf“ in sechs unterschiedliche Sektoren unterteilt werden (vgl. Abbildung 41). Für jeden dieser Sektoren entsteht ein individuelles tribologisches System, das bestimmt werden muss und für die Verbesserung der Abbildegenauigkeit der Simulation in ein nur örtlich gültiges Modell überführt werden muss. Sektor 1 befindet sich im Bereich des Matrizeneinlaufradius. Hier treten tangentielle Druckspannungen, radiale Zugspannungen sowie eine Schwenkbiegung der Platine auf. Sektor 2 deckt den Flanschbereich der Ecke ab, in welchem tangentielle Druckspannungen und radiale Zugspannungen wirken. Sektor 3 ist im Übergangsbereich zwischen der Ecke und dem geraden Bereich des Ziehumrisses am Matrizeneinlaufradius verortet. In diesem Bereich staut sich die einlaufende Platine aus dem Eckenbereich des Ziehumrisses auf. Es bilden sich hier jedoch nur kleine tangentielle Druckspannungen im Vergleich zum Eckenbereich aus. Sektor 4 bildet den Flanschbereich. Sektor 5 und 6 bilden die geraden Bereiche des Ziehumrisses des „Rechtecknapfes“. Hier treten lediglich radiale Zugspannungen auf und der Ziehflansch kann ohne größere Behinderung in die Matrize einlaufen.

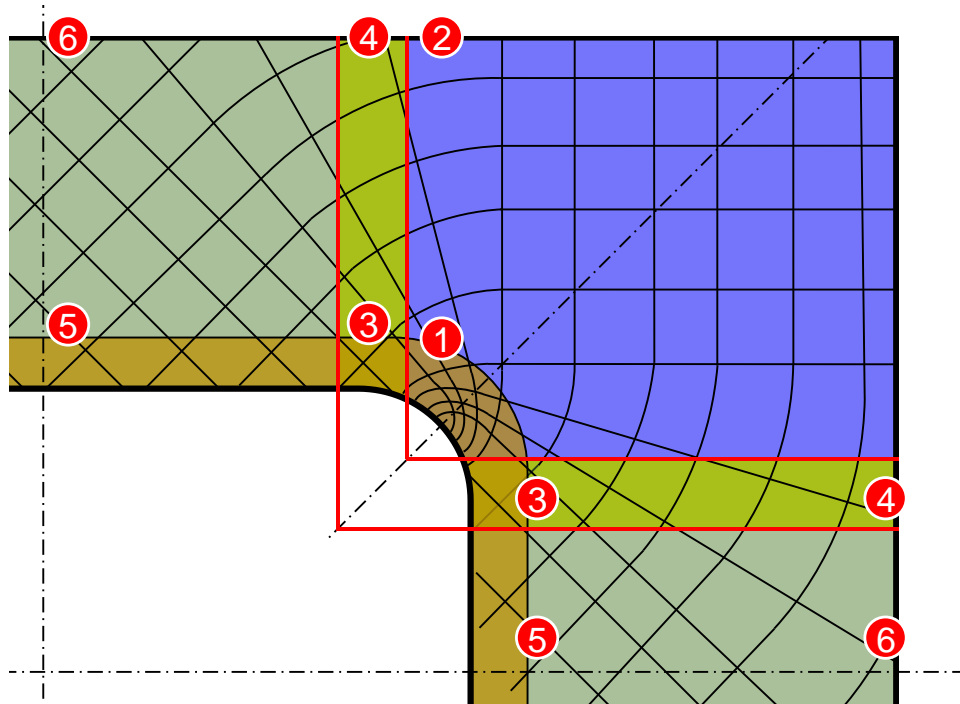


Abbildung 41: Mittels Gleitlinienmethode definierte Sektoren der Matrize des „Rechtecknapfes“ für örtlich verschiedene tribologische Systeme aufgrund des Spannungszustands

Analog zu der hier vorgestellten Vorgehensweise zur Definition der verschiedenen Sektoren entlang der Matrizen- und Blechhalterfläche kann auch der Stempel in drei verschiedene Sektoren unterteilt werden. Dabei lassen sich gerundete und gerade Werkzeugsektoren unterscheiden. Zudem muss der ebene Bodenbereich einen eigenen Sektor bilden, denn in diesem Bereich findet keine Relativbewegung zwischen Werkzeug und Platine statt und es tritt lediglich Haftreibung auf. Abbildung 42 zeigt die einzelnen Sektoren am Umformstempel.

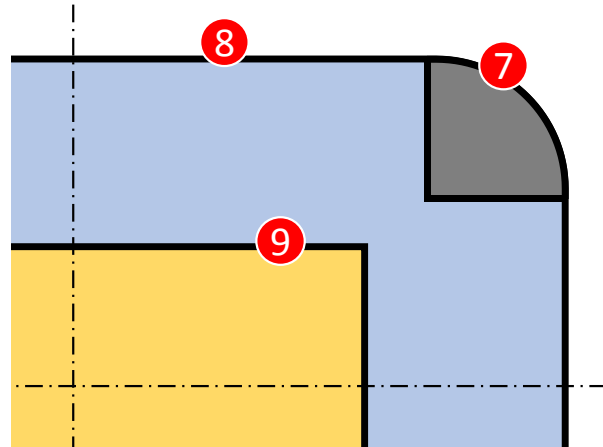


Abbildung 42: Mittels Gleitlinienmethode definierte Sektoren des Ziehstempels des „Rechtecknapfes“ für örtlich verschiedene tribologische Systeme aufgrund des Spannungszustands



---

## 5 Experimentelle Bestimmung der Rückhaltekräfte im realen Tiefziehprozess

Zur Beschreibung der während des Tiefziehens auftretenden Rückhaltekräfte wird im Rahmen dieser Arbeit ein neuartiges Verfahren entwickelt, welches es ermöglicht, die tribologischen Bedingungen während eines tatsächlich ablaufenden Umformprozesses zu messen. Messsensoren können grundsätzlich nur Kräfte und Dehnungen aufnehmen. Allgemein ist eine direkte Messung von Reibungszahlen in keinem Fall möglich, da per Definition das Verhältnis von Reibungskraft zu Normalkraft eine dimensionslose Größe darstellt. Der Berechnungsweg der Reibungszahlen aus den gemessenen Rückhalte- bzw. Reibungskräften wird in Abschnitt 6.2 ausgeführt. Das hier vorgestellte Messverfahren stellt eine In-situ-Methode dar, bei der sich die Vorteile ergeben, dass die komplexen Wechselwirkungen nicht separiert voneinander aufgenommen oder modelliert werden müssen und somit keine Verfälschung der Ergebnisse vorliegt. Des Weiteren kann das tribologische System mit dieser Methode ohne direkten Eingriff in der Kontaktzone bestimmt und eine dadurch hervorgerufene Verfälschung der Messung vermieden werden. Die Reibungskräfte werden prozessnäher aufgenommen und bei der korrespondierenden Reibungsmodellierung auf dieser Basis wird deren Abbildegenauigkeit für numerische Tiefziehsimulationen verbessert.

### 5.1 Aufbau der Prüfeinrichtung

Im Folgenden werden die verwendete Messtechnik, der neu entwickelte Versuchsaufbau zur Bestimmung der im Prozess gemessenen Rückhaltekräfte sowie die damit experimentell ermittelten Versuchsergebnisse in Bezug auf die in Abschnitt 4.1.4 bestimmten tribologischen Einflussgrößen dargestellt. Dazu zählen die Flächenpressung, die Ziehgeschwindigkeit, die Viskosität des Schmierstoffs, der Blechwerkstoff sowie die Werkzeugtemperatur. Diese Versuchsergebnisse dienen als Datengrundlage für die in Kapitel 6 durchgeführte Simulationsrechnung des Blechumformprozesses sowie für die Beschreibung des örtlich angepassten tribologischen Systems.

#### 5.1.1 In-situ-Messung der Rückhaltekräfte

Wie im Stand der Technik (Kapitel 2) dargestellt, haben sich vorausgehende Arbeiten des Instituts für Umformtechnik und anderer Institute ebenfalls mit der In-situ-Messung der tribologischen Systeme beim Tiefziehen beschäftigt. Dabei wurde jedoch direkter in die Kontaktfläche zwischen Stempel, Matrize, Blechhalter und Platine eingegriffen und das Messergebnis verändert. Hervorstehende Kanten und Spalte sowie frei zu überspannende Flächen, die zur Kraftmessung notwendig sind, beeinflussen das Einlaufen des Ziehflansches und halten die Platine zudem zurück. Zudem wird durch die nicht absolut zu gewährleistende Ebenheit und Steifigkeit bei geteilten oder unterbrochenen Werkzeugaktivteilen die Verteilung der lokalen Flächenpressung beeinflusst.

Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Methode zur Aufnahme der Rückhaltekräfte und somit zur Bestimmung des tribologischen Systems beim Tiefziehen beruht auf dem von [Bla12] verwendeten Prinzip der Messung der elastischen Verformung des Stempel- bzw. Matrizenwerkstoffes aufgrund der einwirkenden Prozesskräfte [Bla08]. Der dabei eingesetzte Sensor arbeitet unter Nutzung des piezoelektrischen Effekts, der besagt, dass eine auf den Piezokristall wirkende Kraft eine entsprechende Ladungsänderung hervorruft. Bei vorheriger Kalibration kann der auftretenden Ladungsänderung ein entsprechender Kraftwert zugeordnet werden. [Kis06] gibt für den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Sensor vom Typ 9247 A an, dass bei einem Einbau mit definierter Vorspannung die Dehnung des umgebenden Materials auf die Stirnseite des Sensors übertragen und auf den Quarzkristall eingeleitet wird. Somit können die elastischen Veränderungen des Werkzeugwerkstoffes aufgenommen werden und es kann auf die hervorgerufenen Belastungen geschlossen werden. Abbildung 43 zeigt den in der Arbeit von [Bla12] verwendeten Sensoreinbau.

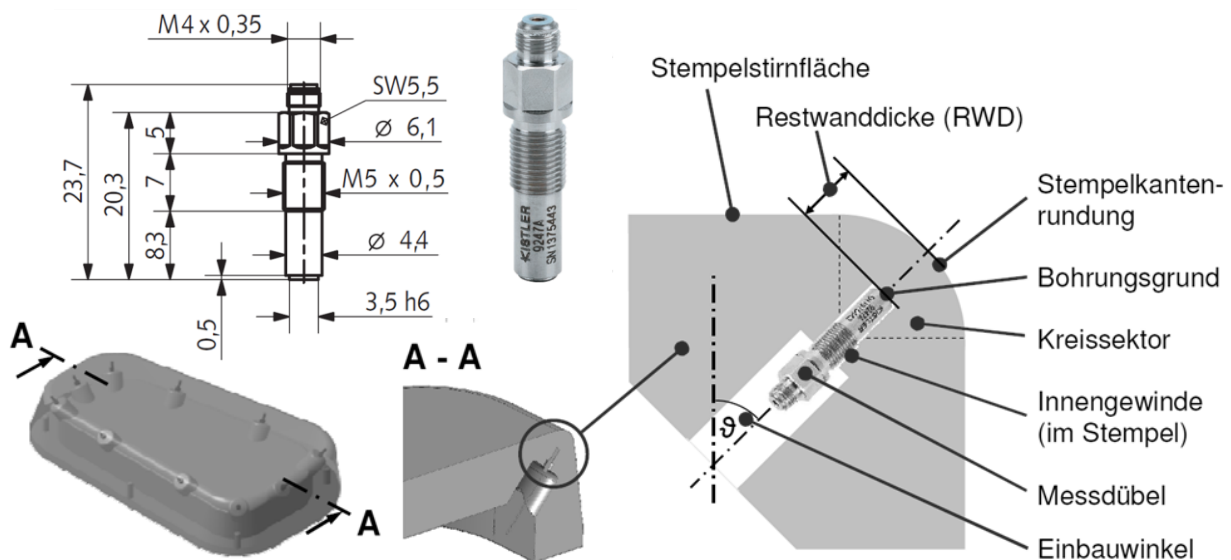


Abbildung 43: Sensor und Montagekonzept für die Messung der elastischen Stempeldeformation [Bla12], [Kis06]

[Bla12] untersuchte in seiner Forschungsarbeit ebenfalls die Positionierung und die Signalqualität des verwendeten Miniatur-Längsmessdübels (vgl. Abbildung 44). Dabei kam er zu dem Schluss, dass selbst bei einer Restwanddicke zwischen Bohrungsgrund und der Außenseite des Stempelkantenradius' von 12 mm noch ein ausreichend messbares Signal vom Sensor aufgenommen wird. Allerdings steigt die Signalintensität und somit die Aussagefähigkeit der gemessenen Werte bei Abnahme der Restwanddicke an. Für diese Arbeit wurde somit - basierend auf den Ergebnissen von [Bla12] - eine Restwanddicke von 3,5 mm gewählt. Bei dieser Restwanddicke werden hinreichend große Signale aufgenommen, wobei keine Beeinflussung der Steifigkeit der Werkzeuggeometrie beobachtet wurde.

In diesen vorausgehenden Untersuchungen wurde ebenfalls das Sensorsignal in Abhängigkeit des Einbauwinkels  $\vartheta$  untersucht. Dabei war in einer Analyse mit Einbauwinkeln von  $\vartheta = 0^\circ$ ,  $\vartheta = 45^\circ$  und  $\vartheta = 90^\circ$  zu erkennen, dass der aufgezeichnete Signalverlauf bei einem Einbauwinkel von  $\vartheta = 45^\circ$  eine hohe Übereinstimmung mit dem Stempelkraftverlauf beim Tiefziehen aufweist. Das Signal steigt zunächst aufgrund des Streckziehanteils sowie der Kaltverfestigung steil an und flacht anschließend ab. Dies lässt sich mit der Abnahme der Flanschbreite durch das Einlaufen des Ziehflansches in die Bauteilzarge sowie die darauf zurückzuführende Verringerung der Umform- und Reibungskräfte begründen [Bec04]. Die Betrachtung des Sensorsignals unter  $90^\circ$  zeigt zudem, dass erst nachdem der Streckziehvorgang zu Beginn des Tiefziehprozesses abgeschlossen ist eine Platinenbewegung im Ziehflansch und somit eine Deformation des Stempelwerkstoffes in  $\vartheta = 90^\circ$ -Richtung eintritt.

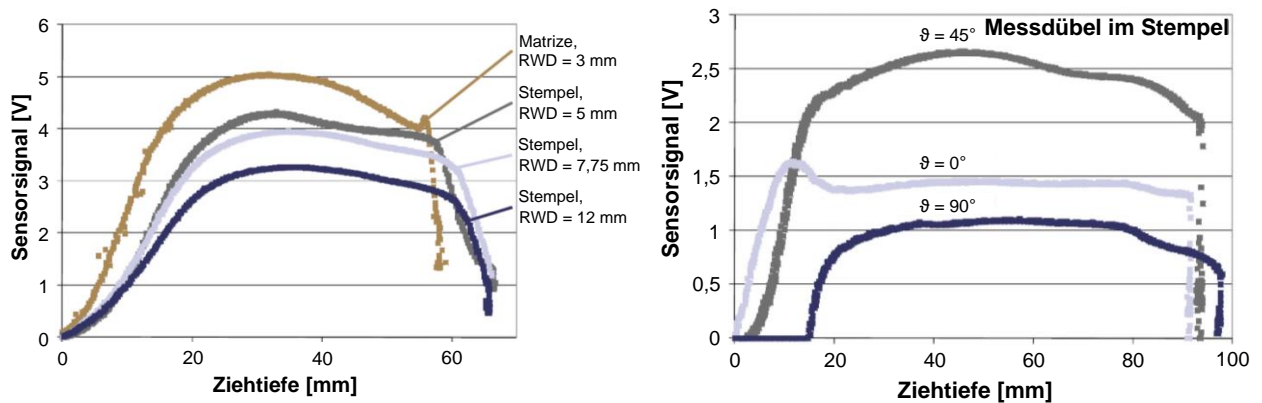


Abbildung 44: Signalverläufe des Messdübels, abhängig von verschiedenen Restwanddicken (RWD) und Einbauwinkeln  $\vartheta$  [Bla12]

[Bla12] beschreibt in seinen Untersuchungen, dass keine nennenswerte Änderung der Sensorsignale aufgrund der Reibung festgestellt werden konnte und begründet dies mit dem geringen Anteil der Reibung, bezogen auf die gesamte Umformkraft. Dieser Aussage kann widersprochen und die fehlenden Signalunterschiede auf die Messung der Reibungszahlen bei der Umformung von Realbauteilen zurückgeführt werden. Untersuchungen von [Sin14] zeigen, dass die auftretenden Dehnungen bei höchstfesten Blechwerkstoffen die Reibungszahländerungen des Schmierstoffs sichtbar überlagern. Im realen Tiefziehprozess, bei dem im Gegensatz zu Streifenziehversuchen genau diese Veränderung durch die plastische Dehnung mitgemessen und nicht vernachlässigt wird, kann dies als fehlende Auswirkung auf die Reibungszahl fehlgedeutet werden. In seinen Untersuchungen zeigt [Sin14] die Auswirkung der plastischen Dehnung auf die Reibungszahl im Streifenziehversuch. Es werden mehrere Blechstreifen mit derselben Schmierstoffmenge beölt und in zwei Gruppen unterteilt. Mit der ersten Gruppe werden die Streifenziehversuche direkt durchgeführt, die zweite Gruppe wird erst um 5 % plastisch gedehnt und danach die Reibungszahlen in

Streifenziehversuchen ermittelt. Der Vergleich der gemittelten Reibungszahlen aus diesem Streifenziehversuch bestätigt die vorausgehende Annahme, dass die Dehnung der Blechstreifen zu einer Verfestigung führt, die den nachfolgenden Prozess beeinflusst. Diese Auswirkung tritt hauptsächlich bei höher- und höchstfesten Stahlblechwerkstoffen auf. Zudem wird die Schmierstoffmenge je Oberfläche aufgrund der plastischen Dehnung reduziert und das tribologische System so beeinflusst. Die von [Sin14] gemessenen Versuche sind in Abbildung 45 dargestellt und zeigen, dass nach entsprechender Vordehnung Reibungszahlen auf ähnlichem Niveau vorliegen können. Des Weiteren bestätigen die in Abschnitt 5.4.1 gemessenen Rückhaltekräfte die Annahme, dass bei der von [Bla12] getroffenen Annahme der Reibungsunabhängigkeit der Signalverläufe die im „Rundnapf“ umlaufenden tangentialen Druckspannungen und die auftretenden Verfestigungseffekte zu einer Fehlinterpretation führen.

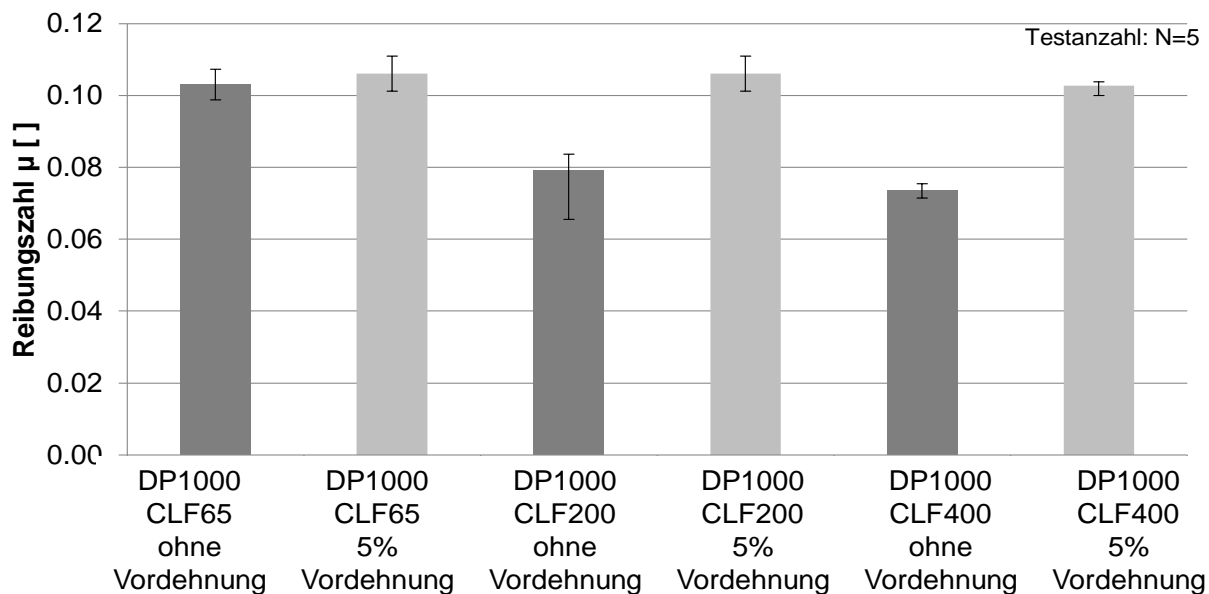


Abbildung 45: Einfluss der Vordehnung auf die Reibungszahl bei gleicher Beölungsmenge und – Strategie [Sin14]

Nach [Doe10] berechnet sich die Gesamtstempelkraft für das Tiefziehen mit der folgenden Addition:

$$F_{ges} = F_{id} + F_{RBH} + F_{RZR} + F_{rb} \quad (5.1)$$

wobei  $F_{id}$  die ideale Umformkraft,  $F_{RBH}$  die Reibung zwischen der Platine und dem Ziehring bzw. der Matrize und dem Blechhalter,  $F_{RZR}$  die Reibung an der Ziehringrundung und  $F_{rb}$  die Rückbiegekraft darstellen. In dieser Berechnungsformel sind somit  $F_{id}$  und  $F_{rb}$  reibungsunabhängige Parameter, die hauptsächlich von der Ziehteilgeometrie und dem Werkstoffverhalten abhängen.  $F_{RBH}$  und  $F_{RZR}$  hingegen sind eindeutig reibungsabhängige Kraftanteile, die im hier verwendeten



Messaufbau auf den Sensor einwirken und die Basis der messtechnischen Erfassung der Reibung sowie des tribologischen Systems aus den Signalen der Miniatur-Längsmessdübel bilden.

### 5.1.2 Integration der Messtechnik in das Versuchswerkzeug

Prinzipiell lässt sich der in Abschnitt 5.1.1 vorgestellte Miniatur-Längsmessdübel des Typs 9247A in nahezu jede Werkzeuggeometrie einbauen und ist somit auch in bereits bestehenden Werkzeugen nachrüstbar.

In dieser Arbeit wurde ein modulares Versuchswerkzeug aufgebaut, mit dem „Rechtecknäpfe“ gezogen werden können. Dabei handelt es sich um ein klassisches Tiefziehwerkzeug mit Ziehkissen (siehe Abbildung 46). Der Stempel, die Matrize sowie der Blechhalter sind aus dem Material 1.2379 in gehärtetem Zustand (62HRC) gefertigt, die übrigen Werkzeugkomponenten aufgrund der Wirtschaftlichkeit aus preiswerterem C45 in ungehärtetem Zustand angefertigt. Die Zentrierung zwischen dem am Pressenstößel befestigten Werkzeugoberteil und dem auf dem Ziehkissen der Presse ruhenden Blechhalter erfolgt über vier Säulen mit einem Durchmesser von  $d = 50$  mm. Die Zentrierung des auf dem Pressentisch befestigten Stempels erfolgt über vier Gleitflächenführungen, welche am Stempelfuß angebracht sind. Für die in Abschnitt 5.1.4 beschriebene Automatisierung des Werkzeugbetriebs zur Durchführung von seriennahen Dauerhubversuchen kann das Werkzeug um  $90^\circ$  verdreht eingebaut werden, um die Durchlaufrichtung des Blechbandes durch den Arbeitsraum der Presse unabhängig von der Breite des Spaltcoils auswählen zu können.

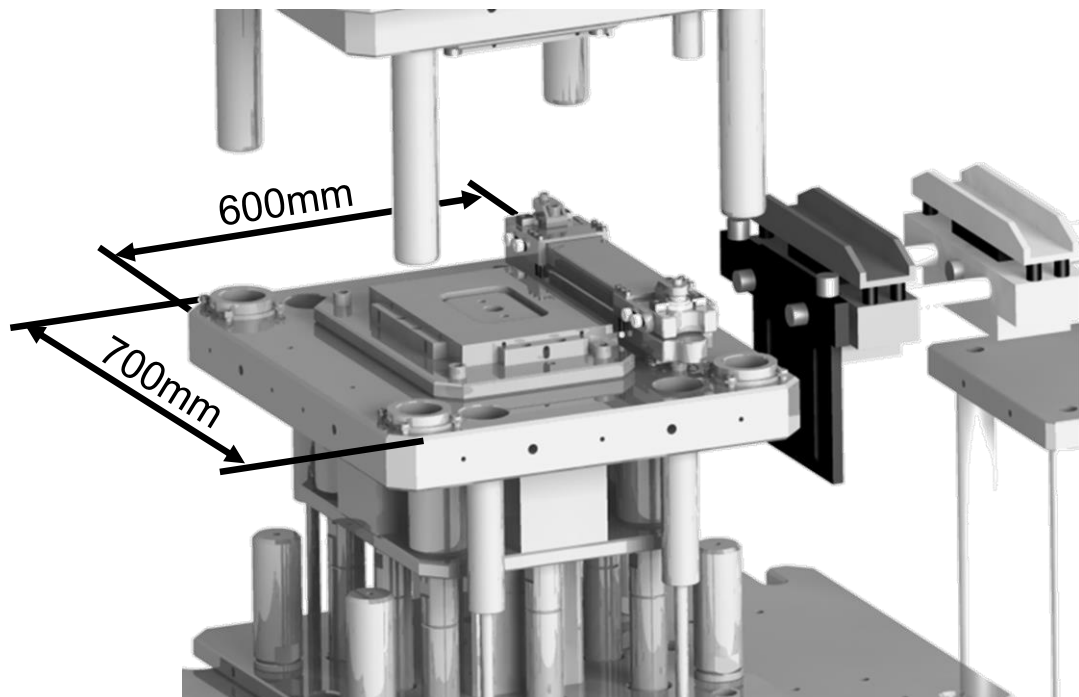


Abbildung 46: Verwendetes Versuchswerkzeug für den untersuchten „Rechtecknapf“

Abweichend von der Versuchsanordnung nach [Bla12] werden zur Bestimmung der Reibungsverhältnisse nicht nur die auf die Bauteilzarge wirkenden Spannungen benötigt, sondern zusätzlich

die durch die Rückhaltung erzeugten Flanschkräfte bzw. Spannungen. Hierfür muss das Werkzeug für die Integration der Sensoren angepasst und eine Zugänglichkeit zur Messwertaufnahme in der Matrizenfläche und dem Matrizeneinlafradius geschaffen werden. Die Sensoren werden 3,5 mm unter die Oberfläche und somit ohne direkten Kontakt in der Berührfläche eingebracht. In Anlehnung an die Arbeit von [Bla12] wurde der Einbauwinkel von  $\vartheta = 45^\circ$  gewählt. Im Versuchswerkzeug musste zusätzlich die Adapterplatte angepasst werden, auf welcher die Matrize befestigt ist. Ohne diese Anpassung wäre der im Datenblatt des Miniatur-Längenmessdübels vorgeschriebene minimal zulässige Biegeradius des Messkabels nicht einzuhalten gewesen (siehe Abbildung 47, links).

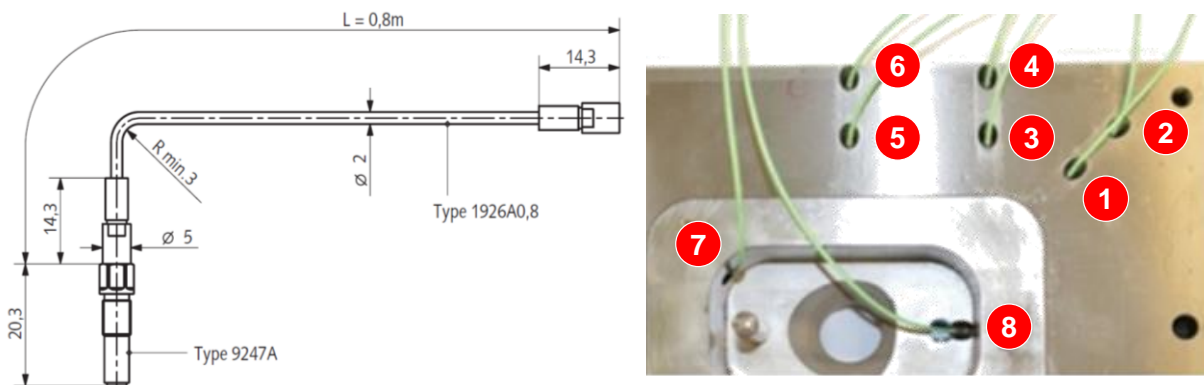


Abbildung 47: Einbausituation Miniatur-Längsmessdübel (links) und in den Stempel und die Matrizenfläche eingebauten Sensoren (rechts)

Die Aufnahme der im realen Tiefziehprozess gemessenen Rückhaltekräfte mit dem Miniatur-Längsmessdübel erfolgte nach dem in Abbildung 48 abgebildeten Blockschaltbild der Messkette. Dabei bildet der industrielle Messverstärker, Typ Quantum X MX840 der Firma HBM GmbH, die zentrale Auswerteeinheit. Bei diesem Gerät handelt es sich um einen multifunktionalen Messverstärker mit acht Universaleingängen. Die eigentliche Signalaufnahme erfolgt über die in Abschnitt 5.1.1 näher beschriebenen Miniatur-Längsmessdübel, Typ 9247 A der Firma Kistler. Diese Sensorsignale müssen aufgrund der piezoelektrischen Wirkungsweise von einem Ladungsverstärker verstärkt werden, bevor das Signal an den Messverstärker weitergegeben werden kann. Dazu wurden drei Ladungsverstärker, Typ ICAM 5073A der Firma Kistler, verwendet [Kis11]. Der in den Sensor integrierte Quarzkristall erzeugt eine der induzierten Deformation proportionale Ladung, die der Ladungsverstärker in eine elektrische Spannung zwischen 0 – 10 V wandelt. Dieses Signal kann vom Messverstärker aufgezeichnet und somit der jeweiligen Spannung eine entsprechende Messgröße zugeordnet werden. Die in den Dauerhubversuchen erzeugte Wärme im Tiefziehwerkzeug wurde mit einem unter dem Matrizeneinlafradius eingebrachten Thermoelement vom Typ K gemessen. Der Stößelweg wurde mittels eines potentiometrischen Wegmesssystems, Typ LWH 900 der Firma Novotechnik, aufgenommen. Für die Auswertung wurde ein Windows PC und die

Software Quantum X Assistent benutzt, wobei der Start der Messwertaufnahme über eine im Messprogramm vorhandene Triggerschaltung erfolgte. Dadurch war die Aufzeichnung eines gleichbleibenden Zeitabschnitts des Stößelweges während der Umformung wiederholbar genau möglich.

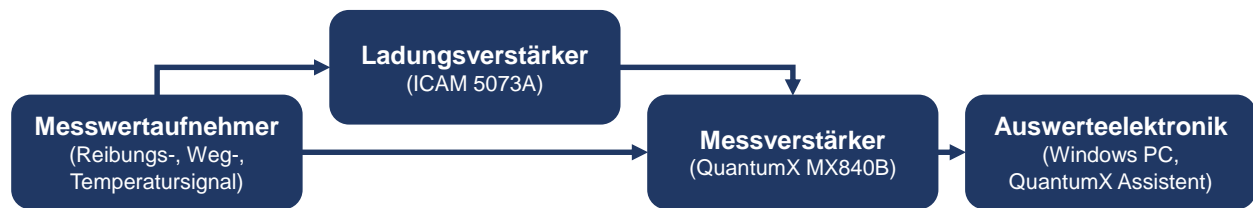


Abbildung 48: Blockschaltbild der verwendeten Messkette

### 5.1.3 Verwendete Umformmaschine

Zur Durchführung der Einzel- und Dauerhubversuche stand eine am Institut vorhandene servo-mechanische Exzenterpresse mit Ziehkissen zur Verfügung (vgl. Abbildung 49). Diese Presse besitzt einen feststehenden Stößelweg von 450 mm. Änderungen der Ziehtiefe sind über eine Stößelverstellung von 300 mm möglich. Die maximale Presskraft ist auf 6300 kN begrenzt; das maximale Arbeitsvermögen steht auf den letzten 14 mm des Stößelweges zur Verfügung. Das unter dem Pressentisch liegende servo-hydraulische Ziehkissen weist bei der Versuchsmaschine eine maximale Kraft von 1500 kN auf und kann über vier Fluidmotoren im Generatorbetrieb bis zu 67 % des Arbeitsvermögens des Ziehkissens rekuperieren. Die Hubzahl sowie das nahezu frei programmierbare Bewegungsprofil der Presse ermöglichen mittlere Stößelgeschwindigkeiten zwischen  $\tilde{v} = 15 \text{ mm/s}$  und  $\tilde{v} = 450 \text{ mm/s}$ . Dabei ermöglicht der servo-mechanische Antrieb die Programmierung von bis zu 30 Wegpunkten, an denen der jeweiligen Stößelposition ein Geschwindigkeitswert zugeordnet werden kann. Mit dieser Programmierung kann, lediglich eingeschränkt durch die Massenträgheit des Pressenstößels, das Bewegungsprofil von nahezu jeder mechanischen Presse abgebildet werden. Ebenfalls besteht die Möglichkeit, das Bewegungsprofil einer hydraulischen Presse abzubilden und über einen Stößelweg von 400 mm eine konstante Stößelgeschwindigkeit zu erzeugen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde jedoch eine sinusförmige Bewegung des Stößels programmiert und eine Variation der Stößelgeschwindigkeit vorgenommen. Der Pressentisch besitzt eine Größe von  $3050 \times 1500 \text{ mm}^2$ , wodurch auch der Einsatz von größeren Versuchsaufbauten wie bei den seriennahen Dauerhubuntersuchungen (vgl. Abschnitt 5.1.4) möglich werden. Des Weiteren stehen an der AIDA Servo-Presse 24 analoge Eingänge für die Werkzeugüberwachung und 8 digitale Ausgänge für die Werkzeugsteuerung zur Verfügung. Des Weiteren besitzt die Presse vier individuell ansteuerbare Druckluftventile, über die ebenfalls Bewegungen des Werkzeugs oder der Werkzeugperipherie (z.B. der verwendete Zangenvorschub) ausgelöst werden können.



Abbildung 49: AIDA Servo-Pressen mit eingebautem Ziehwerkzeug „Rechtecknapf“

#### 5.1.4 Automatisierung des Werkzeugbetriebs zur Durchführung von seriennahen Dauerhubversuchen

Zur Untersuchung der Auswirkung der Werkzeugtemperatur auf die Reibungszahlverläufe wurde das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte „Rechtecknapf“-Werkzeug um eine Automatisierung erweitert, welche die Durchführung von serienähnlichen Dauerhubversuchen ermöglicht. Dabei wird ein 260 mm breiter Blechstreifen von einem Coil verwendet. Dieser wird von einer Haspel abgewickelt und von einem Zangenvorschub in den Werkzeugraum geschoben, wobei sich die Haspel im Leerlauf frei drehen kann. Der Zangenvorschub führt eine Schubbewegung von 210 mm aus und befördert dabei das zuvor gezogene Bauteil über eine Blechrutsche auf ein Förderband. Dieses transportiert die gezogenen Bauteile aus dem Arbeitsraum der Presse. Die Ansteuerung des Werkzeugs bzw. der Zangenvorschubs erfolgt über einen Druckluftschalter der AIDA Servo-Pressen hinaus. Dazu wird zu einem zuvor definierten Zeitpunkt, gemessen über den Kurbelwinkel der Presse, ein Druckluftsignal auf die entsprechende, am Vorschub angebrachte Schaltnocke gegeben und die Zangenbewegung zeitgenau ausgelöst. Das Abschneiden der Platine vom Spaltcoil erfolgt durch Schneidmesser, welche direkt am Blechhalter und Matrize angebracht sind. Die dadurch entstehende rechteckige Platinenform eignet sich somit nicht zur Bestimmung der maximal möglichen Ziehtiefe; jedoch sind vergleichende Versuche bezüglich des Reibungsverhaltens möglich. Die Herstellung einer optimalen Platinenform mit abgerundeten Ecken zur Entlastung der dort herrschenden tangentialen Druckspannungen würde weitere Schneidstufen sowie die Verwendung einer Streifenführung und eine zusätzliche Zentrierung bedeuten. Des Weiteren müssten

die erzeugten Abschnitte aus dem Arbeitsraum der Presse gefördert werden. Aus diesem Grund wurde ein vereinfachter Platinenzuschnitt gewählt. Aufgrund der Gefahr einer fehlerhaften Ausstoßbewegung des Bauteils durch den Blechstreifen ist am Förderband eine dunkelschaltende Lichtschranke angebracht und diese ebenfalls mit einer elektrischen Nocke der Pressensteuerung gekoppelt. Somit wird der Dauerhub sofort angehalten, wenn nicht innerhalb des definierten Kurbelwinkels der Presse die Lichtschranke einmal unterbrochen wird. Mit diesem Versuchsaufbau ist es möglich, Ausbringungsgeschwindigkeiten von bis zu 15 Hub/min einzustellen.

Zusätzlich zu der in Abschnitt 5.1.2 beschriebenen Messeinrichtung wird ein Temperaturfühler, der durch eine Bohrung von 3 mm unter dem Matrizeneinlafradius eingebracht ist, sowie eine am IFU bereits vorhandene Messeinrichtung zur automatisierten Aufnahme und Sicherung der Messergebnisse verwendet. Diese Messeinrichtung besteht aus einem auf den vorliegenden Prozess angepassten TwinCAT-Skript, das die vom Ladungsverstärker ausgegebenen Spannungssignale abhängig vom Signal des an der Presse angebrachten Wegmesssystems aufzeichnet. Somit kann im Dauerhubbetrieb jeder einzelne Hub aufgezeichnet und die gegenüber den Bedingungen des Werkzeugwärmungsprozesses entstehenden Veränderungen gemessen werden. Die verwendete Presse mit eingebautem Ziehwerkzeug sowie die benötigte Messtechnik sind in Abbildung 50 dargestellt.

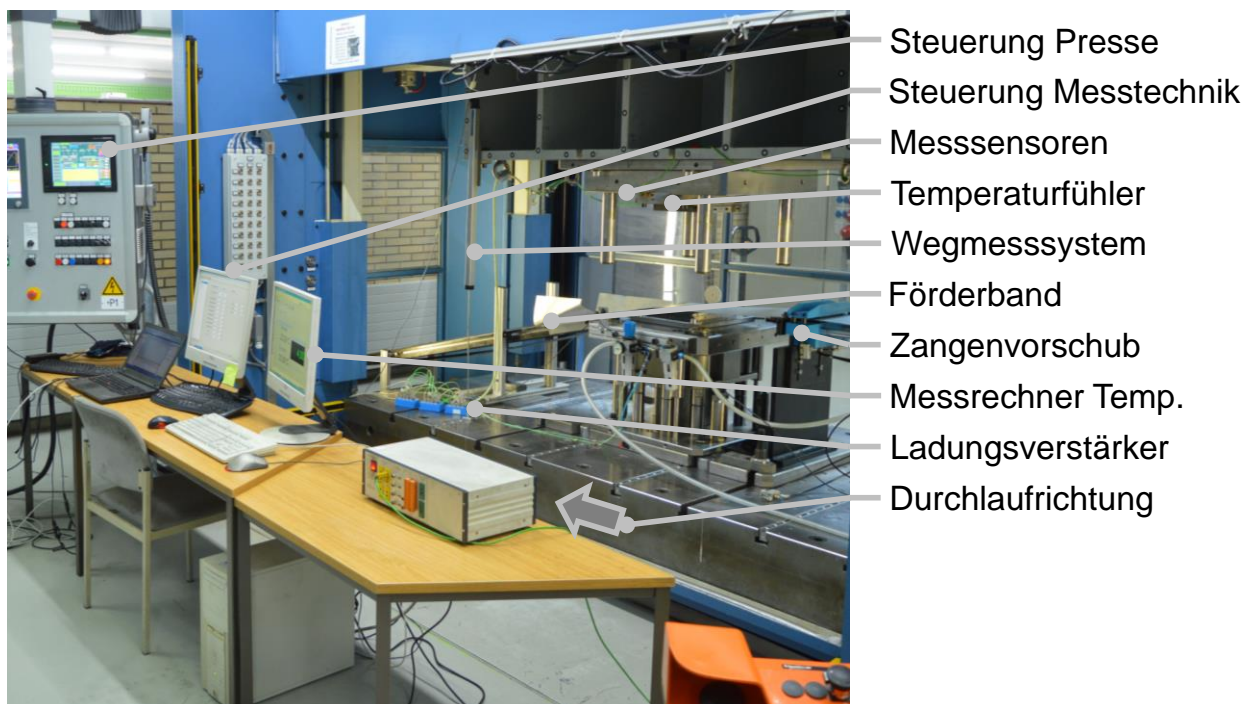


Abbildung 50: Automatisiertes Werkzeug zur Durchführung von seriennahen Dauerhubversuchen mit integrierten Sensoren zur Aufnahme von örtlichen, sich verändernden Reibungskräften.



Bei diesen seriennahen Dauerhubversuchen wurde aufgrund der geringen Blechdicke von 0,74 mm des Stahlblechwerkstoffes bzw. 1,04 mm des Aluminiumblechwerkstoffes auf eine Apparatur zum Richten des Blechstreifens verzichtet. Aufgrund der vom Walzwerk auf dem Blechwerkstoff aufgetragenen Grundbeölung konnten die Dauerhubversuche mit der schon vorhandenen Grundbeölung durchgeführt werden und eine Zusatzbeölung war nicht notwendig.

### 5.1.5 Verwendete Blechwerkstoffe

Der verwendete Blechwerkstoff hat wesentlichen Einfluss auf das im Tiefziehprozess entstehende tribologische System zwischen Blechalter, Matrize und Platine. Im Rahmen dieser Arbeit kommen der mikrolegierte, hochfeste Stahlwerkstoff HC340LA und der im automobilen Karosseriebau meist verwendete Aluminiumwerkstoff AA 6016 zum Einsatz. Beide Werkstoffe zählen zur Gruppe der Leichtbauwerkstoffe [Fri13].

Der Stahlwerkstoff HC340LA zählt zu der Gruppe der mikrolegierten Stähle. Diese besitzen ein ferritisches Gefüge, bei dem die Legierungselemente Vanadium, Niob oder Titan beim Warmwalzprozess feine Ausscheidungen bilden. Dabei handelt es sich um Karbide oder Nitride, die durch eine gesteuerte Abkühlung sehr fein verteilt im Gefüge vorliegen. Diese Karbide und Nitride, die sich selbst bei einer Erwärmung oberhalb der Austenitierungstemperatur nicht auflösen, behindern die Versetzungsbewegungen und das Kornwachstum. Dadurch erzeugen sie eine hohe Festigkeit bei gleichzeitiger Zähigkeit [Eis98].

Der Aluminiumwerkstoff AA 6016 gilt als klassischer Vertreter der 6000er Aluminiumlegierungen im automobilen Karosseriebau. Neben der Festigkeitssteigerung durch die Umformung ist diese Legierung darauf optimiert, die Warmauslagerung bei den vergleichsweise geringen Temperaturen und kurzen Prozesszeiten während des Lacktrocknungsprozesses der kathodischen Tauchlackierung (KTL) vollständig abzuschließen. Dabei befinden sich die Legierungselemente des Werkstoffes in Lösung und werden durch die erhöhten Temperaturen dazu angeregt, fein verteilte Ausscheidungen zu bilden. Diese Ausscheidungen behindern die Versetzungsbewegungen und führen dadurch zu einer Steigerung der Festigkeit. Durch die Kombination der Auslagerung nach der Umformung mit dem Aushärteprozess während der Lacktrocknung kann ein separater Wärmebehandlungsprozess eingespart und die Wirtschaftlichkeit erhöht werden [Obe14]. In Tabelle 2 und Tabelle 3 sind die Werkstoffspezifikationen der verwendeten Blechwerkstoffe dargestellt.

Tabelle 2: Chemische Zusammensetzung des Stahlblechwerkstoffes HC340LA [Thy17]

Werkstoff	C	Si	Mn	P	S	Al	Ti	Nb
HC340LA	max. 0,12	max. 0,50	max. 1,4	max. 0,030	max. 0,025	≥ 0,015	max. 0,15	max. 0,10

Tabelle 3: Chemische Zusammensetzung des Aluminiumblechwerkstoffes AA 6016 [Hes16]

Werkstoff	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
AA 6016	1,0 – 1,5	0,50	0,20	0,20	0,25 – 0,60	0,10	0,20	0,15

## 5.2 Bewertung des Sensorsignals

Der folgende Abschnitt zeigt die Eignung des Miniatur-Längsmessdübels zur Reibungsmessung während des Umformens mit einem in den Stempelkantenradius eingebauten Sensor. Das Ziel dieser Untersuchungen ist die Überprüfung der grundsätzlichen Eignung der neu entwickelten Versuchsmethode zur Reibungsmessung und die Aussagekraft der Signalqualität unter Berücksichtigung ihrer Streuung zu bewerten. Im Rahmen dieser Untersuchungen wird das Messsignal des in den Stempelkopf eingebrachten Sensors aufgenommen und ausgewertet. Dort befindet sich der am einfachsten zugängliche Bereich der Werkzeuggeometrie und der Einbau der Messsensoren ist mit vergleichsweise geringen Änderungen am Werkzeug möglich. Aus der Arbeit von [Bla12] ist bekannt, dass das Signal auf den verwendeten Miniatur-Längsmessdübel in dieser Einbauposition ausreichend stark ist und der Sensor wurde mit einer Restwanddicke von 3,5 mm in den geraden Sektor unterhalb des Stempelkantenradius' eingebracht (vgl. Abschnitt 5.1.2). Aus weiteren am Institut für Umformtechnik durchgeführten Untersuchungen ist ebenfalls bekannt, dass eine in Abbildung 51 dargestellte hohle Ausführung des Stempelkopfes keine Auswirkung auf den Tiefziehprozess zeigt [Sch16].

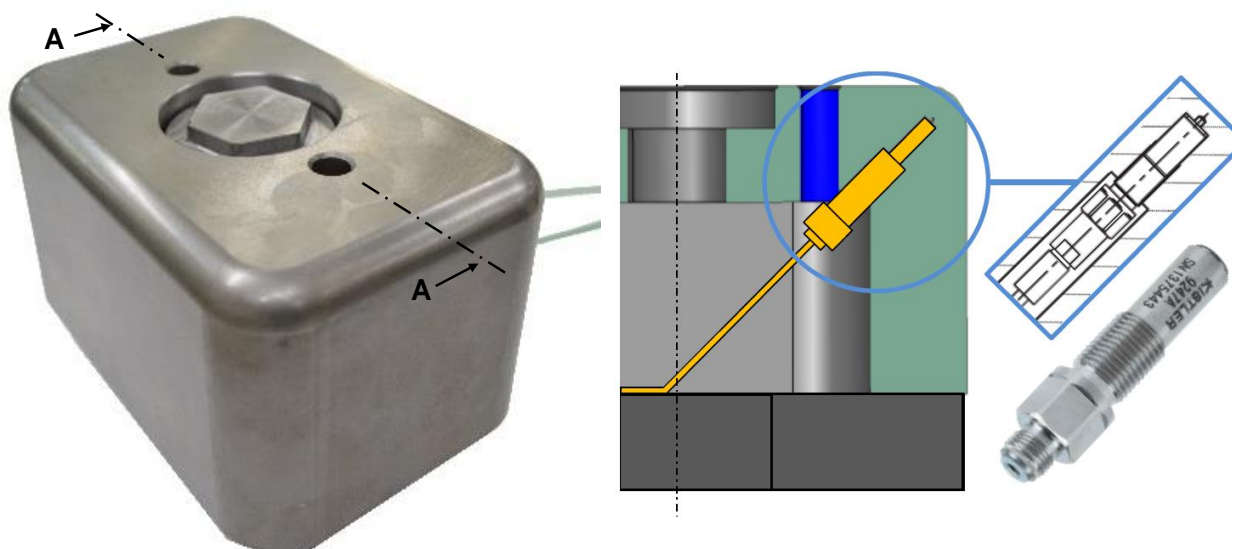


Abbildung 51: Stempelkopf mit integriertem Miniatur-Längsmessdübel - nicht durchdrungene Stempeloberfläche ohne sichtbaren Messsensor (links); Schnitt A-A entlang der Einbauposition im Einbauwinkel  $\varphi=45^\circ$  (rechts) [Sin16b]

Der Fokus dieser Versuche lag auf der Bestimmung der grundsätzlichen Eignung der neu entwickelten Versuchsmethodik zur Bestimmung der reibungsinduzierten Deformation der Ziehwerkzeugstruktur unter Verwendung des Miniatur-Längsmessdübels. Daher wurden diese mit dem problemlos umformbaren Werkstoff DC04 durchgeführt. Als Schmierstoff wurde ergänzend zu den in späteren Versuchen verwendeten Umformölen CLF65 und CLF400 auch das unlegierte Ziehöl M100 der Firma Oest verwendet.

Im Folgenden werden die Messdaten verglichen, um zu zeigen, dass die gewählte Messmethode eine signifikante Reibungsabhängigkeit aufweist und das vorhandene tribologische System hinreichend genau erfasst werden kann. Aus diesem Grund sind die in Abbildung 52 dargestellten Verläufe in der Einheit Volt angegeben und entspricht dem Ausgangssignal des Messverstärkers ohne weitere Filterung der Signalet. Die Berechnung der Reibungszahlen erfordert eine Umwandlung dieser aufgenommenen Messdaten. Diese Umrechnung wird in Abschnitt 6.2 beschrieben und bewertet.

Die Signalverläufe des nach Abbildung 51 in den Stempelkopf eingebrachten Sensors sind in Abbildung 52 für die drei untersuchten Schmierstoffe CLF65, M100 und CLF400 dargestellt. Dabei wurden die Platinen mit derselben Schmierstoffmenge beölt und jeweils zehn Wiederholungen durchgeführt. Die Streubänder sowie der Mittelwert der Sensorsignalverläufe wurden bezogen auf die Dauer eines Tiefziehprozesses dargestellt.

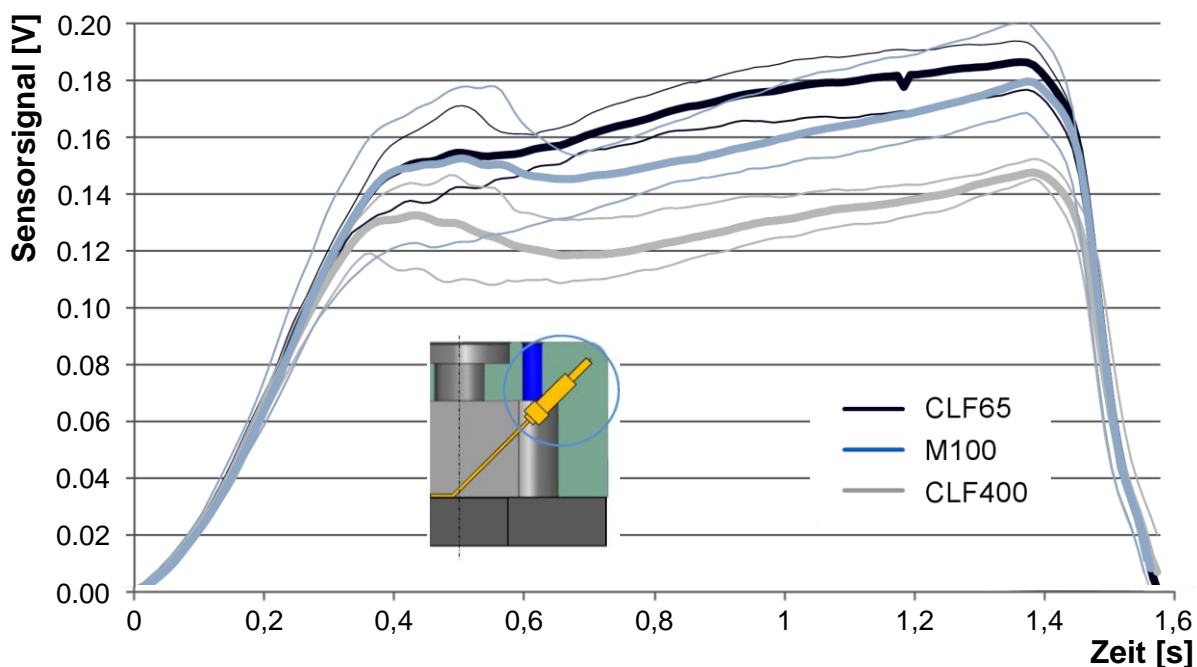


Abbildung 52: Gemittelter Signalverläufe des im Stempelkantenradius eingebrachten Sensors für unterschiedliche Schmierstoffe mit gleicher Auftragsmenge (dicke Linie) sowie deren Streubänder (dünne Linie) nach einer Versuchsanzahl  $n = 10$



Die in Abbildung 52 dargestellten Signalverläufe zeigen dabei für die jeweiligen von den unterschiedlichen Schmierstoffen hervorgerufenen tribologischen Systeme einen deutlich messbaren Unterschied. Das Sensorsignal steigt in der ersten Phase steil an und besitzt im weiteren Verlauf große Ähnlichkeit mit dem Verlauf der Stempelkraft. Während der ersten Millimeter des Tiefziehvorgangs legt sich die Platine um die Stempelkante. In dieser Phase dominiert der Streckziehanteil den Umformvorgang und das Sensorsignal steigt aufgrund der Kaltverfestigung der Platine steil an [Bla12]. Dieser Anstieg flacht nach einem Stempelweg von ca. 7 mm nach einem lokalen Maximum wieder ab. Zu diesem Zeitpunkt zeigen mehrere Wechselwirkungen ihren Einfluss auf das Sensorsignal. Der Stempelkantenradius des in Abbildung 46 dargestellten Ziehwerkzeugs beträgt 10 mm, der Matrizenradius 5 mm. Nach einem Stempelweg von ungefähr 7 mm umschlingt somit die Platine die Stelle, an der die verlängerte Mittelachse des Sensors den Stempelkantenradius auf seiner Außenseite durchdringt. Im weiteren Verlauf der Umformung verändert sich der den Prozess dominierende Streckzieh- in einen Tiefziehprozess, bei dem der Ziehflansch in die Bauteilzarge einläuft. Dadurch entsteht eine Relativbewegung zwischen der Platine und dem Blechhalter bzw. der Matrize. Gleich zu Beginn des Umformvorgangs wird die Haftreibung überwunden und die Gleitreibung setzt ein. Das lokale Maximum des in Abbildung 52 dargestellten Signalverlaufes stellt den auch aus Streifenziehversuchen bekannten Haftreibungsanteil dar. Allerdings kann dieses lokale Maximum nicht bei allen Prozessparametern deutlich erkannt werden und wird von Wechselwirkungen überlagert. Im weiteren Verlauf der Umformung nimmt das gemessene Sensorsignal zu und zeigt, dass die Rückhaltekräfte weiter ansteigen. Dieses Verhalten ist jedoch in den weiteren Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit nicht für jedes tribologische System zu beobachten. [Bec04] erklärt den gemessenen Anstieg der Prozesskräfte nach dem Überwinden der Haftreibung mit dem kleiner werdenden Ziehflansch. Dies reduziert die im Sensorsignal mitgemessenen Umformkräfte, führt jedoch auch zu einem gleichzeitigen Ansteigen der Flächenpressung. Aus der Literaturanalyse in Abschnitt 2.2.4 zeigt sich, dass abhängig vom tribologischen System mit zunehmender Flächenpressung sowohl abnehmende als auch zunehmende Reibungskräfte gemessen werden können. Aufgrund des sinusförmigen Bewegungsprofils des Stößels liegen bei den hier gezeigten Signalverläufen, im Unterschied zu Streifenziehversuchen, keine konstanten Gleitgeschwindigkeitsverteilungen über den Tiefziehprozess vor. Zum Ende des Umformvorgangs nimmt die Ziehgeschwindigkeit deutlich ab und im unteren Umkehrpunkt des Stößels kommt diese vollständig zum Erliegen. Die Abnahme der Stößelgeschwindigkeit sowie die Kenntnis über die Zusammenhänge zwischen Relativgeschwindigkeit des Ziehflansches und der Reibungszahl aus den Streifenziehversuchen aus Abschnitt 4.1.3 müssen ebenfalls mit in die Bewertung der Sensorsignale einbezogen werden. Während der letzten Millimeter des Tiefziehprozesses zeigt sich, dass das Sensorsignal erst abflacht und dann plötzlich auf den Wert null abfällt. Dies

stellt das Ende des Umformprozesses dar und die Relativbewegung zwischen Platine und Werkzeug ist beendet. Dadurch können auch keine reibungsbedingten Rückhaltekräfte mehr wirken. Aufgrund des sinusförmigen Bewegungsprofils des Stößels findet keine abrupte Entlastung des Stempels statt, sondern die Kräfte werden kontinuierlich abgebaut.

Aus den gemessenen und in Abbildung 52 dargestellten Sensorsignalverläufen kann ein analoges Verhalten zu den Ergebnissen der Streifenziehversuche aus Abschnitt 4.1.3 beobachtet werden. Bei Verwendung des Schmierstoffs mit der geringsten Viskosität werden die betragsmäßig höchsten Spannungssignale gemessen. Bei diesen vergleichenden Versuchen wurde lediglich der Schmierstoff selbst verändert. Die aufgetragene Schmierstoffmenge, die Auftragsart des Schmierstoffs sowie die weiteren einstellbaren Prozessparameter wurden konstant gehalten. Somit ist die Differenz der Sensorsignalverläufe allein auf das veränderte tribologische System zurückzuführen. Die Signalverläufe bei Verwendung des Schmierstoffs M100 und CLF65 überschneiden sich hier zu einem großen Teil. Die Verwendung des Schmierstoffs CLF400 ruft eine deutlich geringere Signalintensität hervor als die Verwendung der anderen beiden Schmierstoffe. Außerdem ist ein größerer Abfall des Spannungssignals nach dem Übergang des Haft- in den Gleitreibungszustand zu beobachten. Im direkten Vergleich der Spannungssignale bei Verwendung des Schmierstoffs CLF65 und CLF 400 zeigt sich, dass keine Überschneidung der Streubänder vorliegt und ein expliziter Unterschied der Spannungssignale messbar ist.

Es kann gezeigt werden, dass die unterschiedlich starke Krafteinwirkung auf Basis der Reaktionskräfte aus schwankenden tribologischen Bedingungen durch den Miniatur-Längsmessdübel bei einer Restwanddicke von 3,5 mm mit hinreichend hohen Signalabständen messtechnisch erfasst werden kann.

### **5.3 Tribologischer Einfluss der Ziehteilgeometrie**

Aus der Literaturanalyse in Abschnitt 2.2.4 sowie aus den Arbeiten von [Gon04], [Hor11] und [Fil11] ist bekannt, dass die Reibung im Blechhalterbereich abhängig von der Ziehteilgeometrie ist und sich über den Stößelweg verändert. Aufgrund der unterschiedlichen Spannungszustände im Ziehflansch, in der Zarge und im Bauteilboden muss das Reibungsverhalten individuell für den jeweiligen Bauteilabschnitt für die Umformsimulation modelliert werden. In Abschnitt 4.2 erfolgte aus diesem Grund, in Anlehnung an die Gleitlinientheorie, die Zerlegung des Umformwerkzeugs in neun verschiedene Sektoren. In acht dieser Sektoren wurde ein Miniatur-Längsmessdübel eingebracht. Lediglich in Sektor 9, dem Boden des Ziehstempels, wurde kein Sensor eingebracht, da hier aufgrund der Haftreibung keine Relativbewegung stattfindet. Im Folgenden werden die in den unterschiedlichen Sektoren des Umformwerkzeugs gemessenen Sensorsignale betrachtet und analysiert.

Die im Realversuch gemessenen Sensorsignale sind in Abbildung 53 für eine Ziehgeschwindigkeit von  $v = 3$  Hub/min und den Schmierstoff CLF65 dargestellt. Dabei werden in den unterschiedlichen Sektoren des Umformwerkzeugs deutlich verschiedene Sensorsignalverläufe gemessen. Besonders der Vergleich der Sensorsignale 1, 3 und 5 sowie der in den Bereichen 2, 4 und 6 zeigt deutlich, dass jeweils signifikant unterschiedliche Rückhaltekräfte mit den integrierten Sensoren messbar sind. Die Sensoren befinden sich jeweils im selben Abstand zum Matrizeneinlafradius und das gemessene Signal wird durch das Einlaufen sowie den in der Platine wirkenden Spannungszustand verändert. Es ist eindeutig zu erkennen, dass sich der Spannungszustand auf die resultierenden Rückhaltekräfte auswirkt und dies mithilfe des entwickelten Versuchsaufbaus messbar ist.

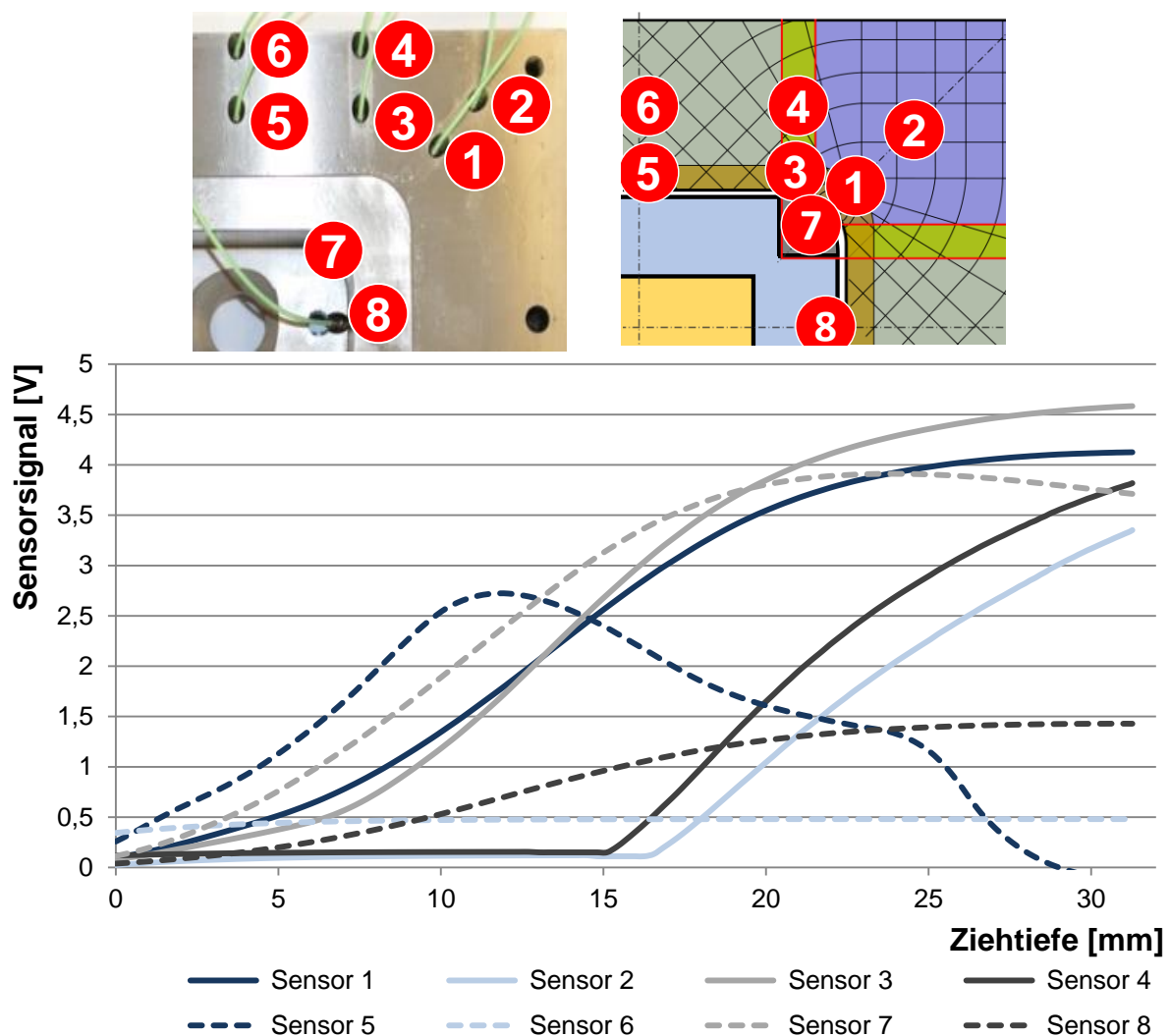


Abbildung 53: Im Realversuch gemessene Sensorsignale (1-8) der unterschiedlichen Sektoren des Umformwerkzeugs

Das Sensorsignal 1 (Eckbereich des Blechhalters) und das Sensorsignal 3 (Übergangsbereich zwischen Ecke und Gerade) im Matrizeneinlafradius steigt direkt zu Beginn der Umformung steil an. Nach einem Stempelweg von ca. 15 mm beginnt das Sensorsignal abzuflachen, da zu diesem

Zeitpunkt der Stempelkantenradius ( $r = 10 \text{ mm}$ ) und der Matrizeinlaufradius ( $r = 5 \text{ mm}$ ) von der Platine umschlungen sind.

Die Signalverläufe der Sensoren 2 und 4, die in den ebenen Sektoren des Blechhalters bzw. der Matrize eingebracht sind, steigen hingegen erst nach einem Stempelweg von ca. 15 mm steil an und flachen im weiteren Verlauf des Tiefziehprozesses leicht ab. Der steile Anstieg nach einem Stempelweg von 15 mm ist durch den Beginn des Einlaufens des Flanschs und den Beginn der Relativbewegung zwischen Platine und Werkzeug zu erklären. Die statische Situation vor dem Einlaufen erzeugt kaum eine elastische Deformation in der Matrize des Umformwerkzeugs. Das Signal steigt bis zum Erreichen der maximalen Ziehtiefe monoton an. Dies ist durch die Verringerung der unter dem Blechhalter befindlichen Fläche des Ziehflansches zu erklären. Durch die Reduktion dieser Fläche steigt die bei diesem Versuchsaufbau gemessene Normalkraft auf den Sensor an. Vor diesem Anstieg zeigen die Sensoren eine relativ konstante Signalintensität, die durch die konstante Blechhalterkraft zu Beginn zu erklären ist.

Die Sensorsignale 5 und 6, welche im Radius bzw. dem ebenen Bereich der geraden Sektoren des Ziehumrisses eingebracht wurden, zeigen einen deutlich unterschiedlichen Signalverlauf, verglichen mit denen der ebenfalls im Radius bzw. ebenen Bereich der Matrize eingebrachten Sensoren 1 und 3 sowie 2 und 4. Hier zeigt sich, dass das Messsignal des Sensors 5 am Matrizenradius direkt mit Beginn der Umformung einen steilen Anstieg aufzeichnet. In diesem Bereich der Platine kommt es deutlich früher zum Einlaufen des Ziehflansches in die Bauteilzarge und die Streckziehbelastung zu Beginn der Umformung tritt nur kurzzeitig auf. Das Abflachen und das weitere Abfallen auf den Wert null beginnt nach 10 mm. Dies erklärt sich mit einer in diesem Bereich auftretenden Einfallstelle am „Rechtecknapf“ und dem daraus resultierenden Verlust des Kontaktes zwischen Blech- und Matrizeinlaufradius. Abbildung 54 zeigt diese Einfallstelle an einem mit GOM ATOS digitalisierten, tiefgezogenen „Rechtecknapf“. Des Weiteren führt die Aufdickung der Platine in den Ecken des Ziehflansches zu einem Abheben der Matrize und entlastet die Geradenbereiche. Der Signalverlauf des Sensors 6 unterscheidet sich ebenfalls signifikant von denen der Sensoren 2 und 4. Eine konstante Zunahme des Messsignals zu Beginn der Umformung ist nicht zu erkennen. Analog zum Verlauf des Sensorsignal 5 steigt das gemessene Signal direkt mit Beginn der Umformung an, in diesem Fall jedoch nur sehr gering, und liefert im Folgenden lediglich maximale Spannungssignale von 0,5 V. Dies ist ebenfalls durch den reduzierten Streckziehanteil sowie die fehlenden tangentialen Druckspannungen zu erklären. Die Platine beginnt bereits zu Beginn in die Bauteilzarge einzulaufen. Der geringe Anstieg folgt aus der in diesem Sektor nur gering auftretenden Zunahme der Blechdicke im Vergleich zum Eckbereich des Ziehteils. Die vom Blechhalter aufgebrachte Normalkraft verhält sich hier verschieden zum Bereich mit tangentialen Druckspannungen. Sie sinkt ab, da der ideal

starre Blechhalter hauptsächlich in den durch die Tangentialspannungen aufgedickten Eckbereichen des Ziehteils aufliegt. Wie erwartet, werden deutlich geringere resultierende Rückhaltekräfte in diesen Bereichen gemessen.

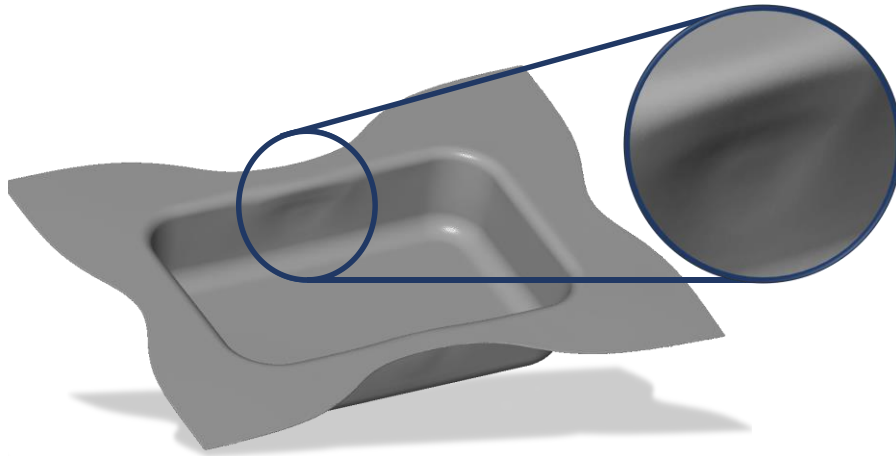


Abbildung 54: Mittels GOM ATOS digitalisierter Tiefgezogener „Rechtecknapf“ mit einer am geraden Bauteilabschnitt sichtbaren Einfallstelle (blaue Markierung)

Die in den Stempel eingebrachten Sensoren 7 und 8 zeigen Signalverläufe, die denen des in den Matrizenlaufradius eingebrachten Signalverläufen entsprechen. Sensorsignal 7 des in die Ecke des Stempels eingebrachten Sensors gleicht dem Verlauf des in der Ecke des Matrizenlaufradius eingebrachten Sensors 1. Analog zu diesem Verlauf steigt das Sensorsignal 7 innerhalb der ersten 15 mm des Stempelweges steil an und flacht, nachdem sowohl Stempelkante als auch Matrizenkante vollständig umschlungen wurden, wieder ab. Allerdings ist an dieser Stelle zu erkennen, dass der Verlauf nach einem Stempelweg von ca. 20 mm ein Maximum erreicht und es im weiteren Verlauf zu einer Reduktion der Signalintensität kommt. Diese Abnahme hängt von den geometrischen Bedingungen im Radius des Stempels ab. [Bla12] stellt diese Abnahme im „Rundnapf“ ebenfalls fest und erklärt sie mit der Korrelation der Reduktion der Kontaktfläche und der daraus resultierenden Abnahme der Umformkräfte. Eine entsprechende Abnahme der Signalintensität kann am geraden Werkzeugsektor des Stempels (Sensor 8) hingegen nicht festgestellt werden, wodurch diese Erklärung infrage gestellt werden muss. Im Sektor des Sensors 8 stellt sich eine deutlich höhere Reduktion der Flanschbreite unter dem Blechhalter ein, eine Abnahme des Sensorsignals ist hier jedoch nicht zu beobachten. Insgesamt liegen die am Stempel gemessenen Signalintensitäten deutlich unterhalb derer in der Matrize. Aufgrund der geringeren Relativwege zwischen Platine und Werkzeug in diesem Sektor kann dies auf die tatsächlich induzierte elastische Deformation des Stempels während des Tiefziehprozesses zurückgeführt werden. Lediglich bei Relativbewegung entsteht im jeweiligen Sektor eine elastische Deformation in Richtung der Platinenbewegung, welche die Miniatur-Längsmessdübel aufnehmen können.

Bei vergleichender Betrachtung der Signalintensität 1-8 fällt auf, dass die Messsensoren sowohl im Matrizenkantenradius als auch im ebenen Bereich des Werkzeugs nicht direkt in der Ecke des Blechhalters, sondern im Übergangsbereich zwischen Ecke und geradem Bauteilabschnitt die höchsten Werte aufzeichnen. Ebenfalls auffällig ist, dass der Anstieg des Signals von Sensor 4 früher beginnt als der von Sensor 2. Beides kann mit der Kraftaufnahme des Miniatur-Längsmessdübels über die elastische Deformation in der Werkzeugstruktur der Matrize erklärt werden. Im Übergangsbereich zwischen Ecke und geradem Bauteilabschnitt erfolgt der Platinkanteneinlauf ausschließlich aus dem Eckbereich. Die tangentialen Druckspannungen im Eckbereich werden durch den Übergangsbereich in den Geradenbereich übertragen. Die Druckspannungen treffen hier auf einen Bauteilabschnitt ohne Druckspannungseinwirkung in tangentialer Richtung. Da sich Spannungen immer in Richtung des geringsten Widerstandes ausbreiten, fließt hier das Teilvolumen der Platine aus den Eckbereichen in die Bereiche des geraden Bauteilabschnitts. So können die Druckspannungen ausgeglichen werden, ohne dass sich Falten 1. Art bilden. Dies führt zu sichtbaren Volumenverschiebungen und zu elastischen Deformationen des Umformwerkzeugs in diesem Bereich. Der hier beschriebene Platinkanteneinlauf kann im Postprocessing der Umformsimulation durch die Verschiebungsvektoren der Elementknoten sichtbar gemacht werden. In Abbildung 55 sind diese Vektoren für den analysierten „Rechtecknapf“ dargestellt.

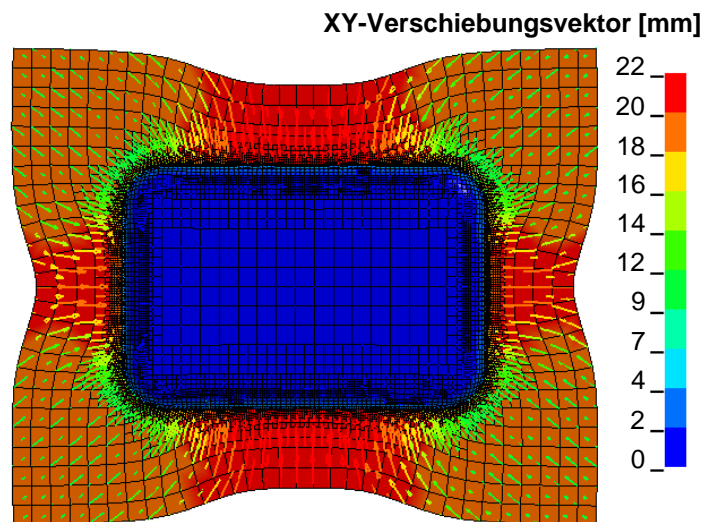


Abbildung 55: Numerische Bestimmung des Platinkanteneinlaufes sowie der Verschiebungsvektoren der Elementknoten während des Tiefziehprozesses

Es kann gezeigt werden, dass unterschiedliche tribologische Systeme entlang des Ziehumrisses vorliegen. Diese sind abhängig vom lokal vorherrschenden Spannungszustand im Ziehflansch des Bauteils und mithilfe des Miniatur-Längsmessdübels messtechnisch erfassbar. Weiterhin zeigt sich, dass für jeden definierten Sektor entlang des Ziehumrisses ein spezifischer Verlauf der auf

die Ziehwerkzeugstruktur wirkenden und mit der Reibungskraft korrelierenden Rückhaltekräfte über dem Stößelweg vorliegt. Dies ist ebenfalls anhand des verwendeten Miniatur-Längsmessdübels messbar. Die Auswirkungen der weiteren Einflussfaktoren Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit, Temperatur und Viskosität des Schmierstoffes werden im folgenden Abschnitt 5.4 untersucht.

## **5.4 Untersuchung tribologischer Einflussparameter auf das Sensorsignal**

Die folgenden experimentellen Untersuchungen dienen der Bewertung der Abhängigkeit der reibungsbedingten Einflussparameter auf die jeweiligen Signalverläufe der Sensoren 1 bis 8 im realen Tiefziehversuch. Dabei werden die Parameter Viskosität des Schmierstoffs, Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit, Blechwerkstoff und Temperatur untersucht und miteinander verglichen. Durch die Veränderung lediglich eines dieser Parameter je Versuch erfolgt eine direkte Zuordnung der auftretenden Signalveränderungen zu den Wechselwirkungen aus der Veränderung des tribologischen Systems. Somit kann bewertet werden, welcher geometrische Sektor eine Abhängigkeit des jeweiligen Einflussfaktors aufweist und wie stark diese in Erscheinung tritt. Die Ergebnisse der Sensormessungen während des Tiefziehens des Stahlwerkstoffes HC340LA werden im Folgenden vorgestellt und diskutiert. Ähnliche Auswirkungen lassen sich jedoch auch für den Aluminiumwerkstoff AA 6016 beobachten. Die komplette Übersicht der Signalverläufe ist für den Werkstoff HC340LA in Anhang 1 – 6 und für den Werkstoff AA 6016 in Anhang 7 – 12 am Ende dieser Arbeit aufgeführt.

### **5.4.1 Einfluss der Schmierstoffviskosität auf die gemessenen Sensorsignale**

Zur Analyse, der vom tribologischen System hervorgerufenen Veränderung der gemessenen Sensorsignale wurden die realen Umformexperimente mit den Schmierstoffen CLF65 und CLF400 durchgeführt und die daraus resultierenden Signalverläufe miteinander verglichen. Es zeigt sich an den acht aufgenommenen Messsignalen, dass eine signifikante Änderung der Sensorsignale aufgrund der verschiedenen Schmierstoffe messbar ist. Dies zeigt, dass diese neuartige Methode zur qualitativen Bestimmung der tribologischen Verhältnisse im Ziehflansch beim Tiefziehen geeignet ist. Die Unterschiede der gemessenen Signalverläufe bei Beölung der Platinen mit derselben Menge unterschiedlich viskoser Schmierstoffe sind in Abbildung 56 dargestellt und werden im Folgenden diskutiert.

Aus den Verläufen der aufgenommenen Sensorsignale ist zu erkennen, dass mit den Sensoren 1, 3 und 5 bis 8 für den höherviskosen Schmierstoff CLF400 niedrigere Werte als bei Verwendung des niederviskosen Schmierstoffs CLF65 unter sonst gleichen Versuchsbedingungen messbar sind. Dieses Ergebnis war auf Basis der Streifenziehversuche (vgl. Abschnitt 4.1) zu erwarten, da dieser Schmierstoff dort geringere Reibungszahlen gezeigt hat. Die reduzierten Rückhaltekräfte

rufen eine geringere elastische Deformation der Matrize und somit auch betragsmäßig geringere Sensorsignale hervor. Der Ziehflansch wird weniger zurückgehalten und es ergeben sich reduzierte Rückhaltekräfte für diesen Bereich. An der Matrize zeigt sich, dass die Viskosität des Schmierstoffs im geraden Bereich des Ziehumrisses eine größere Auswirkung auf die reibungsinduzierte Deformation des Ziehwerkzeugs besitzt als im Bereich der Bauteilecke. Hier überlagern sich die Schmier-, Trenn- und Tragwirkung des Schmierstoffs mit der durch die tangentialen Druckspannungen hervorgerufenen Zunahme der Blechdicke und beeinflusst die Rückhaltekraft nur geringfügig. Am Ziehstempel zeigt sich eine umgekehrte Auswirkung.

Interessant für das Verständnis des tribologischen Systems sind jedoch die Verläufe der Sensoren 2 und 4 im ebenen Bereich der Matrize. Hier ergeben sich für den höherviskosen Schmierstoff CLF400 höhere Spannungssignale der Messsensoren als für CLF65. Der Ziehflansch wird in diesem Bereich des Ziehumrisses weniger stark zurückgehalten und kann einfacher in die Bauteilzarge einlaufen. Der Streckziehanteil ist geringer, was im Folgenden zu einer verringerten Blechdickenreduktion führt. Dadurch können größere Kräfte übertragen werden und der Tiefziehprozess besitzt ein breiteres Prozessfenster. Ebenfalls ist auffällig, dass der sprunghafte Anstieg der Messsignale beim höherviskosen Schmierstoff früher beginnt als beim niederviskosen. Diese Tatsache lässt sich ebenfalls durch die reduzierten Rückhaltekräfte in diesem Sektor des Ziehumrisses erklären. Durch die geringere Rückhaltung des Blechs beginnt die Platine früher zu laufen, da die geringere Haftreibung früher überwunden werden kann. Die Ziehtiefe, bei welcher der Ziehflansch in die Bauteilzarge einzulaufen beginnt, kann über den Ort des Signalanstiegs der Sensoren 2 und 4 bestimmt werden. Ebenfalls zeigt sich, dass dieser Moment für den Signalverlauf des Sensors 4 bei einer geringeren Ziehtiefe liegt als beim Sensor 2. Im Übergangsbereich zwischen Ecke und geradem Bauteilabschnitt beginnt die Platine früher zu laufen als in der Bauteilecke. Dies wird ebenfalls am Verlauf des Sensorsignals 6 deutlich. Hier läuft der Ziehflansch bereits direkt zu Beginn des Tiefziehprozesses ein und das Messsignal zeigt gleich zu Beginn einen Wert, der nahezu dem konstanten Signal vor dem Beginn der Flanschbewegung der Sensoren 2 und 4 entspricht. Die höhere Steigung nach dem Beginn der Platinenbewegung ist durch die erhöhten Normalkräfte in diesem Bereich zu erklären. Die höhere Viskosität ermöglicht ein einfacheres Einlaufen des Ziehflansches und somit auch einen rascheren Anstieg der tangentialen Druckspannungen, welche die Platine aufstauen. Dies führt zu einer Blechdickenzunahme und einem weiteren Anstieg der Sensorsignale, da das Ziehkissen über den Blechhalter auf diesen Bereich einwirkt.



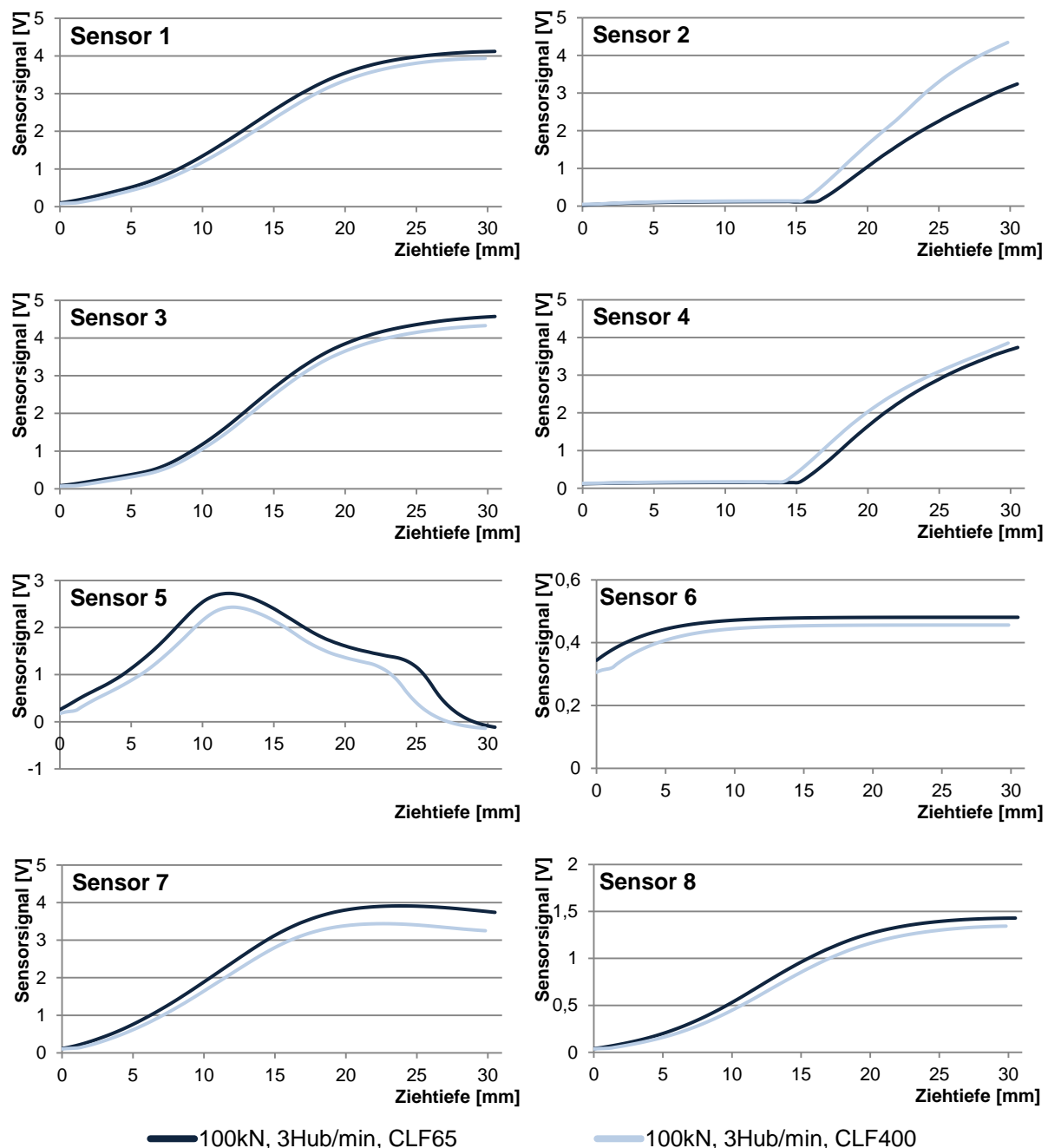


Abbildung 56: Einfluss der Schmierstoffe (CLF400, CLF65) auf das Messsignal,  $F_{BH} = 100\text{kN}$ , 3 Hub/min, Werkstoff: HC340LA (Sensorpositionen: vgl. Abbildung 53)

#### 5.4.2 Einfluss der Flächenpressung der Blechhaltung auf die gemessenen Sensorsignale

Zur Untersuchung der Auswirkung der Flächenpressung auf die gemessenen Sensorsignale wurden Versuche für die drei Blechhalterkräfte 100, 137 und 175 kN durchgeführt. Diese Kräfte wurden gewählt, da hiermit weder lokale Einschnürungen oder Reißen im Bauteil auftreten noch eine Faltenbildung im Flanschbereich sichtbar wird. Aufgrund der konstant eingestellten Ziehtiefe von 30,5 mm befindet sich der Arbeitspunkt dieser Umformung in der Mitte des Prozessfensters. Die gezielte Untersuchung der bei diesen Blechhalterkräften auftretenden Flächenpressungen sowie

deren Auswirkung auf das tribologische System sind somit möglich. Abbildung 57 zeigt die Messsignale bei Verwendung des Werkstoff HC340LA.

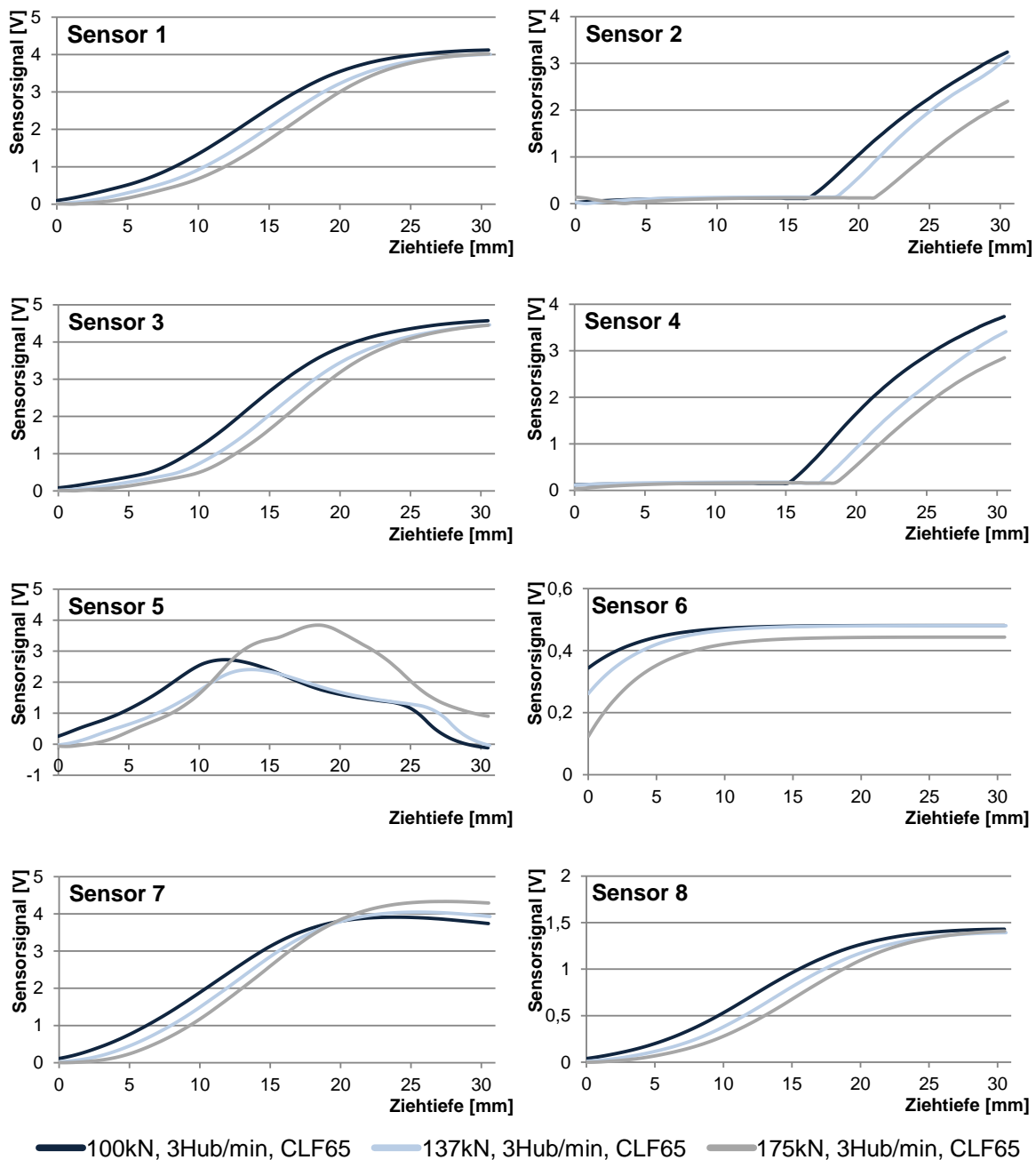


Abbildung 57: Einfluss der Blechhalterpressung (100, 137, 175kN) auf das Messsignal, Schmierstoff CLF65, 3 Hub/min, Werkstoff: HC340LA (Sensorpositionen: vgl. Abbildung 53)

Mit Ausnahme des Signalverlaufes des Sensors 5 (vgl. Abbildung 57) ist zu erkennen, dass eine steigende Flächenpressung den Zeitpunkt des Messsignalanstiegs zu größeren Ziehtiefen verschiebt. Zusätzlich sinken die Messwerte für steigende Flächenpressungen. Der Vergleich mit den Ergebnissen der Streifenziehversuche (vgl. Abschnitt 4.1) lässt dies nicht erwarten und stellt eine gegenläufige Entwicklung dar. Allerdings zeigt sich auch bei den Streifenziehversuchen, dass mit

zunehmender Flächenpressung die Reibungszahlen konstant bleiben bzw. etwas abnehmen. Aus der Literaturanalyse ist bekannt, dass eine Zunahme der Flächenpressung zu einer Abnahme der Reibungszahlen führen kann, bis diese nach Durchlaufen eines Minimums wieder ansteigt [Bay98]. Hier wird nochmals deutlich, dass die im Streifenziehversuch gemessenen Reibungszahlen nur eine bedingte Übertragbarkeit auf den realen Tiefziehprozess besitzen.

Die Verschiebung des Signalanstieges zu größeren Ziehtiefen ist an den Sensorsignalen 2 und 4 besonders deutlich zu erkennen. Höhere Flächenpressungen sorgen dafür, dass der Beginn der Flanschbewegung und somit das Einlaufen der Platine in allen Werkzeugsektoren später erfolgt. Dadurch wird die Blechdicke der Platine deutlich reduziert und es können im weiteren Tiefziehprozess nur geringere Ziehkräfte übertragen werden. In den durchgeführten Versuchen ist das spätere Einlaufen an den Blechdickenverläufen und der größeren Blechdickenreduktion im Übergang von Zarge in den Bauteilboden zu erkennen. Es wird deutlich, dass für die Beschreibung des tribologischen Systems diese erste Umformphase zwischen dem Kontakt von Stempel und Platine und dem Beginn der Flanschbewegung einen entscheidenden Einfluss besitzt. Somit muss dem Beginn des Umformprozesses bis zur ersten Bewegung im Ziehteilflansch, also der Überwindung der Haftreibung, eine entsprechende Bedeutung zukommen. Bei Verwendung der Coulomb'schen Reibungszahlen im Simulationsmodell wird dieser Haftreibungsanteil zu Beginn des Tiefziehprozesses jedoch nicht ausreichend berücksichtigt. Eine Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit kann somit erreicht werden, wenn in der Beschreibung des tribologischen Systems für Blechumformsimulationen dieser Anteil mitberücksichtigt wird.

Zusätzlich zum Einfluss des Haftreibungsanteils muss beachtet werden, dass die Signalverläufe von der veränderten Normalkraft aus der Blechhalterdruckkraft beeinflusst werden. In der nachfolgenden Bestimmung der Reibungszahlen muss diese Auswirkung berücksichtigt werden. Nicht alle gemessenen Veränderungen des jeweiligen Sensorsignals sind dem tribologischen System zuzuordnen. Sie sind ebenfalls von der flächenpressungsbedingten Veränderung der elastischen Deformation der Werkzeugstruktur abhängig.

### **5.4.3 Einfluss der Ziehgeschwindigkeit auf die gemessenen Sensorsignale**

Zur Untersuchung der Auswirkung der Relativgeschwindigkeit auf das tribologische System wurden Versuche mit den an der AIDA Servo-Pressen gezielt einzustellenden Stößelgeschwindigkeiten 3, 5 und 7 Hub/min durchgeführt. Der Pressenstößel wird von einer Exzenterwelle angetrieben und vollzieht daher eine sinusförmige Hubbewegung. Aus diesem Grund ergeben sich keine konstanten Stößelgeschwindigkeiten, sondern der Tiefziehprozess beginnt mit einer maximalen Umformgeschwindigkeit, welche bis zum Wert null im unteren Umkehrpunkt des Stößels abnimmt. Der Pressenstößel überträgt die Umformkraft über den Ziehteilboden in das Bauteil. Der

Ziehflansch stellt die Umformzone dar und läuft während des Tiefziehprozesses in die Bauteilzarge ein. Die Stößelgeschwindigkeit hat somit eine direkte Auswirkung auf das Einlaufen des Ziehflansches und damit auch auf die Relativgeschwindigkeit zwischen den Werkzeugaktivflächen und der Platine. Abbildung 58 zeigt die Kurve des Stößelweges über der Zeit für die drei verwendeten Presseneinstellungen 3, 5 und 7 Hub/min im Bereich zwischen 30 mm und dem unteren Umkehrpunkt. Daraus ergeben sich mittlere Stößelgeschwindigkeiten von 45, 75 und 105 mm/s. Diese wurden gewählt, da sich in Vorversuchen gezeigt hat, dass hierbei unterschiedliche maximale Ziehtiefen erreicht werden können. Aus der Literatur ist bekannt, dass diese Ziehgeschwindigkeiten bzw. Geschwindigkeitsunterschiede noch keinen Hinweis auf eine Dehnratenabhängigkeit des Werkstoffes liefern. Die Dehnratenabhängigkeit zeigt sich besonders bei sehr viel höheren Umformgeschwindigkeiten, wie sie etwa im Fahrzeugcrash auftreten. Es muss somit davon ausgegangen werden, dass die gemessenen Signaländerungen einzig auf Veränderungen im tribologischen System zurückzuführen sind. Wie in Abschnitt 2.3 bereits dargestellt, begünstigen höhere Relativgeschwindigkeiten das Einlaufen des Ziehflansches in die Bauteilzarge sowie ein verbessertes Fließverhalten der Platine unter der Blechhalterfläche.

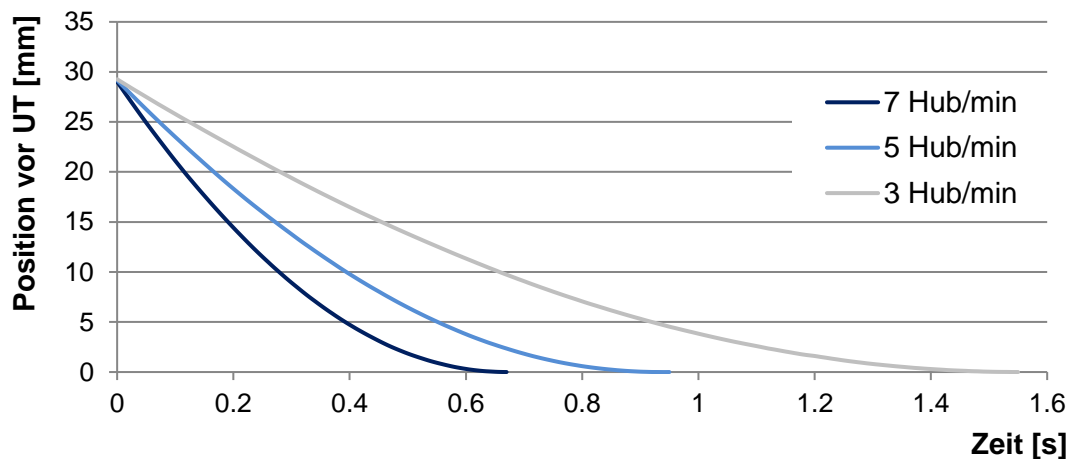
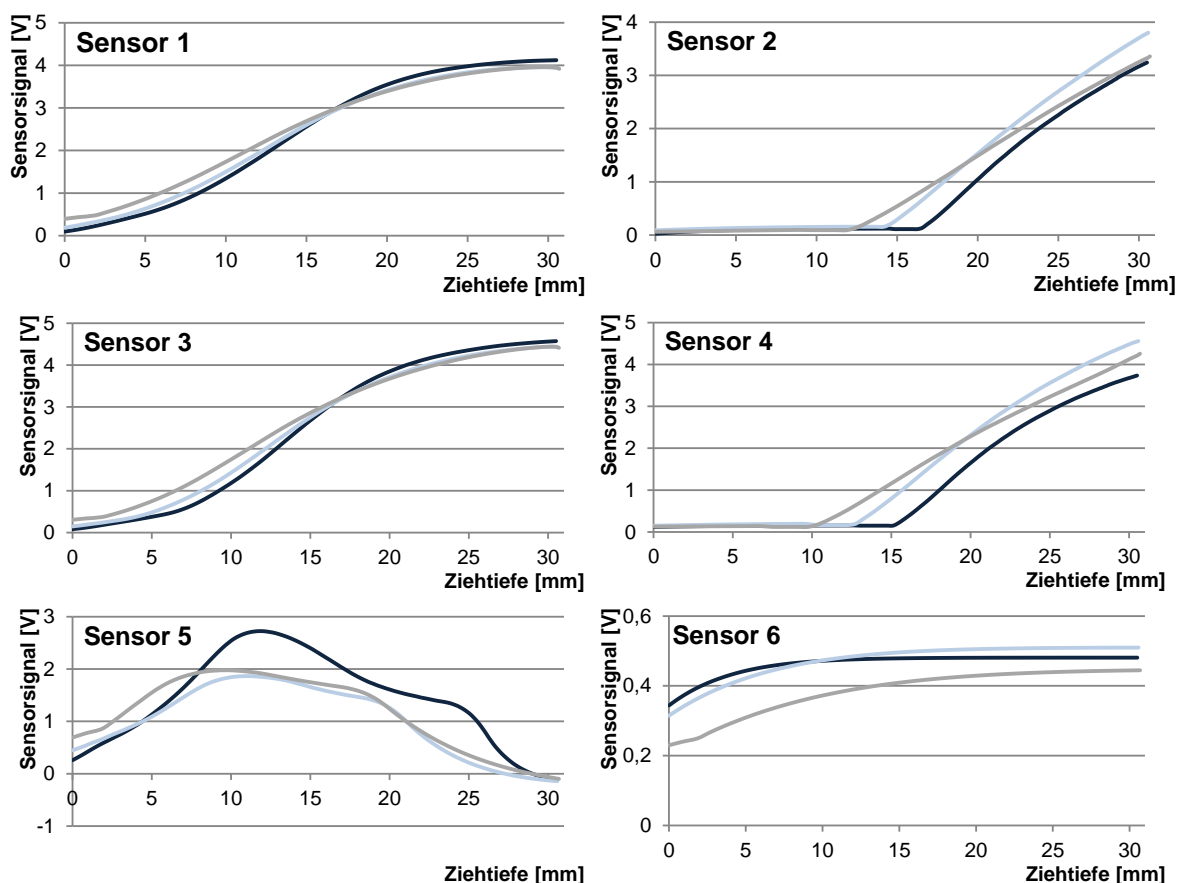


Abbildung 58: Gemessene Bewegungsprofile des Ziehstößels für die Hubzahlen 3, 5 und 7 Hub/min

Abbildung 59 zeigt die aufgenommenen Messsignale der acht Sensoren für die Stößelgeschwindigkeiten 3, 5 und 7 Hub/min. Wie bei den Versuchen mit Schmierstoffen unterschiedlicher Viskosität und den Untersuchungen mit verschiedenen Blechhalterkräften, ist auch bei der Untersuchung verschiedener Ziehgeschwindigkeiten eine deutliche Veränderung des Messsignals im realen Tiefziehversuch zu erkennen. Im Vergleich zu den zuvor analysierten Verläufen der Sensorsignale ist auch bei der Ziehgeschwindigkeitsabhängigkeit eine Reduktion der Signalintensität bei vermeintlich vorteilhaftem tribologischen System messbar.

Mit den Sensoren 1, 3 und 5 bis 8 wurden geringere Signalintensitäten bei höheren Stößelgeschwindigkeiten gemessen. Dies ist analog zur Verringerung der Signalintensität bei reduzierter Flächenpressung durch die reduzierten Rückhaltekräfte zu erklären. Die Signalintensitäten sinken, da eine verringerte elastische Deformation im Matrizen- bzw. Stempelwerkstoff hervorgerufen wird. Zudem ist zu beobachten, dass die Messsignale bei Verwendung höherer Stößelgeschwindigkeiten bereits bei geringeren Ziehtiefen ansteigen, was auf geringere Rückhaltekräfte und somit ein früheres Einlaufen des Ziehflansches in die Bauteilzarge schließen lässt.

Besonders deutlich zeigt sich die Auswirkung der Ziehgeschwindigkeit an den Messsignalen der Sensoren 2 und 4. Diese zeigen einen deutlich früher auftretenden, sprunghaften Anstieg des Sensorsignals. Interessant ist bei diesen Versuchen jedoch, dass der Anstieg der Messwertzunahme für die höchste Ziehgeschwindigkeit (7 Hub/min) deutlich flacher verläuft, als dies bei den untersuchten geringeren Ziehgeschwindigkeiten der Fall ist. Diese Auswirkung der Ziehgeschwindigkeit auf das Sensorsignal lässt sich auch für den Aluminiumwerkstoff AA 6016 beobachten. Es ist somit messbar, dass der Ziehflansch früher in die Bauteilzarge einläuft und auch im weiteren Verlauf des Tiefziehprozesses geringeren Rückhaltekräften ausgesetzt ist.



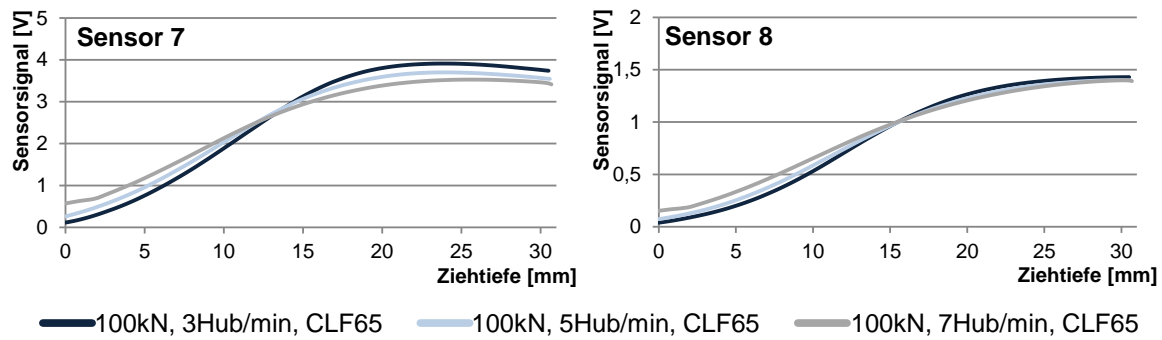


Abbildung 59: Einfluss der Ziehgeschwindigkeit (3, 5, 7 Hub/min) auf das Messsignal,  $F_{BH} = 100\text{kN}$ , Schmierstoff CLF65, Werkstoff: HC340LA (Sensorpositionen: vgl. Abbildung 53)

#### 5.4.4 Einfluss des Blechwerkstoffes auf die gemessenen Sensorsignale

Der direkte Vergleich der Messsignale der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Blechwerkstoffe HC340LA und AA 6016 ist aufgrund der unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften, Blechdicke, Oberflächentopografie sowie -beschichtung nur bedingt möglich. Bei Betrachtung der einzelnen Messsignale zeigt sich jedoch, dass die für das Stahlblech auftretenden Signalverläufe in skaliert Form auch für den Aluminiumwerkstoff gelten (Abbildung 60).

Auffällig für diese Versuchsreihe ist, dass die Sensoren 2, 4 und 6 (Sensoren in der ebenen Matrizenfläche, vgl. Abbildung 53), für den weicheren und somit vermeintlich einfacher umzuformenden Werkstoff höhere elastische Deformationen der Werkzeugstruktur aufzeichnen. Dies lässt für den Aluminiumwerkstoff auf ein deutlich andersartiges tribologisches System im Blechhalterbereich im Vergleich zum Stahlblechwerkstoff schließen. Es zeigt sich auch an dieser Stelle, dass eine Bestimmung des tribologischen Systems einzig aus dem Streifenziehversuch oder einem anderen Modellversuch mit vergleichbarem Abstraktionsgrad nicht ausreichend ist, um das im Umformwerkzeug real wirkende tribologische System hinreichend genau zu charakterisieren. Die auftretenden Wechselwirkungen werden in diesen einfachen Modellversuchen nicht ausreichend berücksichtigt und es können Fehlinterpretationen des vorliegenden tribologischen Systems erfolgen. Die gemessenen Signalverläufe zeigen, dass die Bewegung des Ziehflansches unter dem Blechhalter beim Aluminiumwerkstoff früher einsetzt. Allerdings muss beachtet werden, dass die Versuche mit dem Aluminiumwerkstoff mit einer reduzierten Blechhalterkraft durchgeführt wurden und somit bei einem direkten Vergleich zwischen den Messsignalen des Aluminium- und des Stahlblechwerkstoffes die Auswirkungen der Blechhalterkraft auf das Messsignal berücksichtigt werden müssen.

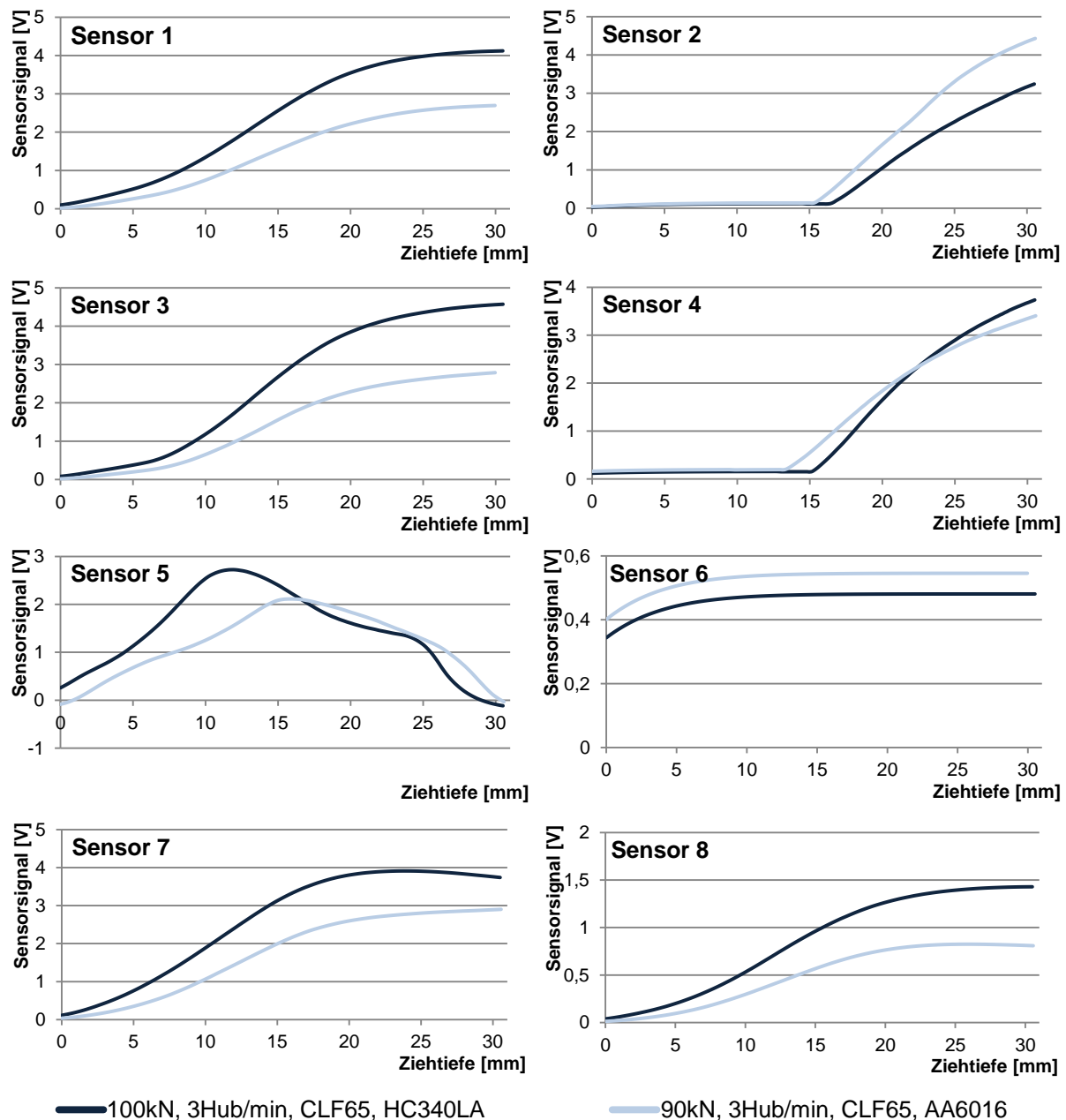


Abbildung 60: Einfluss des Blechwerkstoffes (HC340LA, AA 6016) auf das Messsignal,  $F_{BH} = 100\text{kN}/90\text{kN}$ , Schmierstoff: CLF65, 3 Hub/min (Sensorpositionen: vgl. Abbildung 53)

#### 5.4.5 Einfluss der Temperatur auf die gemessenen Sensorsignale

Im verwendeten Ziehwerkzeug wird bewusst auf die Verwendung von Heizpatronen zur gezielten Temperierung des Blechhalters, der Matrize und des Stempels verzichtet. Bei der Integration von Heizpatronen und einer derartigen Erwärmung wird das Umformwerkzeug im Idealfall homogen erwärmt. Im realen Tiefziehprozess erfolgt die Erwärmung des Umformwerkzeugs jedoch über den Wärmeeintrag aus der Umformung. Dabei tritt eine örtlich inhomogene Erwärmung des Werkzeugs auf, da in unterschiedlichen Bereichen des Umformbauteils verschieden große Wärmemengen erzeugt und in das Werkzeug induziert werden. Im Bereich der Bauteilrundung findet

beispielsweise ein höherer Einlauf des Ziehflansches statt und daraus folgend entsteht ein erhöhter Wärmeeintrag in das Werkzeug. Zur realitätsnahen Messung der unterschiedlichen, lokalen tribologischen Systeme in Abhängigkeit von den örtlich spezifischen Wärmeeinträgen wird der in Abschnitt 5.1.4 beschriebene Versuchsaufbau mit automatisiertem Werkzeugbetrieb zur Durchführung von seriennahen Dauerhubversuchen verwendet. Durch die Umformwärme erwärmt sich das Tiefziehwerkzeug von selbst entsprechend der lokal induzierten Wärmemenge und es entstehen erhöhte Prozesstemperaturen in der Werkzeugstruktur. Ein qualitativer Verlauf der so entstehenden Werkzeugtemperaturen wird während der Durchführung der seriennahen Dauerhubversuche messtechnisch aufgezeichnet und ist in Abbildung 61 dargestellt. Diese Temperaturentwicklung in der Werkzeugstruktur wird mit einem Thermoelement aufgenommen, das sich in einer Bohrung 3 mm unter der Oberfläche des Matrizeneinlaufradius im geraden Bereich des Ziehumrisses befindet. Es ist zu erkennen, dass sich das Werkzeug bei Verarbeitung der Stahlplatten während der ersten 80 Hübe auf ca. 45 °C und bei Verarbeitung der Aluminiumplatten auf ca. 27 °C erwärmt. Das Abfallen des Temperatursignals nach 100 Hüben beim Stahlwerkstoff sowie nach 175 und 360 Hüben beim Aluminiumwerkstoff ist auf einen fehlerhaften Ausstoßprozess und ein darauffolgendes Unterbrechen des Dauerhubbetriebs bei der Durchführung der Versuche zurückzuführen. Durch die fehlende Zuführung von Wärmeenergie kühlt das Werkzeug zwischen den Produktionshüben in diesem Zeitbereich ab. Es erlangt seine vorherige Temperatur jedoch nach wenigen Produktionshüben zurück und es stellt sich erneut ein konstanter Temperaturverlauf ein.

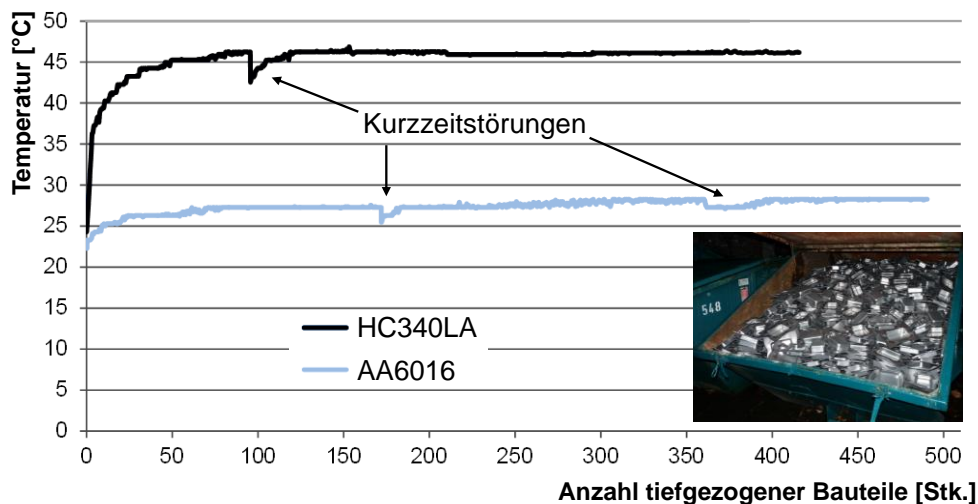


Abbildung 61: Temperaturverlauf bei Dauerhubversuchen zum Tiefziehen von „Rechtecknäpfen“, gemessen mit einem Thermoelement, 3 mm unter dem Matrizeneinlaufradius,  $F_{BH} = 100, 90\text{kN}$ , Werkstoff: HC340LA, AA 6016, 7 Hub/min

Die Dauerhubversuche wurden mit einer Stößelgeschwindigkeit von 7 Hub/min durchgeführt. Diese wurde gewählt, um die Signalverläufe mit denen der Einzelhubuntersuchungen aus Abschnitt 5.4.1 bis 5.4.4 vergleichen zu können. Dabei wurde die maximale Geschwindigkeit der



Einzelhubversuche gewählt, um die Abkühlung des Umformwerkzeugs zwischen den Stößelhüben möglichst gering zu halten und den Zeitaufwand bis zum Erreichen von stabilen Prozesstemperaturen zu minimieren. Für den Aluminiumwerkstoff AA 6016 sind in der Automobilindustrie 12 Hub/min, für den Stahlwerkstoff bis zu 20 Hub/min üblich. Aufgrund konstruktiver Randbedingungen der Versuchsanlage konnten diese Produktionsgeschwindigkeiten jedoch nicht erreicht werden. Der beschränkte Anstieg der Temperaturzunahme auch bei hohen Hubanzahlen lässt jedoch den Schluss zu, dass auch bei höheren Stößelgeschwindigkeiten dieses Temperaturmaximum des Werkzeugs nicht überschritten wird. Allerdings wird dieses Temperaturmaximum aufgrund der kürzeren Abkühlzeit zwischen den Hüben des Pressenstößels steiler ansteigen. Die von [Ste03] beschriebenen maximalen Werkzeugtemperaturen von 80 °C bei der Umformung von hochfesten Stahlblechen werden hier nicht erreicht, da die Wärmeentwicklung abhängig von der Komplexität der Bauteilgeometrie ist und im Rahmen dieser Arbeit die relativ einfache „Rechtecknapf“-Geometrie verwendet wurde.

Da im seriennahen Dauerhubbetrieb lediglich Werkzeugtemperaturen von 46°C bzw. 28°C erreicht werden, können die Messsignale der Miniatur-Längsmessdübel auch nur für diese Temperaturen verglichen werden. Die in Abbildung 62 dargestellten Aufnahmen der Wärmebildkamera des Tiefziehprozesses sowie des Pressteils nach dem Ausstoßen aus dem Arbeitsraum zeigen, dass sich im realen Serienprozess, wie angenommen, keine gleichmäßig über das Bauteil verteilte Temperatur entwickelt. Bei Dauerhubversuchen mit dem Stahlblechwerkstoff HC340LA erwärmt sich der Matrizeneinlaufradius auf Temperaturen zwischen 50 und 55°C, die ebene Matrizen- bzw. Blechhalterfläche auf ca. 40°C und der Stempelboden inklusive Stempelkantenradius auf ca. 32°C. Es wird bestätigt, dass ein homogen beheiztes Werkzeug nicht die realen Temperaturbedingungen am Tiefziehwerkzeug widerspiegelt und eine auf dieser Datengrundlage basierende Beschreibung des tribologischen Systems Fehler aufweist.



Abbildung 62: Aufnahmen der Wärmebildkamera während des Pressvorgangs (links und mittig), „Rechtecknapf“ nach 10 Hüben (rechts oben) und 80 Hüben (rechts unten)

Die Auswertung der mit der Wärmebildkamera aufgenommenen Werkzeugtemperaturen zeigt, dass die Temperaturentwicklung besonders am Matrizeneinlaufradius des Ziehwerkzeugs entsteht. Stempelkantenradius und Stempelboden behalten während der Dauerhubversuche eine nahezu unveränderte Temperatur, welche der Umgebungstemperatur entspricht. Es zeigt sich weiter, dass die ebenen Eckbereiche des Ziehtteils und somit auch die der Matrize ebenfalls eine eher geringe Erwärmung erfahren. Für den geraden Bauteilabschnitt des Flansches zeigt sich jedoch eine deutliche Erwärmung. Entsprechend der Sensorpositionen 1 – 8 wurden die Temperaturverläufe aus den Bildern der Wärmebildkamera ausgewertet und die lokalen Temperaturentwicklungen in Abbildung 63 für den Stahlblech- und den Aluminiumblechwerkstoff aufgetragen. Dabei wurden aufgrund der Übersichtlichkeit lediglich die Temperaturverläufe der Positionen der Sensoren 1, 2, 6 und 7 dargestellt. Die weiteren Temperaturverläufe entsprechen aufgrund der örtlichen Nähe den dargestellten Verläufen ( $1 \approx 3 \approx 5$ ,  $2 \approx 4$  und  $7 \approx 8$ ).

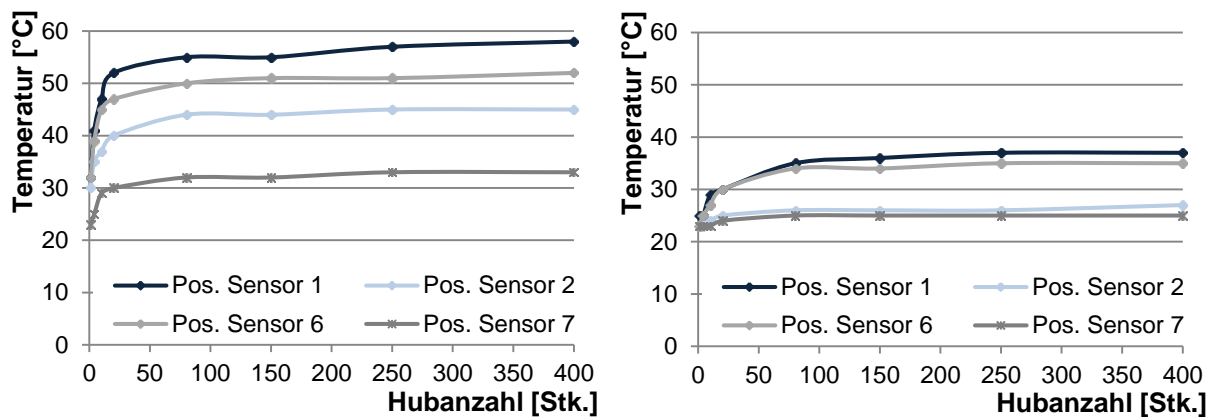


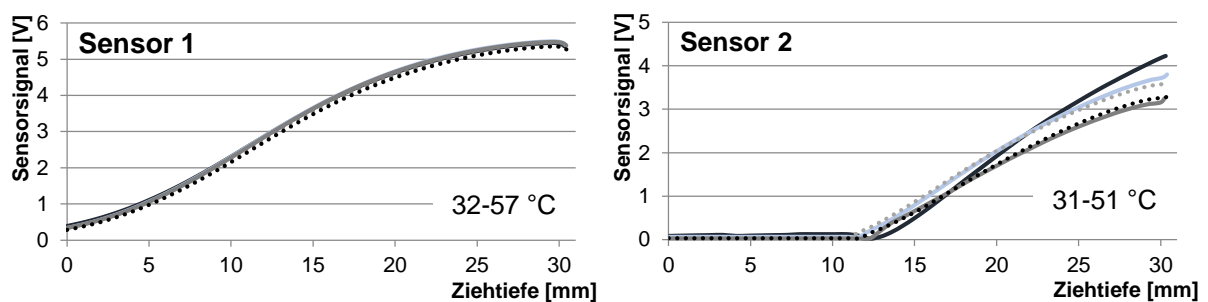
Abbildung 63: Lokale Temperaturentwicklung bei Dauerhubversuchen der Werkzeugsektoren 1, 2, 6 und 7 für die Blechwerkstoffe HC340LA (links), AA 6016 (rechts)

Abbildung 64 zeigt die Sensorsignalverläufe für zunehmende Hubzahlen des seriennahen Dauerhubversuchs für die Verfolgung der Temperaturzunahme im Ziehwerkzeug und der Temperaturverteilungen am Tiefziehteil für den Stahlblechwerkstoff HC340LA. Dazu sind in den jeweiligen Diagrammen die im Versuch aufgenommenen Temperaturverläufe der entsprechenden Messstelle angegeben. Für den Vergleich der Ergebnisse der Dauerhubversuche mit denen der Einzelhubversuche muss beachtet werden, dass aufgrund der fehlenden Möglichkeit einer Zusatzbeölung der Platine die Dauerhubversuche mit dem bereits vom Walzwerk aufgebrauchten Prelube durchgeführt wurden. Der direkte Vergleich mit den Streifenziehversuchen ist daher nicht möglich. Die entsprechenden Versuchsergebnisse für den Werkstoff AA 6016 sind in Anhang 13 aufgeführt.

In Abbildung 64 ist lediglich eine geringe Temperaturabhängigkeit der Signalverläufe der Sensoren 1, 3, 5, 7 und 8 zu erkennen und es lässt sich kein funktionaler Zusammenhang zwischen der Temperaturerhöhung und der gemessenen Sensorsignalintensität feststellen. Die Rückhaltekräfte

bleiben in diesen Werkzeugsektoren trotz der gemessenen Temperaturzunahme nahezu konstant. Im Gegensatz dazu findet im ebenen Matrizen- bzw. Blechhalterbereich nur eine vergleichsweise geringe Erwärmung der Werkzeugaktivflächen statt, jedoch ist eine deutlichere Veränderung der Rückhaltekräfte messbar. Das beobachtete Verhalten der Rückhaltekräfte in den Werkzeugsektoren 1, 3, 5, 7 und 8 wird auf die kurze Einwirkdauer der höheren Temperaturen im Bereich des Stempel- und Matrizeneinlaufradius zurückgeführt. Die temperaturempfindlichen Additive im Schmierstoff können sich während der kurzen Einwirkdauer nicht zersetzen und behalten ihre reibungsoptimierenden Eigenschaften. Zudem zeigen die verwendeten Prelubes im Gegensatz zur konventionellen Zusatzbeölung für Temperaturen von bis zu 80 °C ein stabiles tribologisches Verhalten. Außerdem ist der Bereich der erhöhten Werkzeugtemperatur im Matrizeneinlaufradius auf eine lokale Zone des Ziehwerkzeugs beschränkt. Der Blechhalter besitzt eine deutlich größere Kontaktfläche mit der Platine als die Werkzeugradialen. Veränderungen der Schmierstoffeigenschaften wirken sich daher in diesem Bereich deutlicher auf die resultierenden Rückhaltekräfte und die somit gemessenen elastischen Deformationen im Werkzeug aus.

Die Sensoren 2, 3 und 6 sind hingegen unter der großflächigen ebenen Matrizenoberfläche eingebracht und erfassen die reibungsinduzierte Deformation in diesen Werkzeugsektoren. Die größere, hier messbare Auswirkung der Temperatur ist auf die längere Einwirkdauer und den großflächigen Kontakt zurückzuführen. Mit zunehmender Temperatur verschiebt sich der sprunghafte Anstieg des Sensorsignals zu größeren Ziehtiefen, was eine höhere Haftreibung indiziert. Allerdings findet diese Verschiebung am deutlichsten zwischen dem 1. und dem 5. Hub statt. Dabei erhöht sich die lokale Temperatur rasch von 29 °C auf 37 °C. Es zeigt sich, dass dieser geringe Temperaturanstieg im Zusammenwirken mit den tangentialen Druckspannungen im Eckbereich eine wesentlich größere Auswirkung auf das Einlaufverhalten des Ziehflansches aufweist als die Temperaturerhöhung am Matrizeneinlaufradius. Diese im neuartigen Modellversuch gemessene Veränderung der Rückhaltekräfte ist in herkömmlichen Modellversuchen mit höherem Abstraktionsgrad wie dem Streifenziehversuch hingegen nicht modellierbar und nicht nachweisbar.



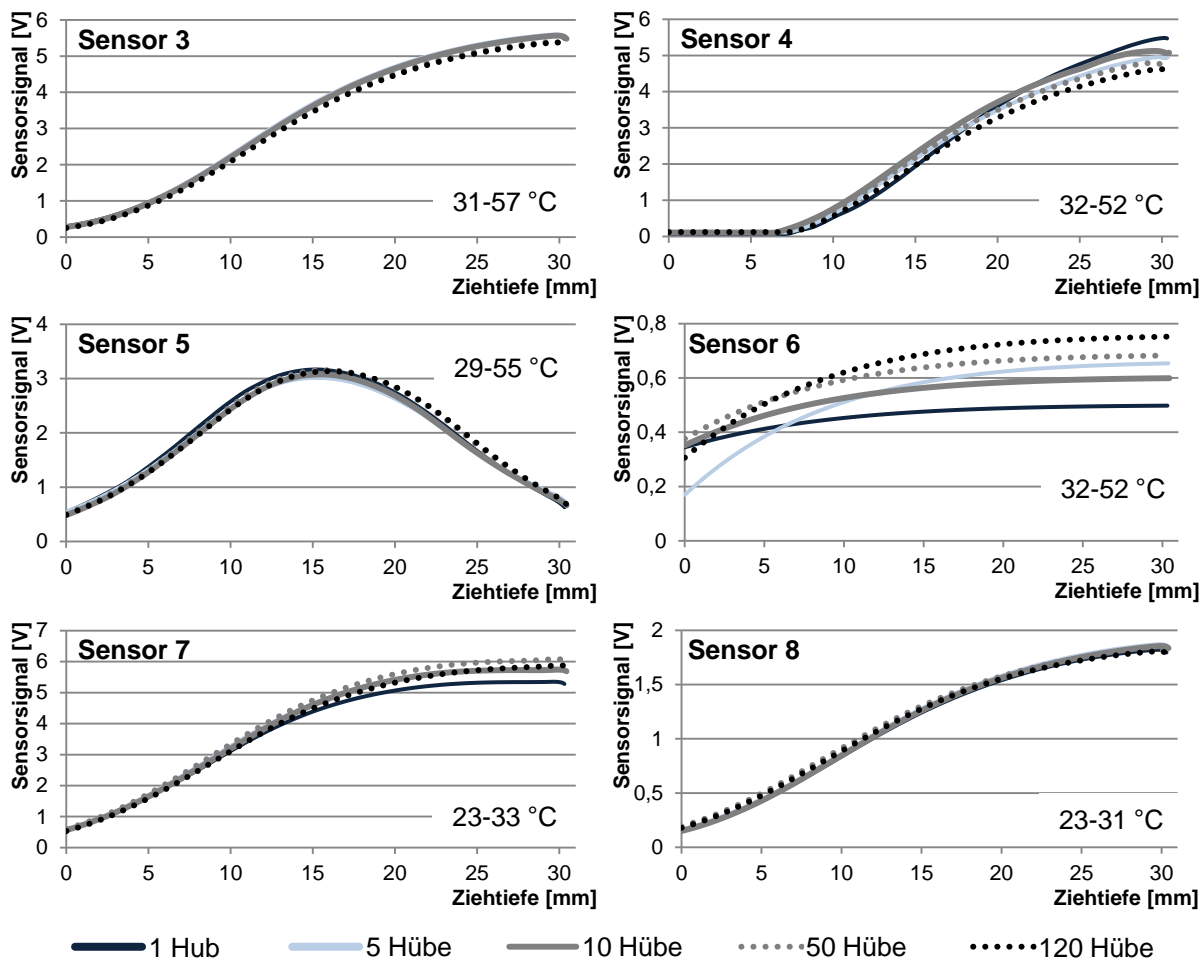


Abbildung 64: Einfluss der lokalen Temperatur nach 3, 5, 10, 50 und 120 Hübem auf das Messsignal, Werkstoff HC340LA, 100kN Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit 7 Hub/min und Schmierstoff: Prelube (Sensorpositionen: vgl. Abbildung 53)

## 5.5 Fazit zur neuartigen Bestimmung der Rückhaltekräfte während des Tiefziehprozesses

Aufbauend auf den in Abschnitt 5.1 durchgeführten Analysen der durch die Prozesskräfte deformierten Werkzeugstruktur konnte eine neuartige Methode zur Messung der Rückhaltekräfte im realen Tiefziehprozess entwickelt werden. Der wesentliche Vorteil dieses Systems ist die Messung der Rückhaltekräfte ohne mit einem Sensor direkt in die Berührfläche der tribologischen Kontaktpartner (Blechhalter, Matrize, Umformstempel und Platine) einzugreifen. Zudem werden Vereinfachungen des tribologischen Belastungskollektivs minimiert, welche bei herkömmlichen Modellversuchen, wie dem Streifenziehversuch, notwendig sind. In den Abschnitten 5.1 wurde der dazu neu entwickelte Messaufbau unter Verwendung eines Miniatur-Längsmessdübels beschrieben. Durch die in Abschnitt 5.1.4 beschriebene Automatisierung des Werkzeugbetriebs zur Durchführung von seriennahen Dauerhubversuchen (vgl. Abbildung 65) war es möglich, reale Erwärmungseffekte des Versuchswerkzeugs aufgrund der durch den Umformvorgang erzeugten Wärmemenge

nachzubilden. Damit konnte die Auswirkung der real auftretenden Prozessstemperatur auf das lokale tribologische System bewertet werden. Zudem wurde gezeigt, dass die während des Umformvorgangs auftretenden Spannungszustände in der Platine wesentliche Auswirkungen auf die Rückhaltekräfte besitzen und diese nicht in einfachen Modellversuchen mit hohem Abstraktionsgrad abgebildet werden können.

Im Abschnitt 5.2 wurde gezeigt, dass unterschiedliche tribologische Systeme veränderte elastische Deformationen der Werkzeugstruktur hervorrufen. Diese konnten anhand des neu entwickelten Messsystems während des Umformvorgangs aufgezeichnet und bewertet werden. Durch die Verwendung von hoch- und niederviskosen Umformschmierstoffen konnte das tribologische System variiert und dabei eine signifikante Messsignaländerung aufgezeichnet werden. Daraus war deutlich zu erkennen, dass für den Tiefziehprozess vorteilhafte tribologische Systeme geringere elastische Deformationen in der Werkzeugstruktur des Ziehstempels und der Matrize hervorrufen als gezielt nachteilig eingestellte. Das Sensorsignal steigt bei zunehmender Blechhalterkraft an. Eine geringe Schmierstoffviskosität sowie verringerte Ziehgeschwindigkeiten lassen die Sensorsignale ebenfalls ansteigen. Des Weiteren war zu beobachten, dass die tribologischen Systeme bei der Umformung von Blechwerkstoffen aus Stahl und Aluminium in Relation zueinander denselben Veränderungen unterliegen, wenn Prozessparameter wie Blechhalterkraft, Ziehgeschwindigkeit und Umformschmierstoff variiert werden. Allerdings zeigt der Vergleich der Signalintensitäten während der Tiefziehversuche mit Stahl- und Aluminiumblech einen signifikanten Einfluss des Werkstoffes. Dabei treten für den Stahlblechwerkstoff höhere Signalintensitäten auf als für den Aluminiumwerkstoff. Dieses Verhalten lässt sich auf die unterschiedliche Festigkeit der Werkstoffe zurückführen und verdeutlicht, dass das tribologische System für beide Werkstoffe separat bestimmt werden muss.

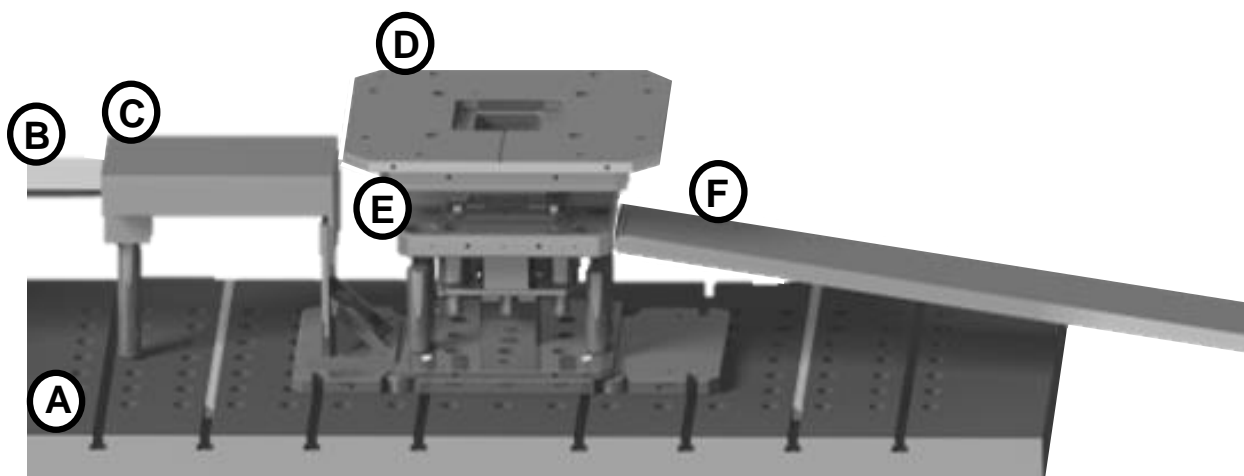


Abbildung 65: CAD-Modell des Versuchsaufbaus der seriennahen Dauerhubversuche: A: Pressentisch B: Zuführung des Spaltbands C: Zangenvorschub D: Tiefziehwerkzeug E: Abschnitt des Spaltbands F: Förderband zum Teiletransport

Die Ergebnisse der seriennahen Dauerhubversuche, bei denen eine reale Werkzeugerverwärmung erzeugt und gemessen werden konnte, zeigen den Einfluss der Werkzeugtemperatur auf die gemessenen Sensorsignale. Die Untersuchungen verdeutlichen, dass keine homogene Erwärmung des Werkzeugs und somit der Kontaktfläche zur Platine auftritt. Im realen Dauerhubbetrieb erwärmen sich besonders der Matrizenlaufradius und der Eckbereich des Ziehteils. Aufgrund der geringen Einwirkdauer der Temperatur während des Tiefziehprozesses, der relativ geringen Erwärmung des Werkzeugs in der ebenen Kontaktfläche des Blechhalters sowie der Temperaturstabilität des Prelubes wird lediglich eine geringe Zunahme der Sensorsignale im Dauerhubbetrieb gemessen. Dies entspricht jedoch dem tatsächlich auftretenden Verhalten des tribologischen Systems im Tiefziehprozess. Die Bewertung der jeweiligen Einflussgröße erfolgte für alle acht Sektoren entlang der Ziehteilgeometrie (vgl. 4.2).

Es konnte gezeigt werden, dass der Spannungszustand in der Platine eine signifikante Auswirkung auf das Sensorsignal besitzt. Die in den acht Sektoren integrierten Miniatur-Längsmessdübel zeigen jeweils einen charakteristischen Verlauf ihres Messsignals. Von besonderem Interesse sind dabei die Sektoren 2, 4 und 6, da diese die größte Kontaktfläche mit der Platine besitzen. Es wird deutlich, dass die Aufteilung der Ziehteilgeometrie in die definierten Sektoren notwendig ist, um die lokal auftretenden tribologischen Systeme qualitativ bestimmen zu können.

Durch die Analyse der Sensorsignale wurde gezeigt, dass mittels des neu entwickelten Messaufbaus die Auswirkungen der örtlich unterschiedlich auftretenden tribologischen Einflussgrößen bestimmt werden können. Dies bestätigt die Eignung der hier vorgestellten Messmethode, sowie die Notwendigkeit, tribologische Wechselwirkungen im physischen Tiefziehprozess zu bestimmen. Der unterschiedliche Sensorsignalverlauf der jeweiligen Werkzeugsektoren bestätigt zudem die Notwendigkeit einer örtlichen Beschreibung des tribologischen Systems. In numerischen Simulationen des Tiefziehprozesses müssen diesen Sektoren daher zukünftig jeweils angepasste, nicht konstante Reibungszahlen zugeordnet werden. Die Berechnung der für die numerische Simulation notwendigen Reibungszahlen aus den in diesem Kapitel aufgenommenen Sensorsignalen erfolgt im nachfolgenden Kapitel 6.

## 6 Numerische Bestimmung der Reibungszahlen mittels der Finite Elemente Methode

Der Fokus dieses Kapitels liegt auf der Integration der mit der neu entwickelten Versuchsmethode im Prozess gemessenen Rückhaltekräfte in ein Simulationsmodell sowie auf der Berechnung der daraus entstehenden Reibungszahlen. Dies geschieht über eine thermomechanisch gekoppelte Simulation des als Versuchsgeometrie verwendeten „Rechtecknapfes“. Als Simulationsstandard in LS DYNA hat sich die Verwendung des Coulomb'schen Reibungsmodells für die Berechnung von Tiefziehprozessen etabliert. Zur Berücksichtigung der Einflüsse Flächenpressung, Relativgeschwindigkeit, Umformschmierstoff und Temperatur sollen stattdessen die im Versuch gemessenen Rückhaltekräfte in Reibungszahlen überführt und darauf aufbauend in das Simulationsmodell integriert und bewertet werden. Das Vorgehen dieses Kapitels gliedert sich dabei in die in Abbildung 66 dargestellte Vorgehensweise.

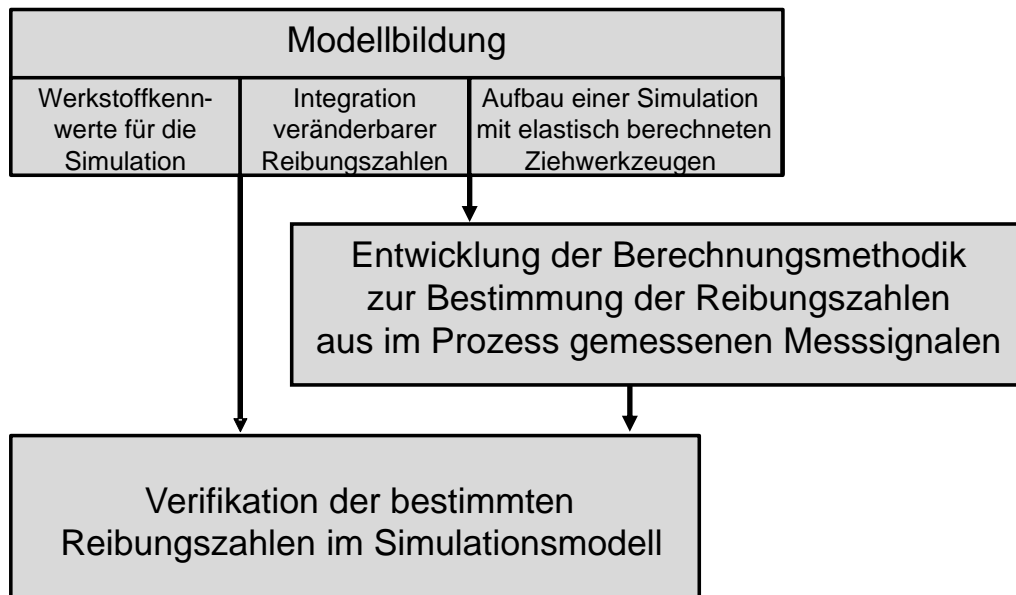


Abbildung 66: Vorgehensweise zur Berechnung und Verifikation im Tiefziehprozess gemessenen Reibungszahlen

Abschnitt 6.1 beinhaltet den zur Berechnung der Reibungszahlen und späteren Verifikation notwendigen Aufbau der Blechumformsimulation. Er beinhaltet die Aufnahme und Definition der für die Simulation notwendigen Werkstoffkennwerte und beschreibt die verwendete Methodik zur Integration von sich verändernden Reibungszahlen in das Modell. Anschließend wird der Aufbau einer Simulation mit elastisch berechneten Ziehwerkzeugen beschrieben, welche für die in Abschnitt 6.2 dargestellte Berechnung der Reibungszahlen aus den im Prozess gemessenen Sensorsignalverläufen benötigt wird. In Abschnitt 6.2 wird diese Berechnung für die in Abschnitt 5.4 aufgenommenen Sensorsignalverläufe durchgeführt und diskutiert. Kapitel 6 endet mit der

Verifikation der neuartig bestimmten Reibungszahlen durch den Vergleich der Blechdickenverläufe von real tiefgezogenen Bauteilen mit den aus der Simulation ermittelten Verläufen bei Verwendung dieser auf neuartige Weise bestimmten Reibungszahlen.

## 6.1 Modellbildung

Die Modellbildung und Berechnung des FE-Modells für das Tiefziehen eines einfachen „Rechtecknapfes“ erfolgt in LS-Dyna. Dabei wurde der Simulationscode aus dem Keyword User's Manual Volume I [Liv15] verwendet. Die Simulation ist im Einheitensystem mm-kg-ms aufgebaut und die thermomechanisch gekoppelte Simulation verwendet °C als Temperatureinheit. Im Folgenden wird das Vorgehen zum Aufbau der Simulation entsprechend Abbildung 66 beschrieben.

### 6.1.1 Aufnahme der Werkstoffkennwerte für die FE-Simulation

Zur Ermittlung der Fließkurve kommt in der Blechumformung hauptsächlich der einachsige Flachzugversuch zum Einsatz. Dazu wird der in DIN EN ISO 6892 genormte Versuchsaufbau verwendet [DIN09b]. Aus dem Versuchsblech wird die Probenform durch Stanzen oder Fräsen herausgetrennt, wobei besondere Beachtung der Qualität der Probenkante zufällt. Stanzprozesse können die Außenkante der Probe ungewollt verfestigen, Fräsprozesse können die Kante durch die Zerspannungswärme thermisch verändern.

Der Flachzugversuch eignet sich nur für relativ kleine Umformgrade, da mit Beginn der Einschnürung die Annahme eines einachsigen Spannungszustandes nicht mehr zutrifft. Aufgrund der hier eintretenden Mehrachsigkeit eignet sich der Zugversuch nach [Lan02] lediglich für Umformgrade bis

$$\varphi_g = \ln(1 + A_g) \approx 0,2 \dots 0,3 \quad (6.1)$$

Für die Blechumformsimulation werden jedoch Fließspannungen für Umformgrade bis mindestens  $\varphi = 1,0$  benötigt. [Pöh84] beschreibt weitere Methoden zur Bestimmung der Fließkurve durch Stauch- oder Torsionsversuche, womit deutlich höhere Umformgrade ( $\varphi \approx 1,0$ ) erreichbar sind. Jedoch eignen sich diese aufgrund der geringen Blechdicke nicht für die vorliegenden Werkstoffe und es müssen die im einachsigen Zugversuch ermittelten Fließkurven als Datenbasis für eine Extrapolation herangezogen werden. In Tabelle 4 sind die gängigsten Extrapolationsansätze dargestellt.



Tabelle 4: Etablierte Fließkurvenmodelle zur Extrapolation der Fließspannung zu Umformgraden  $\varphi \geq 0,2$ 

Name		Mathematische Beschreibung
Ludwik	[Lud09]	$k_f = k_{f0} + C \cdot \varphi^n$
Swift	[Swi52]	$k_f = C \cdot (\varphi_a + \varphi)^n$
Voce	[Voc48]	$k_f = \sigma_\infty - (\sigma_\infty - k_{f0}) \cdot e^{-m\varphi}$
Hockett-Sherby	[Hoc75]	$k_f = \sigma_\infty - (\sigma_\infty - k_{f0}) \cdot e^{-m\varphi^n}$

Der Extrapolationsansatz von [Lud09] verwendet die Anfangsfließspannung und addiert eine Potenzfunktion. Generell wird dabei die Verfestigung der Blechwerkstoffe zu dominant berücksichtigt, und zu hohe Fließspannungswerte werden berechnet. Der Extrapolationsansatz von [Swi52] ermöglicht die Abbildung einer Anfangsfließspannung und [Voc48] approximiert die Verfestigung auf einen beschränkten Verlauf. Die Approximation durch [Hoc75] erweitert den Ansatz von [Voc48] durch einen weiteren Exponenten und schafft somit weitere Anpassungsmöglichkeiten an die realen Messdaten eines Blechwerkstoffes im Bereich niedriger Umformgrade von  $\varphi \leq 0,2$ . Aufgrund der größten Flexibilität der Approximation wird im Rahmen dieser Arbeit der Ansatz von [Hoc75] für die Beschreibung der Fließkurve verwendet. Die entsprechende Extrapolation zu hohen Umformgraden sowie die durch die Methode der kleinsten Fehlerquadrate ermittelten Approximationsparameter sind in Abbildung 67 für die Werkstoffe AA 6016 ( $s_0 = 1,25$  mm) und HC340LA ( $s_0 = 1,04$  mm) dargestellt.

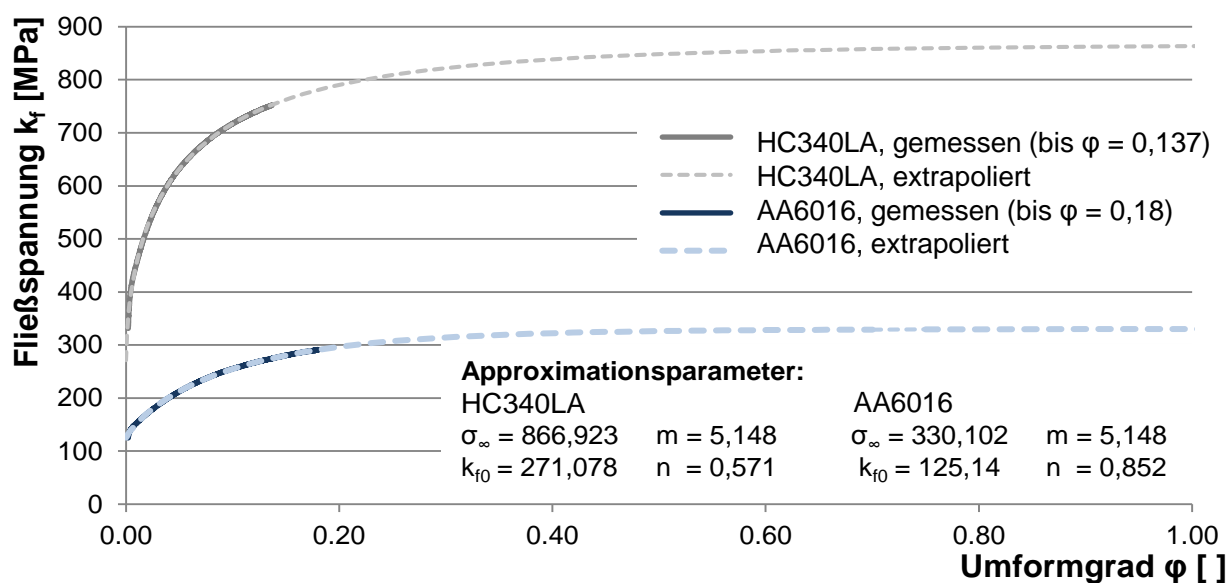


Abbildung 67: Fließkurve für HC340LA und AA 6016, gemessen und extrapoliert (Hockett-Sherby-Approximation)

Die Integration der experimentell bestimmten und anschließend mathematisch extrapolierten Materialdaten erfolgt in LS-Dyna über Eingabe der Approximationsparameter in das entsprechende Modell im Eingabedeck des Simulationsprogrammes. Im Rahmen dieser Arbeit wurde das LS-Dyna-Material Modell 37: Barlat 3-Parameter Plastizitätsmodell [Liv12] verwendet (\*MAT\_3PARAMETER\_BARLAT). Dieses Modell wurde von Barlat und Lian 1989 entwickelt [Bar89]. Dazu werden Werte (vgl. Tabelle 5) aus dem Zugversuch und aus der Literatur verwendet.

Tabelle 5: Eingangsparameter für die Materialkarte 37 in LS-Dyna

Symbol	Bezeichnung	HC340LA	AA 6016	Herkunft der Parameter
ro	Dichte	$7,8 \cdot 10^{-9}$	$2,7 \cdot 10^{-9}$	Literatur
e	E-Modul	$2,118 \cdot 10^5$	$70,776 \cdot 10^5$	Zugversuch
pr	Poisson-Zahl	0,28	0,35	Literatur
hr	Verfestigungsgesetz	6 für Hockett-Sherby		Literatur
p1	$\sigma_{\infty}$ -Hockett-Sherby	866,923	330,102	Approximation
p2	$k_{f0}$ - Hockett-Sherby	271,078	125,14	Approximation
r00	Anisotropie in Walzrichtung	0,899	0,779	Zugversuch
r45	Anisotropie 45° zur Walzrichtung	0,888	0,486	Zugversuch
r90	Anisotropie 90° zur Walzrichtung	1,012	0,703	Zugversuch
e0	m-Hockett-Sherby	5,148	5,148	Approximation
p3	n-Hockett-Sherby	0,571	0,852	Approximation

### 6.1.2 Integration von sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen in das Simulationsmodell

In Blechumformsimulationen wird gewöhnlich eine sich während des gesamten Tiefziehprozesses nicht verändernde Reibungszahl verwendet. Dieselbe Reibungszahl wird demnach dem gesamten Kontakt zwischen Werkzeugaktivfläche und Platine zugewiesen. In der Blechumformsimulation hat das Coulomb'sche Reibungsgesetz dabei die größte Verbreitung. Zur numerischen Berechnung von Tiefziehprozessen mit nicht-konstanten Reibungszahlen stehen bei dem im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Simulationsprogramm LS-Dyna lediglich zwei Möglichkeiten zur Verfügung. Reibungszahlen können entweder über Tabellenwerte in Abhängigkeit von der lokal auftretenden Flächenpressung bzw. der Relativgeschwindigkeit zwischen Umformwerkzeug und Platine oder abhängig von den Prozesstemperaturen definiert werden. Beide Varianten ermöglichen somit die Verwendung von stichprobenartigen Wertekombinationen aus zuvor durch Modellversuche bestimmten Reibungszahlen. In LS-Dyna fehlt jedoch generell die Möglichkeit, die im Tiefziehprozess gemessenen Reibungszahlen direkt in das Simulationsmodell zu integrieren.

Die in Kapitel 5 aufgenommenen und vom jeweiligen örtlichen tribologischen System hervorgerufenen Rückhaltekräfte wurden absolut bestimmt und liegen nicht in Abhängigkeit von einer örtlich spezifisch berechneten Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit oder von sonstigen Parameterkombinationen vor. Des Weiteren wurden 9 unterschiedliche Sektoren bestimmt, bei denen jeweils andere tribologische Wechselwirkungen auftreten können. Aus diesem Grund eignet sich keine der in LS-Dyna vorhandenen Möglichkeiten zur direkten Integration von Reibungszahlen und es musste eine neue Vorgehensweise entwickelt werden, um sich verändernde Reibungszahlen in einem Simulationsmodell abzubilden. Die Berechnung der Reibungszahlen aus den im Prozess gemessenen Rückhaltekräften wird im nachfolgenden Abschnitt 6.2 erläutert und für die untersuchte Versuchsgeometrie „Rechtecknapf“ durchgeführt.

Die entwickelte Vorgehensweise benötigt eine thermomechanisch gekoppelte Simulation und gliedert sich in zwei Schritte. Im ersten Schritt werden die bestimmten Reibungszahlen einer über den Stößelweg proportionalen Temperaturzunahme zugewiesen. Im zweiten Schritt wird mittels einer Tabelle allen Werkzeugaktivteilen dieselbe, stößelpositionsabhängige Temperaturzunahme simulativ zugewiesen und so jedem Zeitschritt der Simulationsrechnung ein zuvor gemessener Tabellenwert zugeordnet. Da durch die Umform- und Reibungswärme ebenfalls eine Erhöhung der Werkzeugtemperatur stattfindet und somit die stößelwegabhängige Auswahl der Tabellenwerte verändert wird, muss dies bei der Modellbildung berücksichtigt und kompensiert. Im Simulationsmodell kann dazu der Wärmeübergangskoeffizienten angepasst und die aus der Reibung entstehende Wärmearbeit infinitesimal klein berechnet werden. Somit wird der zusätzliche, virtuelle Wärmeeintrag in das Umformwerkzeug und das Bauteil unterdrückt. In LS-Dyna kann dies durch die angepasste Verwendung des Keywords \*CONTROL\_THERMAL\_SOLVER erreicht werden. Dabei müssen die Werte EQHEAT und FWORK extrem klein gewählt werden. Außerdem muss bei diesem Keyword darauf geachtet werden, dass der Zeitverlauf der Simulation richtig konfiguriert wird. In LS-Dyna geschieht dies über den Quotienten aus realer zur simulierter Stößelgeschwindigkeit (Zelle TSF). Zur Reduktion der Berechnungszeit wird normalerweise mit einer vielfach höheren Stößelgeschwindigkeit gerechnet.

Diese Vorgehensweise zur Integration der aus dem realen Tiefziehprozess bestimmten Reibungszahlen in das Simulationsmodell erfordert zudem die Kenntnis der realen Stößelbewegungsprofile der verwendeten Umformmaschine. Ohne diesen Verlauf könnten den entsprechenden Stößelpositionen nicht die zugehörigen Reibungszahlen zugeordnet werden. Aus diesem Grund wurde das programmierte Stößelbewegungsprofil mittels Wegmesssystem aufgenommen und im Simulationsaufbau berücksichtigt (vgl. Abbildung 58). Trotz der Möglichkeit der verwendeten servomechanischen Presse, nahezu beliebige Bewegungsprofile abzubilden, wurde zur besseren Vergleichbarkeit im Rahmen dieser Arbeit lediglich eine Sinusbewegung untersucht und in der

Pressensteuerung hinterlegt. Generell gilt jedoch, dass mit dieser Methode jedes Bewegungsprofil des Ziehstößels programmiert und anschließend mit experimentell bestimmten Reibungszahlen korreliert werden kann.

Zur Validierung der zuvor beschriebenen Vorgehensweise zur Integration von sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen in die Umformsimulation wird das Simulationsmodell eines abstrahierten Streifenziehversuchs entsprechend der beschriebenen Vorgehensweise aufgebaut und berechnet. Dabei wird ein abstrahierter „Ziehbacken“, bestehend aus einer rechteckigen Fläche mit definierter Kraft auf den Blechstreifen gepresst. Nach kurzem Verweilen in dieser Lage setzt sich der „virtuelle Ziehbacken“ entsprechend dem zuvor festgelegten Bewegungsprofil in Bewegung und gleitet über den Blechstreifen. Blechstreifen als auch „Ziehbacken“ bestehen dabei aus wenigen Schalenelementen. Die durch die Reibungskraft hervorgerufenen Rückhaltekräfte können somit durch die „x-force“-Komponente aus der Simulation ausgelesen werden. Abbildung 68 zeigt die so erzeugten Verläufe der Rückhaltekraft („x-force“), der Normalkraft („z-force“), der vorgegebenen Temperatur („Temp“) sowie der Axialverschiebung („x-displ.“). Es ist zu erkennen, dass das System durch das schlagartige Aufbringen der Normalkraft, bedingt durch seine Steifigkeit, ins Schwingen gerät. Dies kann durch ein langsames Ansteigen der Normalkraft verhindert werden, hat jedoch für den Vergleichsversuch zur Validierung des Simulationsaufbaus keine Auswirkungen. Im Simulationsmodell des „Rechtecknapfes“ tritt dieser Fehler aufgrund der Stützwirkung des Blechhalters nicht auf. Die Temperatur wird während des Versuchs von 20 °C auf 41 °C erhöht. Als Reibungszahlen werden direkt die gemessenen Sensorsignale der Miniatur-Längsmessdübel verwendet.

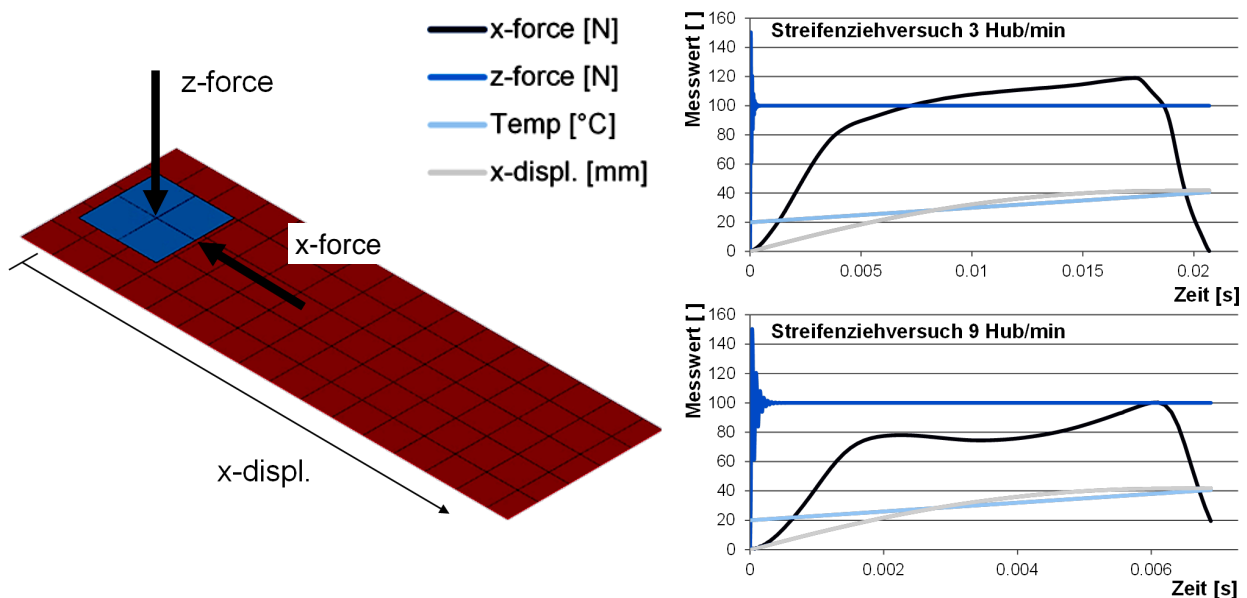


Abbildung 68: Simulation eines virtuellen Streifenziehversuchs zur Validierung des Modells [Sin16b]

### 6.1.3 Aufbau eines Simulationsmodells mit elastisch berechneter Werkzeugstruktur

Die Berechnung der Reibungszahlen aus den im realen Tiefziehprozess gemessenen elastischen Deformationen der Werkzeugstruktur erfordert neben einer Möglichkeit zur Integration von sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen in das Simulationsmodell auch die Auswertung derselben Messgröße im realen Tiefziehprozess und im Simulationsmodell. Um die Messung im physischen Experiment nicht durch direkten Eingriff in die Wirkfläche des Ziehwerkzeugs zu verfälschen, wird die lokal auftretende Rückhaltekraft nicht in der Werkzeugoberfläche aufgenommen. Die Messung erfolgt über die elastische Deformation der Werkzeugstruktur; 3,5 mm unterhalb der Oberfläche. Im Simulationsmodell muss somit ebenfalls die durch die Rückhaltekraft hervorgerufene elastische Deformation der Werkzeugstruktur abgebildet werden. Dazu wird in LS-Dyna eine Simulation mit elastisch berechneten Ziehwerkzeugen aufgebaut. Diese ermöglicht es, die mithilfe der Finiten-Elemente-Methode berechnete Deformation unterhalb der Werkzeugoberfläche über die Verschiebung des Elementnetzes auszuwerten und mit den im realen Experiment ermittelten Sensorsignalverläufen zu vergleichen.

Der Aufbau einer Simulation mit elastisch berechneten Ziehwerkzeugen erfordert die Verwendung von Volumenelementen für die Vernetzung der Werkzeuge. Dies erfolgt mithilfe des Programms „HyperMesh 14.0“ der Firma Altair. Dazu werden zunächst die Matrize, der Blechhalter und der Ziehstempel in Segmente entsprechend der Zerlegung nach der Gleitlinientheorie aus Abschnitt 4.2 unterteilt und als CAD-Modell aufgebaut. Die Vernetzung mit Tetraederelementen erfolgt mit der in „HyperMesh 14“ vorhandenen Funktion zur geometrieangepassten automatischen Vernetzung. Die maximale Elementgröße wird auf eine Kantenlänge von 16 mm, die minimale Elementgröße auf 1 mm begrenzt. Daraus ergibt sich die in Abbildung 69 dargestellte Vernetzung der Werkzeuge. Jene Bereiche, in denen die Sensoren eingebracht sind, können darin durch die feinere Vernetzung deutlich erkannt werden. Da die Sensoren unter einem Winkel von  $45^\circ$  zur Blechhalterfläche eingebracht sind, kann die Teilung der Werkzeugsegmente nicht senkrecht erfolgen, sondern muss ebenfalls unter  $45^\circ$  durchgeführt werden. Somit liegen die jeweiligen Sensorbohrungen vollständig im zugehörigen Werkzeugsegment.

Um das Simulationsmodell von einer Berechnung mit starren Werkzeugaktivflächen in ein Modell mit elastischen Volumenkörpern zu überführen, muss das LS-Dyna Keyword-file angepasst werden. Zur elastischen Berechnung der Ziehwerkzeuge muss das Materialmodell von starr („rigid“) zu elastisch („elastic“) geändert werden. In LS-Dyna erfolgt dies durch die Wahl des Materialmodells 001 (\*MAT\_ELASTIC) [Liv12]. Um den mit Volumenelementen vernetzten und elastisch definierten Werkzeugkomponenten die zur Umformung notwendigen Bewegungen vorgeben zu können, müssen den Knoten der Matrizenunterseite (vgl. Abbildung 69, rechts) die notwendigen Verschiebungen entsprechend der zuvor gemessenen Stößelbewegung zugewiesen werden. Da im

Volumen des Blechhalters keine elastischen Deformationen ausgelesen werden kann dieser zur Reduktion der Berechnungszeit weiterhin als ideal starrer Körper modelliert und mit Schalenelementen vernetzt werden. Dies ermöglicht das Aufbringen der Blechhalterkraft über eine Flächenlast des starren Körpers.

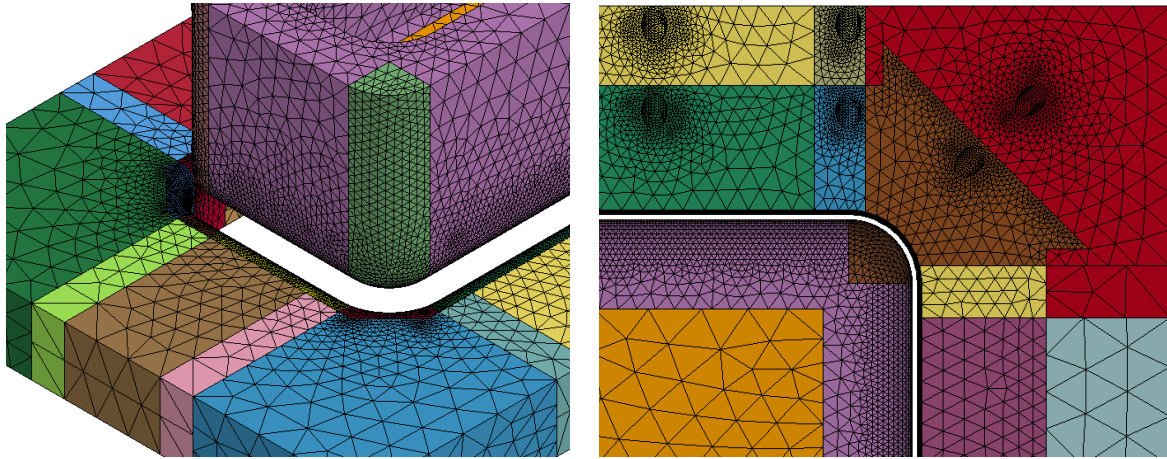


Abbildung 69: Segmentierter Simulationsaufbau für Stempel und Matrice (links); Verfeinerung der Vernetzung in unmittelbarer Umgebung der Sensorbohrungen in der Matrice (rechts)

## 6.2 Berechnung der Reibungszahlen aus den im Ziehprozess gemessenen Sensorsignalen

Die in Kapitel 5 messtechnisch ermittelten Signalverläufe müssen für die Integration in die FE-Simulation in Reibungszahlen überführt werden. Die numerische Berechnung des Umformprozesses ist daher nur möglich, wenn Reibungszahlen vorliegen und so der Tiefziehprozess, wie in den Abschnitten 6.1.2 und 6.1.3 vorgestellt, realitätsnah modelliert werden kann. Im Folgenden werden die theoretischen Überlegungen zum innovativen Ansatz zur Berechnung der Reibungszahlen aus den gemessenen Sensorsignalen vorgestellt. Anschließend erfolgt die Bestimmung der sich über den Stößelweg verändernden, im Prozess lokal gemessenen Reibungszahlen entsprechend der vorgestellten Methodik für die in Abschnitt 4.2 definierten Sektoren entlang der Ziehteilgeometrie.

### 6.2.1 Innovativer Ansatz zur Bestimmung der Reibungszahlen

Die Berechnung der für die numerische Simulation benötigten Reibungszahlen erfolgt über den Vergleich der in Abschnitt 5.4 dargestellten Sensorsignale mit den in der Simulation auftretenden Verschiebungen der Knoten des Elementnetzes in unmittelbarer Umgebung der eingebrachten Sensoren. Dazu wird die Annahme zugrunde gelegt, dass die Simulation, abgesehen von der Reibung, die Realität in einem ausreichend genauen Maß abbilden kann. Wie in Abschnitt 5.5 beschrieben, sind die gemessenen Sensorsignale sowohl von der Werkstoffeigenschaft, der Ziehgeschwindigkeit, der Flächenpressung als auch der Schmierstoffeigenschaften beeinflusst und

nehmen diese über die elastische Deformation der Werkzeugstruktur auf. Es besteht zudem eine Korrelation zwischen den mittels des Miniatur-Längsmessdübels gemessenen Signalverläufe und den durch die Reibung hervorgerufenen Reaktionskräften, die im Folgenden erläutert wird.

Zur Bestimmung der zeitlich und örtlich spezifischen Reibungszahlen wird die Annahme getroffen, dass die in der Werkzeugstruktur wirkenden Kräfte zu einem proportionalen Deformationssignal des Messensors führen und somit dem eindimensionalen Hook'schen Gesetz entspricht. Dies darf angenommen werden, da der Sensor aufgrund der Orientierung der im Sensor verwendeten Quarzkristalle lediglich die Kräfte in Richtung seiner Längsachse aufnimmt. Biege- oder Schubkräfte werden jedoch nicht aufgenommen. Für diesen Fall gilt:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (6.2)$$

Die elastische Dehnung  $\varepsilon$  steht somit durch das E-Modul in einem linearen Zusammenhang mit der Spannung  $\sigma$ . Da die Spannung  $\sigma$  über Quotient aus Kraft  $F$  zur Fläche  $A$  berechnet wird und sich die Kontaktfläche des Sensors nicht ändert, besitzen die auftretenden Prozesskräfte einen proportionalen Zusammenhang mit der gemessenen elastischen Dehnung.

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (6.3)$$

$$F = E \cdot \varepsilon \cdot A \quad (6.4)$$

Auf die Werkzeugstruktur wirkt neben den reibungsinduzierten Rückhaltekräften auch die Blechhalterkraft sowie die zur Umformung notwendige ideelle Umformkraft. Auch diese Kräfte rufen eine elastische Deformation der Werkzeugstruktur hervor, die anteilig in das Messsignal der verwendeten Miniatur-Längsmessdübel eingehen. Die Separation der reibungsinduzierten von den summarisch gemessenen Deformationen erfolgt numerisch durch eine idealerweise reibungsfreie Simulationsrechnung. Dazu wurden dem in Abschnitt 6.1.3 beschriebenen Modellaufbau sehr kleine, konstante Reibungszahlen von  $\mu = 1 \cdot 10^{-7}$  zugewiesen. Dies entspricht einem nahezu reibungsfreien Zustand, jedoch werden Instabilitäten der Simulationsrechnung aufgrund einer vollständig fehlenden Reibung vermieden. Die Subtraktion der Knotenverschiebung an der Kontaktfläche zwischen Sensor und Matrize bzw. Stempel aus der reibungsfrei modellierten Simulationsrechnung von den im Tiefziehprozess gemessenen Sensorsignalverläufen liefert den qualitativen Verlauf der allein durch die Reibung lokal hervorgerufenen elastischen Deformation 3,5 mm unter der Werkzeugoberfläche.

Mit diesem Vorgehen kann, unter Berücksichtigung des Coulomb'schen Reibungsgesetzes, die lokale Reibungszahl für den jeweiligen Zeitschritt in einem bestimmten Sektor entlang des Ziehurrisses spezifisch bestimmt werden.

$$\mu_{\text{lokal}} = \frac{F_R}{F_N} = \frac{F_{\text{lokal, mess}} - F_{\text{lokal, reib,frei}}}{F_{N, \text{lokal}}} \quad (6.5)$$

Die so bestimmten örtlich lokalen Reibungszahlen  $\mu$  entsprechen in ihrem qualitativen Verlauf den im Versuch auftretenden Rückhaltekräften mit relativ hoher Güte. Die Kalibrierung der so berechneten Reibungszahlen für das Simulationsmodell in LS-Dyna erfolgt für die einzelnen Sektoren entlang des Ziehumrisses über den Vergleich der Verläufe der Blechdickenreduktion aus der Simulationsrechnung und dem realen Tiefziehversuch. Da die berechneten Reibungszahlen auf einem nicht kalibrierten Messsignal beruhen, zeigen diese lediglich den qualitativen Verlauf der Reibungszahlen bezogen auf den Stößelweg. Die absoluten Werte müssen daher mit einem Skalierungsfaktor auf das entsprechende Niveau gebracht werden, sodass eine möglichst weitgehende Übereinstimmung der simulativ berechneten und experimentell gemessenen Verläufe der Blechdickenreduktion erreicht wird. Die Verläufe der Reibungszahlen werden in der LS-Dyna-Simulation mittels eines Skalierungsfaktors  $s_{f_0}$  angepasst, welcher die Kurve in Ordinateenrichtung streckt. Die Werte und deren Verlauf werden dadurch qualitativ nicht verändert, sondern lediglich auf die entsprechende Größenordnung gestreckt. Die Verwendung desselben Skalierungsfaktors für alle ermittelten Reibungszahlen eines Sektors entlang des Ziehumrisses führt dazu, dass das relative Verhalten der Reibungszahlen zueinander nicht verändert wird.

### 6.2.2 Bestimmung der Reibungszahlen aus Experiment und Simulation

Zur Bestimmung der lokal auftretenden Reibungszahlen beim Tiefziehen wird das in Abschnitt 6.2.1 vorgestellte Verfahren angewandt. Es ermöglicht, die Reibungszahlen direkt zu vergleichen und daraus ein allgemeingültiges Modell für dessen Integration in die FE-Simulation zu erstellen. In LS-Dyna wurde aus der Simulation mit elastisch berechneten Ziehwerkzeugen die Verschiebung der Knoten des Elementnetzes in unmittelbarer Umgebung der eingebrachten Sensoren ausgewertet. Dabei treten im Simulationsmodell jedoch starke Schwingungen auf, die in der Realität aufgrund der stetig wirkenden Belastung nicht auftreten. Für den Vergleich zwischen Werten der Simulation und Messwerten aus realen Experimenten ist es daher sinnvoll, die Verschiebungen durch Approximation einer Polynomfunktion zu homogenisieren. Die Verläufe dieser Funktion sind in Abbildung 70 für die Knoten der Kontaktfläche zwischen Matrize und Sensor bzw. Stempel und Sensor aufgetragen und wurden mit den real gemessenen Sensorsignalverläufen verglichen. Die Differenz zwischen gemessenem Sensorsignal und dem reibungsfrei simulierten Verlauf der Knotenverschiebung entspricht qualitativ der jeweils auftretenden Rückhaltekraft.



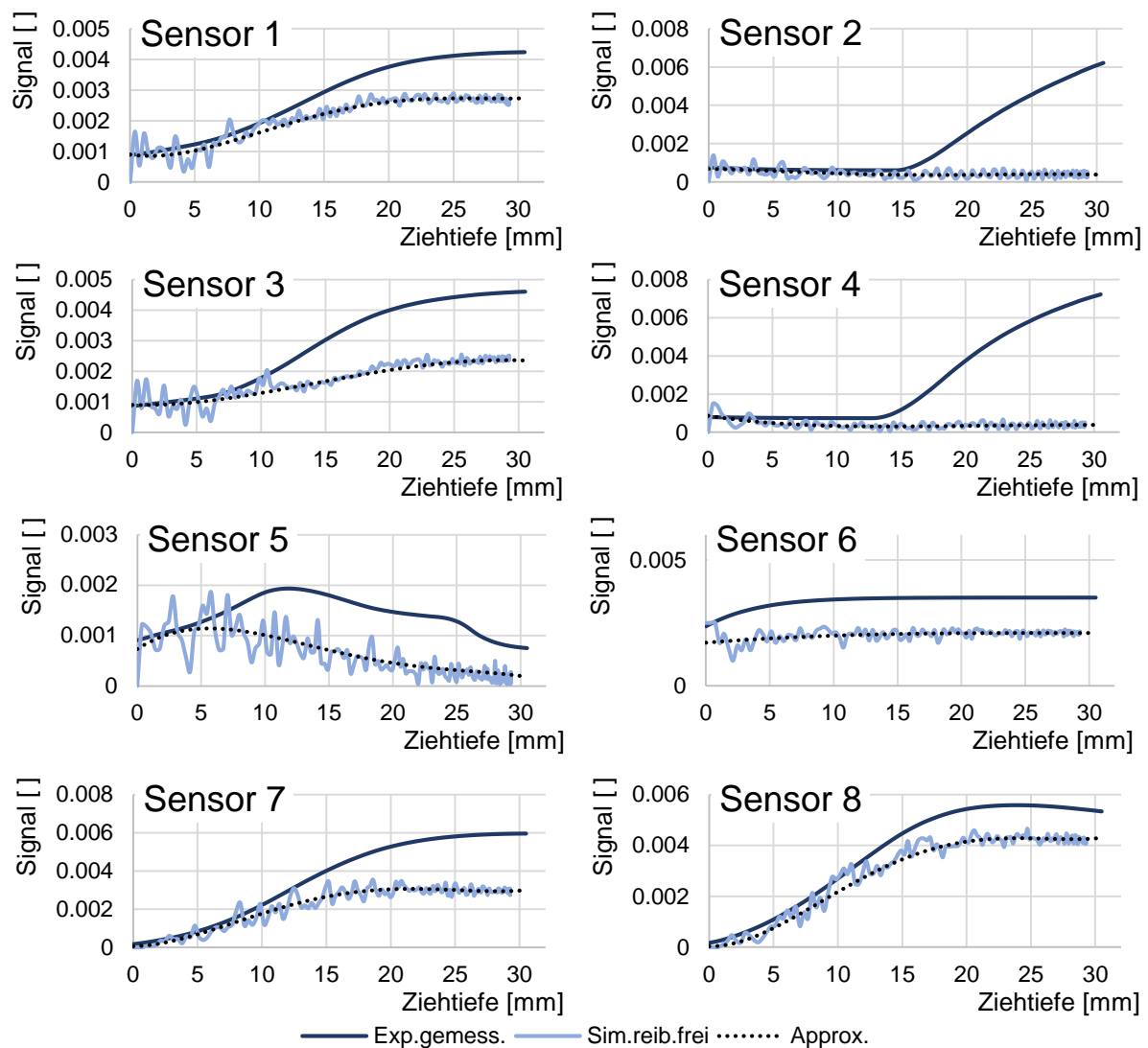


Abbildung 70: Verschiebung der Knoten der Kontaktfläche Sensor-Matrize aus reibungsfreier FE-Simulation, Approximation des Verlaufes mit einer Polynomfunktion und gemessene Sensorverläufe unter Reibungseinfluss für den Werkstoff AA 6016

Es ist zu erkennen, dass die in die Matrize eingebrachten Sensoren schon vor der Umformung eine durch die Blechhalterkraft hervorgerufene Verschiebung der Knoten aufnehmen. Die Verschiebungen der Knoten der Sensoren 7 und 8 müssen an der Abszisse gespiegelt werden, da in der Simulationsrechnung die Normalkraft in die entgegengesetzte Richtung zeigt. Es zeigt sich, dass die Sensoren im Radiusbereich, sowohl der Matrize als auch im Stempel, einen charakteristischen Verlauf aufweisen. Das Signal steigt innerhalb der ersten Millimeter des Tiefziehprozesses steil an und flacht danach deutlich ab. Der Verlauf der Signale im ebenen Bereich der Matrize (Sensor 2 und 4) zeigt relativ konstante Werte mit zunehmender Ziehtiefe, jedoch mit abnehmender Tendenz. Die Flächenpressung steigt im Vergleich zum Stempelkanten- und Matrizeneinlauffradius nur mäßig an und die auf diesen Werkzeugsektor wirkenden Umformkräfte nehmen mit zunehmender Ziehtiefe aufgrund des einlaufenden und kleiner werdenden Ziehflansches ab [Bec04].

Es zeigt sich für alle Werkzeugsektoren, dass zu Beginn der Umformung die Verläufe der Knotenverschiebungen der reibungsfreien Simulationsrechnungen und die real gemessenen Sensorsignalverläufe ähnlich sind. Die Gleitreibung generiert dabei eine Kraft, die der Bewegung zwischen zwei Körpern entgegenwirkt. Zu Beginn des Ziehvorganges findet jedoch kaum eine Bewegung zwischen Platine und Werkzeug statt. Sobald der Verlauf der Signale aus der reibungsfreien Simulation und dem real gemessenen Versuch unter Reibungseinfluss eine deutliche Differenz aufzeigt und die Signale aus den realen Versuchen aufgrund der erhöhten Rückhaltekräfte ansteigen, beginnt die Relativbewegung zwischen Werkstück und Werkzeug und Rückhaltekräfte wirken auf den Piezokristall im Sensor ein. Für die Sektoren 1, 3, 5, 6, 7 und 8 des Ziehumrisses endet die Phase mit geringen Relativbewegungen schon nach einer Ziehtiefe von wenigen Millimetern. Durch die plastische Dehnung der Platine während des Streckziehprozesses setzt eine Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück am Stempelkanten- und Matrizeneinlaufradius ein. Im ebenen, geraden Bereich des Ziehumrisses beginnt die Platine aus dem Flansch in die Zarge zu laufen (vgl. Abbildung 70).

Mit Ausnahme des Sektors 5 zeigen die gemessenen Verläufe der Sensorsignale nach dem Beginn der Flanschbewegung steigende resultierende Rückhaltekräfte. Der Verlauf des Sensorsignals 5 wird auf die Entstehung einer Einfallstelle in der Zarge und auf den daraus resultierenden Verlust des Kontaktes zwischen Platine und Werkzeug am Matrizeneinlaufradius zurückgeführt. In Abschnitt 5.3, Abbildung 54 wurde diese Stelle mithilfe des mit GOM ATOS digitalisierten Ziehteils bereits dargestellt und diskutiert.

Die Reibungszahlen für die Simulation werden bestimmt, indem die Verschiebung des Elementnetzes in unmittelbarer Umgebung der eingebrachten Sensoren in der reibungsfreien Simulation von den gemessenen Signalverläufen subtrahiert und durch die ebenfalls simulativ bestimmten Normalkräfte dividiert wird. Die Abbildung 71 bis Abbildung 75 zeigen die mit der neuartigen Methode bestimmten örtlichen Reibungszahlen und deren Verlauf über den Stößelweg für den Aluminiumwerkstoff AA 6016. Die Reibungszahlen des Stahlblechwerkstoffes HC340LA werden anschließend bestimmt und diskutiert und sind in Abbildung 77 dargestellt. Es wird neben den Flächenpressungen, resultierend aus den Blechhalterkräften 60, 90 und 120 kN, und den Ziehgeschwindigkeiten, resultierend aus den Hubzahlen 3, 5 und 7 Hub/min, auch der Verlauf der Reibungszahlen zwischen den untersuchten Schmierstoffen CLF65 und CLF400 dargestellt. Da die seriennahen Dauerhubversuche vom Coil durchgeführt wurden, auf dem ein Prelube aufgebracht war, können diese nicht direkt mit den Einzelhubversuchen verglichen werden. Die Auswirkung der Werkzeugtemperatur auf die Verläufe der Reibungszahlen wird daher gesondert betrachtet und anschließend diskutiert.

Die bestimmten Reibungszahlverläufe aller acht Sektoren zeigen zu Beginn des Umformprozesses für die untersuchten Versuchsbedingungen eine kurzzeitige Abnahme der Reibungszahlen. Dieser Rückgang ist durch das Überwinden der Haftreibung zu erklären. Mit Beginn der Umformung bewegt sich die Platine unter dem Blechhalter und es entsteht eine Relativbewegung. Aus Streifenziehversuchen ist bekannt, dass nach dem Überwinden der Haftreibung die Reibungszahl kurzzeitig abnimmt. Im Folgenden steigt in den acht gemessenen Sektoren die Flächenpressung wieder an, da der Ziehflansch in die Zarge einläuft und dadurch die Restflanschfläche des Ziehteils abnimmt. Dieser Anstieg der Flächenpressung wird jedoch bei der Bestimmung der Reibungszahlen aufgrund der Division der Rückhaltekräfte durch die dem jeweiligen Zeitschritt zugeordnete Normalkraft berücksichtigt und in der Simulation die korrekte Reibungszahl ermittelt.

Die Abbildung 71 zeigt die Verläufe der Reibungszahlen in den Sektoren 1 und 3 im Eck- und Übergangsbereich des Matrizenradius. Die Reibungszahl zeigt in beiden Sektoren ein Maximum bei einer Ziehtiefe von 13 mm. Es wird davon ausgegangen, dass dieses Maximum erreicht wird, sobald der Matrizen- und Stempelkantenradius vom Bauteil umschlungen und der initiale Streckziehprozess mit nur sehr geringer Bewegung der Platine abgeschlossen wird.

Mit steigender Blechhalterkraft steigen die Reibungszahlen an. Sowohl für den Sektor 1 als auch für den Sektor 3 zeigt sich, dass dieses Maximum mit zunehmender Ziehgeschwindigkeit weniger ausgeprägt auftritt und die Reibungszahlen nach dem Überwinden der Haftreibung kontinuierlich in einen abnehmenden Verlauf übergehen.

Der Vergleich der beiden Schmierstoffe zeigt überraschenderweise sowohl in Sektor 1 als auch 3 höhere Reibungszahlen für den höherviskosen Schmierstoff auf dem Aluminiumblech AA 6016. Diese Tendenz war aus den Streifenziehversuchen sowie der Analyse der Blechdickenverläufe der umgeformten „Rechtecknäpfe“ nicht zu erwarten. Es zeigt sich jedoch, dass die Biegung am Radius sowie die tangentialen Druckspannungen zu einem Anstieg der Reibungszahlen führen. Zusätzlich wird durch die lokal sehr hohen Flächenpressungen der Schmierstoff am Matrizenradius stark verdrängt und die hydrostatische- und hydrodynamische Schmierstoffwirkung nimmt ab, wodurch der Mischreibungsanteil zunimmt. Verglichen mit den großflächigen Werkzeugsektoren 2, 4 und 6 (ebene Fläche der Matrize) besitzt der Matrizenradius jedoch nur relativ kleine Kontaktflächen mit der Platine, wodurch sich die höheren Reibungszahlen dieses Werkzeugsektors am gezogenen Bauteil nur untergeordnet bemerkbar machen.

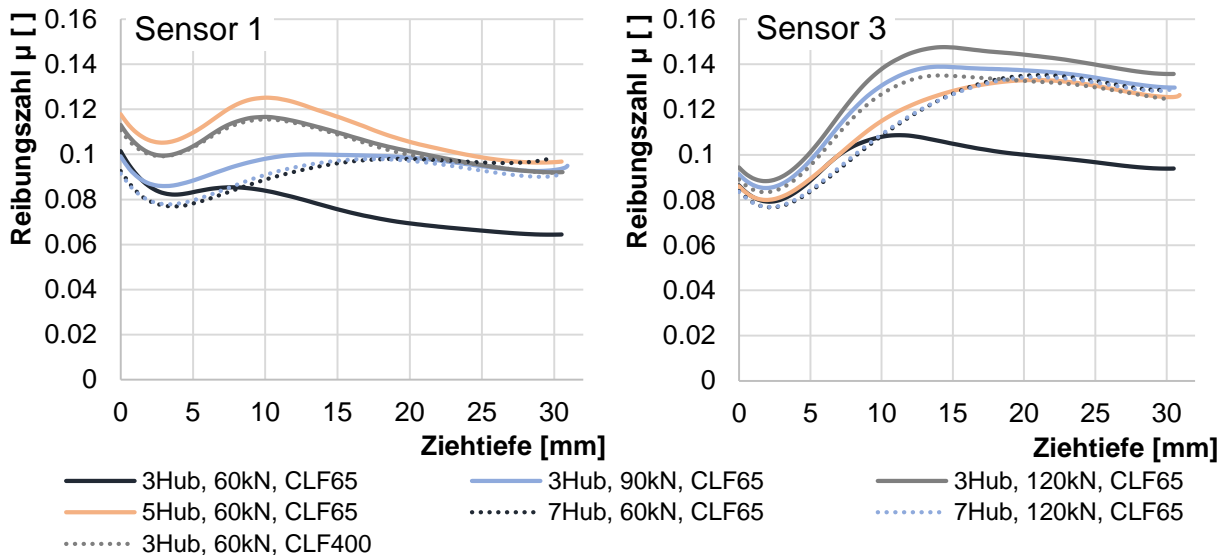


Abbildung 71: Verläufe der Reibungszahlen im Radiusbereich (Sensoren 1 und 3) des Eckbereichs des „Rechtecknapfes“ über der Ziehtiefe in Abhängigkeit von der Ziehgeschwindigkeit, dem Umformschmierstoff und der Blechhalterkraft, Werkstoff AA 6016

Die in Abbildung 72 dargestellten Verläufe der Reibungszahlen in den Sektoren 2 und 4 im Blechhalterbereich zeigen die wichtigsten Erkenntnisse. Bei beiden Verläufen zeigt sich jeweils ein Maximum der Reibungszahl. Die Ziehtiefe dieses Maximums sowie dessen Höhe zeigen eine deutliche Beeinflussung durch die untersuchten Prozessparameter Ziehgeschwindigkeit, Blechhalterkraft und Viskosität des Umformschmierstoffs. Generell liegt dieses Maximum bei allen Verläufen jedoch bei einem Stempelweg von ca. 15 mm. Dies entspricht einer Ziehtiefe der vollständigen Umschlingung des Matrizen einlaufradius‘ ( $r = 5 \text{ mm}$ ) und Stempelkantenradius‘ ( $r = 10 \text{ mm}$ ). Dieses Maximum zeigt folglich, wie schon in der Analyse der gemessenen Sensordaten in Abschnitt 5.4 dargestellt, das Ende des Streckziehprozesses nach Überwinden der Haftreibung und den Beginn der Flanschbewegung durch das Einlaufen der Platine in die Bauteilzarge.

Eine Erhöhung der Flächenpressung verschiebt sich dieses Maximum zu höheren Reibungszahlen und größeren Ziehtiefen. Zunehmende Relativgeschwindigkeiten lassen dieses Maximum absinken. Im weiteren Verlauf des Umformvorgangs zeigen erhöhte Relativgeschwindigkeiten, besonders in Kombination mit höheren Flächenpressungen, einen geringeren Abfall der Reibungszahl nach dem Überschreiten des Maximums. Diese Auswirkungen bei gesteigerter Flächenpressung sind sowohl im Bereich der Ecke (2) als auch im Übergangsbereich (4) zu beobachten. Allerdings befindet sich das Maximum im Übergangsbereich bei geringeren Ziehtiefen, was durch die reduzierten tangentialen Druckspannungen und der daraus resultierenden Entlastung hervorgerufen wird.

In den Werkzeugsektoren 2 und 4 ist eine deutliche Auswirkung der Viskosität des Schmierstoffs auf die Reibungszahl festzustellen. Die Erhöhung der Viskosität führt dabei zum Absinken der

Reibungszahl. Dies ermöglicht ein rasches einlaufen des Ziehflansches und es entsteht eine geringere Blechdickenreduktion an der höchst belasteten Stelle zwischen Stempelkanten- und Matrizeinlafradius. Die Viskosität des Schmierstoffs wirkt sich somit hauptsächlich auf den ebenen Bereich der Blechhalterfläche und weniger auf den Matrizeinlafradius aus. Trotzdem reduziert eine höhere Viskosität die Blechdickenreduktion während der anfänglichen Streckziehbelastung des Tiefziehprozesses.

Die Verläufe der Reibungszahlen in den hier vorgestellten Werkzeugsektoren führen zu signifikanten Auswirkungen auf den gesamten Tiefziehprozess. Die Platine besitzt den flächenmäßig größten Kontakt mit der ebenen Matrizen- oder Blechhalteroberfläche. Der Einlauf des Ziehflansches wird in diesem Werkzeugsektor entscheidend zurückgehalten. Dabei wirken sich höhere Ziehgeschwindigkeiten und geringere Flächenpressungen im Zusammenhang mit höherviskosen Schmierstoffen reibungsmindernd im Eck- und Übergangsbereich des Blechhalters bzw. der Matrize aus. Dies korreliert mit den aus Abschnitt 2.3 und 4.1 bekannten Ergebnissen.

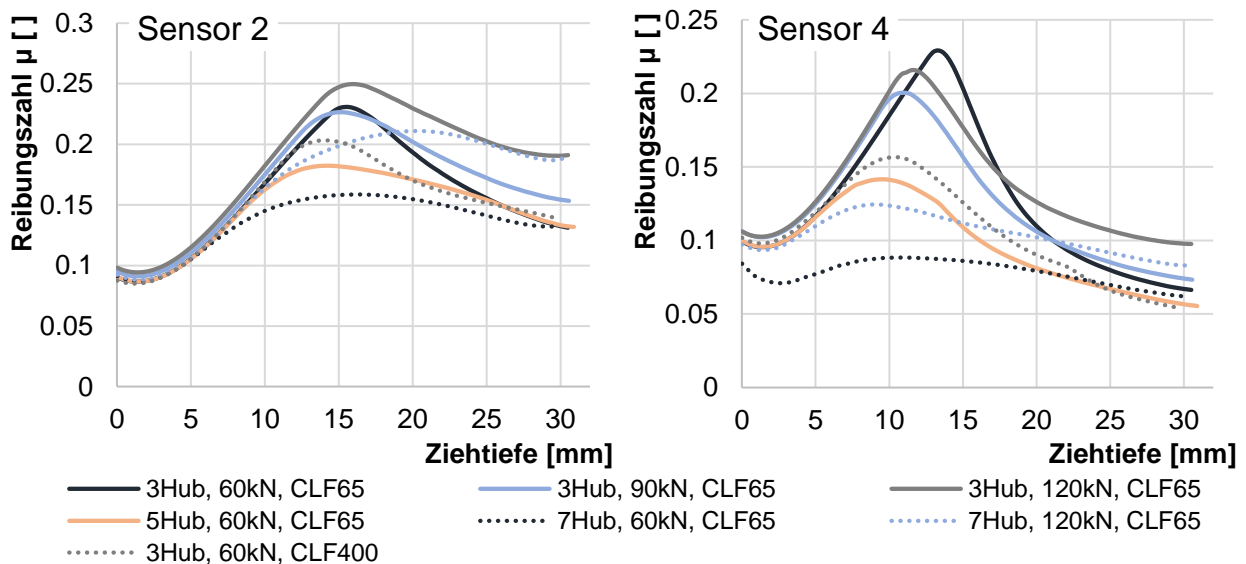


Abbildung 72: Verläufe der Reibungszahlen im Blechhalterbereich (Sensoren 2 und 4) des Eckbereichs des „Rechtecknapfes“ über der Ziehtiefe in Abhängigkeit von der Ziehgeschwindigkeit, dem Schmierstoff und der Blechhalterkraft, Werkstoff: AA 6016

Die so bestimmten Reibungszahlverläufe in Abhängigkeit von der Ziehgeschwindigkeit, der Viskosität des Umformschmierstoffs und der Blechhalterkraft des geraden Bauteilabschnitts sind sowohl für den Matrizeinlafradius als auch für die ebene Fläche der Matrize in Abbildung 74 dargestellt. In diesem Werkzeugsektor steigen die Reibungszahlen über den gesamten Stößelweg an. Die bestimmten Reibungszahlen behalten für den Sektor 5 jedoch nur bis zu einem Stempelweg von ca. 17 mm ihre Gültigkeit. Danach verliert die Platine den Kontakt zum Matrizeinlafradius aufgrund der zuvor beschriebenen Einfallstelle in der Zarge. Das Auftreten dieser Einfallstelle wurde bereits zuvor in Abbildung 54 in Abschnitt 5.3 vorgestellt und diskutiert. Des Weiteren hebt

der Blechhalter aufgrund der Blechdickenzunahme im Eckbereich von der Platine ab und der Messsensor zeichnet nicht mehr die reibungsinduzierten Rückhaltekräfte auf. Dieser Punkt ist in Abbildung 74 (links) durch die rote Linie gekennzeichnet.

Auch die Reibungszahlen des ebenen, geraden Bereichs (6) des Ziehumrisses zeigen eine Zunahme über den Stößelweg. Hier zeigt sich, dass die auf Basis des Streifenziehversuchs ermittelten Reibungszahlen aus Abschnitt 4.1 nicht mit denen des realen Tiefziehversuches übereinstimmen. Dies ist zunächst überraschend, da der Streifenziehversuch mit Flachbahn genau diesen Werkzeugsektor abbilden soll und ein aus tribologischer Sicht ähnliches Belastungskollektiv auftritt. Für die hier gemessenen Reibungszahlverläufe ist zu erkennen, dass diese mit zunehmender Blechhalterkraft sowie mit zunehmender Ziehgeschwindigkeit sinken. Dieser Verlauf scheint dem generellen Anstieg der Reibungszahl über dem Stößelweg zu widersprechen. Die Flächenpressung steigt aufgrund des Einlaufens der Platine in den Zargenbereich und des kleiner werdenden Ziehflansches bei gleichzeitig konstanter Blechhalterkraft an. Allerdings unterliegt die lokale Flächenpressungsverteilung auch den Veränderungen der Blechdickenverteilung. Durch die Bewegung der Platine aus dem Eckbereich in den geraden Bereich des Ziehumrisses sowie durch die Entstehung eines ungleichmäßigen Einlaufens des Bauteilflansches entstehen tangentielle Druckspannungen am Platinenaußenrand. Dadurch nimmt die Blechdicke mit steigender Ziehtiefe zu und der diesem Bereich der Platine vorherrschende Spannungszustand wird in verändert. In Abbildung 73 sind die Orte der maximalen Blechdickenzunahme in rot dargestellt.

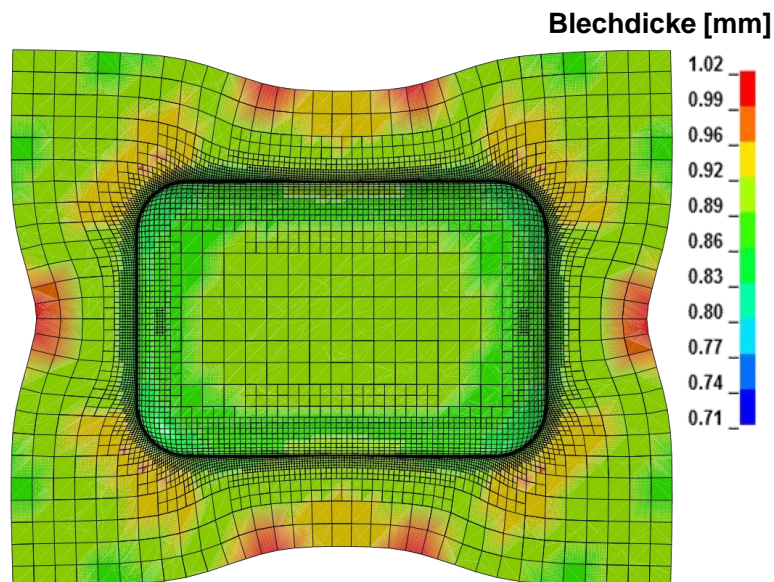


Abbildung 73: Numerisch bestimmte Blechdickenverteilung eines „Rechtecknapfes“, Blechdicke:  $s_0 = 0,9$  mm.

Es ist sowohl für den Matrizeeinlafradius als auch für den ebenen Bereich des geraden Bauteilabschnitts zu beobachten, dass die auftretenden Veränderungen der Reibungszahlen durch



veränderte Eingangsparameter (Blechhalterkraft, Ziehgeschwindigkeit und Viskosität des Umformschmierstoffs) nur eine sehr geringe Auswirkung auf diese besitzen. Die veränderte Viskosität des Schmierstoffs wirkt sich nicht auf die resultierenden Reibungszahlverläufe aus. Diese Tatsache bestätigen die von [Sin14] und die in Abschnitt 5.1.1 dargestellten Erkenntnisse. Auch hier wurde gezeigt, dass nach einer einachsigen, plastischen Dehnung der Platine die unterschiedlich viskosen Schmierstoffe gleiche Reibungszahlen hervorrufen. In diesem Bereich tritt nur eine minimale Veränderung der Reibungszahl aufgrund der hier vorgewählten Prozessparameter auf.

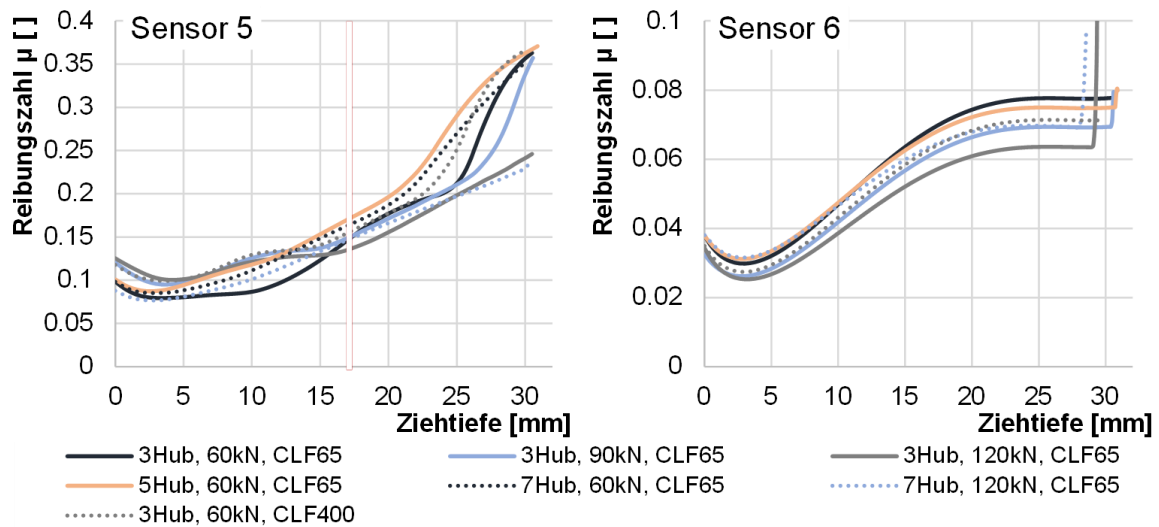


Abbildung 74: Verläufe der Reibungszahlen im Radius (Sensor 5) und Blechhalterbereich (Sensor 6) des geraden Bereichs des Ziehurisses des „Rechtecknapfes“ über der Ziehtiefe in Abhängigkeit von der Ziehgeschwindigkeit, dem Umformschmierstoff und der Blechhalterkraft, Werkstoff AA 6016

Die in Abbildung 75 dargestellten Verläufe der Reibungszahlen am Stempelkantenradius zeigen ähnliche Verläufe wie die am Matrizeeinlaufradius gemessenen (Sensorverläufe 1 und 3). Es zeigt sich auch hier ein Anstieg der Reibungszahl. Allerdings liegt das von der Flächenpressung abhängige Maximum bei geringeren Ziehtiefen von ca. 6 mm. Durch eine Erhöhung der Ziehgeschwindigkeit wird auch hier dieses Maximum hin zu größeren Ziehtiefen verschoben. Die maximale Höhe der Reibungszahl reduziert sich im weiteren Verlauf der Stößelbewegung, da die Haftreibung überwunden wird und die Platine in die Bauteilzarge einläuft.

Auch hier zeigt sich ein zuvor nicht erwarteter Verlauf der Reibungszahlen bezüglich der Viskosität des Schmierstoffs. Eine erhöhte Viskosität führt hier ebenfalls zu höheren Reibungszahlen. Allerdings befinden sich hier, analog zum Matrizeeinlaufradius, die Platine und der Stempelkantenradius nur in minimaler Relativbewegung zueinander. Es wird davon ausgegangen, dass der zum Überwinden des inneren Schmierstoffzusammenhalts notwendige Kraftanteil bei höherviskosen Schmierstoffen und niedrigen Relativgeschwindigkeiten den dominierenden Faktor

darstellt. Somit benötigt die Initiation der Bewegung eines hochviskosen Schmierstoffs mehr Energie als bei einem niederviskoseren. Zudem stellt sich die in weiterführenden Arbeiten zu diskutierende Frage, ob die Reibungszahlen in diesem Werkzeugsektor aufgrund der geringen Relativbewegung überhaupt durch das Coulomb'sche Reibungsgesetz bestimmbar sind. Allerdings wirkt sich der Betrag der Reibungszahl aufgrund dieser geringen Relativbewegung im Simulationsmodell nur gering auf das Ziehergebnis aus.

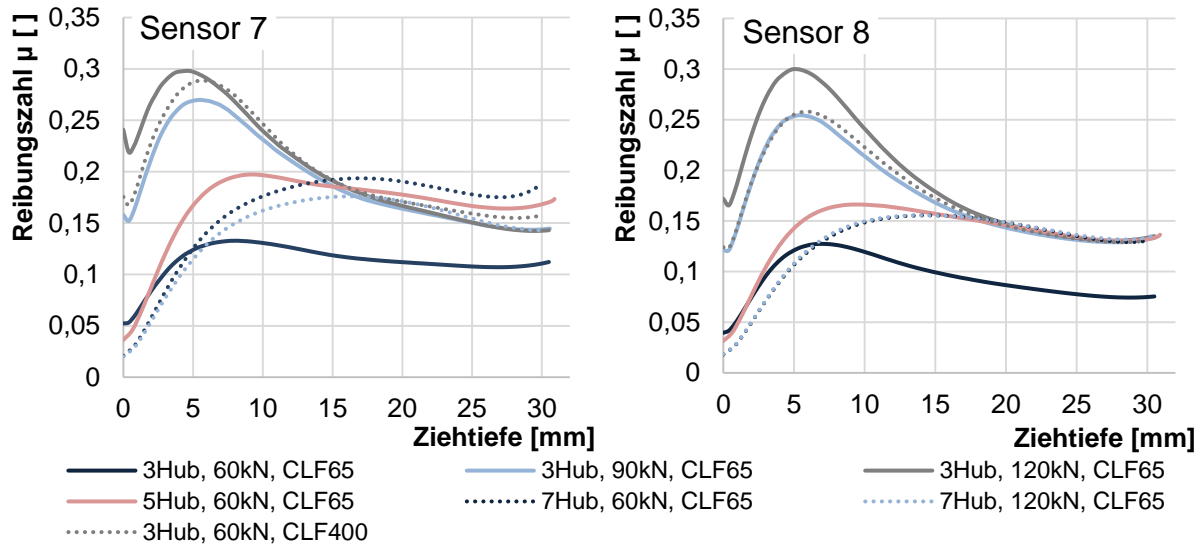


Abbildung 75: Verläufe der Reibungszahlen am Stempel, Ecke (Sensor 7) und gerader Bauteilabschnitt (Sensor 8) des „Rechtecknapfes“ über der Ziehtiefe in Abhängigkeit von der Ziehgeschwindigkeit, dem Umformschmierstoff und der Blechhalterkraft, Werkstoff AA 6016

Die Reibungszahlverläufe weisen eine beachtliche Ähnlichkeit mit den Untersuchungen von [Rec17] auf. In der Arbeit von [Rec17] wurden mit einem „Rundnapf“-Werkzeug ein 37 mm breiter Blechstreifen sowie eine Ronde tiefgezogen und die Reibungszahlen über 3-Komponenten-Kraftmesssensoren gemessen. Wie bei der hier vorgestellten Methode zur Bestimmung der Reibungszahlen zeigen die Reibungszahlen auch bei diesen Untersuchungen zu Beginn des Umformvorgangs ein Maximum bis die Haftreibung überwunden wurde. Anschließend erfolgt eine Abnahme der Reibungszahl (vgl. Abbildung 76, rechts). Im weiteren Verlauf steigt die Reibungszahl nach dem Durchlaufen eines Minimums wieder an. Da bei diesem Ansatz nicht zwischen Reibungszahlen im Matrizeneinlauffradius und in der ebenen Matrizenfläche (Bereich der Rückhaltung) unterschieden wird, erfolgt hier die Bestimmung eines gemittelten Verlaufes für die Sektoren 1 und 2.



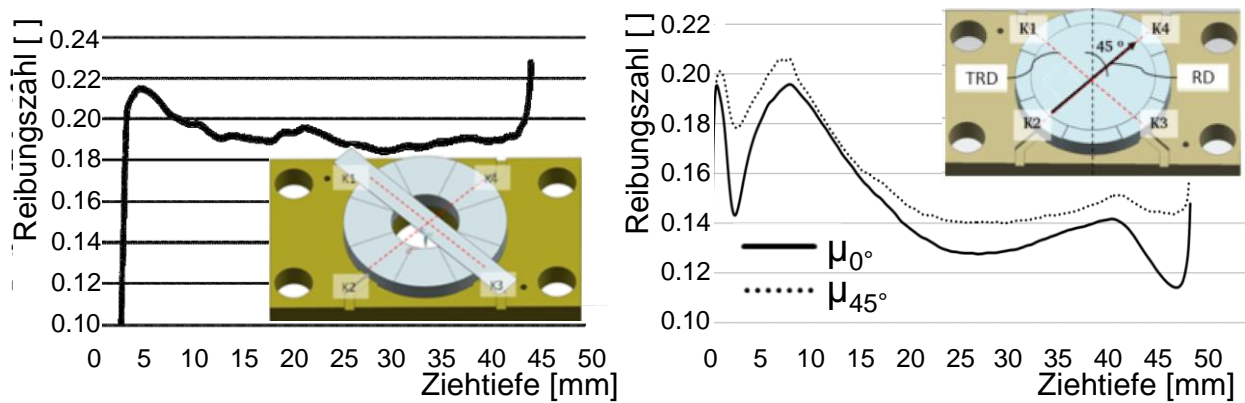
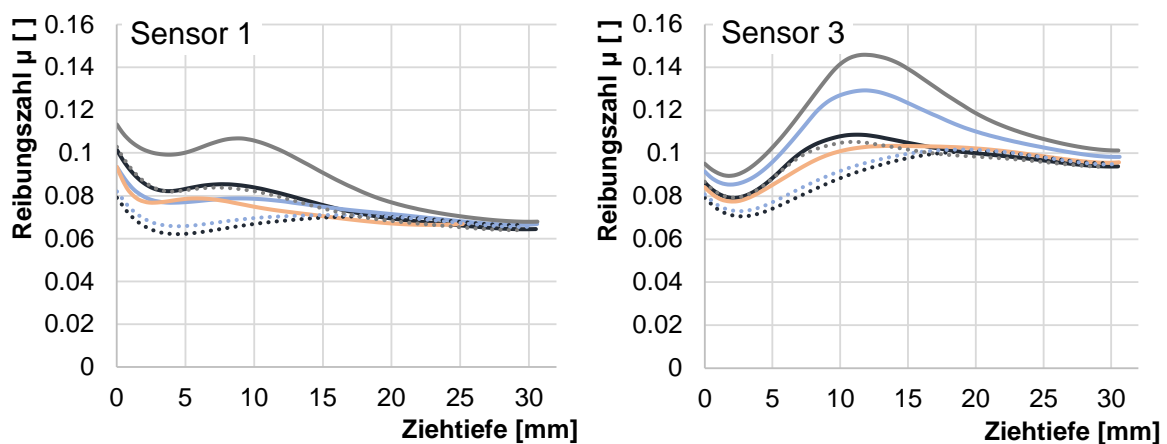


Abbildung 76: Mit 3-Komponenten-Kraftmesssensoren gemessener Verlauf der Reibungszahlen eines gezogenen Blechstreifens (links) und einer Ronde (rechts) nach [Rec17]

Auch für den hochfesten mikrolegierten Stahl HC340LA wurden die Reibungszahlen entsprechend der beschriebenen Methode bestimmt. Es ist zu erkennen, dass die grundsätzlichen Verläufe der Reibungszahlen denen des Aluminiumwerkstoffes (AA 6016) entsprechen. Diese sind in Abbildung 77 dargestellt. Analog zur Ermittlung realer Reibungszahlen im Ziehwerkzeug für den Blechwerkstoff AA 6016 zeigt sich auch hier ein Maximum bis zum Überwinden der Haftreibung zu Beginn des Tiefziehprozesses, der nach dem Beginn der Einlaufbewegung kurzzeitig absinkt, um dann ein (lokales) Maximum zu durchlaufen. Ebenfalls können höhere Reibungszahlen und ein späterer Beginn des Flanscheinlaufes für schlechtere tribologische Bedingungen gemessen werden. Diese Auswirkung kann besonders in den Sektoren 2 und 4 in den ebenen Eckbereichen mit vorherrschenden tangentialen Druckspannungen, beobachtet werden. Besonders deutlich zeigt sich die Auswirkung veränderter Flächenpressungen für dieses tribologische System in den Flanshbereichen der Bauteilecken.



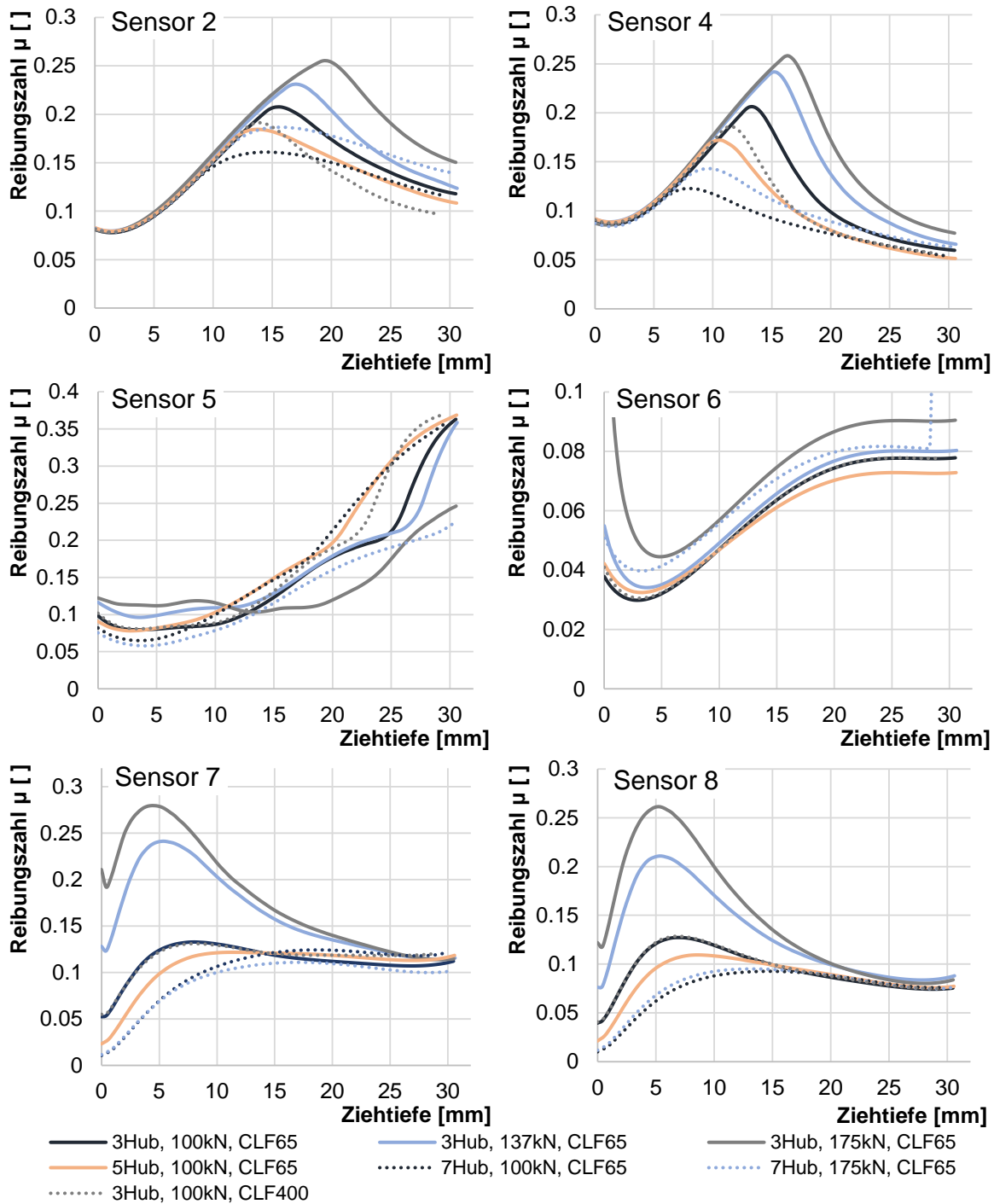
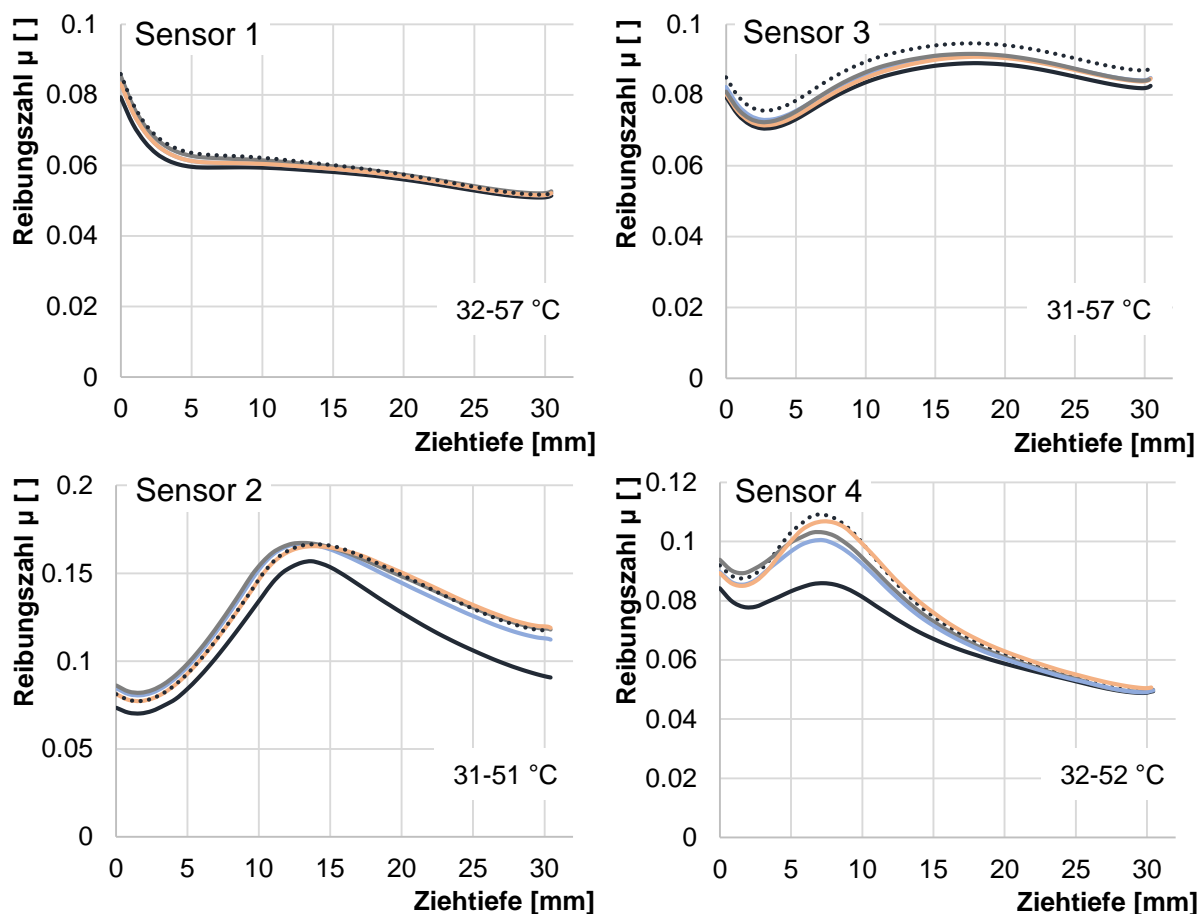


Abbildung 77: Verläufe der Reibungszahlen des „Rechtecknapfes“ über der Ziehtiefe in Abhängigkeit von der Ziehgeschwindigkeit, dem Umformschmierstoffs und der Blechhalterkraft, Werkstoff HC340LA

Die in Abbildung 71 bis Abbildung 77 vorgestellten Versuchsergebnisse beruhen auf Einzelhubversuchen. Die Reibungszahlen wurden dabei aus jeweils fünf Einzelmessungen gemittelt und stellen die Ergebnisse eines Tiefziehvorganges bei Raumtemperatur (ca. 23°C) dar. Zur Analyse der im Umformwerkzeug auftretenden realen Erwärmung sowie deren Auswirkung auf die Reibungszahlen wurden seriennahe Dauerhubversuche durchgeführt und die entsprechenden Reibungszahlen nach der entwickelten Methode bestimmt. Die so ermittelten Reibungszahlverläufe

sind für den Werkstoff HC340LA in Abbildung 78 dargestellt. Die Reibungszahlverläufe des Aluminiumwerkstoffes AA 6016 befinden sich in Anhang 14. Dabei ist deutlich zu erkennen, dass die bestimmten Reibungszahlen nahezu unveränderte Werte mit steigender Temperatur, induziert durch die Reibungswärme im Dauerhubversuch, annehmen. Jedoch sind geringe Tendenzen zu höheren Reibungszahlen bei Erwärmung des Ziehwerkzeugs erkennbar. Es muss allerdings angemerkt werden, dass sich das Ziehwerkzeug lediglich auf maximal 57°C erwärmt hatte. Zudem muss für die Bewertung der temperaturbedingten Reibungszahländerung beachtet werden, dass die seriennahen Dauerhubversuche lediglich mittels des im Walzwerk aufgetragenen Prelubes durchgeführt wurden. Diese Schmierstoffe wurden speziell dafür entwickelt, um die Auswirkungen der schwankenden Temperaturen auf die Reibungszahl in Tiefziehprozessen zu kompensieren. Sie gelten auch für gewöhnliche, bei der Serienfertigung auftretende Werkzeugtemperaturen als stabil. Dabei können, abhängig von den bauteilspezifischen Reibungsverhältnissen und der Umformwärme, die bei jedem Hub erzeugt wird, Werkzeugtemperaturen von bis zu 60-80 °C auftreten.



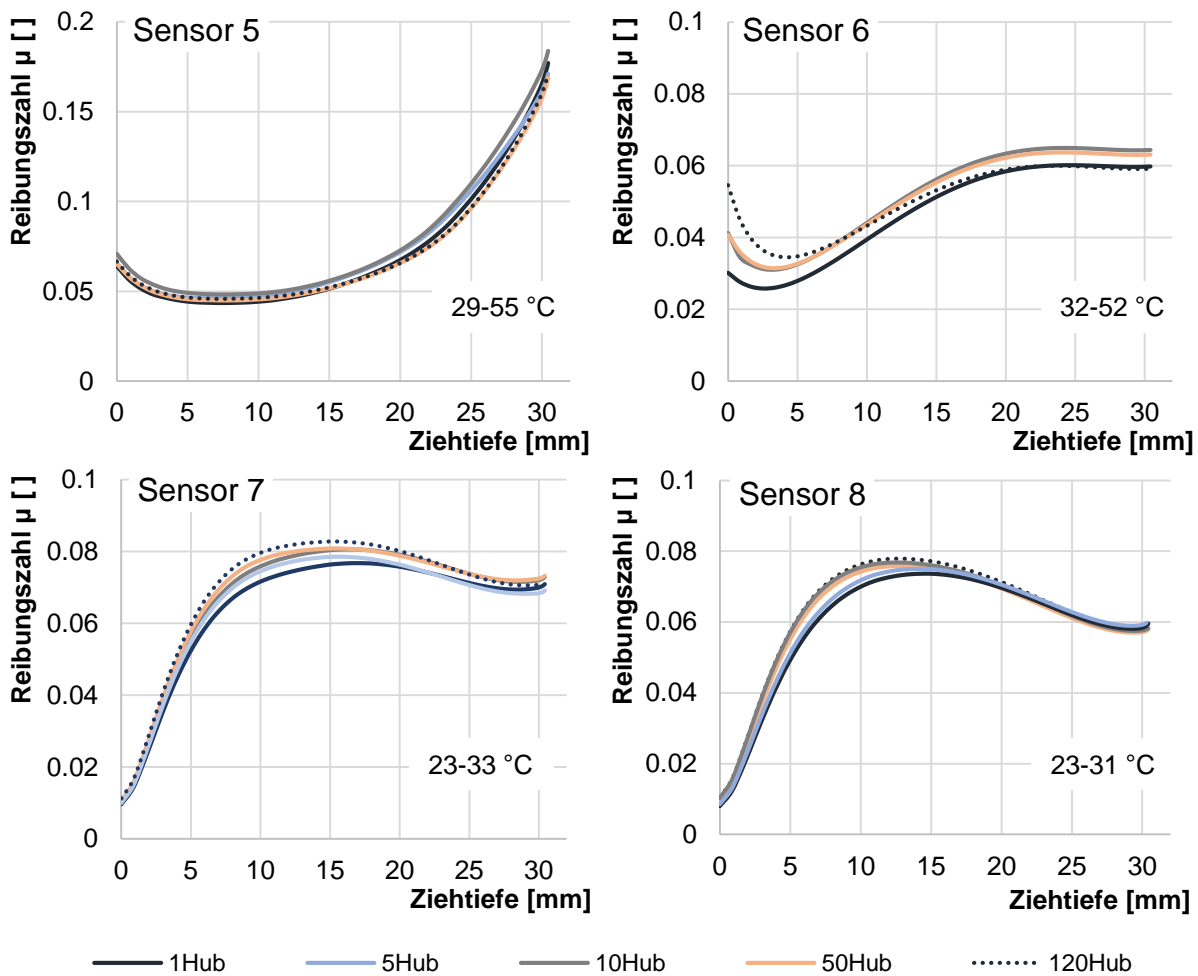


Abbildung 78: Verläufe der Reibungszahl der geometrisch unterschiedlichen Zonen des „Rechtecknapfes“ über der Ziehtiefe in Abhängigkeit von der Temperatur / Hubzahl im Dauerhubversuch für den Schmierstoff: Prelube, Ziehgeschwindigkeit 7 Hub/min und Blechhalterkraft von 100kN, Werkstoff HC340LA

Es war somit möglich aus den lokal gemessenen Sensorsignalverläufen über die Ziehtiefe angepasste Reibungszahlen zu bestimmen. Dabei ist für die in Abschnitt 4.2 definierten Sektoren des Ziehwerkzeugs jeweils ein spezifischer Reibungszahlverlauf abbildbar. Der Vergleich der über die elastische Deformation des Ziehwerkzeugs bestimmten Reibungszahlen mit jenen Reibungszahlen, welche über 3-Komponenten-Kraftmessensoren ermittelt wurden, zeigt gut übereinstimmende Signalverläufe und bestätigt die hier vorgestellte Berechnungsmethode. Die Diskussion der gemessenen Reibungszahlverläufe zeigt, dass den Reibungszahlverläufen der ebenen Werkzeugfläche der Matrize bzw. des Blechhalters die größte Bedeutung für das Einlaufverhalten der Platine zukommt, da die Platine den flächenmäßig größten Kontakt mit diesem Werkzeugbereich besitzt. Weiterhin wurde ersichtlich, dass der Stößelweg bis zum Überschreiten der Haftreibung und dem Beginn der Einlaufbewegung bei der Beschreibung der Reibungszahlverläufe mitberücksichtigt werden muss. Zur Verifikation der so bestimmten Reibungszahlen werden beide Effekte im

Folgenden Abschnitt für numerische Simulationsrechnungen in LS-Dyna daher berücksichtigt. Der Vergleich des Blechdickenverlaufes entlang speziell definierter Linienschnitte lässt eine Bewertung der Abbildegenauigkeit der neuartig bestimmten Reibungszahlverläufe zu.

### 6.3 Verifikation der bestimmten Reibungszahlen

Die Verifikation der aus dem realen Tiefziehprozess bestimmten Reibungszahlen erfolgt über den Vergleich der Blechdickenverläufe entlang spezieller Linienschnitte (siehe Abbildung 79). Dazu werden die Blechdickenverläufe der Ziehtteile aus realen Tiefziehversuchen vermessen und mit den aus der Simulation ausgelesenen Werten verglichen. Die Reibungszahlen der Simulationsrechnungen entsprechen dabei den in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Verläufen über den Stößelweg. Aus dem hier durchgeführten Vergleich kann eine Übereinstimmung der Wanddickenverläufen aus dem realen Tiefziehversuch mit denen aus der Simulationsrechnung aufgefunden werden und die Güte der Abbildegenauigkeit bewertet werden. Der Blechdickenverlauf stellt dabei eine valide und gängige Messgröße dar, mit deren Hilfe ein Vergleich zwischen Simulation und Experiment vorgenommen werden kann. Ein weiterer Grund für die Wahl des Blechdickenverlaufes als Bewertungskriterium für die Güte der Simulation ist, dass dieser aus industrieller Sicht das bedeutendste Qualitätskriterium für die Umformsimulation darstellt. Reißen bilden den häufigsten Umformfehler, der, im Gegensatz zur Faltenbildung, nur mit hohem Aufwand werkzeugseitig nachhaltig und wirksam vermieden werden kann.

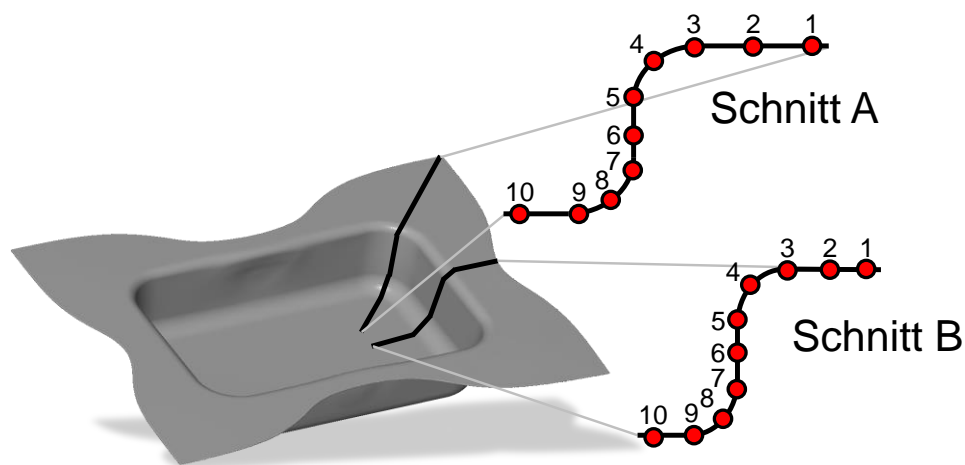


Abbildung 79: Linienschnitte zur Auswertung der Blechdickenverläufe

Die Auswertung der Blechdickenverläufe erfolgt über ein halbautomatisiertes Auswertungsverfahren der Simulationsergebnisse. Damit eine möglichst hohe Vergleichbarkeit der Ergebnisse erzielt werden kann, ist es notwendig, dass bei jeder Auswertung des Blechdickenverlaufes dieselben Knoten ausgewählt werden. Dies kann durch eine Batchverarbeitung erreicht werden, die das Programm LS-PrePost öffnet und dort eine zuvor erstellte Auswerteroutine in Form einer Datei im Format \*.cfile ausführt (vgl. Anhang 15). Auf diese Weise können die Blechdickenverläufe mit

geringem Zeitaufwand und hoher Genauigkeit aus der Simulationsdatei extrahiert und abgespeichert werden.

Die Simulationsrechnungen werden entsprechend der in Abschnitt 0 beschriebenen Modellbildung aufgebaut. Dies ist notwendig, da die berechneten Reibungszahlen nicht direkt in LS-Dyna integriert werden können. Diese Vorgehensweise ermöglicht es, die Reibungszahlen direkt im Simulationsmodell verwenden zu können, ohne ein konkretes Reibungsmodell verwenden zu müssen. Die mathematische Beschreibung der lokal auftretenden Reibungszahlen wird in Kapitel 7 durchgeführt. Der Vergleich von realen und simulativen Experimenten wird im Folgenden dargestellt und diskutiert.

Wie bei der Bewertung der Reibungszahlen aus dem Streifenziehversuch werden auch die mittels der neuartigen Methode bestimmten Reibungszahlen getrennt nach den untersuchten Einflussfaktoren Viskosität, Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit und Temperatur ausgewertet. Dazu werden die jeweiligen Blechdickenverläufe der Ziehteile aus dem realen Tiefziehversuch mit dem Ergebnis der Simulation für jeden der 10 Messpunkte verglichen.

Der Vergleich der Blechdickenverläufe zwischen den Ziehteilen aus dem realen Tiefziehversuch und der Simulation mit neuartig bestimmten und berechneten Reibungszahlen für die Schmierstoffviskositäten 65 und 400 mm<sup>2</sup>/s ist in Abbildung 80 dargestellt. Es zeigt sich, dass die aus der Simulation bestimmten Blechdickenverläufe den im realen Experiment gemessenen relativ genau folgen. Sowohl für Schnitt A als auch B wird neben der Blechdickenzunahme im Restflansch auch die Blechdickenreduktion im Bereich der Stempelkante durch die Simulation zutreffend berechnet. Die Blechdickenverläufe zeigen, dass eine Verringerung der Viskosität eine höhere Blechdickenreduktion im Bereich des Stempelkantenradius‘ hervorruft und gleichzeitig eine Verringerung der Blechdickenzunahme im Flanschbereich messbar ist. Dies kann auf die erhöhten Reibungszahlen zurückgeführt werden. Es werden höhere Prozesskräfte benötigt, um die Haftreibung zu überwinden. Dies hat zur Folge, dass die Platine erst bei einer größeren Ziehtiefe beginnt in den Ziehflansch einzulaufen und die Streckziehbelastung zu Beginn der Umformung zu einer höheren Blechdickenreduktionen führt. Der Vergleich zwischen den mittels dieser neuen Methode bestimmten Reibungszahlen berechneten Blechdickenverläufe und den anhand einer Simulation mit konstanter Reibungszahl  $\mu = 0,125$  ermittelten zeigt die erreichte Verbesserung der Abbildegenauigkeit. Entlang des Schnitts A durch das Bauteil wird die Blechdickenzunahme im Flanschbereich durch die Simulation mit der konstanten Reibungszahl nicht exakt abgebildet. Diese ungenaue Abbildung wirkt sich im Folgenden auch auf den geraden Bereich des Ziehumrisses aus. Die dort gemessene geringere Blechdickenzunahme lässt den in der Simulation als ideal starr modellierten Blechhalter nicht gleich von dem geraden Bereich des Ziehumrisses abheben und führt dort zu größeren Rückhaltekräften, die sich durch die größere Blechdickenreduktion entlang des Schnitts

A durch das Bauteil erkennen lässt. Zudem zeigt der Vergleich zwischen den Wanddickenverläufen mit konstanter Reibungszahl berechneten und den am real tiefgezogenen Bauteil auftretenden Blechdickenreduktionen, dass der Bereich des Stempelkantenradius nicht genau abgebildet wird. In der mit konstanter Reibungszahl durchgeführten Simulation wird an der Messstelle 8 des Bauteilschnitts A die Blechdickenreduktion um ca. 5,1 % zu gering bestimmt. Diese Abweichung der Blechdickenreduktion an dieser Position des Bauteils kann drastische Folgen für den Tiefziehprozess haben. Durch eine verringerte Blechdickenreduktion wird angenommen, dass das Bauteil größere Stempelkräfte aufnehmen kann, bis ein Versagen durch Reißen auftritt. Wird der so bestimmte Blechdickenverlauf als Basis für eine Prozessauslegung verwendet, besteht die Möglichkeit, dass ein im realen Tiefziehprozess auftretendes Bauteilversagen in der Simulationsrechnung nicht genau prognostiziert wird. Die neu bestimmten, sich verändernden Reibungszahlen berücksichtigen den zu Beginn des Tiefziehprozesses auftretenden Steckziehanteil und bei Verwendung dieser Reibungszahlen in der Simulationsrechnung kann daher der Blechdickenverlauf deutlich realitätsnäher bestimmt werden.

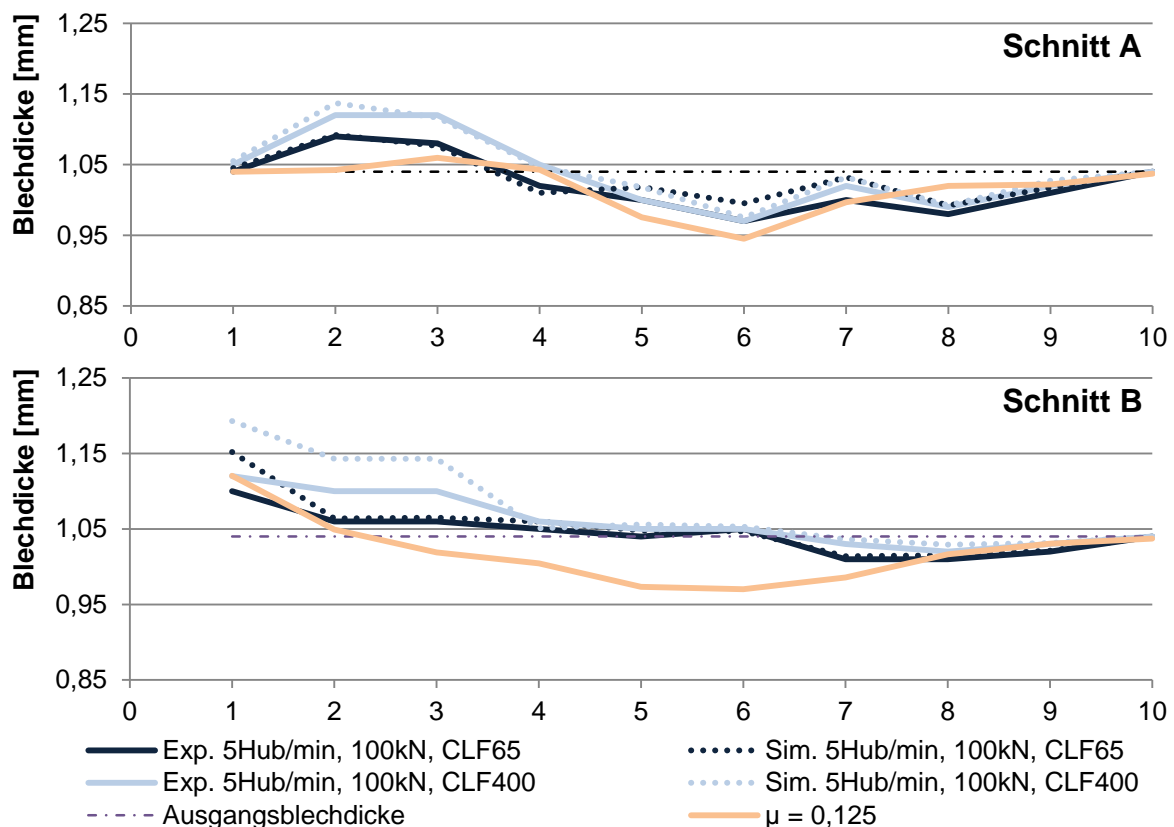


Abbildung 80: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: HC340LA,  $F_{BH} = 100\text{kN}$ , 5 Hub/min, CLF65 und CLF400

Abbildung 81 zeigt die Blechdickenverläufe der Zienteile aus dem realen Tiefziehversuch und der Simulation für die Blechhalterkräfte 100, 137 und 175 kN sowie den Blechdickenverlauf aus der

Simulation mit der konstanten Reibungszahl  $\mu = 0,125$ . Daraus ist zu erkennen, dass für eine Zunahme der Flächenpressung unter sonst konstanten Versuchsbedingungen eine signifikante Veränderung an den Messpunkten 6 bis 9 zu beobachten ist. Dies trifft sowohl für Schnitt A aus auch B zu, ist jedoch entlang des Schnitts A ausgeprägter zu messen. Dies kann auf den Unterschied der berechneten und in Abbildung 77 dargestellten Reibungszahl für die Werkzeugsektoren 2, 4 und 6 zurückgeführt werden. Eine Erhöhung der Blechhalterkraft von 100 auf 175 kN erhöht die maximale auftretende Reibungszahl in Sektor 2 um ca. 25 %, in Sektor 6 lediglich um ca. 17 %. Die Simulationsrechnung mit konstanter Reibungszahl führt auch für den Prozessparameter Flächenpressung zu einer zu geringen Blechdickenreduktion im Übergang zwischen Zarge und Boden. Dies hat die zuvor beschriebenen Folgen für die Prozesssicherheit der Bauteilauslegung. Es zeigt sich, dass durch die Bestimmung und anschließende Integration der sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen in die Simulation eine deutliche Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit erreicht wurde.

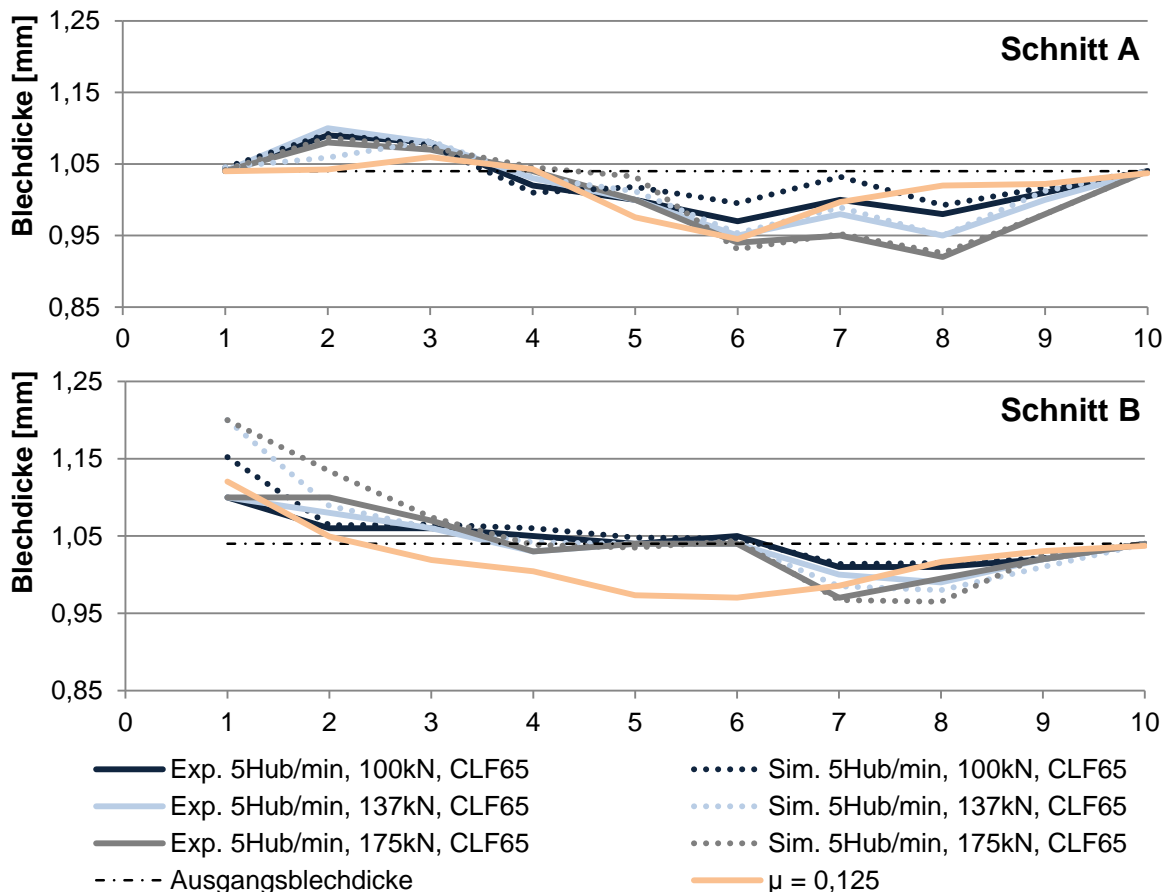


Abbildung 81: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: HC340LA,  $F_{BH} = 100, 137, 175\text{kN}$ , 5 Hub/min, CLF65

In Abbildung 82 sind die Blechdickenverläufe der Ziehteile dargestellt, welche mit unterschiedlicher Ziehgeschwindigkeit gezogen wurden. Auch für diesen Prozessparameter zeigt sich eine gute



Übereinstimmung zwischen der Simulation und dem realen Tiefziehbauteil. Erhöhte Ziehgeschwindigkeiten führen zu verminderten Rückhaltekräften und folglich kleineren Reibungszahlen. Dies kann mittels des steigenden hydrodynamischen Anteils des Umformschmierstoffs in der Kontaktfläche zwischen Umformwerkzeug und Platine erklärt werden. Das begünstigte Einlaufverhalten des Ziehflansches in den Zargenbereich führt zu einem reduzierten Streckziehanteil und geringeren Blechdickenreduktionen im Bereich des Übergangs von Zarge in den Bodenbereich. Die gemessenen und neuartig simulierten Blechdickenverläufe bilden genau dieses Verhalten ab. Der Blechdickenverlauf entlang des Schnittes B zeigt hingegen kaum eine Auswirkung bei Veränderung der Ziehgeschwindigkeit. In diesem Bereich wird die Platine, bedingt durch die Entlastung und das Abheben des Blechhalters durch die Blechdickenzunahme im Eckbereich nur wenig zurückgehalten und es treten relativ niedrige Reibungszahlen auf.

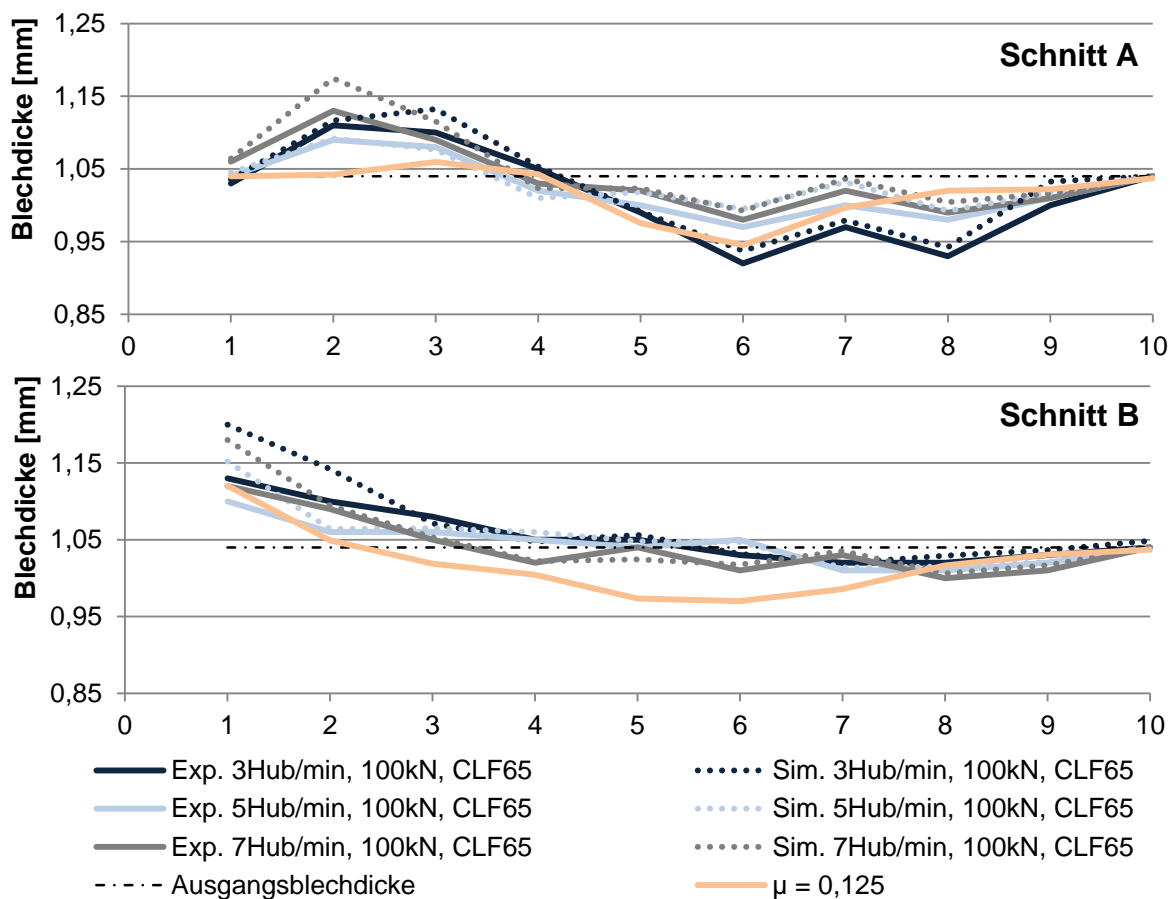


Abbildung 82: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: HC340LA,  $F_{BH} = 100\text{kN}$ , 3, 5, 7 Hub/min, CLF65

Die erhöhten Werkzeugtemperaturen verändern die Blechdickenverläufe lediglich in einem geringen Maße, da sich der Wärmeeintrag durch die Umformung vornehmlich auf den Radiusbereich und weniger auf den Flanshbereich auswirkt. Dies war ebenfalls am gemessenen Sensorsignal bei veränderten Temperaturen (20-57 °C) im seriennahen Dauerhubversuch zu erkennen. Dabei

ergeben sich für erhöhte Werkzeugtemperaturen höhere Reibungszahlen, welche jedoch in ihrem Verlauf entlang der Bauteilziehtiefe einander entsprechen. Die Temperaturerhöhung verschiebt dabei die Reibungszahlverläufe hin zu höheren Werten. Der Vergleich zwischen den mit konstanter Reibungszahl und mittels neuartiger Methode bestimmten Reibungszahlverläufen berechneten Blechdickenverläufen zeigt noch einmal die erreichte Verbesserung der Abbildegenauigkeit. Bei Berechnung mit konstanter Reibungszahl wird die Blechdickenzunahme im Flanschbereich zu gering bestimmt und als Wechselwirkung daraus eine zu geringe Blechdickenreduktion im Übergang von Zarge zu Bodenbereich berechnet. Dadurch besteht das Risiko, dass ein Versagen durch Reißen nicht erkannt wird, da im Ergebnis der Simulationsrechnung größere Kräfte übertragen werden können.

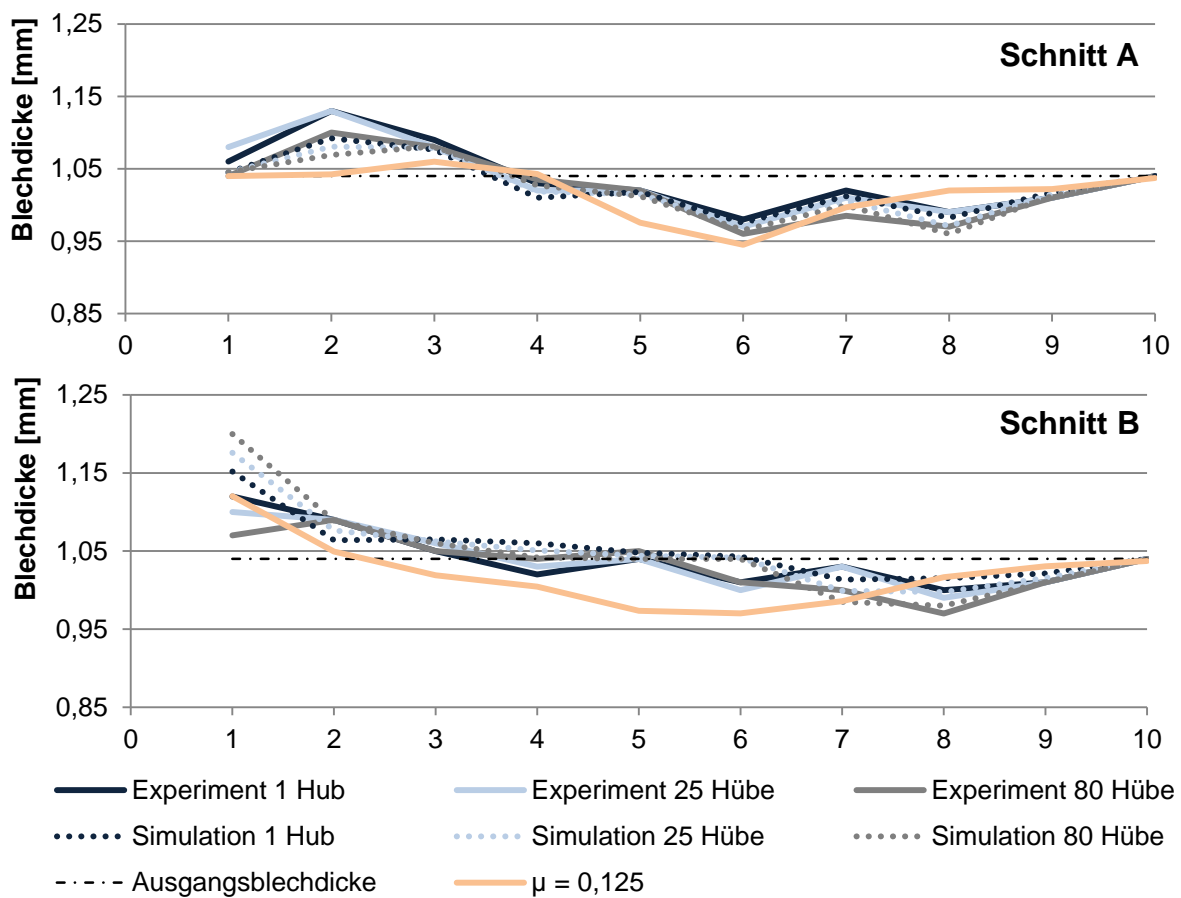


Abbildung 83: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: HC340LA,  $F_{BH} = 100\text{kN}$ , 7 Hub/min, 1., 25., 80. Hub

Es konnte somit gezeigt werden, dass die Integration der mit der neuartigen Methode bestimmten Reibungszahlen eine gute Vorhersagegenauigkeit in Bezug auf den für die industrielle Praxis relevante Messgröße der Blechdickenreduktion besitzt. Es wurde gezeigt, dass die Verwendung von im Prozess gemessenen Reibungszahlen in der Tiefziehsimulation besonders den Streckziehvorgang vor dem Beginn des Ziehflanscheinlaufes in die Bauteilzarge berücksichtigt und daher die

Blechdickenreduktion im Übergang von Zarge zum Bauteilboden exakt abbildet. Die Berechnung desselben Simulationsmodells, jedoch mit einer konstanten Reibungszahl über den Stößelweg und an jeder Position des Ziehurrisses, kann diese Blechdickenreduktion nicht exakt abbilden und ein mögliches Bauteilversagen durch Reißen wird in der Simulation zu spät erkannt. Dieser Effekt war besonders in Bezug auf die Blechhalterkraft zu erkennbar. Gesteigerte Flächenpressungen aus höheren Blechhalterkräften reduzieren die Blechdicke im Übergangsbereich von der Zarge zum Bauteilboden. Simulationsrechnungen mit den neuartig bestimmten Reibungszahlverläufen können dieses Verhalten recht exakt abbilden. Somit konnte die Eignung der neuen Mess- und Bestimmungsmethode der Reibungszahlen bewiesen werden und das erhebliche Verbesserungspotential gegenüber der Berechnung mit konstanten Reibungszahlen aufgezeigt werden.

Für den Aluminiumwerkstoff AA 6016 treten qualitativ ähnliche Blechdickenverläufe wie beim Stahlwerkstoff HC340LA auf. Durch die Integration der gemessenen Reibungszahlen in das Simulationsmodell wurde auch hier für eine gute Übereinstimmung von berechneten und real tiefgezogenen und gemessenen Blechdickenverläufen erzielt. Die bestimmten Verläufe sind in Anhang 16 bis 19 dargestellt.

#### **6.4 Fazit der kombiniert numerisch und experimentell bestimmten Reibungszahlen**

Zunächst erfolgt ein Vergleich der Blechdickenverläufe entlang charakteristischer Linienschnitte zwischen real tiefgezogenen und numerisch berechneten Bauteilen. Dieser Vergleich führt zu dem Nachweis einer verbesserten Abbildegenauigkeit von Simulationsrechnungen mit lokal bestimmten Reibungszahlverläufen im Vergleich zu mit konstanten Reibungszahlen durchgeführten Simulationen. Dies kann durch die Verwendung von Reibungszahlverläufen, welche im realen Tiefziehprozess aufgenommen sind, erreicht werden (vgl. Kapitel 5). Zu diesem Zweck wird ein Simulationsmodell unter Verwendung des Programmes LS-Dyna vorgestellt, welches die Integration von während des Tiefziehens gemessenen und sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen ermöglicht. Dabei wird eine thermo-mechanisch gekoppelte Umformsimulation aufgebaut, bei der durch gezielte Aufheizung des Werkzeugs dem Tiefziehprozess sich verändernde Reibungszahlen zugewiesen und für die Simulationsrechnung verwendet wurden. Die Erweiterung dieser in Abschnitt 6.1.3 vorgestellten Modellbildung hin zu einer Umformsimulation mit elastisch modellierten Werkzeugen ermöglichte die Auswertung der durch die Reibungskraft hervorgerufenen elastischen Deformationen in der Ziehwerkzeugstruktur. Dabei kann eine gute Relation zwischen der gemessenen Prozesskraft und der Verschiebung der Knoten des Elementnetzes in den Bereichen der konstruktiv integrierten Miniatur-Längsmessdübel gefunden.

Die Berechnung der Reibungszahlen erfolgt auf Basis der Annahme, dass die Quarzkristalle der verwendeten Miniatur-Längsmessdübel aufgrund ihrer Orientierung lediglich Kräfte entlang ihrer Längsachse aufnehmen. Da keine Biege- oder Schubkräfte aufgezeichnet werden, kann die auftretenden elastischen Dehnungen durch das Hook'sche Gesetz qualitativ berechnet und aus dieser Dehnung bzw. Stauchung der Werkzeugstruktur die effektiv wirkende Rückhaltekraft berechnet werden. Der in Abschnitt 6.3 durchgeführte Vergleich der Simulationsergebnisse unter Verwendung der neuartig bestimmten Reibungszahlverläufe mit real durchgeführten Tiefziehversuchen sowie mit Simulationsrechnungen mit konstanter Reibungszahl zeigt dabei, dass mit der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Bestimmungsmethode die Reibungszahlen differenzierter und zutreffender bestimmt werden als bei Verwendung einer konstanten Reibungszahl und dadurch das reale Prozessgeschehen aus tribologischer Sicht genauer abgebildet werden kann. Die Verwendung unterschiedlicher Reibungszahlen für verschiedene Sektoren der Ziehteilgeometrie ist dabei notwendig, um die Vorhersagegenauigkeit der numerischen Umformsimulation zu verbessern. Der Vergleich der Blechdickenverläufe zwischen realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit konstanter Reibungszahl und der Simulation mit den neuartig bestimmten lokalen Reibungszahlverläufen zeigt die erreichte Verbesserung in qualitativer Weise. Simulationsrechnungen mit den lokalen Reibungszahlverläufen über den Stößelweg bilden die Blechdickenreduktion des Übergangs von Bauteilzarge in den Boden sehr genau ab. Konstante Reibungszahlen bestimmten an dieser Stelle eine zu geringe Blechdickenreduktion, da der Streckziehprozess während des Umschlingens von Stempel- und Matrizeneinlafradius zu Beginn des Platineneinlaufes nur ungenau berücksichtigt wird. Die exakte Kenntnis des Blechdickenverlaufes aus der Simulationsrechnung in diesem Bereich ist jedoch notwendig, um die maximal übertragbaren Kräfte zu bestimmen und somit das Versagen durch Reißen genau bewerten zu können. Besonders für veränderte Flächenpressungen resultierend aus gesteigerten Blechhalterkräften konnten mit den aus dem Tiefziehprozess bestimmten Reibungszahlen verbessert abgebildet werden.

## 7 Entwicklung und Validierung des neuartigen Reibungsmodells

Die allgemeine Verwendung von spezifischen Reibungszahlen für die numerische Berechnung des Tiefziehvorgangs erfordert eine mathematische Beschreibung der Reibungszahlverläufe. Diese Beschreibung ist abhängig von den prozessbeeinflussenden Systemparametern, die in Abschnitt 4.1 in Streifenziehversuchen und in Kapitel 5 mithilfe der neuartigen Versuchsmethode aufgenommen und bewertet wurden. Im Folgenden werden daher übertragbare mathematische Beschreibungen von tribologischen Systemen in Tief- und Streckziehprozessen aus den im Prozess gemessenen Reibungszahlverläufen bestimmt, dann auf ein beliebiges Umformwerkzeug übertragen. Es wird untersucht, inwieweit sich die Reibungszahlverläufe, welche auf den Umformversuchen der „Rechtecknapf“-Geometrie beruhen, auf eine komplexe und dem automobilen Karosseriebau näherkommende Geometrie übertragen lässt. Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte mathematische Beschreibungsmodell der tribologisch unterschiedlich wirkenden Werkzeugsektoren wird auf diese Weise an einer komplexen Ziehteilgeometrie validiert.

### 7.1 Mathematische Beschreibung der tribologisch unterschiedlich wirkenden Werkzeugsektoren

Zur Ermittlung der mathematischen Beschreibung des tribologischen Systems wurden, die mit der neuen Methode im realen Tiefziehprozess experimentell bestimmten Reibungszahlverläufe eines segmentierten Ziehumrisses verwendet. Die Formulierung erfolgte mit einem auf den Programmiersprachen C++ und Python basierenden Open-Source-Code [Phi17]. Dieser kann Modellparameter auf Basis der Methode der kleinsten Fehlerquadrate anpassen und ordnet die ausgegebenen mathematischen Beschreibungen der Funktionsverläufe entsprechend ihres Bestimmtheitsmaßes ein. Als Datenbasis für die Anpassung der dreidimensionalen Funktionsbeschreibung werden im realen Tiefziehprozess aufgenommene Messwertverläufe verwendet. Zur Bestimmung der geeigneten mathematischen Formulierung liegen dem Code diverse Funktionsbeschreibungen, unter anderem exponentielle und logarithmische Funktionen, Gauß-Funktionen, Potenzfunktionen und Polynome sowie Fourier-Reihen mit bis zu sieben Parametern zugrunde, die angepasst, verglichen und gewichtet werden können. Das Blockdiagramm dieser Vorgehensweise ist in Abbildung 84 dargestellt.



Abbildung 84: Vorgehensweise zur Approximation der Funktionsparameter mittels des Open-Source-Codes nach [Phi17]

Zur mathematischen Beschreibung der sich tribologisch spezifisch einstellenden Sektoren entlang des Ziehteilumrisses wurden die in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Verläufe der Reibungszahlen verwendet. Dabei definiert die initiale Flächenpressung  $p_{ini}$  des Tiefziehprozesses den grundsätzlichen Verlauf der Reibungszahl  $\mu$  über der Ziehtiefe  $h$ . Die initiale Flächenpressung durch den Blechhalter besitzt im Vergleich zu den weiteren Prozessparametern (Ziehgeschwindigkeit, Viskosität des Schmierstoffs und Temperatur) die bedeutendste Auswirkung auf das tribologische System. Diese Veränderung der Reibungszahlverläufe ist für jeden Sektor des Ziehummrisses zu beobachten, weshalb die mathematische Beschreibung der Reibungszahlverläufe auf diesem grundsätzlichen Verlauf basiert. Würden die Reibungszahlverläufe durch mehrere Prozessparameter in ihrer Form verändert, so hätte ein mehrdimensionaler Ansatz für die mathematische Funktionsbeschreibung gewählt werden müssen.

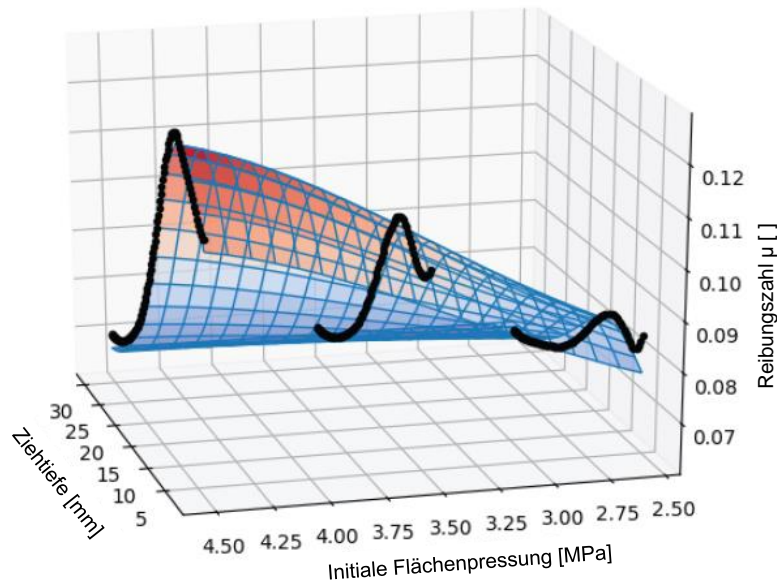
Aus dem in Abbildung 77 dargestellten Verlauf der berechneten Reibungszahlen wird deutlich, dass bei Erhöhung der Relativgeschwindigkeit eine Stauchung der Kurve erfolgt. Mathematisch können Stauchungen von Funktionsverläufen durch Multiplikation erreicht werden. Allerdings tritt die Stauchung oder Streckung nicht linear auf. Die auftretende Stauchung konnte entsprechend der berechneten Reibungszahlverläufe dargestellt und durch quadratische bzw. lineare Funktionen approximiert werden. Die Ziehgeschwindigkeit beeinflusst die resultierende Reibungszahl somit durch Multiplikation mit einer Skalierungsfunktion.

In den durchgeführten Untersuchungen beeinflusst die Temperatur das tribologische System überraschenderweise nur geringfügig, obwohl verschiedene Versuchsreihen im seriennahen Dauerhubbetrieb mit bis zu 7 Hub/min gefahren wurden. Die Fachliteratur berichtet von signifikanteren Auswirkungen der Temperatur auf den Umformprozess, wobei die Ergebnisse jedoch auf Untersuchungen mit beheizten Versuchsstandkomponenten oder Umformwerkzeugen beruhen. Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Werkzeugwärmungen aus der Prozesswärme wurden selbst mit hohen Hubanzahlen bzw. langen Laufzeiten lediglich Prozesstemperaturen von maximal 59 °C für den hochfesten Stahlblechwerkstoff und maximal 37 °C für den Aluminiumwerkstoff erreicht. Somit erfolgte die Anpassung der Funktionsbeschreibung ebenfalls für diese niedrigen Prozesstemperaturbereiche. In den untersuchten tribologischen Systemen beim Tiefziehen führt die zunehmende Temperatur des Ziehwerkzeugs zu einer betragsmäßigen Zunahme der Reibungszahlen, jedoch zu keiner Änderung des relativen Reibungszahlverlaufes über der Ziehtiefe. Der relative Verlauf der Reibungszahl ändert sich durch die Temperaturerhöhung nur wenig. Dies wird mathematisch durch eine Verschiebung des Funktionsverlaufes und somit durch einen Offset realisiert. Aus diesem Grund ergibt sich die Anhebung des Reibungszahlniveaus aufgrund der zunehmenden Temperatur durch Addition eines Offsets.

Der Stempelkanten- und Matrizeneinlafradius ( $r_s / r_m$ ) beeinflusst vor allem den Beginn des Einlaufens des Ziehflansches in die Zarge und somit den bis dahin ablaufenden Streckziehprozess. Im Verlauf der Reibungszahlen macht sich dies durch die Lage des auftretenden, lokalen Maximums bemerkbar. Die Platine unterliegt in der ersten Phase des Tiefziehprozesses einer Streckziehbelastung, hervorgerufen durch die Umschlingung der Platine jeweils um den Stempelkanten- und Matrizeneinlafradius. Bei größeren Radien ist die Umschlingung erst nach dem Erreichen von größeren Ziehtiefen abgeschlossen und der Ziehflansch beginnt dabei erst nach größeren Ziehtiefen in die Zarge einzulaufen. Diese Tatsache widerspricht jedoch nicht der allgemein nachteiligen Auswirkung von kleinen Stempel- und Matrizeneinlafradien. Bei Werkzeugen mit kleinen Einlafradien beginnt das Einlaufen aus der Zarge in den Flansch zwar früher, die auftretende Dehnung in der Platine lokalisiert sich jedoch ebenfalls früher. Das für den Streckziehprozess benötigte Platinenvolumen kann lediglich aus einem kleinen Platinenbereich fließen und es treten größere Blechdickenreduktionen während dieser Phase auf. Diese Blechdickenreduktionen führen dazu, dass im weiteren Umformprozess nur geringere Ziehkräfte übertragen werden können und ein Bauteilversagen durch Reißen früher auftritt. Aus diesem Grund wurde in der hier durchgeführten Modellbildung die Geometrie des Stempelkanten- und Matrizeneinlafradius‘ ( $r_s / r_m$ ) berücksichtigt.

Im weiteren Verlauf dieses Abschnitts wird auf das örtliche tribologische System des Stahlblechwerkstoffes HC340LA in Kombination mit dem Umformschmierstoff CLF65 eingegangen. Die Approximation der Modellparameter für die weiteren untersuchten tribologischen Systeme werden in Anhang 20 bis 22 aufgeführt.

Der Verlauf der Reibungszahlen der Sektoren 1 und 3 (Matrizenradius der Ecke und des Übergangsbereichs) konnte mithilfe einer Exponentialformel nach Gauß A beschrieben werden. Dabei ergab sich ein Bestimmtheitsmaß von  $R^2=98,88\%$  für den Sektor 1 und von  $R^2=87,78\%$  für den Sektor 3. Dabei lagen die maximalen Fehler der einzelnen Messung im Bereich  $\pm 0,4\%$  (Sektor 1) und  $\pm 0,5\%$  (Sektor 3). Anschließend folgte die Anpassung der Funktionsparameter für das vorliegende tribologische System mittels den in Abschnitt 6.2 bestimmten Reibungszahlverläufen (Abbildung 85).



$$z(x, y) = a \cdot e^{-0,5 \cdot \left( \left( \frac{x-b}{c} \right)^2 + \left( \frac{y-d}{f} \right)^2 \right)}$$

Abbildung 85: Approximation der in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Reibungszahlen der Werkzeugsektoren 1 und 3; Stahlblechwerkstoffes HC340LA, Schmierstoff CLF65

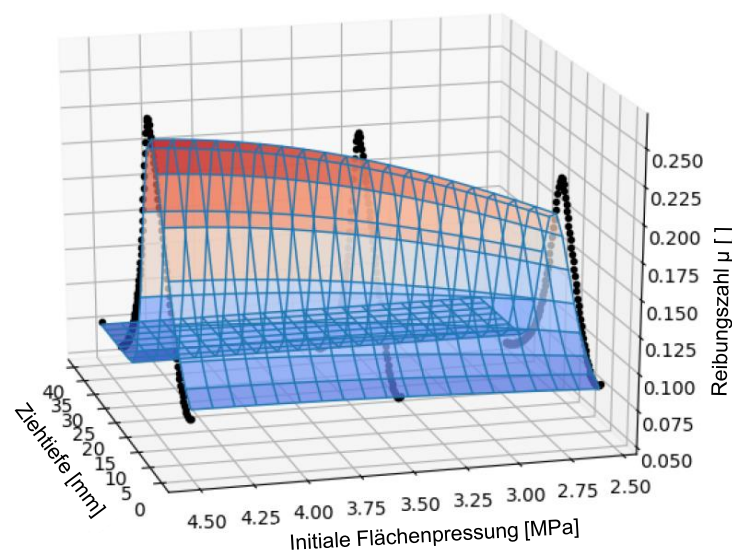
Aufbauend auf dieser mathematischen Beschreibung nach Gauß sowie der Parametrisierung dieses Modells mit den in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Reibungszahlen ergeben sich für die Sektoren 1 und 3 die in den Formeln (7.1) und (7.2) dargestellten Reibungszahlverläufe. Dabei sind die Eingangsgrößen für diesen Sektor die initiale Flächenpressung  $p_{ini}$ , die Durchschnittsgeschwindigkeit  $v_{durch}$ , die lokale Temperatur  $T_{loc}$  sowie die Größen des Matrizeeinlafradius  $r_m$  und des Stempelkantenradius  $r_s$ . Da die Reibungszahl  $\mu$  jedoch eine einheitenlose Größe darstellt, müssen diese Eingangsparameter mit der jeweiligen dimensionsbehafteten Einheitsgröße normiert werden. Mit diesem Vorgehen kann das untersuchte tribologische System für den Schmierstoff CLF65 mit den in (7.1) und (7.2) aufgeführten Funktionsparametern approximiert werden:

$$\begin{aligned} \mu_1(\mathbf{h}, \bar{v}, \mathbf{p}_{ini}, \mathbf{T}_{loc}, \mathbf{r}_m, \mathbf{r}_s) & \quad (7.1) \\ & = (1,676 \cdot 10^{-5} \bar{v}^2 - 3,39 \cdot 10^{-3} \bar{v} + 0,179) \\ & \cdot e^{-0,5 \cdot \left( \left( \frac{h - (r_m + r_s) - 23,1}{7,77} \right)^2 + \left( \frac{p_{ini} - 4,88}{1,48} \right)^2 \right)} \\ & + (2,175 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 6,148 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$



$$\begin{aligned} \mu_3(\mathbf{h}, \bar{v}, \mathbf{p}_{ini}, T_{lok}, \mathbf{r}_m, \mathbf{r}_s) & \quad (7.2) \\ & = (8,243 \cdot 10^{-6} \bar{v}^2 - 1,97 \cdot 10^{-3} \bar{v} + 0,121) \\ & \cdot e^{-0,5 \left( \left( \frac{h - (r_m + r_s) - 28,64}{-5,25} \right)^2 + \left( \frac{p_{ini} - 4,593}{1,137} \right)^2 \right)} \\ & + (3,158 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 8,93 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

Für die Verläufe der Reibungszahlen in den Sektoren 2 und 4 (ebener Bereich der Ecke und des Übergangsbereichs) wurde die mathematische Beschreibung von Extremwerten mittels Offset und den Parametern der Reibungszahlen sowie deren Einflussfaktoren parametrisiert. Die allgemeine Beschreibung sowie die Übereinstimmung mit den Messwerten werden in Abbildung 86 gezeigt. Dabei betrug das Bestimmtheitsmaß für den Sektor 2  $R^2=94,62\%$  und für den Sektor 4  $R^2=92,63\%$ . Die maximalen Abweichungen der Funktionswerte von den bestimmten Reibungszahlverläufen wurden dabei mit +/- 1,8% (Sektor 2) und +/- 1,9% (Sektor 4) bestimmt. Die Approximation der Funktionsparameter erfolgte mit den in Abschnitt 6.2 bestimmten Reibungszahlverläufen und ergab für die Sektoren 2 und 4 die in (7.3) und (7.4) dargestellten Funktionsbeschreibungen. Mit diesem Vorgehen konnte auch für die Sektoren 2 und 4 eine mathematische Beschreibung bestimmt werden und somit eine gute Übertragung auf eine allgemeine Ziehteil- bzw. Werkzeuggeometrie gefunden werden. Die Validierung dieser Funktionsbeschreibung der Reibungszahl wird im nachfolgenden Abschnitt 7.2 dargestellt.



$$z(x, y) = a \cdot e^{-\frac{x-b}{c} + \sinh\left(\frac{x-b}{c}\right) - \cos\left(\frac{x-b}{c}\right) + 1} \cdot e^{-\frac{y-d}{f} + \sinh\left(\frac{y-d}{f}\right) - \cosh\left(\frac{y-d}{f}\right) + 1} + \text{Offset}$$

Abbildung 86: Approximation der in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Reibungszahlen der Werkzeugsektoren 2 und 4; Stahlblechwerkstoffes HC340LA, Schmierstoff CLF65

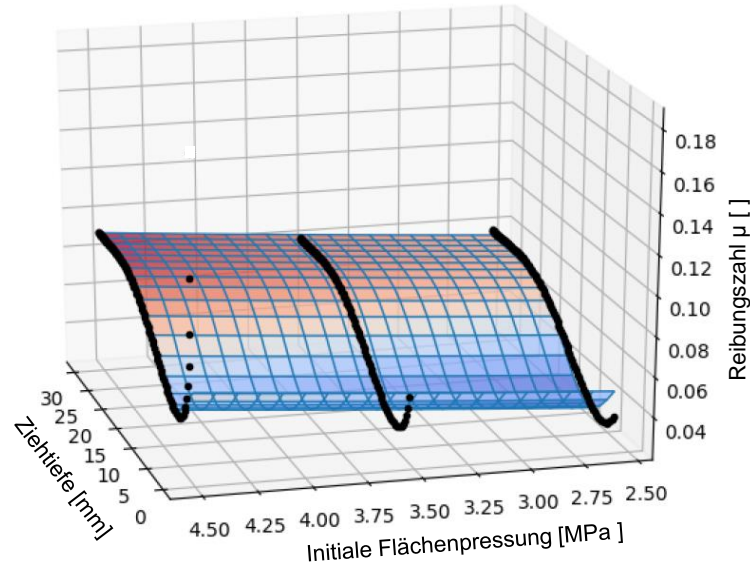
$$\begin{aligned}
\mu_2(\mathbf{h}, \bar{v}, \mathbf{p}_{ini}, \mathbf{T}_{loc}, \mathbf{r}_m, \mathbf{r}_s) & \quad (7.3) \\
& = (2,21 \cdot 10^{-2} \bar{v}^2 - 1,31 \bar{v} + 3,795 \cdot 10^2) \\
& \cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-31,7}{7,07} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-31,7}{7,07}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-31,7}{7,07}\right) + 1} \\
& \cdot e^{-\frac{p_{ini}-44,59}{-4,56} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-44,59}{-4,56}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-44,59}{-4,56}\right) + 1} \\
& + (2,752 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 7,78 \cdot 10^{-2})
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
\mu_4(\mathbf{h}, \bar{v}, \mathbf{p}_{ini}, \mathbf{T}_{loc}, \mathbf{r}_m, \mathbf{r}_s) & \quad (7.4) \\
& = (3,466 \cdot 10^{-5} \bar{v}^2 - 6,36 \cdot 10^{-3} \bar{v} + 0,4) \\
& \cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-30,25}{-4,77} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-30,25}{-4,77}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-30,25}{-4,77}\right) + 1} \\
& \cdot e^{-\frac{p_{ini}-4,75}{2,529} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-4,75}{2,529}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-4,75}{2,529}\right) + 1} \\
& + (2,4684 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 6,98 \cdot 10^{-2})
\end{aligned}$$

Die Blechdickenzunahme im Eckbereich der Ziehteilgeometrie sowie am Platinenaußenrand der geraden Ziehumrissbereiche lässt den Blechhalter im Sektor 5 von der Platine abheben. Des Weiteren bildet sich in diesem Bauteilbereich die in Abbildung 54 beschriebene Einfallstelle aus. Es war daher nicht zielführend, eine mathematische Beschreibung bei nur geringer Aussage- und Einflusskraft für diesen Sektor zu erstellen. Aus diesem Grund wird die Reibungszahl für diese Stelle mit der konstanten Reibungszahl  $\mu = 0,125$  parametrisiert. Diese Reibungszahl hat sich in der industriellen Praxis für Tiefziehsimulationen mit LS-Dyna durchgesetzt und führt durch die relativ kleine Oberfläche dieses Werkzeugbereichs lediglich zu einer minimalen Veränderung des Simulationsergebnisses. Der daraus entstehende Informationsverlust für die Abbildegenauigkeit der Simulationsrechnung wird daher als sehr gering bewertet.

Der ebene Bereich des geraden Bauteilabschnitts, also jener Werkzeugsektor, der von den Messwerten des Sensors 6 abgebildet wird, konnte mit der Beschreibung nach Gauß B und der in Abbildung 87 dargestellten Formel modelliert werden. Das Bestimmtheitsmaß zur Bewertung der Anpassungsgüte dieser Funktionsbeschreibung für die in Abschnitt 6.2 bestimmten Reibungszahlen beträgt dabei  $R^2=82,66\%$  bei einer maximalen Abweichung der Messwerte von der Funktionsapproximation von  $\pm 1,4\%$ . Da für diesen Sektor relativ geringe Reibungszahlen bestimmt wurden und die Abweichung der Funktionsapproximation von den Messwerten vor allem bis zu einer Ziehtiefe von ca. 10 mm auftritt, wird die Auswirkung der Abweichung der Funktionsbeschreibung als gering bewertet. Für das tribologische System des Stahlblechwerkstoffes HC340LA und der Verwendung des Schmierstoffs CLF65 wurde auch für diesen Sektor eine Parametrisierung mit den bestimmten Reibungszahlen durchgeführt. Dazu wurden die Reibungszahlverläufe in Abhängigkeit von den Einflussfaktoren Ziehtiefe, Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit,

Stempelkanten- und Matrizeneinlausradius sowie der lokalen Werkzeugtemperatur verwendet, um die Modellparameter mittels der Methode der kleinsten Fehlerquadrate zu bestimmen. Die Modellierung des in Werkzeugsektor 6 auftretenden tribologischen Systems für den Stahlblechwerkstoff HC340LA und den Umformschmierstoff CLF65 ist in der Formel (7.6) gegeben.



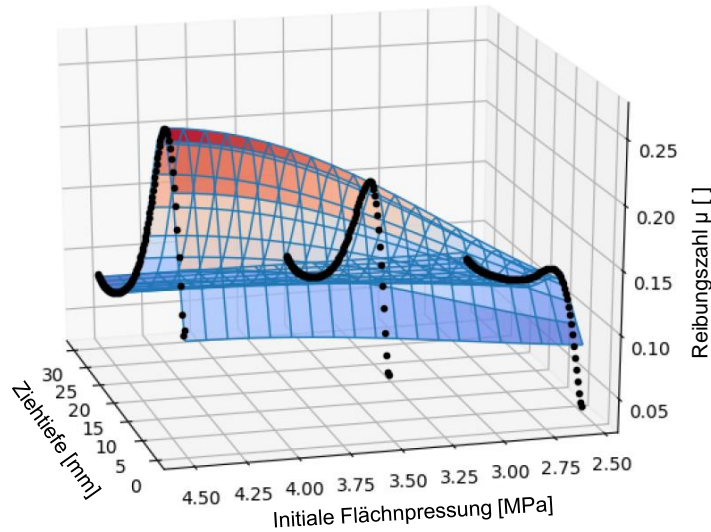
$$z(x, y) = a \cdot e^{-0,5\left(\frac{x-b}{c}\right)^2} + d \cdot e^{-0,5\left(\frac{y-f}{g}\right)^2} + \text{Offset}$$

Abbildung 87: Approximation der in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Reibungszahlen des Werkzeugsektors 6; Stahlblechwerkstoffes HC340LA, Schmierstoff CLF65

$$\mu_6(\mathbf{h}, \bar{\nu}, \mathbf{p}_{ini}, \mathbf{T}_{lok}, \mathbf{r}_m, \mathbf{r}_s) \quad (7.6)$$

$$\begin{aligned} &= (7,37 \cdot 10^{-5} \bar{\nu} - 4,66 \cdot 10^{-2}) \cdot e^{-0,5\left(\frac{h-(r_m+r_s)-21}{5,64}\right)^2} \\ &+ (-9,72 \cdot 10^{10} \bar{\nu} + 6,15 \cdot 10^{13}) 5,722 \cdot 10^{13} \cdot e^{-0,5\left(\frac{p_{ini}-717,6}{86,36}\right)^2} \\ &+ (3,3 \cdot 10^{-3} \cdot T_{lok} - 6,66 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

Die mathematische Beschreibung der Reibungszahlverläufe am Stempelkantenradius (Sektoren 7 und 8) konnte analog zu den Sektoren 2 und 4 bestimmt werden. Die beste Übereinstimmung konnte mit der in Abbildung 88 dargestellten Formel erreicht werden. Dabei betrug das Bestimmtheitsmaß der Funktionsapproximation an die in Abschnitt 6.2 bestimmten Reibungszahlverläufe des Sektors 7  $R^2=95,02\%$  sowie  $R^2=96,64\%$  für den Werkzeugsektor 8. Die maximalen Fehler betrugen dabei +/- 1,1% (Sektor 7) und +/- 0,9% (Sektor 8). Die Formeln (7.7) und (7.8) enthalten die Parameter für das tribologische System bei Verwendung des Schmierstoffs CLF65.



$$z(x, y) = a \cdot e^{-\frac{x-b}{c} + \sinh\left(\frac{x-b}{c}\right) - \cos\left(\frac{x-b}{c}\right) + 1} \cdot e^{-\frac{y-d}{f} + \sinh\left(\frac{y-d}{f}\right) - \cosh\left(\frac{y-d}{f}\right) + 1} + \text{Offset}$$

Abbildung 88: Approximation der in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Reibungszahlen der Werkzeugsektoren 7 und 8; Stahlblechwerkstoffes HC340LA, Schmierstoff CLF65

$$\mu_7(\mathbf{h}, \bar{v}, \mathbf{p}_{ini}, \mathbf{T}_{lok}, \mathbf{r}_m, \mathbf{r}_s) \quad (7.7)$$

$$\begin{aligned} &= (5,85 \cdot 10^{-5} \bar{v}^2 - 0,011 \bar{v} + 0,577) \\ &\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-20,5}{4,96} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-20,5}{4,96}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-20,5}{4,96}\right) + 1} \\ &\cdot e^{-\frac{p_{ini}-4,18}{0,918} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-4,18}{0,918}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-4,18}{0,918}\right) + 1} \\ &+ (3,63 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 0,11) \end{aligned}$$

$$\mu_8(\mathbf{h}, \bar{v}, \mathbf{p}_{ini}, \mathbf{T}_{lok}, \mathbf{r}_m, \mathbf{r}_s) \quad (7.8)$$

$$\begin{aligned} &= (-3,022 \cdot 10^{-5} \bar{v}^2 - 0,013 \bar{v} + 0,738) \\ &\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-21,02}{4,3} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-21,02}{4,3}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-21,02}{4,3}\right) + 1} \\ &\cdot e^{-\frac{p_{ini}-4,65}{1,57} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-4,65}{1,57}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-4,65}{1,57}\right) + 1} \\ &+ (2,6 \cdot 10^{-5} \cdot T_{lok} - 7,9 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

An dieser Stelle konnte keine einfachere Modellierung der auftretenden tribologischen Systeme in den Werkzeugsektoren 1 bis 8 ermittelt. Die Vielzahl an auftretenden Einflussfaktoren sowie deren Wechselwirkung untereinander, überlagert von der zeitlichen Abhängigkeit der Reibungszahlen entlang der Ziehtiefe, führt zu einer Komplexität, die im industriellen Einsatz voraussichtlich nur bedingt eingesetzt werden kann. Diese Modellierungsansätze zeigen jedoch, dass das grundlegende Verständnis eines tribologischen Systems des Tiefziehens zukünftig durch die Einflussgröße der geometrischen Position bzw. des vorherrschenden Spannungszustandes im

Ziehteilflansch erweitert werden muss. Diese Erkenntnis konnte durch die gefundene Beschreibung des lokalen Reibungsverhaltens deutlich gemacht werden.

## 7.2 Validierung des neu entwickelten Reibungsmodells

Für den Übertrag der im Tiefziehprozess eines „Rechtecknapfes“ bestimmten Reibungszahlen auf eine dem automobilen Karosseriebau ähnlichen Ziehteilgeometrie wurde das am Institut für Umformtechnik vorhandene Werkzeug der kotflügelähnlichen Werkzeuggeometrie nach Hishida [His93] gewählt. Dieses Werkzeug besitzt umformtechnische Schwierigkeiten durch geometrisch unterschiedlich gestaltete Radienverhältnisse in den Eckbereichen sowie einem daraus resultierenden, nicht symmetrischen Platinenkanteneinlauf. Im weiteren Verlauf dieses Abschnitts wird diskutiert, inwiefern die auf Basis von im realen Prozess gemessenen Reibungszahlen entwickelte Beschreibung auch für diese Ziehteilgeometrie Gültigkeit besitzen kann. Gelingt die Übertragbarkeit von der einfachen akademischen Ziehteilgeometrie des „Rechtecknapfes“ auf dieses komplexe Bauteil und werden die real auftretenden Blechdickenreduktionen von der numerischen Simulation hinreichend genau abgebildet, kann von einer verallgemeinerbaren Übertragbarkeit der Ergebnisse dieser Arbeit bzw. der Reibungsmodellierung ausgegangen werden.

### 7.2.1 Integration der Reibungszahlfunktionen in das Simulationsmodell der Hishida-Geometrie

Zur Integration der örtlichen Reibungszahlen in das Simulationsmodell der Hishida-Geometrie wird dieselbe Strategie wie bei der „Rechtecknapf“-Geometrie angewendet. Es wird auch für diese Ziehteilgeometrie ein thermo-mechanisch gekoppeltes FE-Modell in LS-Dyna aufgebaut und eine lineare Erwärmung des Werkzeugs vorgegeben. Wärmekapazität und Wärmeübertragungskoeffizienten werden so angepasst, dass keine Veränderung der Temperatur durch die eingebrachte Umformenergie auftritt. Jeder Werkzeugtemperatur und damit jedem Simulationszeitpunkt kann somit eine spezifische Reibungszahl zugewiesen werden. Die Vernetzung der Bauteile erfolgt bei diesem Simulationsmodell durch das Programm „DynaForm“, wobei Blechhalter, Matrize und Stempel ideal starr modelliert und mit zweidimensionalen Schalenelementen vernetzt werden.

Die Aufteilung des Werkzeugs erfolgt analog zu Abschnitt 4.2 und schließt die zuvor diskutierten Sektoren Ecke, Übergang und Gerade mit ein. Dabei wird jeder Sektor wie auch beim „Rechtecknapf“ jeweils in einen ebenen Bereich und einem Bereich des Einlafradius unterteilt. Aus dieser Aufteilung ergeben sich somit bei diesem Werkzeug ebenfalls sechs unterschiedliche Sektoren der Matrize. Der Stempel wird analog zum vorher beschriebenen Verfahren in drei unterschiedliche Sektoren unterteilt. Abbildung 89 zeigt die Aufteilung der Matrize in die jeweiligen Sektoren mit homogen vorherrschender Reibung.

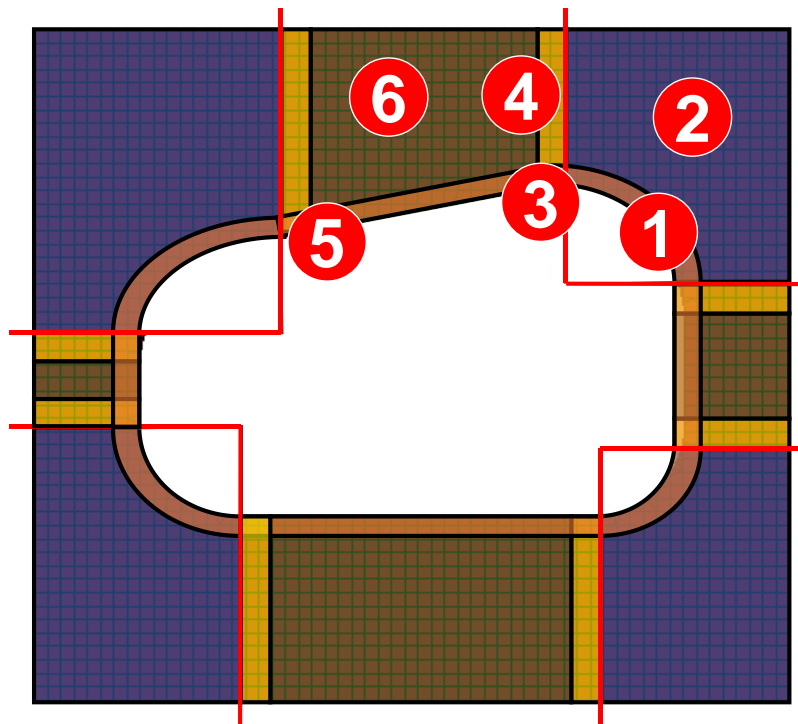


Abbildung 89: Definition der Sektoren mit homogen vorherrschenden Reibungsbedingungen der Matrize der Hishida-Geometrie in Anlehnung an die Aufteilung nach der Gleitlinien-theorie in Abschnitt 5.3

Zur Validierung der Übertragbarkeit der Reibungsmodellierungsansätze aus einem Versuch auf höherer Modellebene auf eine komplexere Ziehteilgeometrie werden die Blechdickenverläufe aus der Simulation und dem realen Tiefziehversuch verglichen. Analog zu Abschnitt 6.3 werden auch an dieser Stelle die Blechdickenverläufe als Qualitätskriterium zur Bewertung der Vorhersagegenauigkeit unterschiedlich realistischer Modellierungsansätze herangezogen. Die lokale Dickenreduktion des Ziehteils stellt in der industriellen Anwendung das wichtigste Kriterium dar, nach dem ein Tiefziehvorgang ausgelegt wird. Die Blechdickenreduktion ist entscheidend dafür, welche Prozesskräfte übertragen werden können und ob ein Versagen durch Reißen zu erwarten ist. Dazu werden Blechdickenverläufe zweier charakteristischer Linienschnitte des tiefgezogenen Bauteils mit denen des gleich tiefen, numerisch berechneten Bauteils verglichen. In Abbildung 90 sind diese beiden charakteristischen Linienschnitte am real tiefgezogenen Bauteil (links) sowie die simulativ bestimmte Blechdickenreduktion dargestellt.

Die Validierung der lokal bestimmten Reibungszahlverläufe findet für die Einflussparameter Flächenpressung, Viskosität des Schmierstoffs und den Blechwerkstoff statt. Aufgrund des Werkzeugkonzepts der Hishida-Geometrie ist es nicht möglich, diese Validierungsversuche mit derselben Umformmaschine durchzuführen. Die Veränderung der Stößelgeschwindigkeit und ein Vergleich unterschiedlicher Relativgeschwindigkeiten waren an diesem Versuchsbauteil nicht möglich. Das verwendete Werkzeug besitzt ein eigenes 10-Punkt-Ziehkissen, bei dem jeder Pinole

über eine Regelung separat angesteuert werden kann. Genaue Daten und eine Beschreibung des Umformwerkzeugs sowie der verwendeten hydraulischen Umformmaschine sind [Bla08] und [Lie16] zu entnehmen. Hydraulische Umformmaschinen zeigen eine nahezu konstante Umformgeschwindigkeit über den gesamten Stößelweg. Dieses Bewegungsprofil des Pressenstößels unterscheidet sich signifikant von der sinusförmigen Stößelbewegung der servo-mechanischen Umformpresse, mit der die Untersuchungen der „Rechtecknapf“-Geometrie durchgeführt wurden. Es werden jedoch sowohl Bauteile des Werkstoffes HC340LA mit der Blechdicke  $s_0 = 0,74$  mm als auch des Werkstoffes AA 6016 der Blechdicke  $s_0 = 1,04$  mm abgepresst. Die Versuchsparameter, die in die parametrisierten Beschreibungen des jeweiligen tribologischen Systems aus Anhang 20 bis 22 eingesetzt werden, sind Tabelle 6 zu entnehmen.

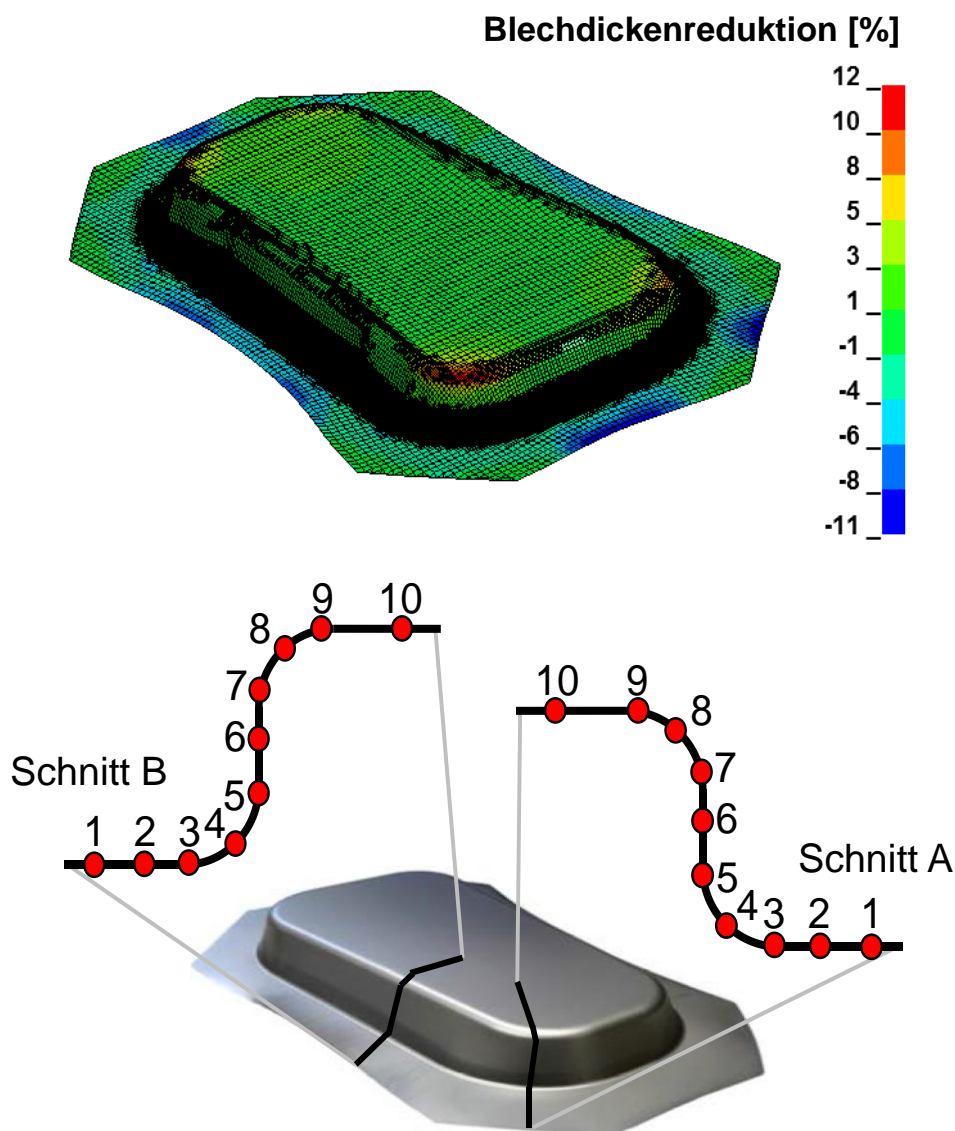


Abbildung 90: Bauteilschnitte zur Bestimmung des Blechdickenverlaufes: FE-Simulation (oben) und tiefgezogener Napf (unten)



Tabelle 6: Versuchsparameter der Validierungsversuche mit der Hishida-Geometrie

Parameter	HC340LA, CLF65		HC340LA, CLF400		AA 6016, CLF65		AA 6016, CLF400	
	$r_s / r_m$ [mm]	10	10	10	10	10	10	10
$p_{ini}$ [MPa]	3,05	2,3	3,05	2,3	2,67	1,9	2,67	1,9
$\bar{v}$ [mm/s]	40		40		40		40	
$T_{lok}$ [°C]	21		21		21		21	

### 7.3 Bewertung der Vorhersagegenauigkeit des neuartigen Reibungsmodells

In Abbildung 91 sind die bestimmten Blechdickenverläufe des real durchgeführten Tiefziehversuchs, der mit neuartig bestimmten Reibungszahlen berechneten Simulation sowie der Simulation mit konstanter Reibungszahl dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Blechdickenreduktion der Platine bei dieser Ziehteilgeometrie im Vergleich zum „Rechtecknapf“ durch die Simulation mit lokalen, sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen weniger exakt vorhergesagt wurde. Jedoch zeigt sich, dass die Blechdickenreduktion durch eine Simulation mit örtlich angepassten, sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen den realen Tiefziehprozess verbessert vorhersagen kann, als eine Simulation mit konstanter Reibungszahl. Die geringfügig größere Blechdickenreduktion erhöht die Sicherheit der erzeugten Simulationsergebnisse. Sollte in der Realität eine geringere Blechdickenreduktion auftreten als simulativ vorhergesagt, das Werkzeug jedoch auf Grundlage dieses tribologischen Systems ausgelegt worden sein, besteht eine ausreichende Prozesssicherheit. Es wird davon ausgegangen, dass diese Blechdickenreduktionen in der Simulationsrechnung von der Größe des Matrizeneinlauf- und Stempelkantenradius beeinflusst werden. Das Werkzeug, mit welchem das neuartige Reibungsmodell ermittelt wurde („Rechtecknapf“), besitzt einen Matrizeneinlafradius von  $r_m = 5$  mm und einen Stempelkantenradius von  $r_s = 10$  mm. Bei der Validierungsgeometrie („Hishida“) sind die Radien jedoch mit  $r_s = r_m = 10$  mm etwas größer ausgeführt. Der kleinere Radius ruft in der ersten Phase des Umformvorgangs höhere Blechdickenreduktionen hervor, während die Platine aufgrund der Umschlingung von Matrizen- und Stempelkantenradius einer Streckziehbelastung ausgesetzt wird.



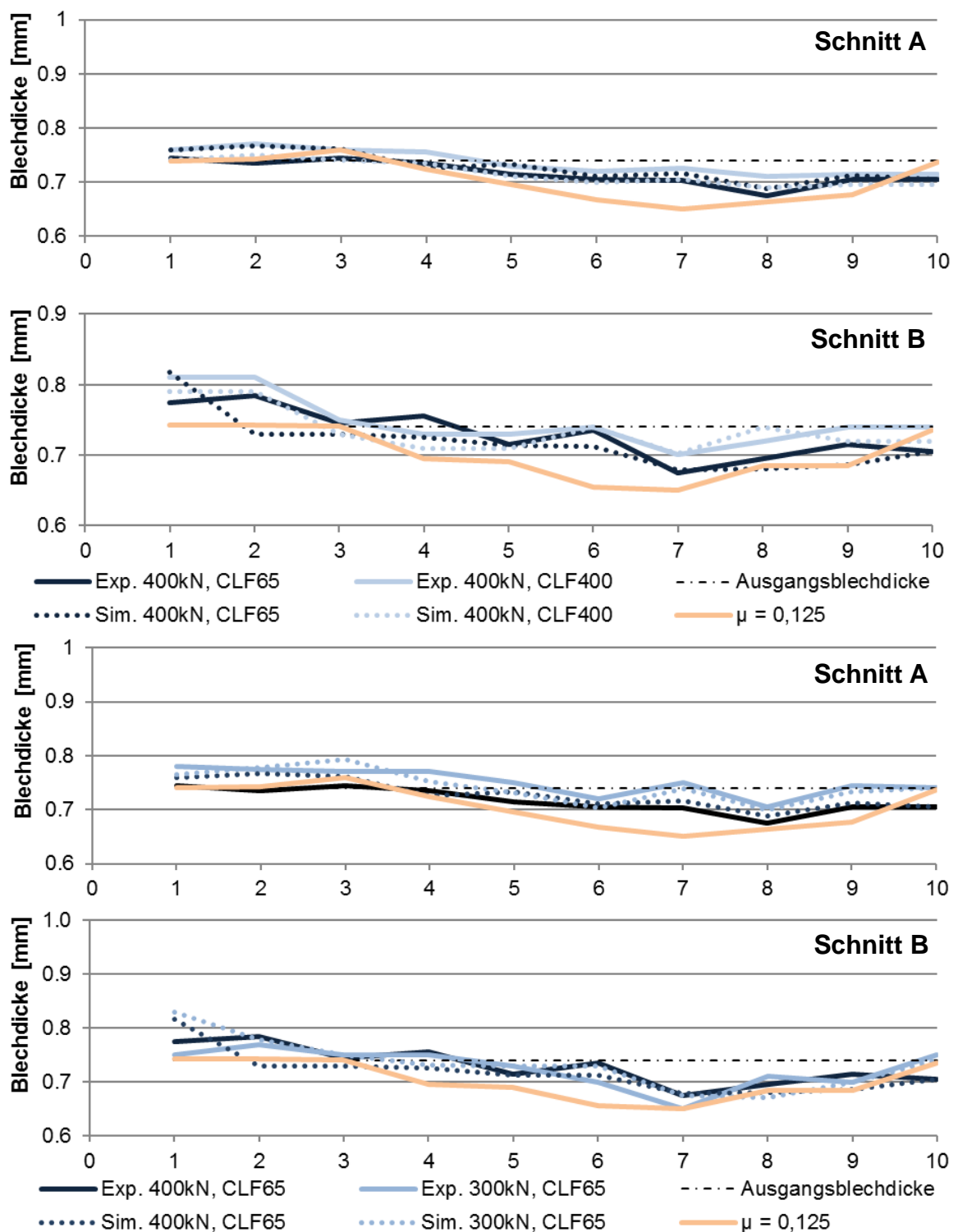


Abbildung 91: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: HC340LA,  $F_{BH} = 300, 400\text{kN}$ , CLF65 und CLF400

Zudem ist zu erkennen, dass die Blechdickenverläufe im geraden Bereich des Ziehurisses der Validierungsgeometrie eine geringere Übereinstimmung im Vergleich zum „Rechtecknapf“ zeigen. Dies kann auf den geringeren Einfluss der benachbarten Eckbereiche aufgrund ihrer größeren Entfernung zueinander zurückgeführt werden. Untersuchungen des Platinenkanteneinlaufes des

„Rechtecknapfes“ in Abschnitt 5.3 haben gezeigt, dass die Platine aus dem Eckbereich zum Abbau der auftretenden tangentialen Druckspannungen in den Geradenbereich einläuft und diesen somit beeinflusst. An der wesentlich größeren Validierungsgeometrie ist aus dem Verschiebungsvektoren der Knoten gegen Ende des Umformvorgangs (Abbildung 92) zu erkennen, dass die Sektoren 5 und 6 (vgl. Abbildung 89) lediglich im Randbereich zu den Sektoren 3 und 4 der tangentialen Druckspannung ausgesetzt sind. Des Weiteren wurde eine speziell entwickelte Formplatte für den gleichmäßigen Flanscheinlauf verwendet. Eine Blechdickenzunahme im Flansch des geraden Bereichs des Ziehurisses ist am tiefgezogenen Bauteil nicht zu erkennen. Die entsprechenden Blechdickenverläufe für die Validierungsversuche mit dem Aluminiumblechwerkstoff AA 6016 sind in Anhang 24 aufgeführt.

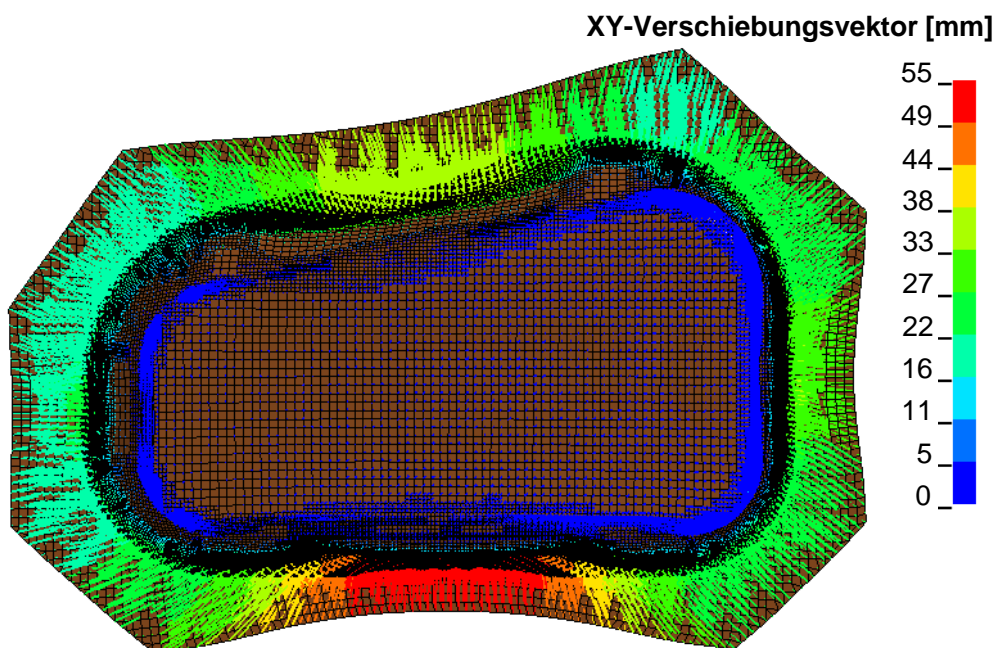


Abbildung 92: Numerische Ermittlung der Verschiebungsvektoren der Knoten gegen Ende des Umformvorgangs der Validierungsgeometrie

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Umformsimulationen für Tief- und Streckziehprozesse werden heutzutage hauptsächlich mit konstanten Reibungszahlen modelliert und berechnet. Dabei werden für den Tiefziehprozess gemittelte Werte verwendet und es findet keine Berücksichtigung der Veränderung der Reibungszahl aufgrund von sich verändernden Flächenpressungen, Ziehgeschwindigkeiten oder Spannungszuständen im Bauteil während des Tiefziehprozesses statt. Zur Bestimmung und Beschreibung des tribologischen Systems werden nach dem Stand der Technik Reibungszahlen aus einfachen Modellversuchen mit hohem Abstraktionsgrad verwendet. Allgemein ist jedoch anerkannt, dass in einem tribologischen System komplexe Wechselwirkungen auftreten, über deren genaue Zusammenhänge nur unzureichendes Wissen vorliegt.

Die Analyse des Stands der Technik in dieser Arbeit zu bekannten und verwendeten Modellversuchen zur Charakterisierung von tribologischen Systemen im Ziehwerkzeug zeigt, dass das Bestreben besteht, den Abstraktionsgrad der Modellversuche zu reduzieren. Jedoch wird ebenfalls deutlich, dass bei jedweder messtechnischen Erfassung der Reibungskräfte in das tribologische System eingegriffen werden muss und somit nicht sichergestellt werden kann, dass keine unbeabsichtigte Veränderung der Messergebnisse dadurch hervorgerufen wird. Reibungsmodelle zur Beschreibung des tribologischen Systems liegen in der Blechumformung seit vielen Jahren in umfangreicher Form vor. Die Berechnung erfolgt dabei meist auf Basis des Coulomb'schen Reibungsgesetzes für alle tribologischen Einzelsysteme des Ziehwerkzeugs. Gründe dafür sind vor allem die komplex zu bestimmenden Einflussfaktoren auf das tribologische System. Des Weiteren sind die nichttriviale Integration und die Parametrisierung der Reibungsmodelle für die Simulation sowie der hohe Versuchsaufwand bei Verwendung von spezifischen Reibungszahlen diesbezüglich zu nennen. All diese Aspekte widersprechen oftmals den wirtschaftlichen Interessen im Großserieneinsatz und führen in den meisten Fällen zur Verwendung von konstanten Reibungszahlen, die aus wenigen Streifenziehversuchen gewonnen werden.

Mit der vorliegenden Arbeit konnte sowohl ein Beitrag zur Weiterentwicklung der Modellversuche zur Bestimmung des tribologischen Systems während des Tiefziehvorgangs geleistet als auch ein weiteres Beschreibungsmodell von spezifischen Reibungszahlen entwickelt werden, das erstmals auch geometrische Einflüsse des Tiefziehwerkzeugs, abhängig vom Spannungszustand im Ziehflansch, auf das Reibungsverhalten berücksichtigt.

Durch die hier verwendeten Miniatur-Längsmessdübel konnte die lokale reibungsinduzierte, elastische Deformation einzelner Werkzeugsektoren aufgenommen werden. Einzigartig dabei ist, dass diese Aufnahme der Messwerte berührungslos und somit ohne Eingriff in die Kontaktfläche zwischen Werkstück und Werkzeug erfolgt. Dies bietet den Vorteil, dass das tribologische System

nicht durch den Messaufbau verändert wird sondern die tatsächlich auftretenden Belastungen bestimmt werden. Es konnte klar gezeigt werden, dass sich die Rückhaltekräfte örtlich stark unterscheiden. Dieser Unterschied wurde für die Einflussfaktoren Flächenpressung, Ziehgeschwindigkeit, Viskosität des Schmierstoffs sowie die Werkzeugtemperatur quantifiziert. Die Erwärmung des Werkzeugs verläuft im Normalfall nicht homogen im gesamten Werkzeugvolumen. Durch die Automatisierung des Werkzeugbetriebs wurde eine Möglichkeit zur Durchführung von seriennahen Dauerhubversuchen geschaffen und die Veränderung der örtlich auftretenden tribologischen Systeme, abhängig von der realen Werkzeugerverwärmung aufgenommen. Das in Abbildung 93 dargestellte Netzdiagramm zeigt die Vorteile dieser neuen Bestimmungsmethode der Reibungszahlverläufe durch örtliche Messung der elastischen Werkzeugdeformationen während des Tiefziehprozesses im Vergleich zur Bestimmung von konstanten Reibungszahlen aus dem häufig verwendeten Streifenziehversuch.

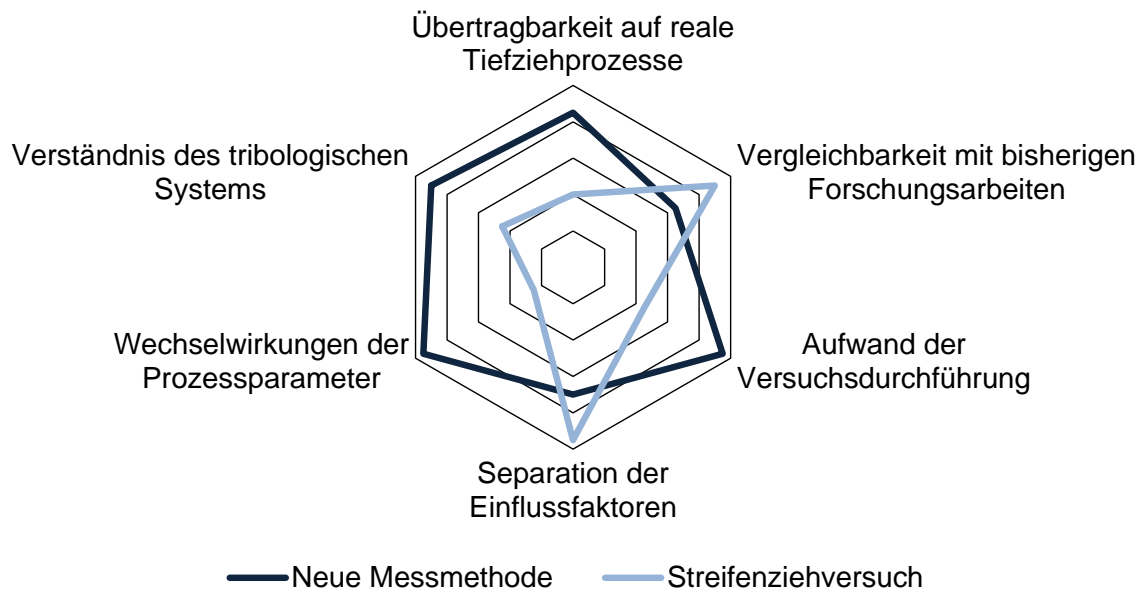


Abbildung 93: Vergleich der Aussagefähigkeit gemessener Reibungszahlen aus Streifenziehversuchen mit der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Messmethode

Durch die Integration der neuartig bestimmten örtlichen, sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlen in ein Simulationsmodell wurde die Möglichkeit geschaffen, diese mit vertretbaren Rechenzeiten auch in numerischen Untersuchungen zu verwenden. Anhand des Vergleichs mit der industriell am häufigsten verwendeten Bewertungsgröße der Blechdickenreduktion wurde die Eignung der Messmethode nachgewiesen. Auch wurde gezeigt, dass die Simulationsrechnung den Blechdickenverlauf genauer abbilden kann, wenn diese mit lokal bestimmten und sich über den Stößelweg verändernden Reibungszahlverläufen, statt einer konstanten Reibungszahl, durchgeführt wird.

Die mathematische Beschreibung dieser Reibungszahlen über dem Stößelweg ermöglicht den Übertrag der so ermittelten Reibungszahlverläufe auf komplexe Ziehteilgeometrien. Dazu wurden für die definierten geometrischen Sektoren entlang des Ziehumrisses Funktionen approximiert, die eine verallgemeinerte Beschreibung der tribologischen Systeme ermöglichen. Dies konnte anhand von Validierungsversuchen an der deutlich komplexeren Hishida-Geometrie bestätigt werden. Dabei zeigen die Simulationsrechnungen mit den neuartig bestimmten lokalen Reibungszahlverläufen eine verbesserte Abbildegenauigkeit der Blechdickenreduktion im Vergleich zu Simulationsrechnungen mit örtlich und zeitlich konstanten Reibungszahlen.

Allerdings eignet sich die Verwendung dieser Reibungszahlen aufgrund der Vielzahl an Einflussfaktoren sowie deren Wechselwirkung nur bedingt für den industriellen Einsatz. Es war im Rahmen dieser Arbeit nicht möglich, die bestimmten Reibungszahlverläufe in einfache mathematische Zusammenhänge zu überführen. Jedoch konnte gezeigt werden, dass für das zukünftige Verständnis des tribologischen Systems die Auswirkung des lokalen Spannungszustandes mit in die Betrachtung der spezifischen Spannungszustände eingehen muss. Das allgemeine Verständnis des tribologischen Systems wurde um diesen Prozessparameter erweitert.

Zukünftig sollte diese Methode zur Bestimmung der Reibungszahlen auf Bauteile mit Ziehsicken übertragen werden, um die Auswirkungen der hierbei entstehenden Wechselwirkungen während der mehrfachen Biegung der Platine auf das örtliche tribologische System und die sich daraus ergebende Reibungszahl zu ermitteln. Untersuchungen mit zusätzlichen Werkstoffen und Schmierstoffen können zu einer Verallgemeinerung des entwickelten Modells führen sowie dieses vereinfachen. Ein weiteres Anwendungsfeld eröffnet sich bei der Integration der Miniatur-Längsmessdübel in ein Serienwerkzeug und der kontinuierlichen Überwachung der Reibungszahlen bzw. der Effekte aufgrund veränderlicher Reibungsverhältnisse. Dies würde die im Rahmen von Industrie 4.0 häufig diskutierte verbesserte Kenntnis des Werkzeugzustandes verbessern und auch mit den Forschungsschwerpunkten zu „Maintenance on Demand“ und der „sensorintegrierten Produktion“ vereinbar sein.



---

## Literaturverzeichnis

- [Aha16] Aha, B.; Zimmermann, R.: Ergebnisse aus der Praxis mit Prelube der 2. Generation Zeller+Gmelin GmbH & Co. KG, 9. Forum „Tribologische Entwicklungen in der Blechumformung“, Darmstadt. 2016.
- [Alt07] Altan, T.; Kim, H.; Sung, J.; Sivakumar, R.: Evaluation of stamping lubricants using the deep drawing test, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 47, S. 2120–2132, 2007.
- [AST17] ASTM G99-17: Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus, ASTM International, 2017.
- [Awi10] Awiszus, B.; Bolick, S.; Leck, L.; Pinner, S.: Durchgängige Simulationsprozesskette in der Fahrzeugentwicklung. In: Mathias Liewald (Hrsg.): *Neuere Entwicklungen in der Blechumformung 2010*, Institut für Umformtechnik IFU, Universität Stuttgart, Fellbach, S. 294-309, 2010.
- [Ban04] Banabic, D.; Kuwabara, T.; Comsa, D. S.: An anisotropic yield criterion for sheet metals. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 157-158, S. 462-465, 2004.
- [Bar10] Bartz, J.: *Einführung in die Tribologie und Schmierungstechnik, Tribologie - Schmierstoffe – Anwendungen*; Renningen; Expert Verlag, 2010.
- [Bar89] Barlat, F.; Lian, J.: Plastic behavior and stretchability of sheet metals (Part I): A yield function for orthotropic sheet under plane stress conditions, *International Journal of Plasticity* 5, S. 51–56, 1989.
- [Bay06] Bay, N.: Lubricant test methods for sheet metal forming. *Proceedings NORDTRIB 2006 Conference*, Helsingør, 2006. ISBN: 87-90416-19-8
- [Bay08] Bay, N.; Olsen, D.; Andreasen, J.: Lubricant test methods for sheet metal forming, *Tribology International* 41, S. 844–853, 2008.
- [Bay98] Bay, N.; Eriksen, M.: A Study of Mechanisms of Liquid Lubrication in Metal Forming, *Annals of the CIRP* Vol. 47, S. 221-226, 1998.
- [Bay99] Bay, N.; Neudecker, T.: A basic study of the influence of surface topography on mechanisms of liquid lubrication in metal forming, *Annals of the CIRP*, Vol. 48, S. 203-213, 1999.
- [Bec04] Beck, S.: *Optimierung der Zargenspannung beim Ziehen unregelmäßiger Blechformteile*, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Stuttgart, 2004. ISBN 3-88355-333-6
- [Bel08] Belytschko, T.; Liu, W. K.; Moran, B.: *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures*, Wiley Verlag, 2008.
- [Bla02] Blake, T.; Shikhmurzaev, Y.: Dynamic wetting by liquids of different viscosity, *Journal of Colloid and Interface Science* 253, S. 196-202, 2002.

- [Bla08] Blaich, C.; Liewald, M.: Neue Ansätze zur Regelung von Tiefziehprozessen. In: Mathias Liewald (Hrsg.): Neuere Entwicklungen in der Blechumformung 2010, Institut für Umformtechnik IFU, Universität Stuttgart, Fellbach, S. 391-412, 2008.
- [Bla12] Blaich, C.: Robuster Tiefziehprozess durch Erfassung und Optimierung der örtlichen Bauteilqualität, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Stuttgart, 2012. ISBN 978-3-88355-393-1
- [Bra07] Braess, D.: Finite Elemente - Theorie, schnelle Löser und Anwendungen in der Elastizitätstheorie, Springer Verlag, Berlin, 2007. ISBN 978-3-540-72449-0
- [Cha11] Chapelle, D.; Bathe, K.-J.: The Finite Element Analysis of Shells - Fundamentals. Springer Verlag, Berlin, 2011. ISBN 978-3-642-16407-1
- [Chr16] Christiany, M.: Methode zur Analyse des Verschleißverhaltens in der Blechumformung, Dr.-Ing. Dissertation, TU Darmstadt, 2016. ISBN 978-3-8440-4628-1
- [Czi09] Czichos, H.: Tribologie: Übersicht über ein interdisziplinäres Wissenschafts- und Technikgebiet, Fachtagung Tribologie, Göttingen, 2009.
- [Czi10] Czichos, H.; Habig, K.: Tribologie Handbuch: Reibung und Verschleiß, 3. Auflage, Vieweg Verlag, Wiesbaden, 2010. ISBN 978-3-834-80017-6
- [DeS08] De Souza, J.: New Design Approaches for Sheet Metal Forming Dies Using Polymeric Materials, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Stuttgart, 2008. ISBN 978-3-88355-372-6
- [Die16] Dietrich, F.; Recklin, V.; Filzek, J.: FricOn – Reibungsberücksichtigung in der Umformsimulation, 9. Forum Tribologische Entwicklungen in der Blechumformung, S. 77-89, Darmstadt, 2016.
- [DIN00] DIN 51347-1: Prüfung von Schmierstoffen - Prüfung im Mischreibungsgebiet mit dem Schmierstoffprüfgerät nach Brugger, Beuth Verlag, Berlin, 2000.
- [DIN03a] DIN 8580: Fertigungsverfahren – Begriffe, Einteilung, Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [DIN03b] DIN 8584: Fertigungsverfahren Zugdruckumformen - Teil 1: Allgemeines; Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [DIN09a] DIN EN ISO 12004-2: Metallische Werkstoffe - Bleche und Bänder - Bestimmung der Grenzformänderungskurve - Teil 2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven im Labor. Beuth Verlag, Berlin, 2009.
- [DIN09b] DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur, Beuth Verlag, Berlin, 2009.
- [DIN12] DIN EN ISO 25 178-2: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft - Teil 2: Begriffe und Oberflächen-Kenngrößen, 2012.
- [DIN79] DIN 50 320: Verschleiß, Begriffe, Systemanalyse von Verschleißvorgängen, Gliederung des Verschleißgebietes, Beuth Verlag, Berlin, 1979.
- [DIN82] DIN 4760: Gestaltabweichungen; Begriffe, Ordnungssystem, 1982.



- 
- [Doe10] Doege, E.; Behrens, B.: Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2010. ISBN 978-3-642-04248-5
- [Doe98] Doege, M.; Kaminsky, C.; Ropers, C.: FEM-Simulation von Tiefziehvorgängen mit Berücksichtigung der Wirkflächenreibung, Bleche Rohre Profile, Nr. 1/2, S. 42-45, 1989.
- [Dow79] Dowson, D.: History of tribology, Longman Verlag, London, 1979.
- [Dub83] Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 1983, ISBN 978-3-662-10220-6.
- [Eis98] Eissa, M.; El-Fawakhry, K.; Mekkawy, M.; Hussein, A. H.: Low carbon manganese steels microalloyed with vanadium and nitrogen. Steel Research, 69, S. 334–342, 1998.
- [Emm97] Emmens, W.: Tribology of flat contacts and its application in deep drawing, Dr.-Ing. Dissertation, University of Twente, 1997. ISBN 90-3651028-7
- [Fay89] Fayfield T.; Vemon, S.; Robbins, W.P.; Ramalingam, S.: Piezoelectric Thin Film Stress Sensors for Metal-Forming Operations, IEEE Ultrasonics Symposium, S. 1191-1195, Montreal, 1989.
- [Fil04] Filzek, J.: Kombinierte Prüfmethode für das Reib-, Verschleiß- und Abriebverhalten beim Tief- und Streckziehen, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Darmstadt, 2004. ISBN 978-3-8322-3523-9
- [Fil11] Filzek, J.: Improved FEM Simulation of Sheet Metal Forming with Friction Modelling using Laboratory Tests, IDDRG Dilabao, 2011.
- [Fri13] Friedrich, H.: Leichtbau in der Fahrzeugtechnik, Springer Verlag, Wiesbaden, 2013. ISBN 978-3-8348-1467-8
- [Gau75] Gaul, L.: Die Gleitlinientheorie und ihre Anwendung auf Verfahren der Umformtechnik, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 1975.
- [GFT02] Deters, L.; Fischer, A.; Santner, E.: Gesellschaft für Tribologie – Arbeitsblatt 7: Tribologie, Gesellschaft für Tribologie, 2002.
- [Gon04] Gong, H.; Lou, Z.; Zhang, Z.: Studies on the friction and lubrication characteristics in the sheet steel drawing process, Journal of Materials Processing Technology 151, S. 328–333, 2014.
- [Gro12] Groche, P.; Möller, N.: Tribologische Optimierung beim Tiefziehen durch Servopressen, EFB-Forschungsbericht Nr. 350, EFB Verlag, Hannover, 2012. ISBN 978-3-86776-388-2
- [Hab80] Habig, K.-H.: Verschleiß und Härte von Werkstoffen, Carl Hanser Verlag, München, 1980. ISBN 978-344-612965-8
- [Ham49] Hamel, G.: Theoretische Mechanik: Eine einheitliche Einführung in die Mechanik, Springer Verlag, Berlin, 1949. ISBN 9-783-6428-8464-1

- [Has80] Hasek, V. V.: Möglichkeiten zur Steuerung des Stoffflusses beim Ziehen großer unregelmäßiger Blechteile, Bericht Nr. 56 Inst. f. Umformtechnik der Univ. Stuttgart, Springer Verlag, Berlin, 1980. ISBN 978-038-710074-6
- [Hen06] Hengelhaupt, J.; Vulcan, M.: Robuste Prozesse beim Ziehen großflächiger Karosserieteile, In: Mathias Liewald (Hrsg.): Neuere Entwicklungen in der Blechumformung 2010, Institut für Umformtechnik IFU, Universität Stuttgart, Fellbach, S. 291-318, 2006.
- [Hes16] Hesse, W.: Aluminium-Schlüssel, Key to Aluminum Alloys, Beuth Verlag, Berlin, Wien, Zürich, 2016. ISBN 978-410-26872-7
- [His93] Hishida, Y.: Experimental analysis of blank holding force control in sheet metal forming, SAE-Paper 930285, S. 93-99, 1993.
- [Hoc75] Hockett, J. E.; Sherby, O. D.: Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 23 (2), S. 87-98, 1975.
- [Hof16] Hofmann, D.; Liewald, M.: Deep drawing of one-sided, stiffness increasing sheet metal composites, Vortragstexte zur Veranstaltung Internationale Konferenz "Metal Forming", Krakau, S. 137-143, 2016.
- [Hol16] Hol, J.: TriboForm Software: A software solution for the simulation of tribology, friction and lubrication in metal forming processes, 9. Forum „Tribologische Entwicklungen in der Blechumformung“, Darmstadt. 2016.
- [Hor11] Hora, P.; Heingärtner, J.; Manopulo, N.; Tong, L.; Hortig, D.; Neumann, A.; Roll, K.: On the way from an ideal virtual process to modelling of the real stochastic behavior, In: Forming Technology Forum 2011, Zürich, 2011.
- [Hos99] Hosford, W.; Duncan, J.: Sheet Metal Forming: A Review, In: JOM, 51/ 11, S. 39-44, 1999.
- [Hüt08] Hüttenrauch, M.; Baum, M.: Effiziente Vielfalt – Die dritte Revolution in der Automobilindustrie, Springer Verlag, Berlin, 2008. ISBN 978-3-540-72115-4
- [Ige13] Igel, B.: Messung der Ölschicht auf Blechoberflächen mit Systemen von AMEPA, 8. Forum „Tribologische Entwicklungen in der Blechumformung“, Darmstadt. 2013.
- [Iss03] Issler, L.; Rouß, H.; Häfele, P.: Festigkeitslehre – Grundlagen, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2003. ISBN 3-540-40705-7
- [Kas67] Kasuga, Y.; Yamaguchi, K.; Kato, K.: Friction and lubrication in the deformation processing of metals, Bulletin of JSME, S. 354-360, 1967.
- [Kas80] Kasik, N.: Untersuchung der Reibungsverhältnisse im Flansch beim Tiefziehen rotationssymmetrischer Teile, Dr.-Ing. Dissertation, ETH Zürich, 1980.
- [Kee61] Keeler, S.P.: Plastic Instability and fracture in sheets stretched over rigid punches, D.Sc. Dissertation, Massachusetts Institute of Technology, 1961.

- [Kis06] Kistler Instrumente AG Winterthur (CH), Datenblatt Miniatur-Längsmessdübel M5, Typ 9247A, 2006.
- [Kis10] Kistler Instrumente AG Winterthur (CH), Datenblatt 3-Komponenten Kraftsensor, Typ 9018B, 2010.
- [Kis11] Kistler Instrumente AG Winterthur (CH), Datenblatt ICAM Industrieller Ladungsverstärker für Anwendungen in der Fertigung, Typ 5073A, 2011.
- [Kle12] Klein, B.: FEM – Grundlagen und Anwendungen der Finite- Elemente- Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau, Vieweg Verlag, Wiesbaden, 2012. ISBN 978-3-8348-2134-8
- [Klo06] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 4: Umformen, 5. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2006. ISBN 978-3-540-23650-4
- [Kra68] Kragelski, I.: Grundlagen der Berechnung von Reibung und Verschleiß, 2. Auflage, Hanser Verlag, München, 1968. ISBN 978-3-446-13619-9
- [Kul03] Kulp, S.: Herstellung von Blechformteilen aus Reintitanwerkstoffen und hochlegierten rostfreien Stählen, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 2003. ISBN 978-3-8322-2624-4
- [Kün11] Künzel, M.: Möglichkeiten zur Reduktion der Simulationszeiten mit LS-DYNA und eta/DYNAFORM. LS-Dyna Info-Day 2011, DYNAMore GmbH, Stuttgart 2011.
- [Lan02] Lange, K.: Umformtechnik, Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Band 1: Grundlagen, Springer Verlag, 2002. ISBN 3-540-43686-3
- [Lan81] Lange, K.; Gräbner, T.: Untersuchung der Möglichkeiten für eine technologische Schmierstoffprüfung für Verfahren der Kaltmassivumformung, In: Tribologie Reibung, Verschleiß, Schmierung, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1981. ISBN 978-3-540-10800-9
- [Lan90] Lange, K.: Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft - Band 3: Blechbearbeitung, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 1990. ISBN 3-540-50039-1
- [Lie05] Liewald, M.; Wagner, S.; Becker, D.: Ausstattung und Kompetenzen des Tribologie-Labors am Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart. IDDRG Düsseldorf, 2005.
- [Lie06] Liewald, M.; Wagner, S.; Becker, D.: New Approaches on Coulomb's Friction Model for Anisotropic Sheet Metal Forming Applications, ESAFORM 2006, S. 283-286, Glasgow, 2006.
- [Lie16] Liewald, M.; Drotleff, K.: Bewerten von Umformgrenzen bei nicht-linearen Beanspruchungen in der Praxis, EFB-Forschungsbericht Nr. 428, 2016.
- [Lie17] Liewald, M.; Barthau, M.; Held, C.: Improved process robustness by using closed loop control in deep drawing applications, IDDRG International Conference, München, 2017.

- [Liv12] Livermore Software Technology Corporation: LS-DYNA Keyword User's Manual Volume II – Material Models, Version 971, 2012.
- [Liv15] Livermore Software Technology Corporation: LS-DYNA Keyword User's Manual Volume I, R8.0, 2015.
- [Los12] Losch, A.; Jahn, M.; Borst, K.; Bosler, P.: Water based synthetic lubricants for metal forming, 18th Industrial Colloquim Tribology: Industrial and Automotive Lubrication Solving Friction and Wear Problems, Ostfildern, 2012.
- [Lud09] Ludwik, P.: Elemente der technologischen Mechanik, Springer Verlag, Berlin, 1909. ISBN 978-3-662-39265-2
- [Moe83] Mössle, E.: Einfluß der Blechoberfläche beim Ziehen von Blechteilen aus Aluminiumlegierungen Dr.-Ing. Dissertation Universität Stuttgart, 1983. ISBN 978-3-540-12837-3
- [Moe08] Moeller, E.: Handbuch Konstruktionswerkstoffe: Auswahl, Eigenschaften, Anwendungen, 1. Auflage, Hanser Verlag, München, 2008. ISBN 978-3-446-40170-9
- [Moe14] Möller, N.: Beschreibung der Relativgeschwindigkeiten sowie deren Einflüsse beim Tiefziehen, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Darmstadt, 2014. ISBN 978-3-8440-3099-0
- [Obe14] Oberhauser, P.: Korrosionsverhalten von aushärtbaren Aluminium-legierungen für den Karosseriebau, Vortragstexte zur Veranstaltung Internationale Konferenz „3-Länder Korrosionstagung“, Linz, 2014.
- [Ost07] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2007. ISBN 978-3-540-71196-4
- [Per00] Persson, B.: Sliding Friction – Physical Principles and Application, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2000. ISBN 978-3-642-08652-6
- [Phi17] Phillips, J.: Python equations 2D/3D fitting code Quelle: <https://bitbucket.org/zunzuncode/pyeq2/>; abgerufen am 24.12.2017.
- [Pin14] Pinner, S.: Untersuchung von Methoden zur durchgängigen Prozesskettensimulation im Karosseriebau, Dr.-Ing. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2014.
- [Pöh84] Pöhlandt, K.: Vergleichende Betrachtung der Verfahren zur Prüfung der plastischen Eigenschaften metallischer Werkstoffe, Habilitationsschrift, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo, 1984. ISBN 3-540-13578-2
- [Ram98] Rambke, M.: Ermittlung von Zuschnittsgeometrie für Tiefziehteile mit elementaren Methoden, VDI Fortschritt-Berichte, Reihe 2, Nr. 495, VDI Verlag, Düsseldorf, 1998. ISBN: 3-18-349502-3
- [Raz17] Raziol: Raziol CLF-E Reihe: Quelle: <http://www.raziol-international.de/home/schmierstoffe/schmierstoffe-fuer-die-metallbearbeitung/raziol-clf-e-reihe/>; vom 14.09.2017.

- [Rec17] Recklin, V.; Dietrich, F.; Groche, P.: In-situ-measurement of the friction coefficient in the deep drawing process, IOP Conf. Series: Journal of Physics: Conf. Series 896 012027, IDDRG: conference on Materials Modelling and Testing for Sheet Metal Forming, München, 2017.
- [Rei03] Reinhard, G.; Zäh, M.F.: Marktchance Individualisierung, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2003. ISBN 3-540-00594-3
- [Rol08] Roll, K.: Simulation of Sheet Metal Forming - Necessary Developments in the Future. Numisheet 2008, Interlaken, S. 59 – 68, 2008.
- [Roo17] Roos, E.; Maile, K.; Seidenfuß, M.: Werkstoffkunde für Ingenieure: Grundlagen, Anwendung, Prüfung, Springer Verlag, Berlin, 2017. ISBN 978-3-662-49531-5
- [Rus11] Rust, W.: Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen - Kontakt, Geometrie, Material, Vieweg Verlag, Wiesbaden, 2011. ISBN 978-3-8348-1491-3
- [Sas16] Saskai, H.; Mukai, T.; Yanagida, A.: Measurement of Coefficient of Friction in Hot Stamping by Hot Deep Drawing Test, Key Engineering Materials, Vol. 716, S. 184-189, 2016.
- [Sch10] Schulze, F.: Fertigungstechnik, 9. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2010. ISBN 978-3-642-12878-3
- [Sch16] Schmid, P.: Ein Beitrag zum Wärmeeinfluss und zur Temperaturführung bei der Umformung von nichtrostenden Stahlblechwerkstoffen, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Stuttgart, 2016. ISBN 978-3-946818-00-7
- [Sch89] Schmoeckel, D.; Mazilu, P.: Entwicklung eines Grenzsichtmodells für den Tiefziehprozess, Abschlussbericht, Technische Hochschule Darmstadt, 1989.
- [Sch92] Schedin, E.: Simulation of the friction conditions during sheet forming, Nordic Modelling and Simulation of Sheet Forming, Kopenhagen, 1992.
- [Sch98] N. N.: Schuler Handbuch der Umformtechnik, Schuler GmbH, Springer Verlag, Berlin, London, New York, 1998. ISBN 3-540-14760-8
- [Sef00] Sefton, H.: A friction Sensor for a sheet metal forming simulator, Dr.-Ing. Dissertation, Queen's University Kingston, 2000.
- [She97] Schey, J.: A Critical Review of the Applicability of Tribotesters to Sheet Metal working, SAE Technical Papers, 1997.
- [Sie15] Siegert, K.: Blechumformung Verfahren, Werkzeuge und Maschinen, Springer Verlag, Berlin, 2015. ISBN 978-3-540-02488-0
- [Sig16] Sigvant, M.; Hol, J.; v.d. Boogaard, A. H.: Friction and lubrication modeling in sheet metal forming simulations of a Volvo XC90 inner door, IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 159 012020, IDDRG: Conference on Challenges in Forming High-Strength Sheets, Linz, 2016.
- [Sim89] Simon, H.: Rechnergestützte Ziehteilauslegung mit elementaren Berechnungsmethoden, Dr. Ing. Dissertation, Universität Hannover, 1989.

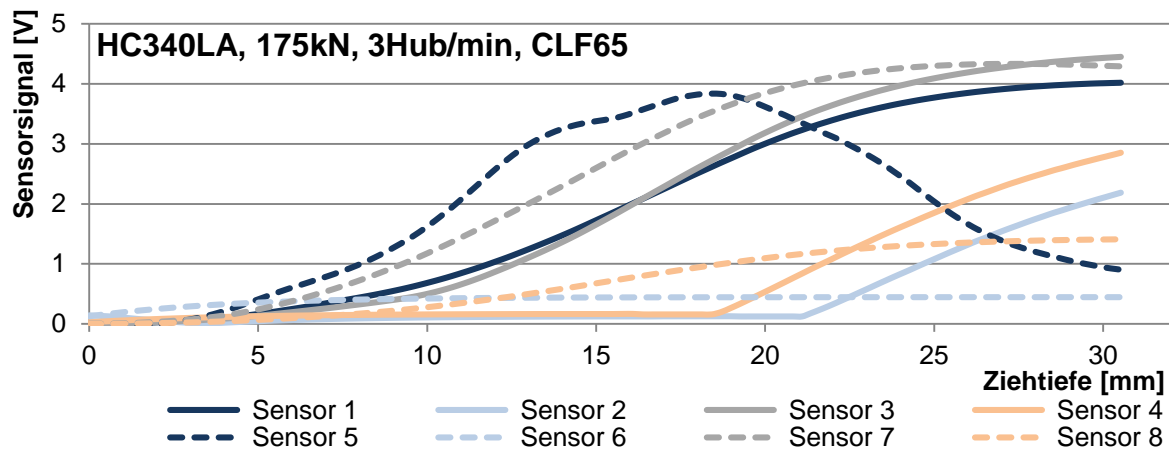
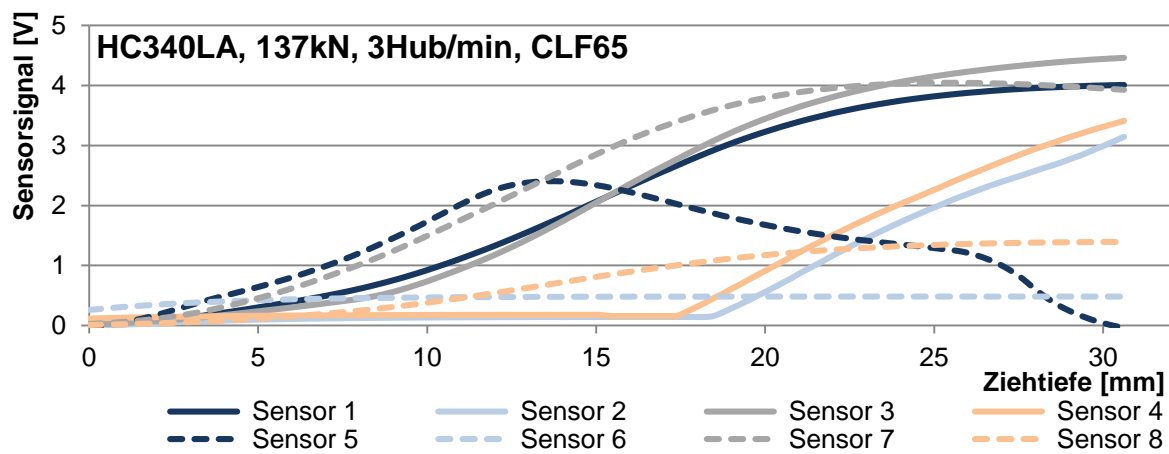
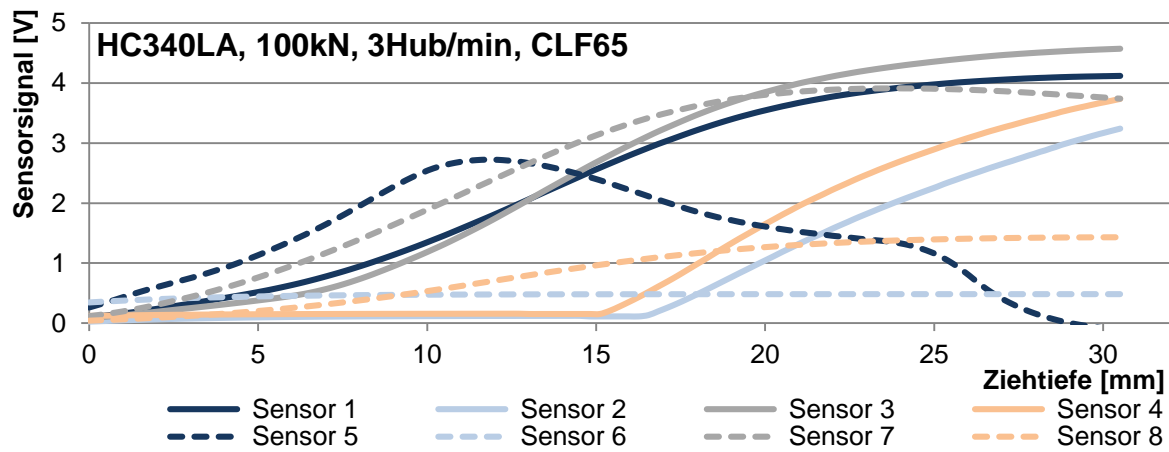
- [Sin14] Singer, M.; Liewald, M.: Effect of surface enlargement and of viscosity of lubricants on friction behavior of advanced high strength steel material during deep drawing, *Advanced Materials Research* Vol. 1018, S. 253-260, 2014.
- [Sin15a] Singer, M.; Liewald, M.; Feuer, A.: Development of a new ecological lubrication system for sheet metal forming based on CO<sub>2</sub> in liquid *Key Engineering Materials* Vol. 651-653, S. 480-485, 2015.
- [Sin15b] Singer, M.; Liewald, M.: Evaluation of different influencing factors in dry sheet metal forming with vaporizing CO<sub>2</sub> used as lubricant, *Applied Mechanics and Materials* Vol. 794, S. 53-58, 2015.
- [Sin16a] Singer, M.; Liewald, M.: In-situ Messung der Rückhaltekräfte während des Tiefziehens von Rechtecknäpfen, 19. FE-Workshop – Universität Stuttgart, S. 1-13, 2016.
- [Sin16b] Singer, M.; Liewald, M.: In-Situ-measurement of restraining forces during forming of rectangular cups, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, Volume 159, S. 012020, *IDDRG: Conference on Challenges in Forming High-Strength sheets*, Linz, 2016.
- [Spu12] Spur, G.; Hoffmann, H.; Neugebauer, R.: *Handbuch Umformen*, Hanser Verlag, München, 2012. ISBN 978-3-446-42778-5
- [Sta98] Staeves, J.: Beurteilung der Topografie von Blechen im Hinblick auf die Reibung bei der Umformung, Dr.-Ing. Dissertation, TU Darmstadt, 1998.
- [Ste03] Steinicke, M.: Modifiziertes Reibgesetz für die Finite-Elemente-Simulation des Tiefziehens, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Stuttgart, 2002. ISBN 3-88355-326-3
- [Ste08] Steinhilper, W.: *Konstruktionselemente des Maschinenbau 2*, 6. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, 2008. ISBN 978-3-540-76653-7
- [Ste12] Steinke, P.: *Finite-Elemente-Methode – Rechnergestützte Einführung*, Springer Verlag, Berlin, 2012. ISBN 978-3-642-29505-8
- [Sto16] Stock, J.; Wiegand, K.; Bauer, F.: Aktuelle Ansätze zur Berücksichtigung des tribologischen Systems in der Umformsimulation bei der Daimler AG, 9. Forum „Tribologische Entwicklungen in der Blechumformung“, Darmstadt, 2016.
- [Swi52] Swift, H. W.: Plastic instability under plane stress, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1 (1), S. 1–18, 1952.
- [Sza54] Szabo, I.: *Einführung in die Technische Mechanik*, Springer Verlag, Berlin, 1954. ISBN 9-783-5404-4248-6
- [Thy17] ThyssenKrupp: Produktinformation für mikrolegierte Stähle, <https://www.thyssenkrupp-steel.com/de/produkte/feinblech-oberflaechenveredelte-produkte/hoehere-fester-stahl/hoehere-fester-stahl.html>, abgerufen am 31.08.2017.
- [Ton04] Tönshoff, H.; Denkena, B.: *Spanen: Grundlagen*, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 2004. ISBN 3-540-00588-9

- 
- [Van57] Van Rooyen, T.; Backofen, W.: Friction in Cold Rolling, Journal of Iron and Steel Institute, S. 235-244, 1957.
- [VDA08] VDA 230-213: Prüfverfahren für die Produktklassen Prelube, Prelube 2, Hotmelt, Spot lubricant, Dokumentation Krafftahrtwesen e.V., Bietigheim-Bissingen, 2008.
- [VDI13] VDI 3633: Simulation von Logistik-, Materialfluss- und Produktionssystemen, Beuth Verlag Düsseldorf, 2013
- [Voc48] Voce, E.: The relationship between stress and strain for homogeneous deformation, Journal of the Institute of Metals, 74, S. 537–562, 1948.
- [Vol14] Vollertsen, F.; Schmidt, F.: Dry Metal Forming: Definition, Chances and Challenges, International Journal of precision engineering and manufacturing - green technology, Vol.1, No. 1, 1-4, 2014.
- [Wag96] Wagner, S.: 3D-Beschreibung der Oberflächenstrukturen von Feinblechen, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Stuttgart, 1996. ISBN 3-88355-241-0
- [Wie11] Wied, J.: Oberflächenbehandlung von Umformwerkzeugen durch Festklopfen, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2011.
- [Wie60] Wiegand, H.; Kloos, K.-H.: Der Reibungs- und Schmierungsvorgang in der Kaltformgebung und Möglichkeiten seiner Messung, Werkstatt und Betrieb, Jahrgang 93, Heft 4, 1960.
- [Wit06] Witt, G.: Taschenbuch der Fertigungstechnik, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 2006. ISBN 3-446-22540-4
- [Yev96] Yevtushenko, A.; Ivanyk, E.: Effect of rough surface on the transient frictional temperature and thermal stresses near a single contact area, Wear Vol.197, pp 160-168, 1996.
- [Zie05] Zienkiewicz, O. C.; Taylor, R. L.; Zhu, J. Z.: The Finite Element Method. Its Basis and Fundamentals. Elsevier Ltd, Oxford, 2005. ISBN 978-075-066320-5

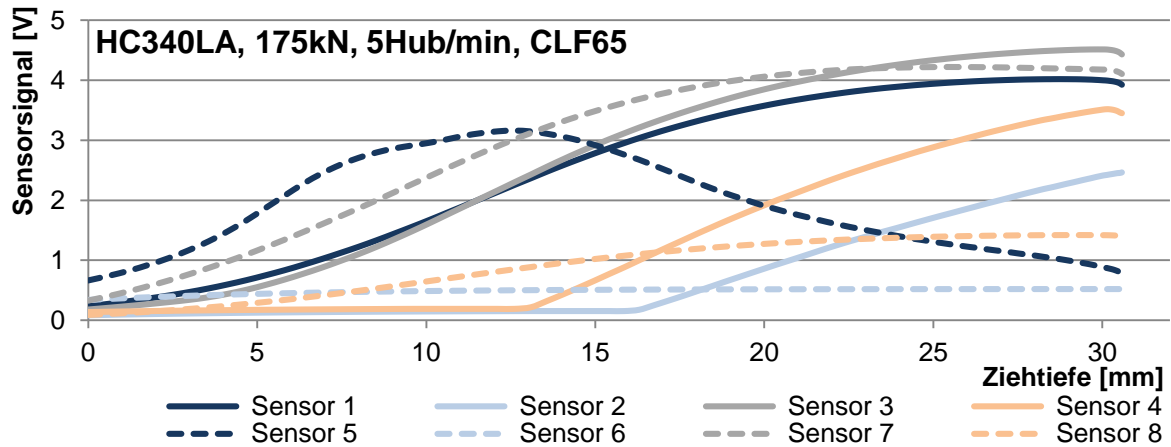
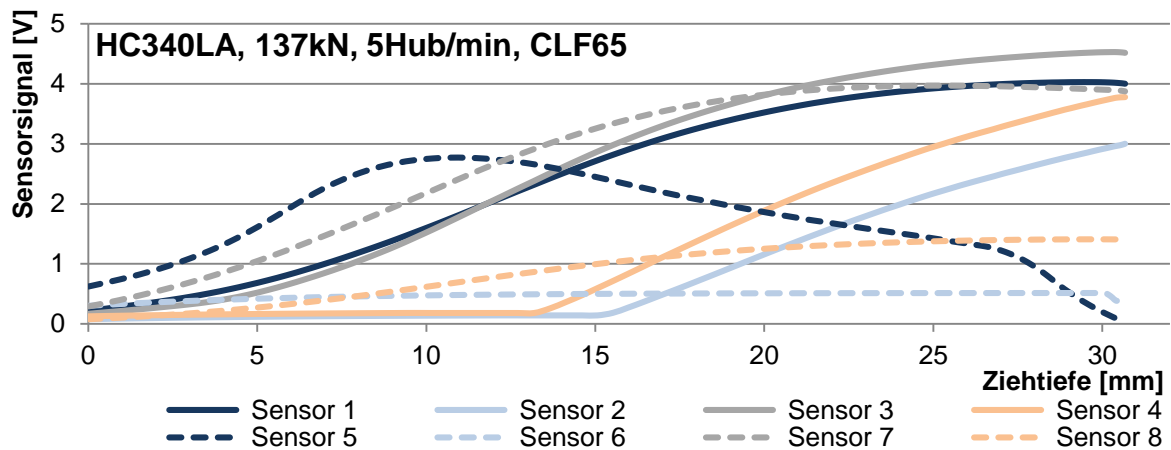
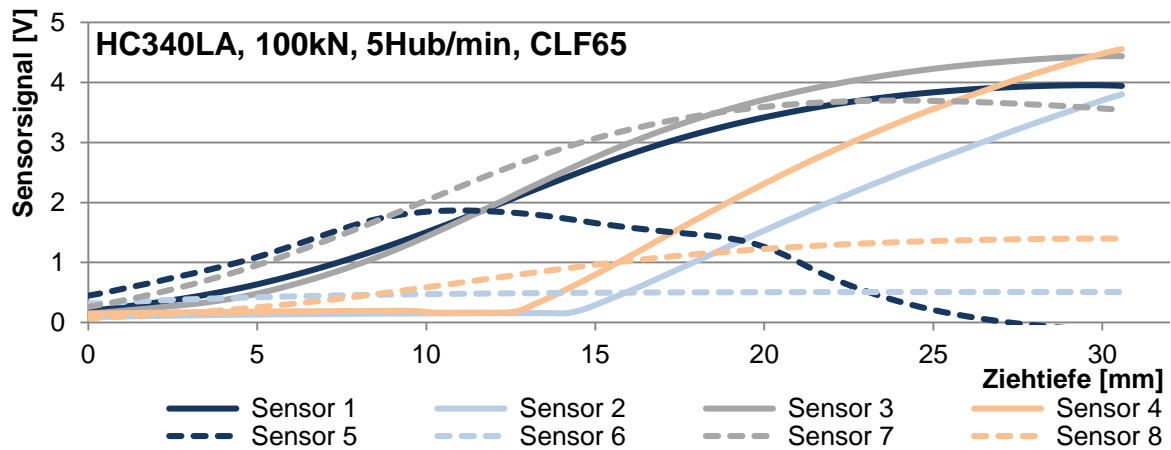




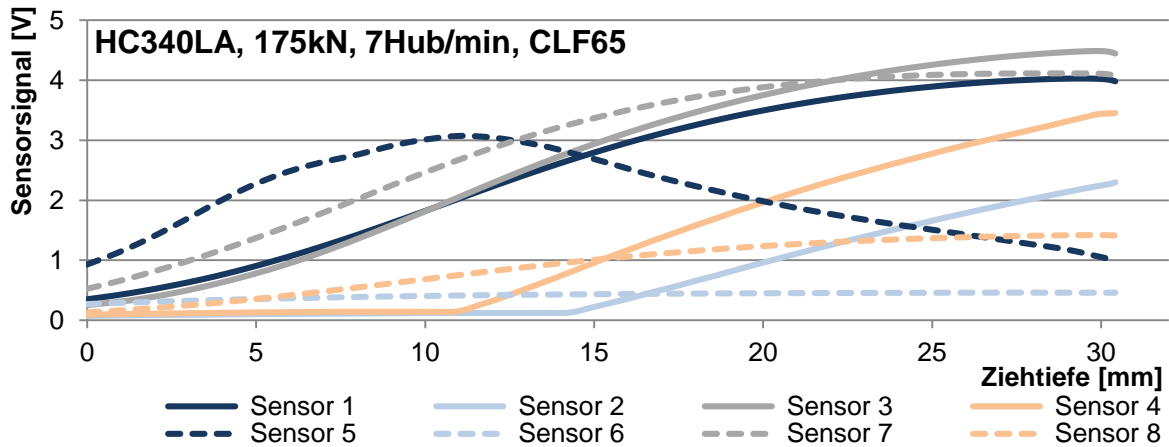
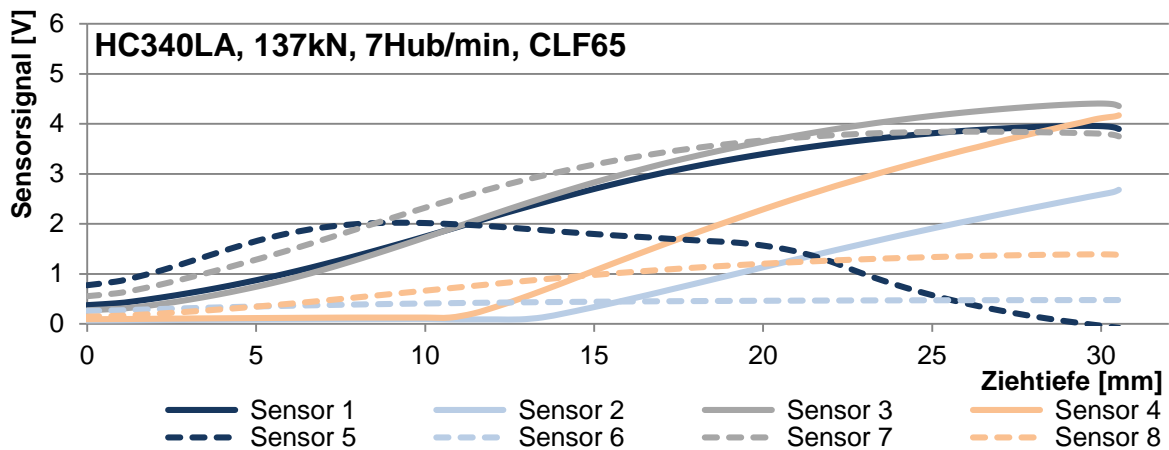
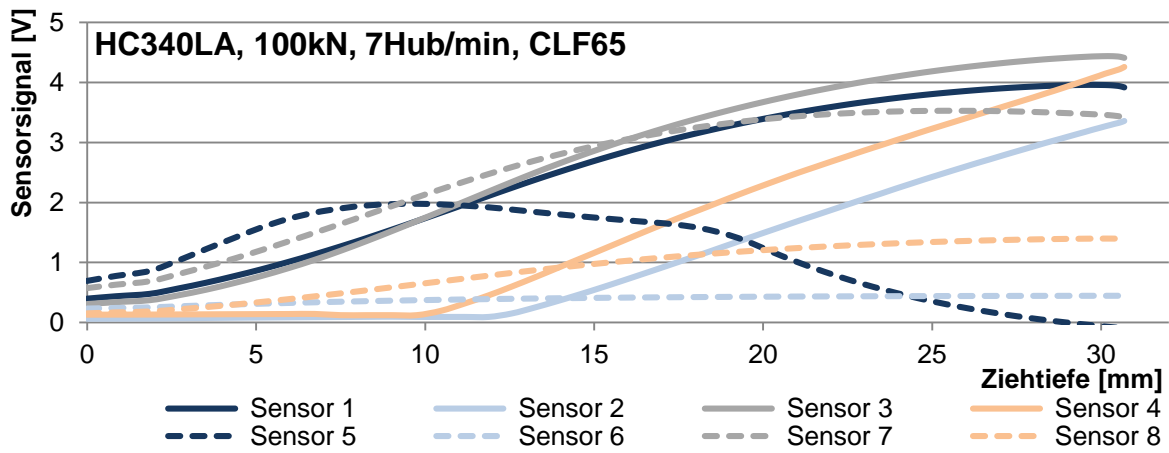
## Anhang



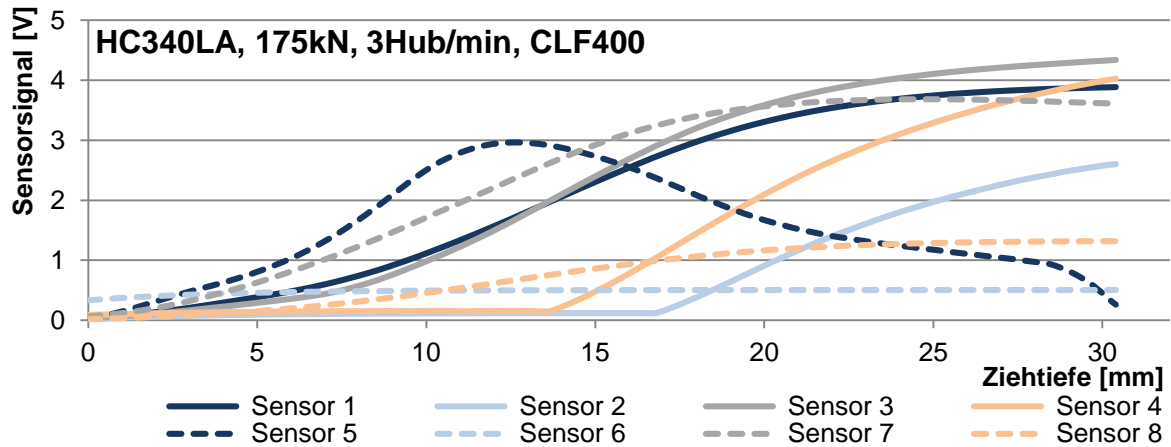
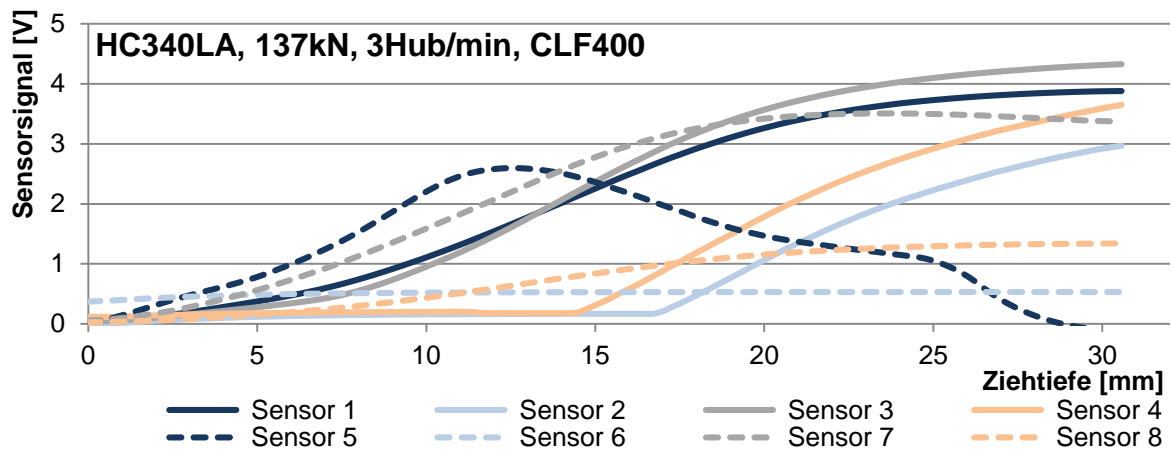
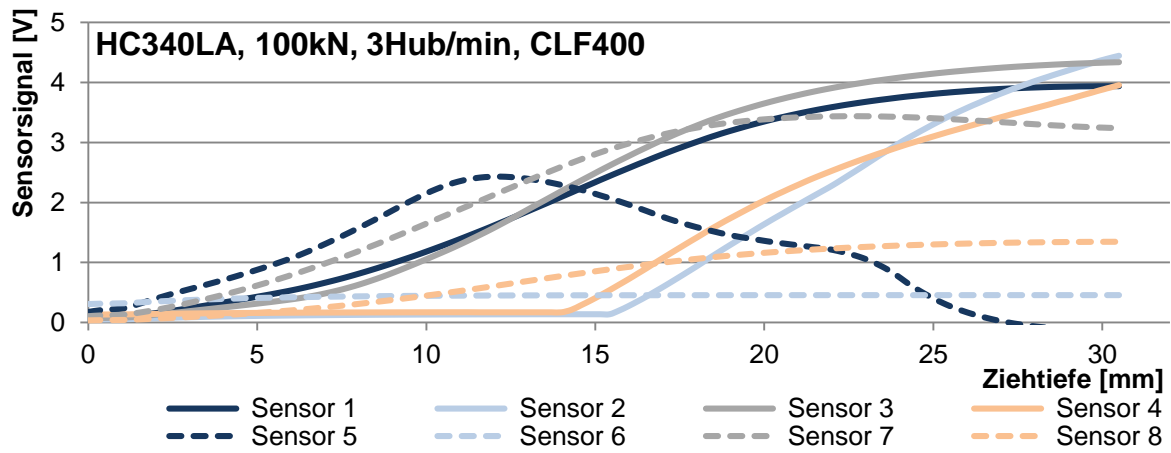
Anhang 1: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=100\text{kN}$  /  $137\text{kN}$  /  $175\text{kN}$ ,  
 $v=3$  Hub/min, Schmierstoff: CLF65 Werkstoff: HC340LA



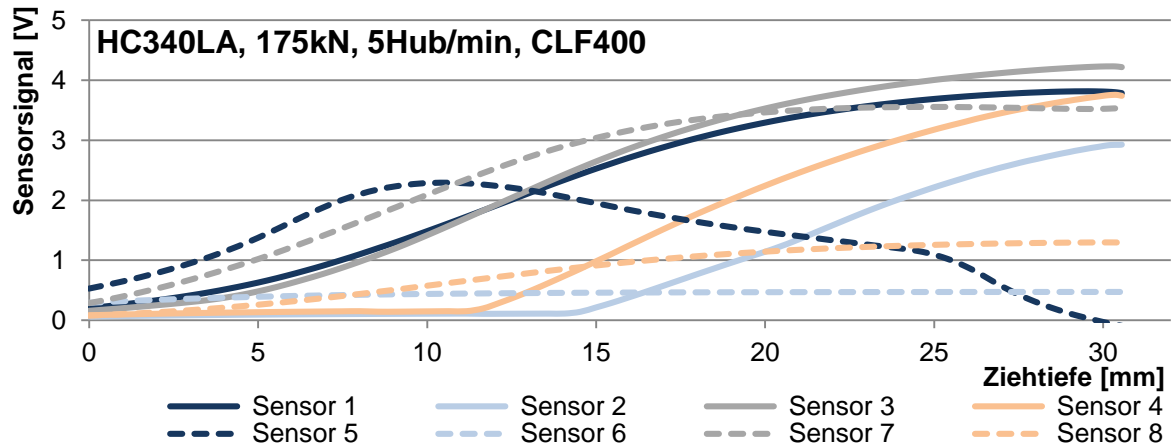
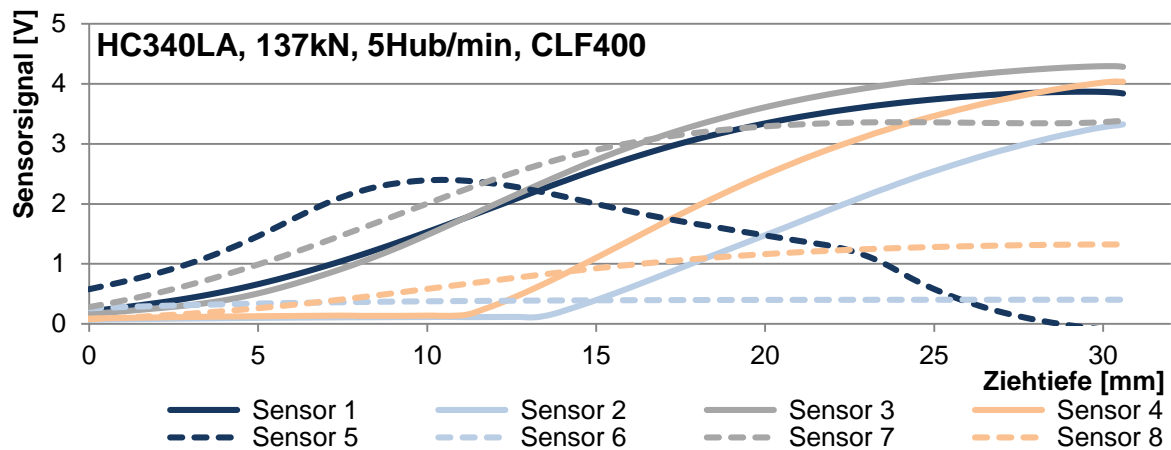
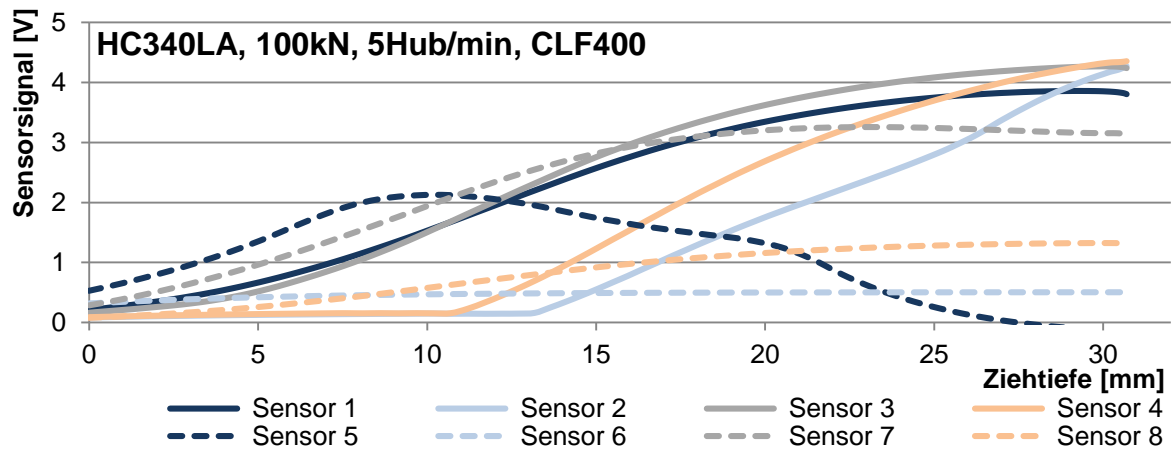
Anhang 2: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=100\text{kN}$  /  $137\text{kN}$  /  $175\text{kN}$ ,  
 $v=5$  Hub/min, Schmierstoff: CLF65 Werkstoff: HC340LA



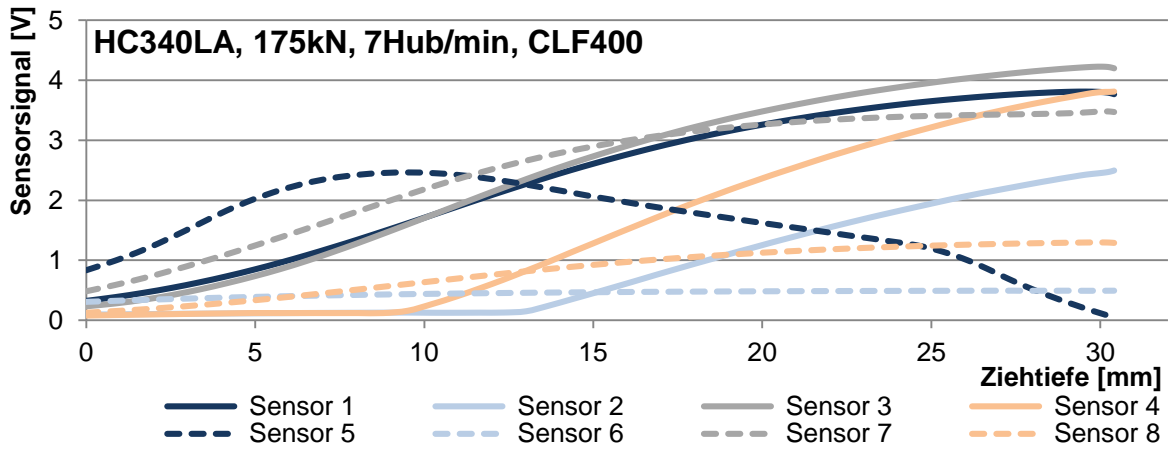
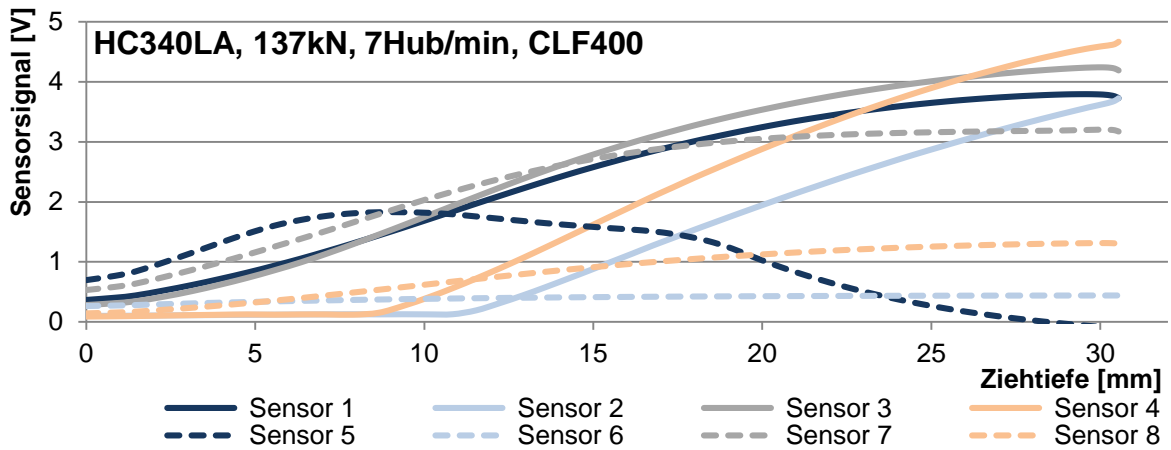
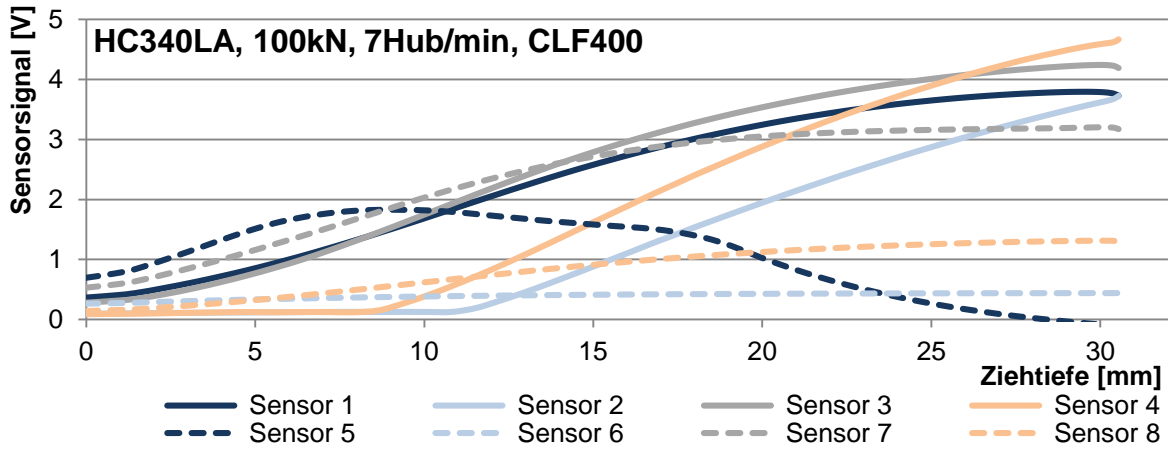
Anhang 3: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=100\text{kN}$  /  $137\text{kN}$  /  $175\text{kN}$ ,  $v=7$  Hub/min, Schmierstoff: CLF65 Werkstoff: HC340LA



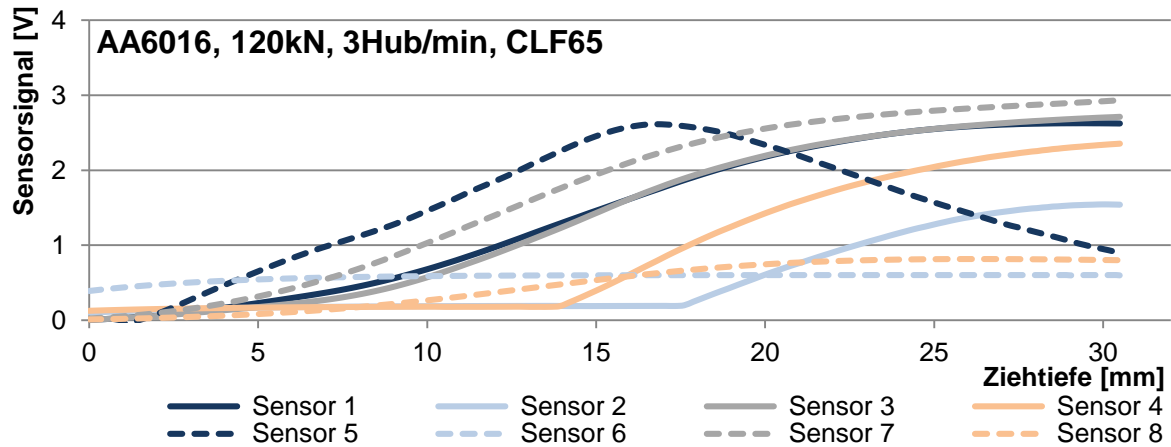
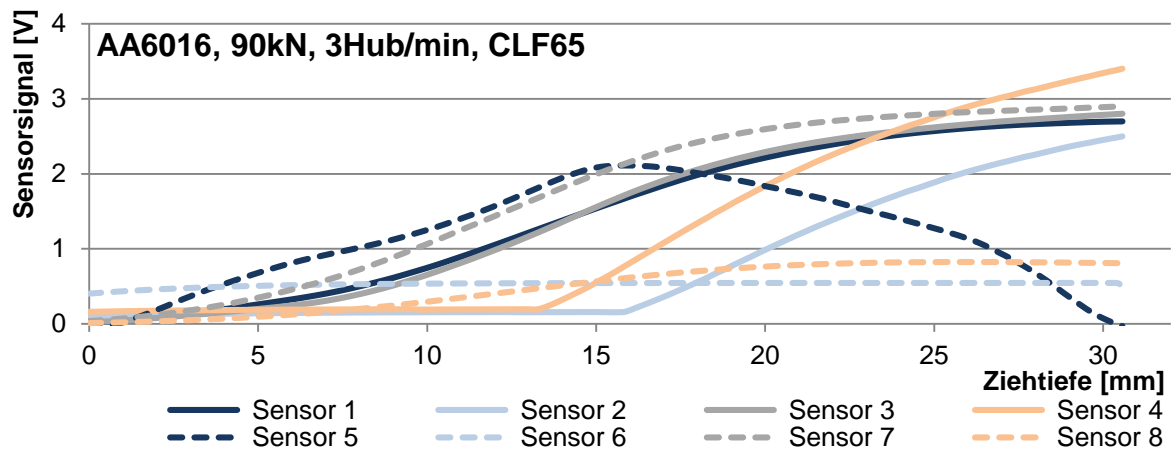
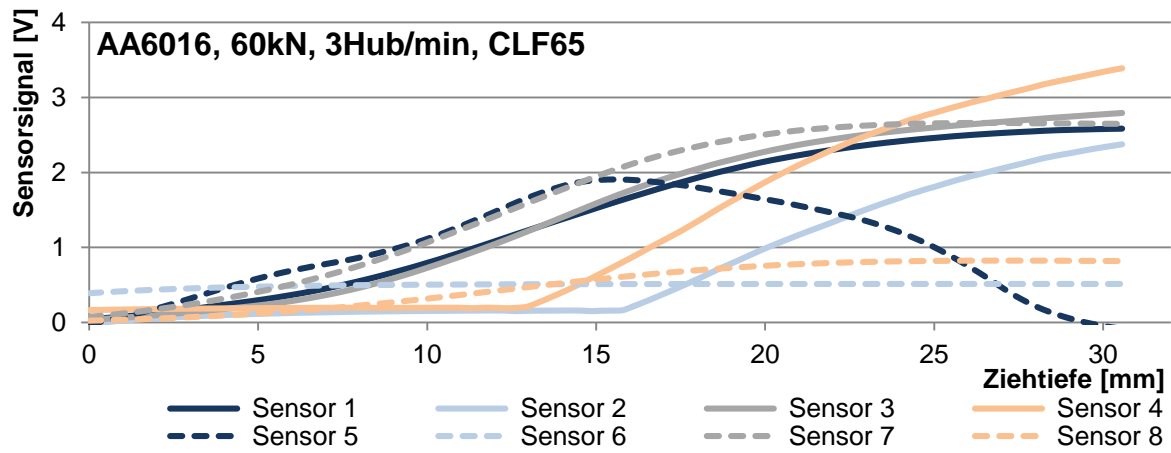
Anhang 4: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=100\text{kN}$  /  $137\text{kN}$  /  $175\text{kN}$ ,  
 $v=3$  Hub/min, Schmierstoff: CLF400 Werkstoff: HC340LA



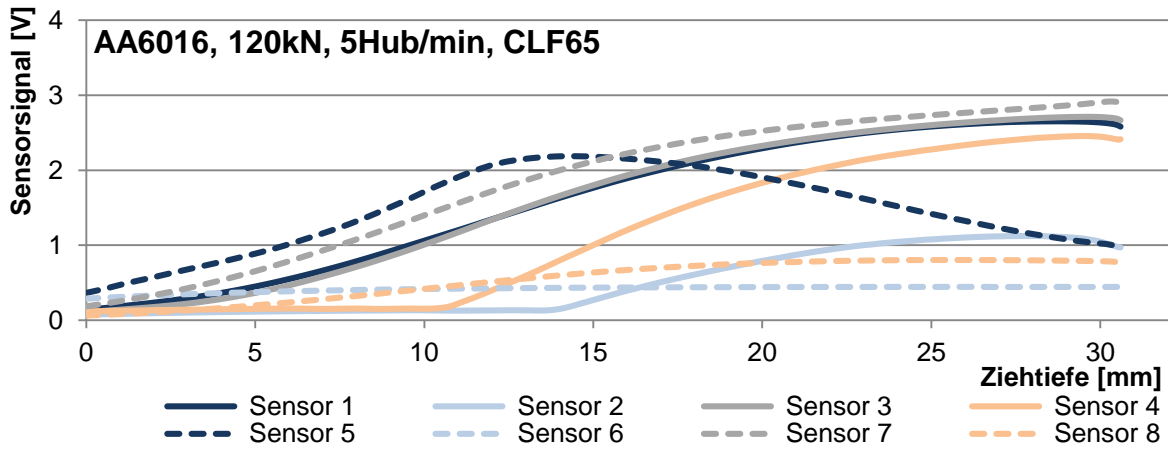
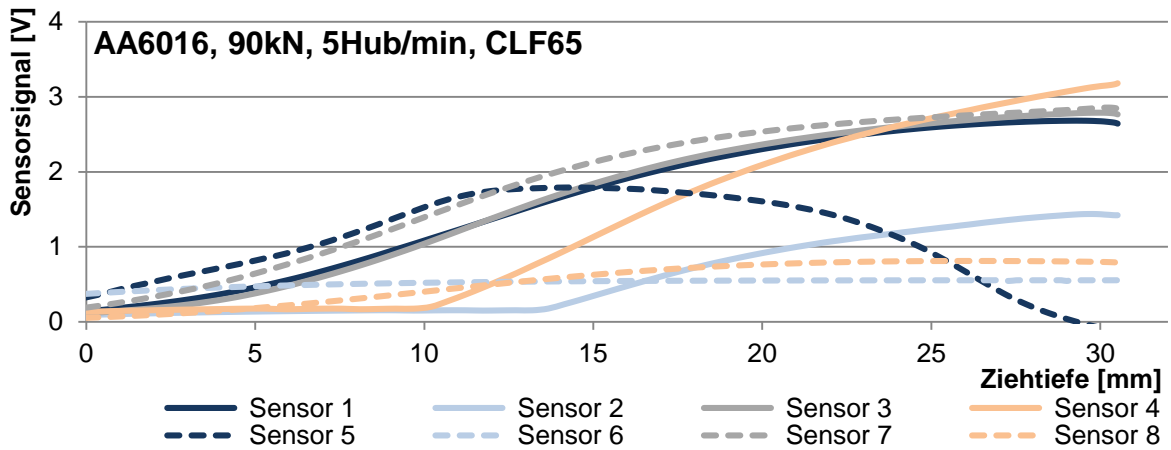
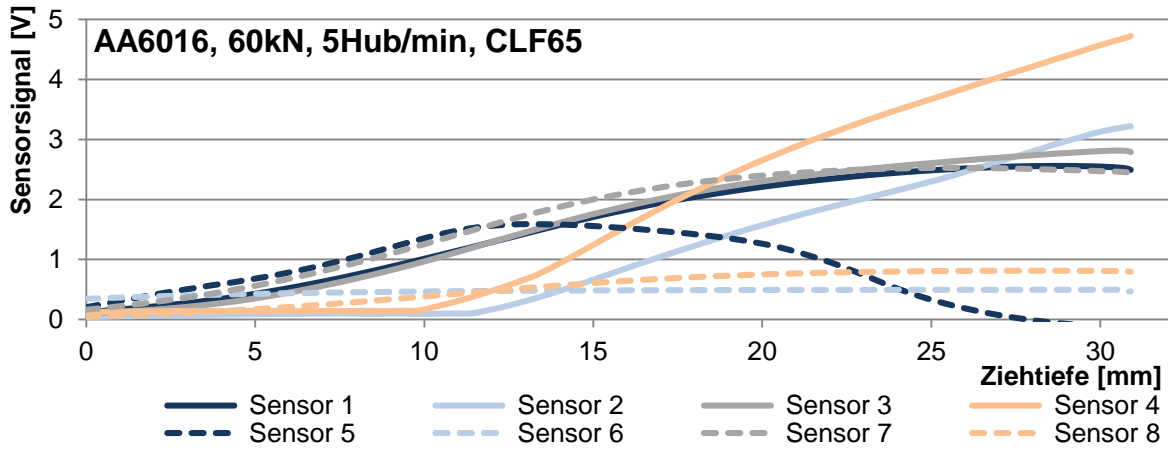
Anhang 5: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=100\text{kN}$  /  $137\text{kN}$  /  $175\text{kN}$ ,  
 $v=5$  Hub/min, Schmierstoff: CLF400 Werkstoff: HC340LA



Anhang 6: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=100\text{kN}$  /  $137\text{kN}$  /  $175\text{kN}$ ,  $v=7$  Hub/min, Schmierstoff: CLF400 Werkstoff: HC340LA

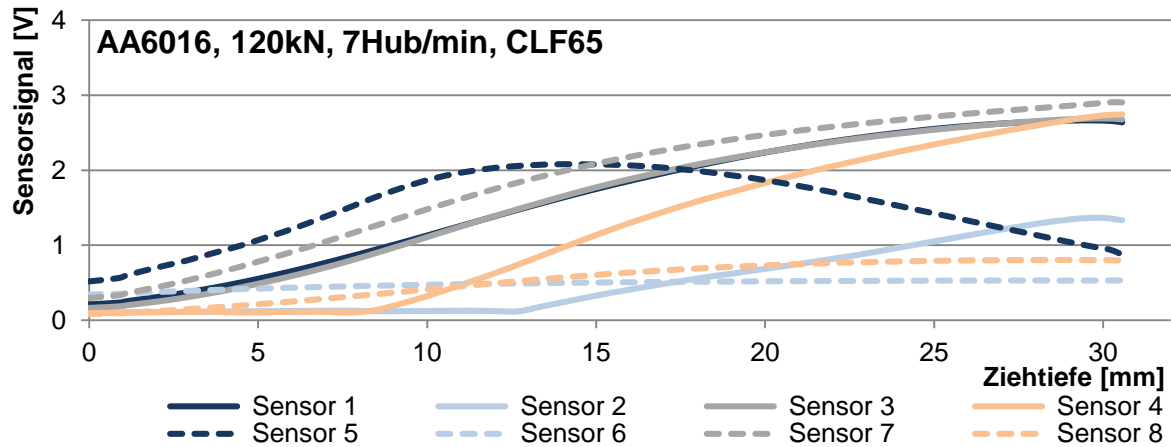
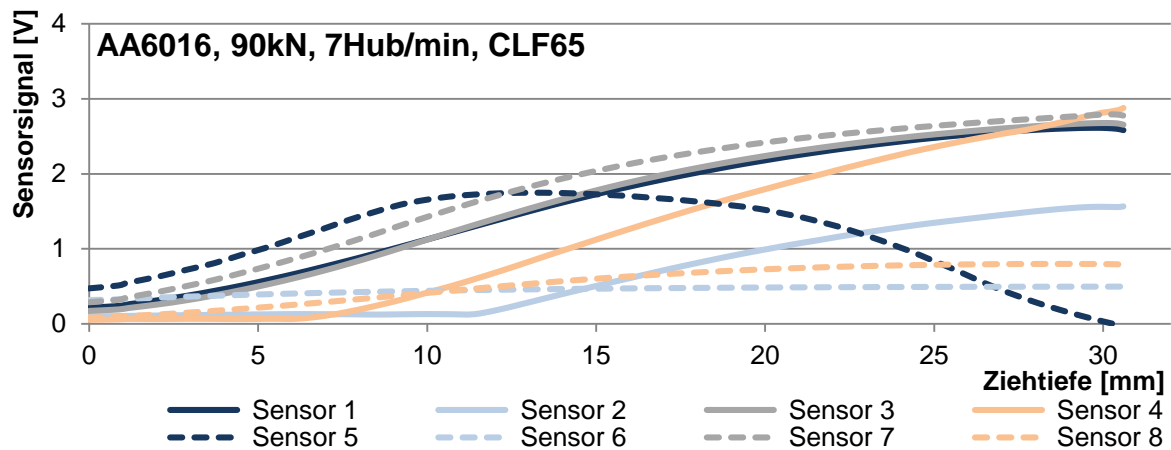
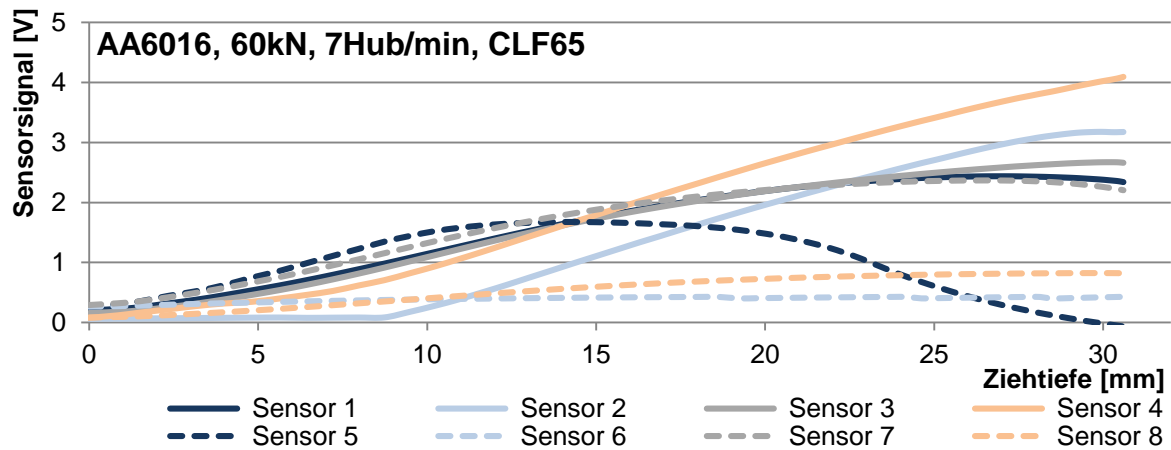


Anhang 7: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe: FBH=60kN / 90kN / 120kN,  $v=3$  Hub/min, Schmierstoff: CLF65 Werkstoff: AA 6016

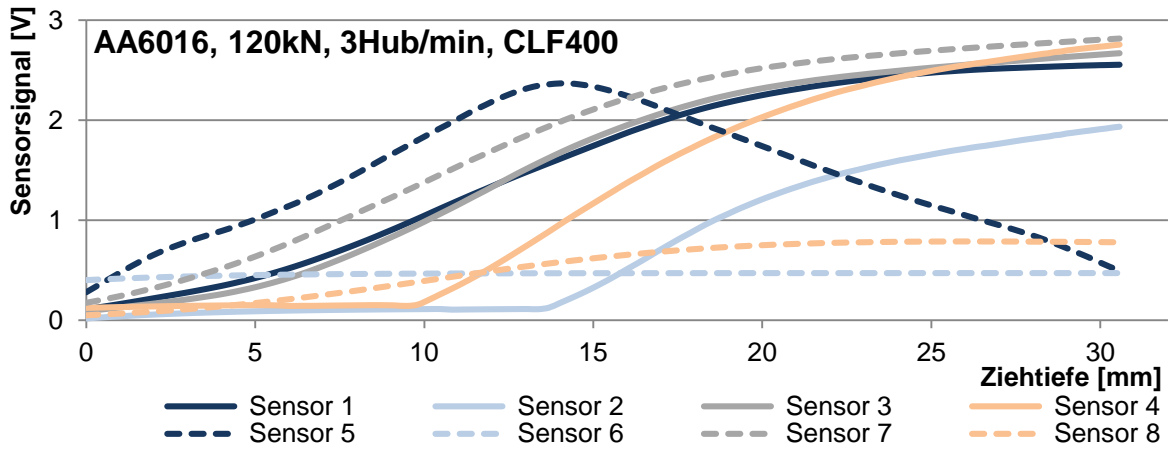
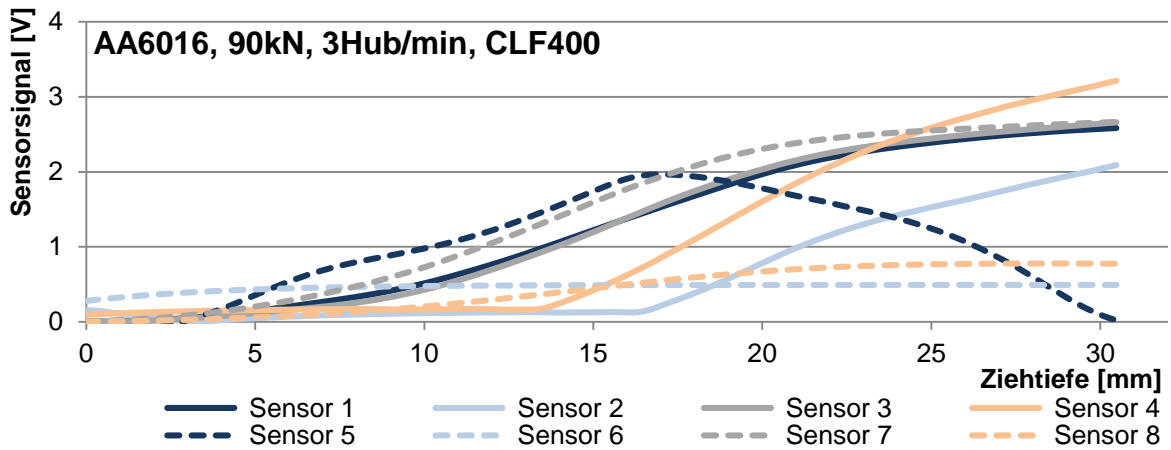
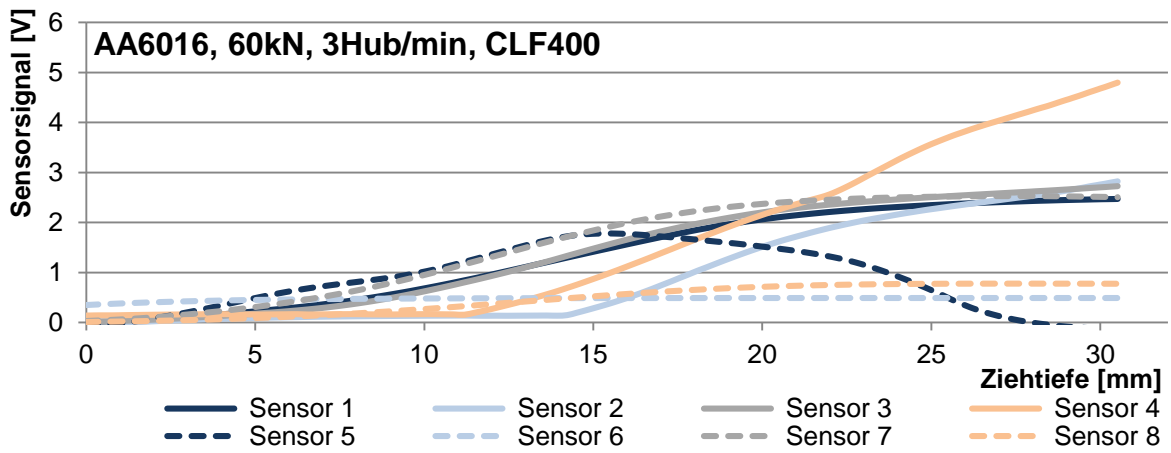


Anhang 8: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=60kN$  /  $90kN$  /  $120kN$ ,  $v=5$  Hub/min, Schmierstoff: CLF65 Werkstoff: AA 6016

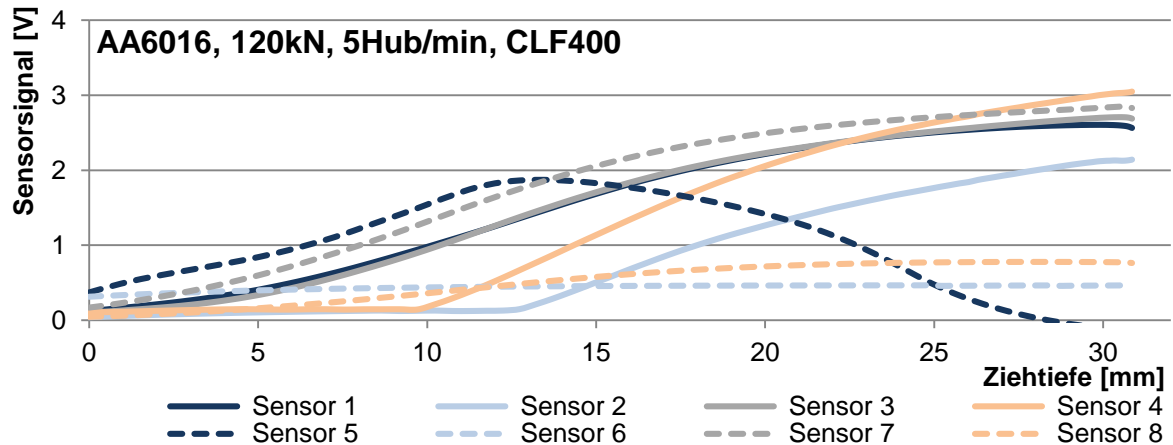
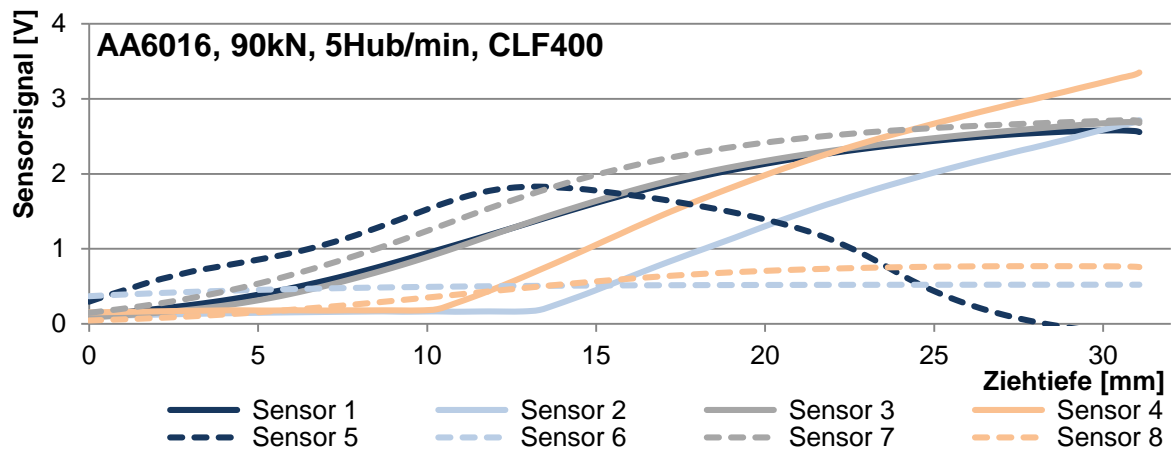
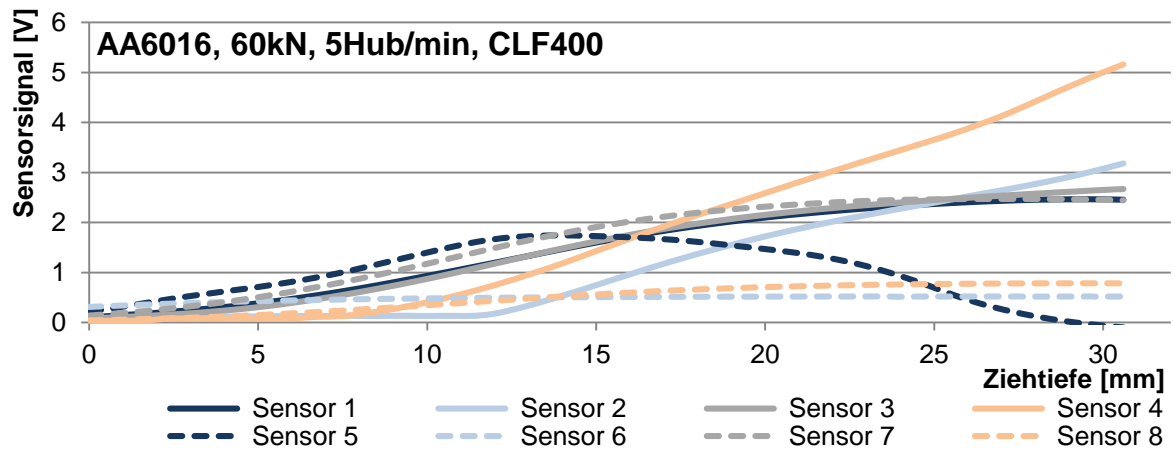




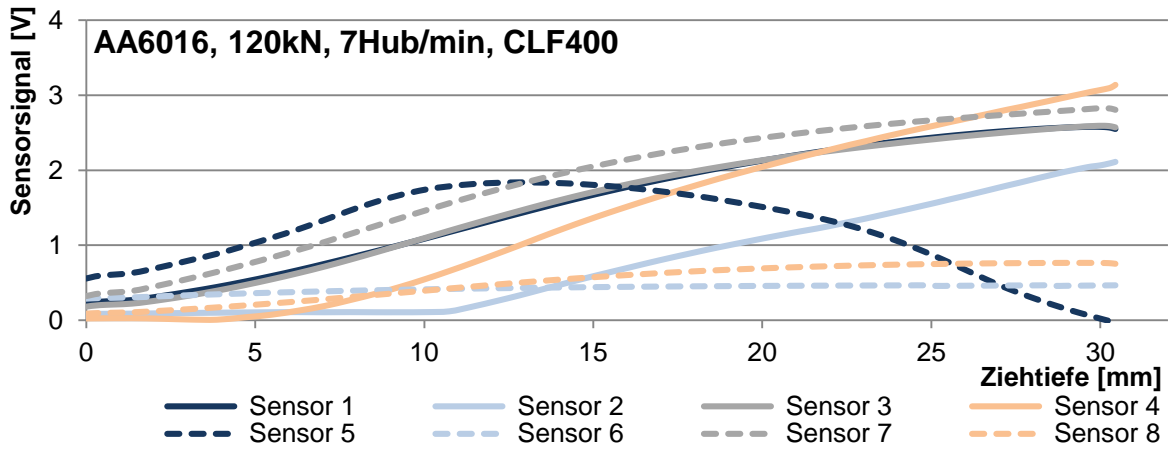
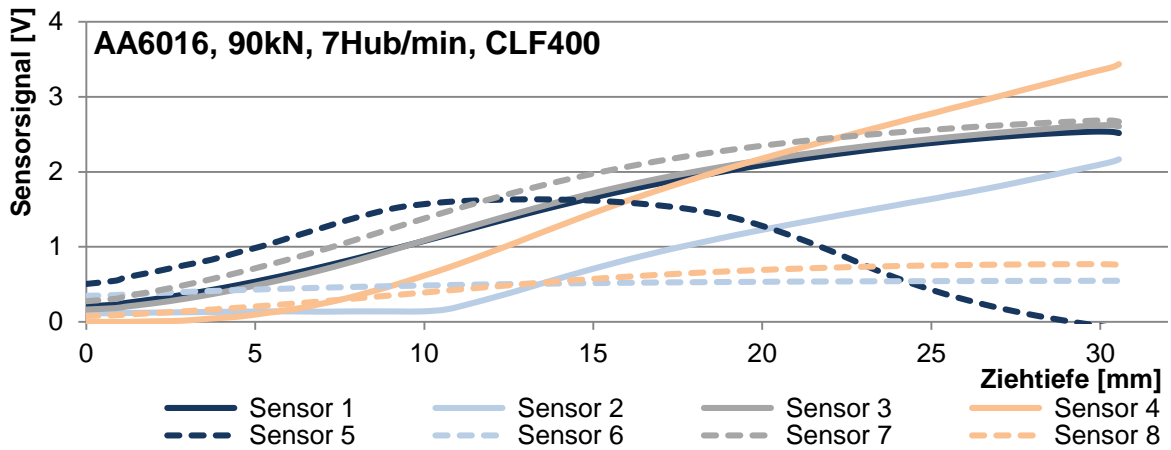
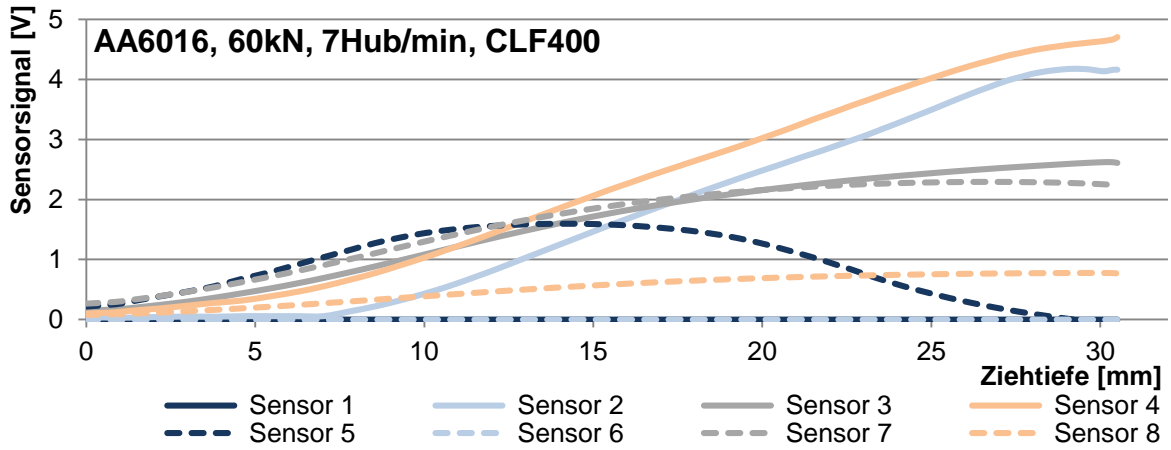
Anhang 9: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=60\text{kN}$  /  $90\text{kN}$  /  $120\text{kN}$ ,  
 $v=5$  Hub/min, Schmierstoff: CLF65 Werkstoff: AA 6016



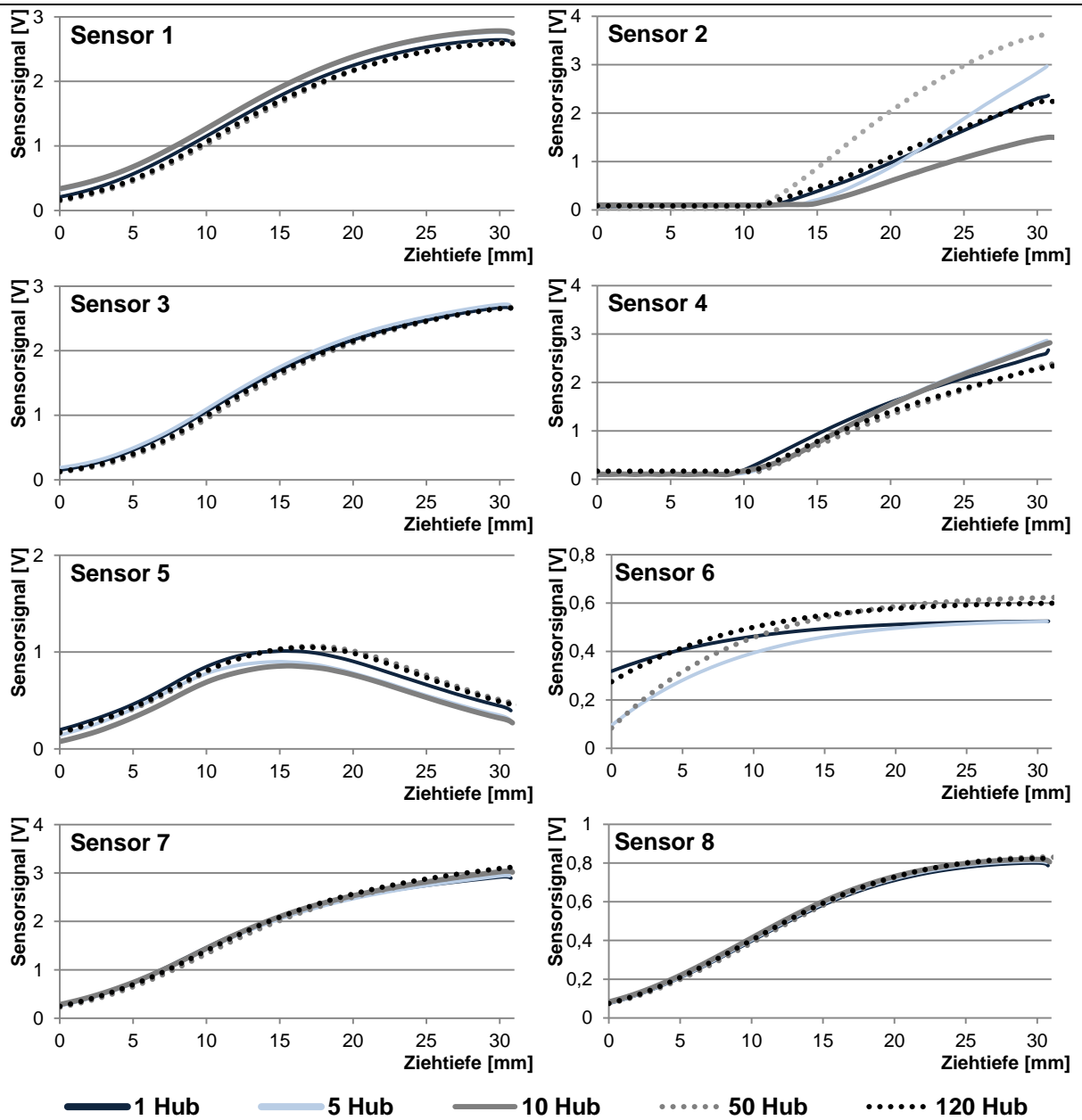
Anhang 10: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=60\text{kN}$  /  $90\text{kN}$  /  $120\text{kN}$ ,  $v=3$  Hub/min, Schmierstoff: CLF400 Werkstoff: AA 6016



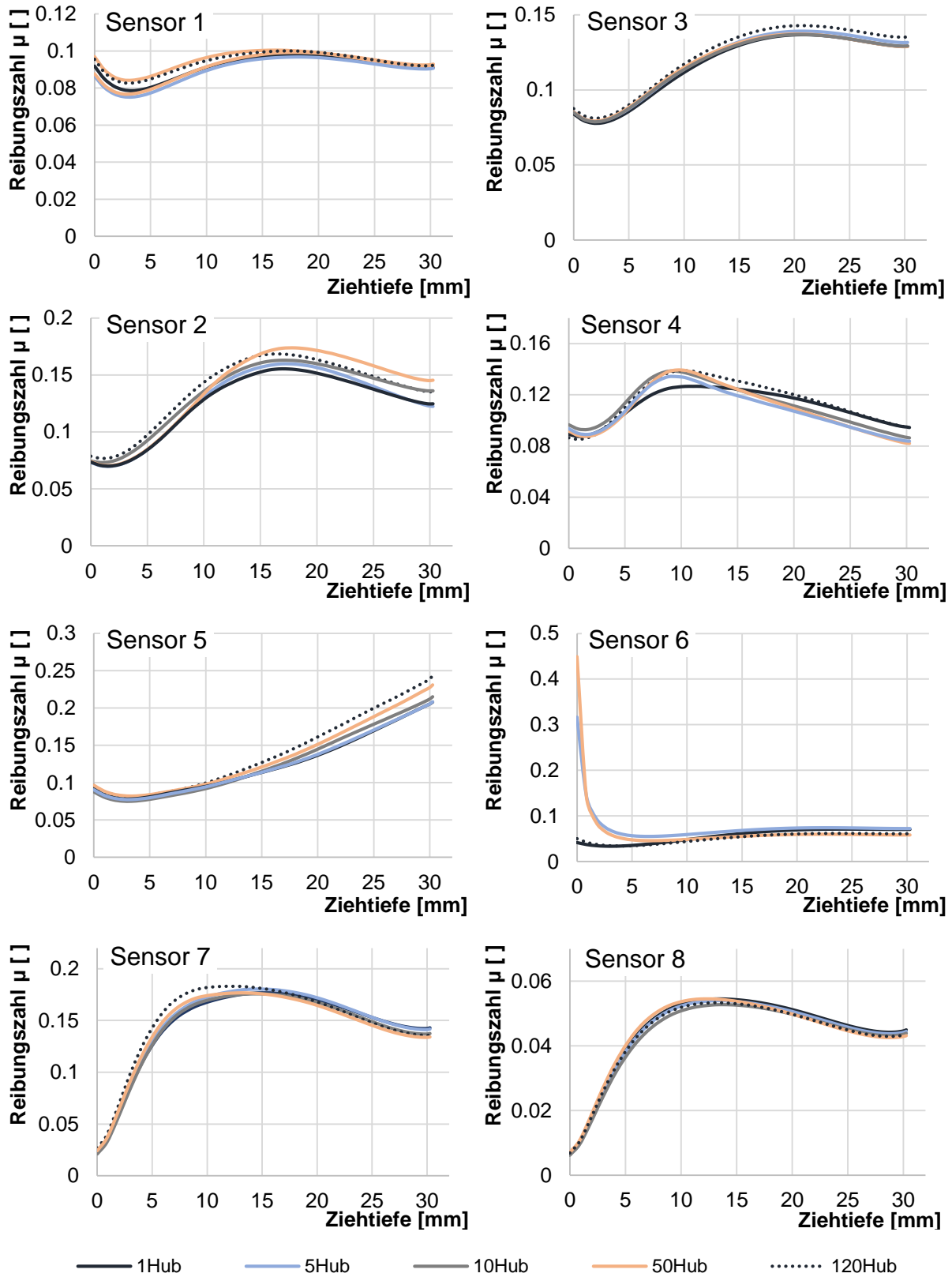
Anhang 11: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=60\text{kN}$  /  $90\text{kN}$  /  $120\text{kN}$ ,  $v=5$  Hub/min, Schmierstoff: CLF400 Werkstoff: AA 6016



Anhang 12: Im Tiefziehprozess gemessene Sensorverläufe:  $F_{BH}=60\text{kN}$  /  $90\text{kN}$  /  $120\text{kN}$ ,  $v=7$  Hub/min, Schmierstoff: CLF65 Werkstoff: AA 6016



Anhang 13: Einfluss der lokalen Temperatur auf das Sensorsignal nach 3, 5, 10, 50 und 120 Hübren (AA 6016)



Anhang 14: Verläufe der Reibungszahl, abhängig von der geometrischen Position am Blechformteil und der Temperatur / Hubzahl im Dauerhubversuch (AA 6016)

---

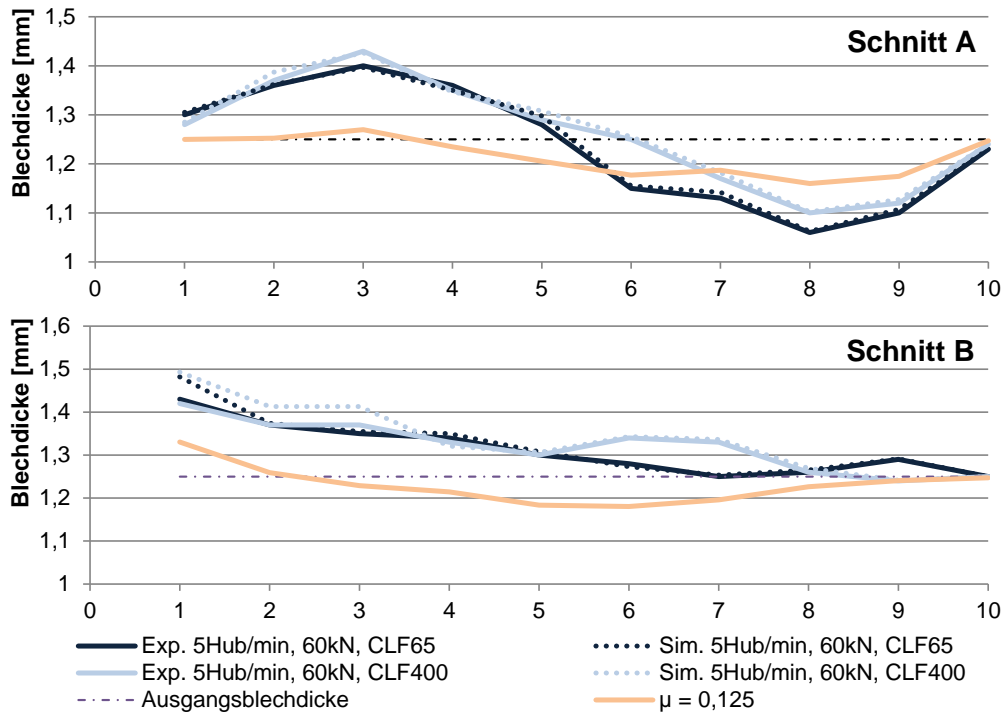
**Datenauswertung.cfile**

```
openc d3plot "Butterdose_Sensor.d3plot"
genselect target node
occfiler clear
genselect node add node 32357/0
genselect node add node 38935/0
genselect node add node 34015/0
genselect node add node 34844/0
genselect node add node 33186/0
genselect node add node 35673/0
genselect node add node 84509/0
genselect node add node 80394/0
genselect node add node 37183/0
ntime 5
addplot
ntime 6
addplot
ntime 7
addplot
ntime 8
xyplot 1 savefile ms_csv_multiple "C:\Users\singer\Desktop\Auswertung\a360.csv" 1 all
Writing XY data to file: C:\Users\singer\Desktop\Auswertung\a360.csv
xyplot 1 donemenu
deletewin 1
switch2pick
exit
```

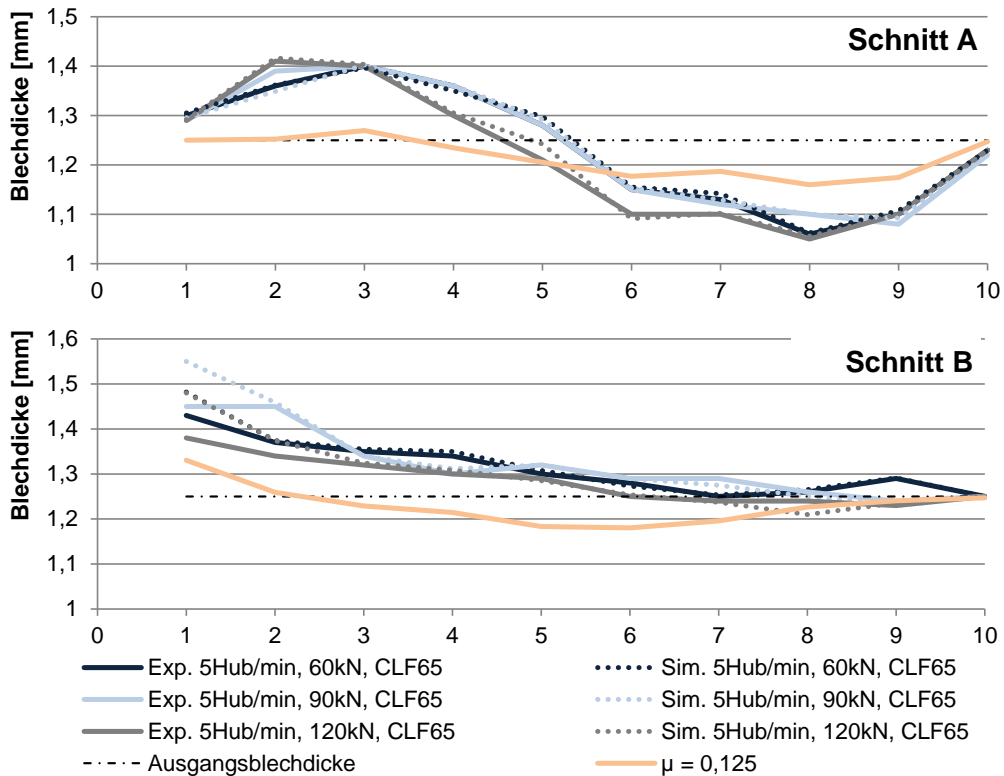
**Auswertung\_Script.bat**

```
"C:\Users\singer\Documents\4.1-X64\lsprepost.exe" c=Datenauswertung.cfile
exit 0
```

Anhang 15: Skript zur Auswertung der Knotenverschiebung aus LS-Dyna

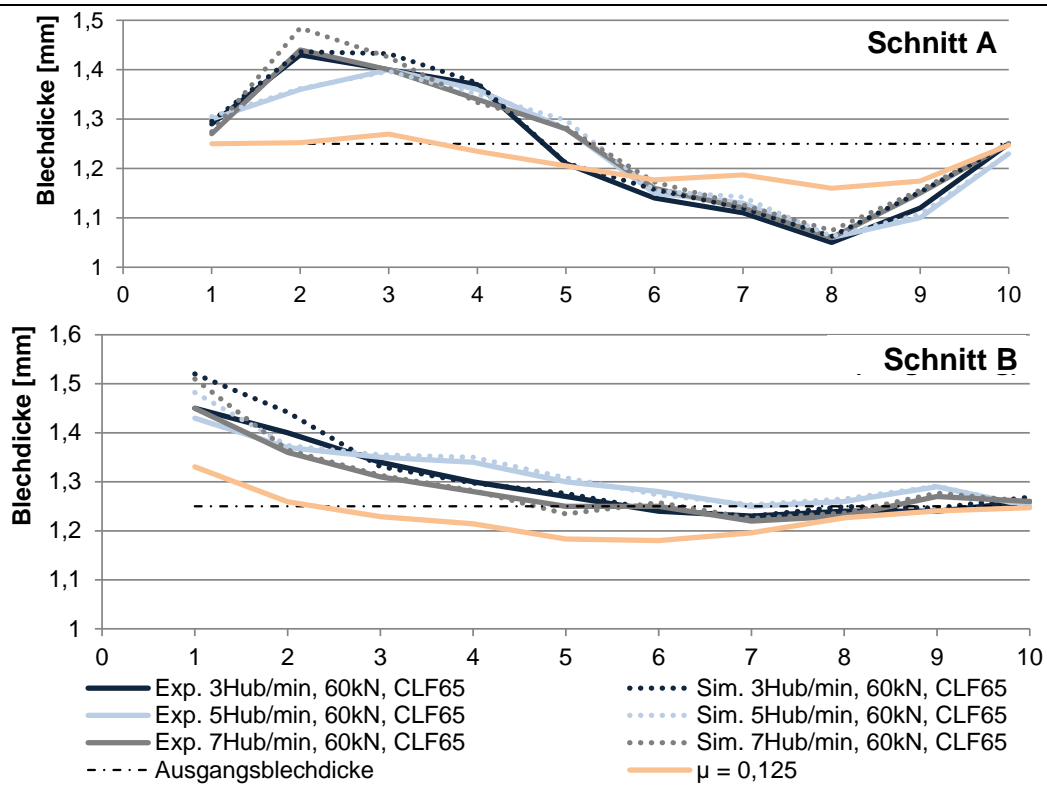


Anhang 16: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: AA 6016,  $F_{BH} = 60\text{kN}$ , 5 Hub/Min, CLF65 und CLF400

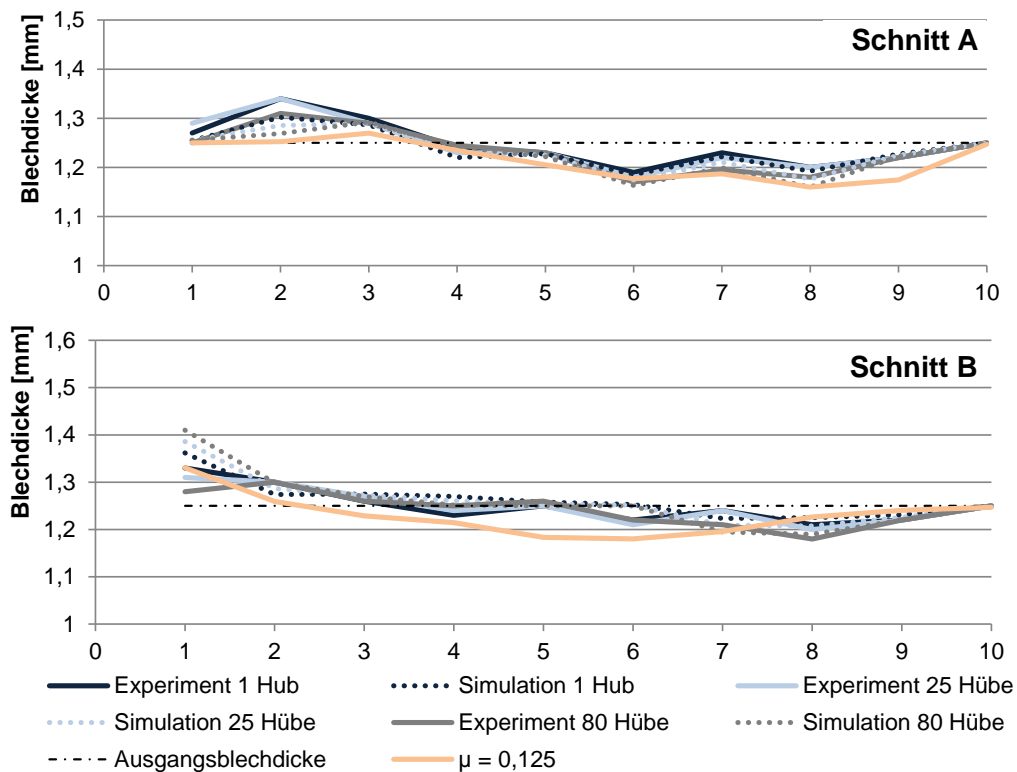


Anhang 17: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: AA 6016,  $F_{BH} = 60, 90, 120\text{kN}$ , CLF65, 5 Hub/min





Anhang 18: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: AA 6016,  $F_{BH} = 60\text{kN}$ , 3, 5, 7 Hub/min, CLF65



Anhang 19: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: AA 6016,  $F_{BH} = 600\text{kN}$ , 7 Hub/min, 1., 25., 80. Hub

## Approximiertes Tribologisches System des Stahlblechwerkstoffes HC340LA bei Verwendung des Umformschmierstoffs CLF400

Die nachfolgend entwickelten Berechnungsformeln besitzen Gültigkeit für den Tiefziehprozess des jeweils untersuchten Blechwerkstoffes. Besonders die Oberflächentopographie des Blechs und des Werkzeugs sowie die Schmierstoffart, -menge und -aufbringung begrenzen dabei deren Gültigkeit.

$$\begin{aligned} \mu_1(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) \\ = (3,154 \cdot 10^{-6} \bar{v}^2 - 1,75 \cdot 10^{-4} \bar{v} + 0,051) \\ \cdot e^{-0,5 \left( \left( \frac{h-(r_m+r_s)-6,33}{19,8} \right)^2 + \left( \frac{p_{ini}-3,07}{1,66} \right)^2 \right)} + (1,913 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 5,41 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_2(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) \\ = (8,4 \cdot 10^{-6} \bar{v}^2 - 2,5 \cdot 10^{-3} \bar{v} + 0,245) \\ \cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-30,12}{6,61} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-30,12}{6,61}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-30,12}{6,61}\right) + 1} \\ \cdot e^{-\frac{p_{ini}-3,189}{2} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-3,189}{2}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-3,189}{2}\right) + 1} \\ + (3,033 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 8,57 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_3(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) \\ = (-7,73 \cdot 10^{-5} \bar{v} + 0,1) \cdot e^{-0,5 \left( \left( \frac{h-(r_m+r_s)-31,21}{-21,04} \right)^2 + \left( \frac{p_{ini}-3,36}{3,76} \right)^2 \right)} \\ + (5,61 \cdot 10^{-5} \cdot T_{lok} + 1,58 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_4(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) \\ = (-1,633 \cdot 10^{-3} \bar{v} + 0,324) \\ \cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-27,24}{-4,4} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-27,24}{-4,4}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-27,24}{-4,4}\right) + 1} \\ \cdot e^{-\frac{p_{ini}-2,59}{-1,48} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-2,59}{-1,48}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-2,59}{-1,48}\right) + 1} \\ + (2,455 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 6,94 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_6(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) \\ = (7,344 \cdot 10^{-5} \bar{v} - 4,64 \cdot 10^{-2}) \cdot e^{-0,5 \left( \frac{h-(r_m+r_s)-18,54}{7,24} \right)^2} \\ + (-8,687 \cdot 10^5 \bar{v} + 5,49 \cdot 10^8) \cdot e^{-0,5 \left( \frac{p_{ini}-1343}{199,8} \right)^2} \\ + (3,3 \cdot 10^{-3} \cdot T_{lok} - 6,66 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \mu_7(\mathbf{h}, \bar{v}, \mathbf{p}_{ini}, \mathbf{T}_{loc}, \mathbf{r}_m, \mathbf{r}_s) \\
&= (0,31\bar{v} - 9,419 \cdot 10^2) \\
&\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-14,75}{-2,146}} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-14,75}{-2,146}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-14,75}{-2,146}\right) + 1 \\
&\cdot e^{-\frac{p_{ini}+7,24}{0,837}} + \sinh\left(\frac{p_{ini}+7,24}{0,837}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}+7,24}{0,837}\right) + 1 + (3,99 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 0,11)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \mu_8(\mathbf{h}, \bar{v}, \mathbf{p}_{ini}, \mathbf{T}_{loc}, \mathbf{r}_m, \mathbf{r}_s) \\
&= (-2,68 \cdot 10^{-4}\bar{v} + 3,88 \cdot 10^{-2}) \\
&\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-22,19}{4,37}} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-22,19}{4,37}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-22,19}{4,37}\right) + 1 \\
&\cdot e^{-\frac{p_{ini}-2,72}{-1,09}} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-2,72}{-1,09}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-2,72}{-1,09}\right) + 1 \\
&+ (8,316 \cdot 10^{-5} \cdot T_{lok} - 2,35 \cdot 10^{-2})
\end{aligned}$$

Anhang 20: Approximation der in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Reibungszahlen an die in Abschnitt 7.1 bestimmten Funktionsbeschreibungen für das tribologische System des Stahlblechwerkstoffes HC340LA und der Verwendung des Schmierstoffs CLF400

## Approximiertes Tribologisches System des Aluminiumblechwerkstoffes AA 6016 bei Verwendung des Umformschmierstoffs CLF65

$$\begin{aligned} \mu_1(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (-7,88 \cdot 10^{-6} \bar{v}^2 - 1,44 \cdot 10^{-3} \bar{v} + 0,342) \\ &\cdot e^{-0,5 \left( \left( \frac{h-(r_m+r_s)-20,35}{71,28} \right)^2 + \left( \frac{p_{ini}-2,87}{3,06} \right)^2 \right)} + (-9,13 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} - 2,58 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_2(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (-3,29 \cdot 10^{14} \bar{v} + 1,15 \cdot 10^{17}) \\ &\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-31,95}{13,12} \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-31,95}{13,12}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-31,95}{13,12}\right) + 1} \\ &\cdot e^{-\frac{p_{ini}-1436}{375,6} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-1436}{375,6}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-1436}{375,6}\right) + 1} + 3,3 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_3(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (-2,527 \cdot 10^{-5} \bar{v}^2 + 4,85 \cdot 10^{-3} \bar{v} - 0,076) \\ &\cdot e^{-0,5 \left( \left( \frac{h-(r_m+r_s)-34,9}{14,06} \right)^2 + \left( \frac{p_{ini}-2,84}{1,08} \right)^2 \right)} + (1,99 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 5,63 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_4(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (-0,429 \bar{v} + 71,56) \\ &\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-26,13}{9,87} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-26,13}{9,87}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-26,13}{9,87}\right) + 1} \\ &\cdot e^{-\frac{p_{ini}-139}{20,58} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-139}{20,58}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-139}{20,58}\right) + 1} + 3,3 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_6(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (-1,41 \cdot 10^{-3} \bar{v} - 3,621 \cdot 10^{-2}) \cdot e^{-0,5 \left( \frac{h-(r_m+r_s)-18,25}{7,57} \right)^2} \\ &+ (2,14 \cdot 10^{15} \bar{v} + 5,525 \cdot 10^{15}) \cdot e^{-0,5 \left( \frac{p_{ini}+863}{92,6} \right)^2} \\ &+ (3,3 \cdot 10^{-3} \cdot T_{lok} - 6,66 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_7(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (6,25 \cdot 10^{-4} \bar{v} + 3,625 \cdot 10^{-2}) \\ &\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-17,43}{20,86} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-17,43}{20,86}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-17,43}{20,86}\right) + 1} \\ &\cdot e^{-\frac{p_{ini}-2,83}{1,4} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-2,83}{1,4}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-2,83}{1,4}\right) + 1} + 3,63 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \mu_8(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) \\
& = (-1,865 \cdot 10^{-5} \bar{v}^2 + 3,63 \cdot 10^{-3} \bar{v} - 4,2 \cdot 10^{-2}) \\
& \cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-20,35}{5,35} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-20,35}{5,35}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-20,35}{5,35}\right) + 1} \\
& \cdot e^{-\frac{p_{ini}-2,83}{-0,828} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-2,83}{-0,828}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-2,83}{-0,828}\right) + 1} + 4,6 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok}
\end{aligned}$$

Anhang 21: Approximation der in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Reibungszahlen an die in Abschnitt 7.1 bestimmten Funktionsbeschreibungen für das tribologische System des Aluminiumblechwerkstoffes AA 6016 und der Verwendung des Schmierstoffs CLF65

## Approximiertes Tribologisches System des Aluminiumblechwerkstoffes AA 6016 bei Verwendung des Umformschmierstoffs CLF400

$$\begin{aligned} \mu_1(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (0,715\bar{v}^2 - 19,5\bar{v} + 1,381 \cdot 10^3) \cdot e^{-0,5\left(\left(\frac{h-(r_m+r_s)-26,19}{-5,436}\right)^2 + \left(\frac{p_{ini}+24,15}{5,629}\right)^2\right)} \\ &+ (3,128 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 8,84 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_2(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (-1,16 \cdot 10^{-3}\bar{v} + 0,334) \\ &\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-32,1}{14,47} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-32,1}{14,47}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-32,1}{14,47}\right) + 1} \\ &\cdot e^{-\frac{p_{ini}-12,8}{-14,21} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-12,8}{-14,21}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-12,8}{-14,21}\right) + 1} \\ &+ (3,033 \cdot 10^{-6} \cdot T_{lok} + 9,33 \cdot 10^{-4}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_3(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (4,32 \cdot 10^{-2}\bar{v} - 88,13) \cdot e^{-0,5\left(\left(\frac{h-(r_m+r_s)-17}{4,35}\right)^2 + \left(\frac{p_{ini}-891,17}{229,59}\right)^2\right)} \\ &+ (4,36 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} + 0,123) \end{aligned}$$

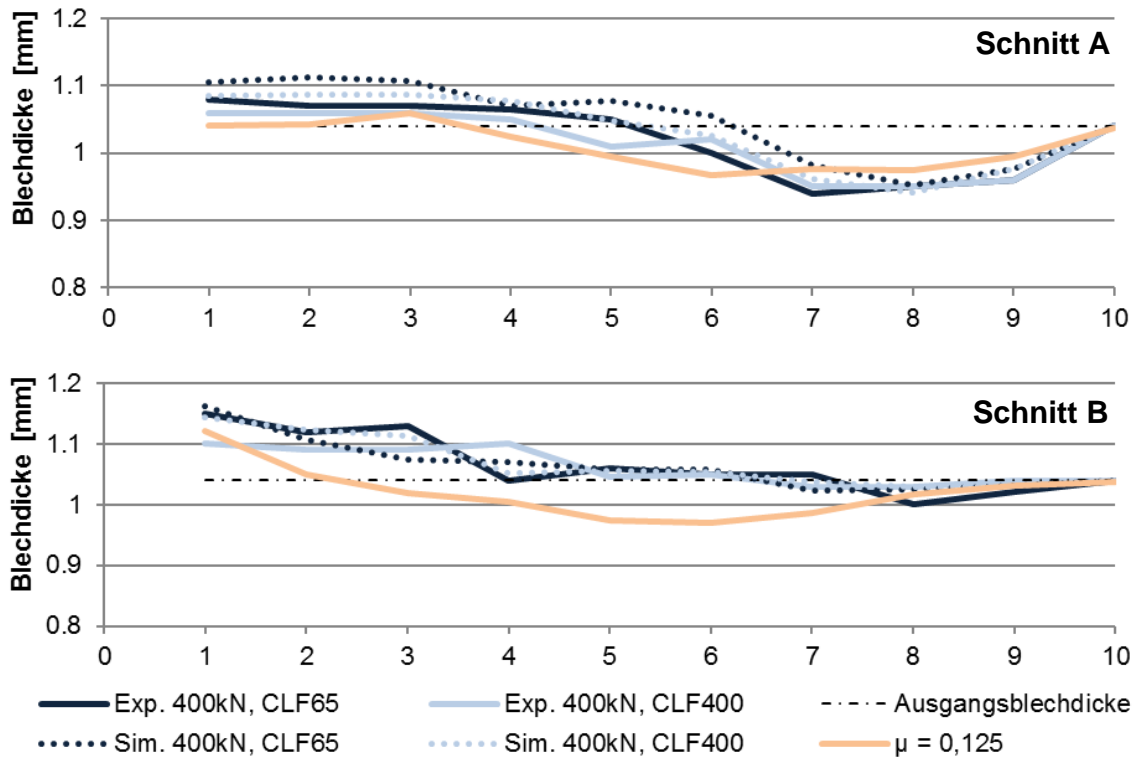
$$\begin{aligned} \mu_4(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (-8,712 \cdot 10^{-3}\bar{v} + 3,037) \\ &\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-24,43}{12,21} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-24,43}{12,21}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-24,43}{12,21}\right) + 1} \\ &\cdot e^{-\frac{p_{ini}-213,5}{121,45} + \sinh\left(\frac{p_{ini}-213,5}{121,45}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}-213,5}{121,45}\right) + 1} \\ &+ (3,432 \cdot 10^{-5} \cdot T_{lok} + 9,33 \cdot 10^{-3}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \mu_6(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (7,77 \cdot 10^{-5}\bar{v} - 4,912 \cdot 10^{-2}) \cdot e^{-0,5\left(\frac{h-(r_m+r_s)-17,88}{7,39}\right)^2} \\ &+ (-5,542 \cdot 10^{-4}\bar{v} + 0,35) \cdot e^{-0,5\left(\frac{p_{ini}-76}{42,82}\right)^2} \\ &+ (4,3 \cdot 10^{-4} \cdot T_{lok} - 5,66 \cdot 10^{-2}) \end{aligned}$$

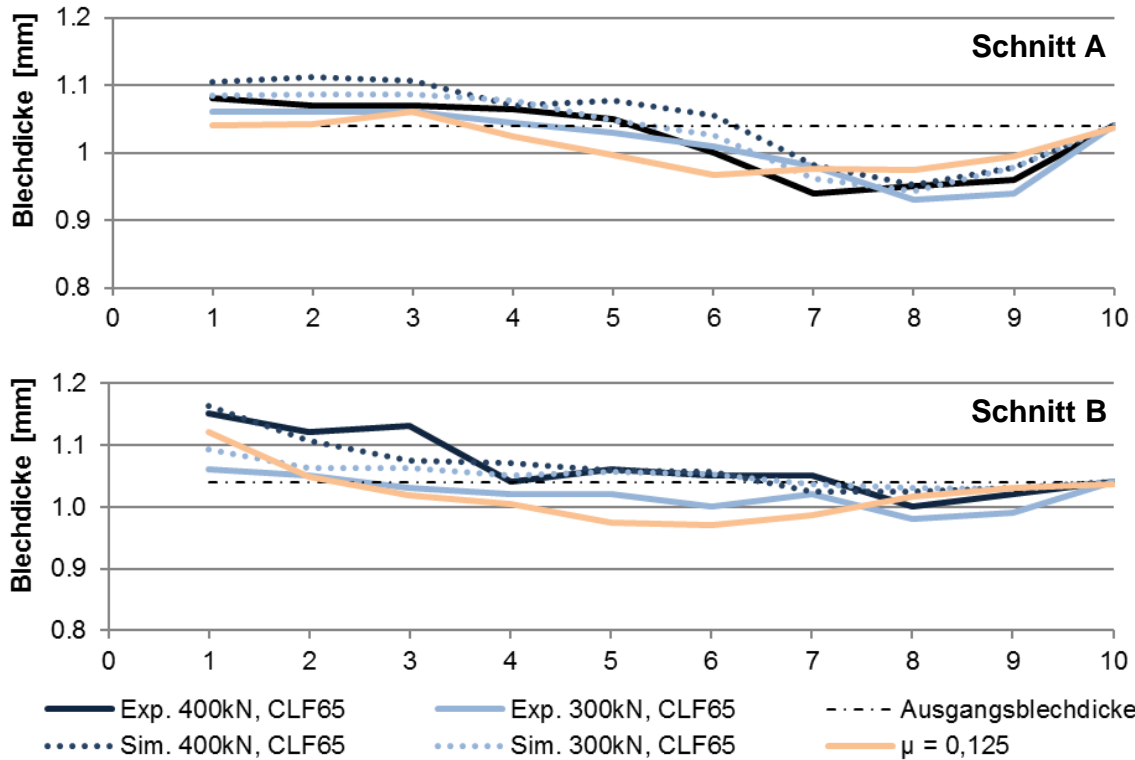
$$\begin{aligned} \mu_7(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) &= (-5,83 \cdot 10^{-4}\bar{v} + 2,01) \\ &\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-25}{18,34} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-25}{18,34}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-25}{18,34}\right) + 1} \\ &\cdot e^{-\frac{p_{ini}+13,94}{5,16} + \sinh\left(\frac{p_{ini}+13,94}{5,16}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}+13,94}{5,16}\right) + 1} \\ &+ (3,63 \cdot 10^{-6} \cdot T_{lok} + 9,33 \cdot 10^{-4}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \mu_8(\mathbf{h}, \bar{v}, p_{ini}, T_{lok}, r_m, r_s) \\
&= (2,5 \cdot 10^{-5} \bar{v}^2 - 5,22 \cdot 10^{-3} \bar{v} + 0,633) \\
&\cdot e^{-\frac{h-(r_m+r_s)-25,28}{16,33} + \sinh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-25,28}{16,33}\right) - \cosh\left(\frac{h-(r_m+r_s)-25,28}{16,33}\right) + 1} \\
&\cdot e^{-\frac{p_{ini}+14,67}{5,71} + \sinh\left(\frac{p_{ini}+14,67}{5,71}\right) - \cosh\left(\frac{p_{ini}+14,67}{5,71}\right) + 1} \\
&+ (6,93 \cdot 10^{-6} \cdot T_{lok} - 1,96 \cdot 10^{-3})
\end{aligned}$$

Anhang 22: Approximation der in Abschnitt 6.2.2 bestimmten Reibungszahlen an die in Abschnitt 7.1 bestimmten Funktionsbeschreibungen für das tribologische System des Aluminiumblechwerkstoffes AA 6016 und der Verwendung des Schmierstoffs CLF400.



Anhang 23: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: AA 6016,  $F_{BH} = 400\text{kN}$ , CLF65, CLF400



Anhang 24: Blechdickenverläufe aus realem Tiefziehexperiment, der Simulation mit neuartig bestimmten Reibungszahlen sowie aus der Simulation mit der Reibungszahl  $\mu=0,125$ , Werkstoff: AA 6016,  $F_{BH} = 300, 400\text{kN}$ , CLF65



## PERSÖNLICHE DATEN

Name	Singer, Markus Ruben
Geburtsdatum	30. Mai 1988
Geburtsort	Ludwigsburg

## SCHULISCHE AUSBILDUNG

1994 bis 1988	Grundschule Hochberg in Remseck
1988 bis 2007	Lise-Meitner-Gymnasium in Remseck
2007	Abschluss: Allgemeine Hochschulreife

## ERSATZDIENST

2006 bis 2010	Freiwillige Feuerwehr Remseck am Neckar
---------------	---

## UNIVERSITÄRE AUSBILDUNG

	Studium des Maschinenwesens an der Universität Stuttgart
2007 bis 2009	Grundstudium
2009 bis 2013	Hauptstudium mit Vertiefung in Konstruktionstechnik ( <i>IMA</i> ) und Umformtechnik ( <i>IFU</i> )
2013	Abschluss: Diplom-Ingenieur

## WISSENSCHAFTLICHE TÄTIGKEIT

2010 bis 2013	Studentische Hilfskraft am <i>Institut für Umformtechnik (IFU)</i> der Universität Stuttgart
2013 bis 2017	Stipendium von der <i>Graduate School of Excellence advanced Manufacturing Engineering (GSaME)</i> in Kooperation mit dem <i>Institut für Umformtechnik (IFU)</i> der Universität Stuttgart

## BERUFLICHER WERDEGANG

2008 bis 2009	Werkstudent bei <i>Mann+Hummel</i> in Ludwigsburg
2012	Praktikant bei <i>EvoBus GmbH</i> in Mannheim
2012 bis 2013	Diplomand <i>Daimler AG</i> in Sindelfingen
2015 bis 2017	Betriebsleiter am <i>Institut für Umformtechnik (IFU)</i> der Universität Stuttgart
seit 2017	Teamleiter R&D bei <i>Nedschroef</i> in Kunshan / VR China