

BEITRÄGE ZUR UMFORMTECHNIK

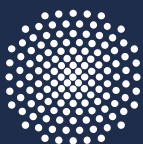
IFU

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

Christoph Wörz

88

Aufbau und Charakterisierung von
aerostatischen Schmiersystemen für
das Tiefziehen



Universität Stuttgart

Aufbau und Charakterisierung von aerostatischen Schmiersystemen für das Tiefziehen

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

von
Christoph Wörz
aus Gärtringen

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche
Tag der mündlichen Prüfung: 10.07.2020

Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart
2020

Dipl.-Ing. Christoph Wörz
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

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

D93

ISBN 978-3-946818-13-7

Institut für Umformtechnik

Universität Stuttgart
Holzgartenstraße 17
70174 Stuttgart
www.ifu.uni-stuttgart.de

Printed in Germany

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.

Mathias Liewald

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart.

Dem Direktor des Instituts für Umformtechnik, Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA, danke ich für die Möglichkeit zur Promotion, für die hervorragenden Forschungsbedingungen am Institut für Umformtechnik und für das entgegengebrachte Vertrauen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche, dem Leiter des Instituts für Produktionstechnik und Umformmaschinen an der Technischen Universität Darmstadt, danke ich für die Übernahme des Mitberichts.

Für zahlreiche anregende Diskussionen und die gute Zusammenarbeit bedanke ich mich bei den Projektpartnern im Forschungsprojekt SPP1676 vom Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW) und dem Institut für Grenzflächenverfahrenstechnik und Plasmatechnologie (IGVP) der Universität Stuttgart sowie bei allen Kollegen die mich auf meinem Weg als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik begleitet haben.

Mein Dank gilt ebenso meinen studentischen Mitarbeitern für Ihre große Unterstützung und Einsatz bei den praktischen Tätigkeiten sowie den Studien-, Diplom-, Bachelor- und Masterarbeitern, die unmittelbar zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Herrn Faubel danke ich für die Durchsicht des Manuskripts und die sprachliche Korrektur.

Ein großes Dankeschön gilt meiner Familie, meinen Freunden und vor allem meiner Frau Amber für ihre unaufhörliche Ermutigung „dran zu bleiben“ und für ihre grenzenlose Geduld, wenn die Abende und die Wochenenden mal wieder mit dem Bearbeiten dieser Dissertation gefüllt waren.

Der besondere Dank gilt meinen Eltern, die meinen beruflichen Werdegang ermöglicht und mich immer ermutigt haben, mich nicht mit dem Einfachen und Leichten zufrieden zu geben, sondern das zunächst unmöglich Erscheinende zu wagen. Danke!

Und diese Danksagungen münden in der Erkenntnis: Dank und Ehre dem, dem alle Ehre gebührt!

Stuttgart, Februar 2020

Inhaltsverzeichnis

Geleitwort des Herausgebers	i
Danksagung	ii
Inhaltsverzeichnis	iii
Abkürzungsverzeichnis	vi
Formelzeichen	vi
Kurzfassung	viii
Abstract	x
1 Einleitung und Motivation	1
2 Stand der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse	4
2.1 Tribologie im Tiefziehprozess	4
2.1.1 Die Grundlagen des Tiefziehens	5
2.1.2 Reibung im Tiefziehprozess	7
2.1.3 Ansätze zur Reibungsmodellierung in der Blechumformung	19
2.1.4 Experimentelle Modellversuche zur Nachbildung der Reibungsbedingungen	24
2.1.5 Verschleißmechanismen beim Tiefziehen.....	27
2.2 Hydro- und aerostatische Schmiersysteme	32
2.2.1 Begriffsdefinitionen und strömungstechnische Grundlagen	32
2.2.2 Erkenntnisse aus der Anwendung von hydrostatischen Schmiersystemen im Tiefziehprozess.....	35
2.2.3 Anwendungen von aerostatischen Schmiersystemen in Gleitlagern und in industriellen Fertigungsverfahren.....	42
2.2.4 Stoffeigenschaften von CO ₂ und N ₂ und Einfluss dieser Medien auf das Reibungs- und Verschleißverhalten bei schmierstofffreien Kontaktvorgängen	48
2.3 Forschungsansätze zur schmierstofffreien Blechumformung.....	51
2.3.1 Werkzeugseitige Maßnahmen zur schmierstofffreien Blechumformung	52
2.3.2 Werkstückseitige Maßnahmen zur schmierstofffreien Blechumformung.....	55
2.3.3 Kombinierte Forschungsansätze zur schmierstofffreien Blechumformung	56
2.4 Zusammenfassende Bewertung des Stands der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse und Ableitung des Forschungsbedarfs	59
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	60

4	Beschreibung empirischer Beobachtungen zur Charakterisierung der aerostatischen Schmiersysteme im Streifenziehversuch	63
4.1	Auswahl geeigneter Zwischenstoffe und Beschreibung der Versuchseinrichtung, Werkstoffe, Versuchsvorbereitung und Versuchsplan für die Reibungsuntersuchungen ...	64
4.1.1	Auswahl geeigneter Zwischenstoffe für die aerostatische Schmierung	64
4.1.2	Versuchseinrichtung zur Messung der tribologischen Bedingungen	66
4.1.3	Werkzeug- und Blechwerkstoffe für die Reibungsuntersuchungen.....	70
4.1.4	Versuchsplan	71
4.1.5	Versuchsvorbereitung.....	74
4.2	Einfluss der Geometrie der Mikrobohrung auf die Reibung in aerostatischen Schmier- systemen in der Blechumformung	75
4.2.1	Erste Abschätzung des Einflusses der Düsengeometrie und der Düsenanzahl auf das Reibungsverhalten.....	76
4.2.2	Weiterführende Untersuchungen zum Einfluss der Düsenform auf das Reibungs- verhalten	81
4.3	Einfluss des Zwischenmediums auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen in der Blechumformung	85
4.3.1	Streifenziehversuche mit einer Schmierstoffrestmenge auf den Blechstreifen von 0 bis 0,1 g/m ²	87
4.3.2	Streifenziehversuche mit einer Schmierstoffrestmenge auf den Blechstreifen von 0,1 bis 0,2 g/m ²	89
4.4	Einfluss des Blechwerkstoffes und der Platinenoberflächentopologie auf die Reibung bei aerostatischen Schmiersystemen.....	92
4.5	Zusammenfassung der Erkenntnisse aus dem Streifenziehversuch und Ableitung der Annahmen zu den wirkenden Reibungsmechanismen	96
5	Erweiterte Untersuchungen zu den Einflussfaktoren auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen in der Blechumformung	102
5.1	Erweiterte Untersuchungen zum Einfluss des Zwischenstoffes und dessen Aggregat- zustandes auf das Reibungsverhalten	103
5.1.1	Bestimmung der Spalthöhe der Wirkfuge	104
5.1.2	Analyse des Aggregatzustands von CO ₂ in der Wirkfuge	108

5.1.3 Experimentelle Untersuchung der Temperaturentwicklung in der Wirkfuge beim Streifenzug mit CO ₂ als Zwischenmedium	118
5.1.4 Reibungsuntersuchungen mit gasförmigem CO ₂	121
5.2 Untersuchung zum Einfluss des Druckniveaus in der Wirkfuge auf das Reibungsverhalten.....	123
5.2.1 Simulative Untersuchung zum Einfluss der Düsenform auf die Druckverteilung in der Wirkfuge	123
5.2.2 Berechnung des Druckverlaufs in der Wirkfuge eines Streifenziehwerkzeuges mit aerostatischer Schmierung	129
5.2.3 Empirische Reibungsmodellierung	135
5.3 Zusammenfassung der Erkenntnisse zu den Einflussfaktoren auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen.....	140
6 Tiefziehen eines Rechtecknapfes mit aerostatischer Schmierung.....	146
6.1 Werkzeug– und Prozessauslegung für die aerostatische Schmierung beim Tiefziehen	146
6.2 Experimentelle Charakterisierung der aerostatischen Schmierung im realen Tiefziehprozess	153
6.2.1 Bestimmung des Prozessfensters.....	154
6.2.2 Vergleich der Ziehkräfte	159
6.2.3 Bewertung der Bauteilqualität beim Tiefziehen mit aerostatischer Schmierung	161
6.2.4 Untersuchung zur Temperaturentwicklung der Bauteile und der Verbrauchsmenge des Zwischenstoffes während des Tiefziehens mit aerostatischer Schmierung.....	163
6.3 Zusammenfassung des Erkenntnisgewinns aus dem realen Tiefziehprozess und Grenzen der Übertragbarkeit	167
7 Zusammenfassung und Ausblick.....	170
7.1 Zusammenfassung des Erkenntnisgewinns	170
7.2 Ausblick.....	175
8 Anhang.....	178
9 Literaturverzeichnis	195
Curriculum Vitae	216

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Beschreibung
Abb.	<u>A</u> bbildung
BHK	<u>B</u> lech <u>h</u> alter <u>k</u> raft
DFG	<u>D</u> eutsche <u>F</u> orschungsgemeinschaft
DLC	Diamantähnliche Kohlenstoffschicht (<u>D</u> iamond- <u>L</u> ike <u>C</u> arbon)
EP	<u>E</u> xtrême <u>P</u> ressure
FE	<u>F</u> inite <u>E</u> lemente
CO ₂	Kohlendioxid
IFSW	<u>I</u> nstitut für <u>S</u> trahl <u>w</u> er <u>k</u> zeuge der Universität Stuttgart
IFU	<u>I</u> nstitut für <u>U</u> mformtechnik der Universität Stuttgart
IGVP	<u>I</u> nstitut für <u>G</u> renzflächenverfahrenstechnik und <u>P</u> lasmatechnologie
KNS	<u>K</u> ontakt <u>n</u> ormal <u>s</u> pannung
N ₂	Stickstoff
MPa	<u>M</u> ega <u>P</u> ascal
FEM	<u>F</u> inite <u>E</u> lemente <u>M</u> ethode
Ref.	<u>R</u> eferenz
RT	<u>R</u> aum <u>t</u> emperatur
TTS	<u>T</u> ribo <u>t</u> echnisches <u>S</u> ystem
Ws	<u>W</u> erk <u>s</u> toff
Wz	<u>W</u> erk <u>z</u> eug
3D	dreidimensional

Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
A_{nom}	[mm ²]	Nominellen Kontaktfläche
A_{real}	[mm ²]	Wahre Berührungsfläche zwischen zwei Körpern
b	[mm]	Spaltbreite
d_0	[mm]	Ausgangsdurchmesser einer Ronde beim Tiefziehen
d_1	[μm]	Kleiner Düsendurchmesser der lasergebohrten Mikrodüse
d_2	[μm]	Großer Düsendurchmesser der lasergebohrten Mikrodüse
E	[N/mm ²]	E-Modul
F_b	[N]	Biegekraft
F_{id}	[N]	Ideelle Umformkraft
F_N	[N]	Normalkraft
F_R	[N]	Reibungskraft

F_{RB}	[N]	Reibungskraft unter dem Blechhalter
F_{RZ}	[N]	Reibungskraft zwischen Werkstück und Ziehringrundung
F_Z	[N]	Ziehkraft bzw. Stempelkraft
h	[μm]	Spalthöhe zwischen Blech und Werkzeug
$h_{\text{Simulation}}$	[μm]	Im Simulationsmodell verwendete Spalthöhe zwischen Platine und Werkzeug unter Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeit
l	[mm]	Spaltlänge
\dot{m}	[kg/h]	Durchflussmenge als Massenstrom
p_0	[MPa]	Druckniveau des Zwischenmediums bei der Einbringung
p_a	[MPa]	Umgebungsdruck
p_N	[MPa]	Durchschnittliche Kontaktnormalspannung am Blechhalter bzw. Ziehwerkzeug
$p_{N,K}$	[MPa]	Minimaler Wert der Kontaktnormalspannung, bei der ein Kontakt zwischen Werkzeug und Platine erfolgt
p_{real}	[MPa]	Durchschnittliche, real wirkende Kontaktnormalspannung am Blechhalter
p_{Spalt}	[MPa]	Gemittelter Druck des Zwischenmediums im Spalt zwischen Blechstreifen und Werkzeug
R^2	[-]	Bestimmtheitsmaß
R_t	[μm]	Maximale Rautiefe einer Oberfläche
R_Z	[μm]	Gemittelte Rautiefe einer Oberfläche
S_a	[μm]	Dreidimensionaler arithmetischer Mittenrauwert
S_{dr}	[%]	Entwickeltes Übergangsflächenverhältnis einer skalenbegrenzten Oberfläche nach DIN EN ISO 25178
S_{dq}	[-]	Mittlerer quadratischer Gradient der skalenbegrenzten Oberfläche nach DIN EN ISO 25178
s_0	[mm]	Ausgangsblechdicke
T_R	[$^{\circ}\text{C}$]	Temperatur in der Wirkfuge
\vec{v}	[mm/s]	Ziehgeschwindigkeit
$\dot{\gamma}$	[1/s]	Schergeschwindigkeit
Δp	[MPa]	Druckverlust
ε	[-]	Äquivalente Sandrauigkeit einer Oberfläche
η	[Ns/m ²]	Dynamische Viskosität
μ	[-]	Reibungszahl
ρ	[kg/m ³]	Dichte
τ	[MPa]	Scherspannung

Kurzfassung

In der Blechumformung besteht derzeit ein verstärktes Interesse an der Reduktion bzw. Vermeidung von mineralölbasierten Schmierstoffen. Neben ökonomischen Faktoren liegt das Anliegen zum Verzicht auf mineralölbasierte Schmierstoffe vor allem in ökologischen Aspekten begründet. Ein vollständig neuer Forschungsansatz für das Trockenumformen stellt die Anwendung von aerostatischen Schmiersystemen für das Tiefziehen dar. Mit dieser Arbeit wurde nun wissenschaftlich untersucht, ob sich aerostatische Schmiersysteme aus technischer Sicht für das schmierstofffreie Tiefziehen eignen. Um diese Fragestellung ganzheitlich beantworten zu können, wurde zunächst analysiert, welche Reibungsmechanismen in einem aerostatischen Schmiersystem beim Tiefziehen wirken und welche Faktoren die Reibungskräfte beeinflussen. Als geeigneter Zwischenstoff für die aerostatische Schmierung wurden gasförmiger Stickstoff und flüssiges Kohlendioxid ausgewählt. Mithilfe eines induktiven Forschungsansatzes und empirischen Grundlagenversuchen konnten Annahmen über die wirkenden Einflussfaktoren auf das Tribo-System mit aerostatischer Schmierung aufgestellt werden. Diese Annahmen wurden im Folgenden erweitert untersucht, indem der Aggregatzustand in der Wirkfuge mit einem neu entwickelten Prüfstand mit optischer Zugänglichkeit zur Reibungszone untersucht sowie Temperaturmessungen in der Kontaktzone, Spalthöhenmessungen, Streifenziehversuche mit gasförmigem Kohlendioxid und umfangreiche Strömungssimulationen durchgeführt wurden. Es zeigte sich, dass das Druckniveau des Zwischenstoffes in der Wirkfuge zwischen den Kontaktpartnern maßgeblich durch die Gestaltung der Mikrodüsen und des Einspeisedrucks beeinflusst wird. Das vorliegende Druckniveau des Zwischenstoffes beeinflusst wiederum die reale Kontaktfläche zwischen den Reibungspartnern und das lokale Belastungskollektiv. Zudem tritt bei der aerostatischen Schmierung ein verstärkter Einfluss der chemischen Oberflächenbeschaffenheit der Kontaktpartner auf. Bei der Verwendung von flüssigem Kohlendioxid bildet sich zudem eine flüssige Zwischenschicht mit darin befindlichen Trockeneispartikeln. Indem ein erstes empirisches Reibungsmodell für die aerostatische Schmierung in einem Tiefziehprozess aufgestellt wurde, konnten die Annahmen zu den Einflussfaktoren auf die Reibung validiert und die Reibungszahl im Streifenziehversuch für ein ausgewähltes Tribo-System relativ genau prognostiziert werden. Zudem konnten mit diesen Untersuchungen die optimalen Düsengeometrien zur Erzielung minimaler Reibungskräfte bestimmt werden.

Basierend auf diesen Erkenntnissen wurde ein Tiefziehwerkzeug mit aerostatischer Schmierung für das Tiefziehen eines Rechtecknapfes aufgebaut und damit experimentell die Einsatzmöglichkeiten bzw. Grenzen von aerostatischen Schmiersystemen beim Tiefziehen bestimmt. Mit diesem Werkzeug konnte erstmalig ein Trockenumformprozess mit aerostatischer Schmierung ohne mineralöhlhaltigen Schmierstoff erfolgreich realisiert werden. Dabei konnten die Ziehkräfte stark reduziert sowie das

Prozessfenster für das Tiefziehen und die maximale Ziehtiefe gegenüber der Verwendung einer konventionellen Schmierung deutlich gesteigert werden.

Als mögliche Einsatzgebiete für die aerostatische Schmierung ergeben sich Tiefziehoperationen von gängigen Tiefziehstählen, bei denen aus ökologischen oder anwendungsspezifischen Gründen auf mineralölbasierte Schmierstoffe verzichtet werden soll. Neben dem Aspekt der Trockenumformung und den extrem niedrigen Reibungszahlen bietet die aerostatische Schmierung die Möglichkeit, die Reibungskraft während des Tiefziehprozesses in ihrer zeitlichen und örtlichen Wirkung spezifisch anzupassen. Zwar eignet sich die aerostatische Schmierung nicht für alle Anwendungen in der Blechumformung, da beim Ziehen von Werkstoffen mit hoher Adhäsionsneigung hohe Reibungskräfte auftreten und zudem ein komplexer Werkzeugaufbau für die aerostatische Schmierung erforderlich ist. Für bestimmte Tribo-Systeme sind die niedrigen Reibungskräfte und deren spezifische Anpassung jedoch von besonderem Vorteil. Neben dem Einsatz zur Vermeidung von mineralölbasierten Schmierstoffen ergeben sich somit für die aerostatische Schmierung zahlreiche neue Anwendungsmöglichkeiten in der Blechumformung, wofür mit dieser Arbeit erste theoretische und auch praktische Grundlagen gelegt wurden.

Abstract

In sheet metal forming, there is currently an increased interest in reducing or eliminating mineral oil-based lubricants. In addition to economic factors in sheet metal production, the main reasons for avoiding mineral oil-based lubricants are given by environmental aspects. The application of an aerostatic lubrication system for deep drawing, using volatile media injected through laser-drilled micro-holes, represents a completely new research approach for dry metal forming. This scientific work investigates if aerostatic lubrication systems are suitable for deep drawing from a technical perspective. In order to answer this question from a holistic perspective, the first analysis performed was to find which friction mechanisms are most effective in an aerostatic lubrication system during deep drawing and how the friction forces can be specifically influenced. With the aid of an inductive research approach and empirical studies done, assumptions could be made about the acting friction mechanisms and the factors that influence the friction forces.

These assumptions were subsequently examined by investigating the aggregate state of the carbon dioxide with a newly developed test rig having optical accessibility to the friction zone, temperature measurements in the friction zone, gap height measurements between tool and sheet surface, strip drawing tests with gaseous carbon dioxide and extensive flow simulations. It was shown that the pressure level of the nitrogen and carbon dioxide in the friction zone is significantly influenced by the design of the micro nozzles and the feed pressure. The pressure level of the intermediate fluid influences the real contact surface between the friction partners and the local load spectrum. In addition, aerostatic lubrication has an increased influence on the chemical surface properties of the contact partners. Also, a liquid intermediate layer with dry ice particles is formed when liquid carbon dioxide is used. By establishing a first empirical friction model for aerostatic lubrication, the assumptions on the factors influencing friction could be validated. Using the empirical friction model, the coefficient of friction was successfully predicted in the strip drawing test for a selected tribological system. In addition, the optimum nozzle geometries for achieving minimum friction forces could be determined with these tests.

Based on these findings, a deep drawing tool with aerostatic lubrication for deep drawing a rectangular cup was constructed. Thus, the application possibilities and limits of aerostatic lubrication systems in deep drawing were determined experimentally. A dry deep drawing process with aerostatic lubrication could be successfully realized for the first time. Compared to the use of conventional lubrication, the drawing forces were greatly reduced. As a result, the process window and maximum drawing depth of component was significantly increased.

Possible areas of application for aerostatic lubrication are deep drawing operations using common deep drawing steels for which mineral oil-based lubricants are to be dispensed with for ecological or

application specific reasons. In addition to the dry forming aspect and the extremely low friction values, aerostatic lubrication offers in future the possibility of individually adjusting the friction during the deep drawing process. Although aerostatic lubrication is not suitable for all applications in forming technology, the friction properties mentioned in this thesis are unique in sheet metal forming. Therefore, in addition to the approach of avoiding mineral oil-based lubricants, there are numerous new applications for locally adjusting friction by aerostatic lubrication in sheet metal forming for which the first theoretical and practical foundations have been laid with this work.

1 Einleitung und Motivation

Das Tiefziehen stellt eines der wichtigsten Fertigungsverfahren zur Massenproduktion von metallischen Blechbauteilen dar und wird für die Herstellung zahlreicher Produkte des täglichen Lebens eingesetzt. Für das Tiefziehen wird zur Umformung eines ebenen Bleches in einen Hohlkörper neben dem Halbzeug, der Umformmaschine und einem formgebenden Werkzeug in der Regel auch ein Schmierstoff benötigt. Die Aufgaben des Schmierstoffes für das Tiefziehen sind dabei vielfältig. Die Hauptaufgabe besteht in der Reibungsreduktion, wodurch sich eine Reduktion der Umformkraft, eine Erweiterung der Umformgrenzen, eine Erhöhung der Oberflächenqualität der Bauteile sowie eine Reduzierung von Adhäsion und abrasiven Verschleiß ergibt [HOR15; LAN90]. Aus diesen Gründen ist die Verwendung von Schmierstoffen beim Tiefziehen für eine wirtschaftliche Fertigung meist zwingend erforderlich. Jedoch bringt der Einsatz von Schmierstoffen in der Blechumformung verschiedene Nachteile mit sich.

So muss der Schmierstoff nach dem Aufbringen für den Tiefziehprozess in der Regel nach der Umformung wieder aufwändig entfernt werden. In der Automobilindustrie erfolgt eine Bauteilreinigung meist im Rahmen der alkalischen Entfettung der Karosserie vor dem Lackierprozess, welcher die Prozessstufen Reinigung, Phosphatierung, Spülen und kathodische Tauchlackierung sowie Aufbringung des Decklacks beinhaltet [LES14]. Je nach Bauteilart (Außenhaut- oder Strukturbauteil), Material (Aluminium oder Stahl) und dem verwendeten Schmierstoff kann zudem ein Abwaschen des Schmierstoffs vor dem Fügen erforderlich sein [DOE10] oder auch nicht [BIR13]. Dagegen werden in der Medizintechnik und der Lebensmittelindustrie in der Regel hohe Anforderungen an die technische Sauberkeit der Umformteile gestellt. Dementsprechend sind hier aufwändige Reinigungsprozesse erforderlich, was mit hohen Kosten verbunden ist. So zeigt eine allgemeine Markt- und Trendanalyse zur industriellen Teilereinigung [BIL13] aus dem Jahr 2012 im Bereich Fahrzeugbau, Metallindustrie, Maschinenbau, Medizin-, Elektro- und Feinwerktechnik, dass ca. zwei Drittel der Befragten die Reinigungskosten in ihrem Unternehmen auf 1% bis 10% der Produktionskosten schätzen. Zudem wird bei etwa 75% der Befragten mehr als ein Reinigungsschritt (z.B. Reinigen vor der Montage, Vorbehandlung vor Beschichtung und Endreinigung) während des Fertigungsprozesses eingesetzt. Durch den Verzicht auf Schmierstoffe können somit bei der Herstellung bestimmter Produkte einzelne Reinigungsschritte eingespart werden. Durch die Reduktion von Reinigungsschritten werden Maschinenkosten eingespart und der Logistikaufwand verringert. Zudem werden durch den Wegfall der Beschaffung, Lagerung und kostenintensiven Entsorgung des Schmierstoffes weitere Kosten im Herstellungsprozess eingespart. Da andere Optimierungsmöglichkeiten in der Umformtechnik, wie zum Beispiel die Verbesserung der Materialausnutzung und die Erhöhung

der Pressenausbringung, in den letzten Jahrzehnten bereits in vielen Anwendungen umgesetzt wurden, bietet der Verzicht von Schmierstoff neue Möglichkeiten, die Fertigungszeit und -kosten von umformtechnisch hergestellten Bauteilen weiter zu optimieren.

Neben den ökonomischen Faktoren, welche stark vom jeweiligen Blechbauteil und dessen Herstellungsprozess abhängig sind, liegt das Anliegen zum Verzicht auf mineralölbasierte Schmierstoffe in Fertigungsverfahren vor allem in ökologischen Aspekten begründet [BAR13]. Der Begriff „ökologisch“ bezieht sich hierbei sowohl auf den Schutz der Umwelt als auch auf den Schutz der Gesundheit. So können Mineralöle schädlich für die Umwelt sein, besonders wenn sie umweltbelastende Additive enthalten [HEW94]. Hinzu kommt, dass für die Reinigung der Bauteile nach dem Umformprozess häufig aggressive Lösungsmittel eingesetzt werden müssen, welche umwelt- und gesundheitsschädliche Additive enthalten können [SØR94]. Aus den aufgeführten Gründen sowie aufgrund von strengeren Auflagen durch den Gesetzgeber wurde die Berücksichtigung von Umweltaspekten in der Blechumformung in den letzten 15 Jahren immer wichtiger [CER14a]. Hierdurch ergibt sich seit Jahren ein anhaltender Trend zur Reduktion und Vermeidung von mineralölbasierten Schmierstoffen.

Ein Ansatz zur Vermeidung von mineralölbasierten Schmierstoffen besteht in der Verwendung von Bioschmierstoffen [BAR13]. Jedoch ist auch hier eine Teilereinigung erforderlich. Einen Schritt weiter geht der Ansatz des Trockenumformens, bei dem ein vollständig schmierstofffreies Bauteil nach dem Umformprozess angestrebt wird. Dabei ist zu beachten, dass die Definition des „Trockenumformens“ nicht generell ein Verzicht von Schmierstoffen oder sonstigen Additiven beim Umformen fordert, sondern den Zustand des Bauteils direkt nach dem Umformen als trocken beschreibt [VOL14]. Als trocken wird dabei jener Zustand der Bauteiloberfläche bezeichnet, der jeglichen Reinigungsprozess nach dem Umformprozess ausschließt, womit auch indirekt die Verwendung von mineralölbasierten Schmierstoffen ausgeschlossen wird. Einige Forschungsansätze zum Trockenumformen beschäftigen sich mit der Weiterentwicklung von Werkzeugbeschichtungen, welche die Aufgaben des Schmierstoffes beim Tiefziehen übernehmen sollen. Die heute bekannten Forschungsansätze werden im folgenden Kapitel zum Stand der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse vorgestellt (Kapitel 2).

Ein vollständig neuer Forschungsansatz für das Trockenumformen wird in dieser Arbeit vorgestellt. Dabei wird zum ersten Mal ganzheitlich untersucht, ob ein aerostatisches Schmiersystem im Tiefziehprozess bzw. im Tiefziehwerkzeug integriert werden kann. Dieser Ansatz sieht vor, über Mikrobohrungen in den Aktivbereichen des Werkzeugs einen Zwischenstoff mit hohem Druck einzubringen, welcher während des Tiefziehvorgangs als Schmiermedium wirkt und nach dem Tiefziehen rückstandslos verdampft. Für die gezielte Auslegung eines aerostatischen Schmiersystems für das schmierstofffreie Tiefziehen wird zunächst untersucht, welche Einflussfaktoren die

Reibungskräfte in diesem tribologischen System bestimmen und welche Reibungsmechanismen hierbei wirken. Eine detaillierte Beschreibung der Zielsetzung und der wissenschaftlichen Vorgehensweise dieser Arbeit wird in Kapitel 3 beschrieben.

Entsprechend des gewählten induktiven Forschungsansatzes werden mithilfe von empirischen Beobachtungen im Modellversuch (Kapitel 4) Annahmen zu den wirkenden Reibungsmechanismen und den Einflussfaktoren auf die Reibungskräfte getroffen und diese Annahmen weiterführend untersucht (Kapitel 5). Dabei wird angestrebt, die signifikanten Einflussfaktoren auf die Reibungskräfte in einem empirischen Reibungsmodell abzubilden und so die getroffenen Annahmen zu validieren. Basierend auf den Erkenntnissen aus der Charakterisierung des aerostatischen Schmier-systems mittels eines Modellprüfstandes wird in dieser Arbeit ein Tiefziehwerkzeug mit aerostatischer Schmierung aufgebaut. Durch die experimentelle Erprobung des neuen Ansatzes im realen Tiefziehprozess werden die Einsatzmöglichkeiten bzw. Grenzen von aerostatischen Schmier-systemen für das Tiefziehen untersucht, indem dessen Prozessfenster, die Ziehkräfte und die Bauteilqualität bestimmt und mit einem Tiefziehprozess mit mineralöhlhaltigem Schmierstoff verglichen werden (Kapitel 6). Diese Erkenntnisse liefern somit wichtige Grundlage für zukünftige Forschungsarbeiten und den möglichen Transfer der aerostatischen Schmierungssysteme in die industrielle Praxis.

2 Stand der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse

Der Aufbau und die Charakterisierung einer aerostatischen Schmierung für das schmierölfreie Tiefziehen erfordert fundierte Kenntnisse über die **Tribologie im Tiefziehprozess** (Kapitel 2.1), welche im Folgenden zunächst vorgestellt werden. Indem die **Anwendungen von hydro- und aerostatischen Schmiersystemen** (Kapitel 2.2) erläutert und diskutiert werden, werden Grundlagen für den Erkenntnisübertrag auf das Tiefziehen gelegt. Ausgehend von der Auflistung der **Forschungsansätze zum schmierstofffreien Tiefziehen** (Kapitel 2.3) wird abschließend in einer **zusammenfassenden Bewertung des Stands der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse** (Kapitel 2.4) der Forschungsbedarf für diese Arbeit aufgezeigt.

2.1 Tribologie im Tiefziehprozess

„Tribologie ist die Wissenschaft und Technik von aufeinander einwirkenden Oberflächen in Relativbewegung. Sie umfasst das Gesamtgebiet von Reibung und Verschleiß, einschließlich Schmierung, und schließt entsprechende Grenzflächenwechselwirkungen sowohl zwischen Festkörpern als auch zwischen Festkörpern und Flüssigkeiten oder Gasen ein.“ [GES02]

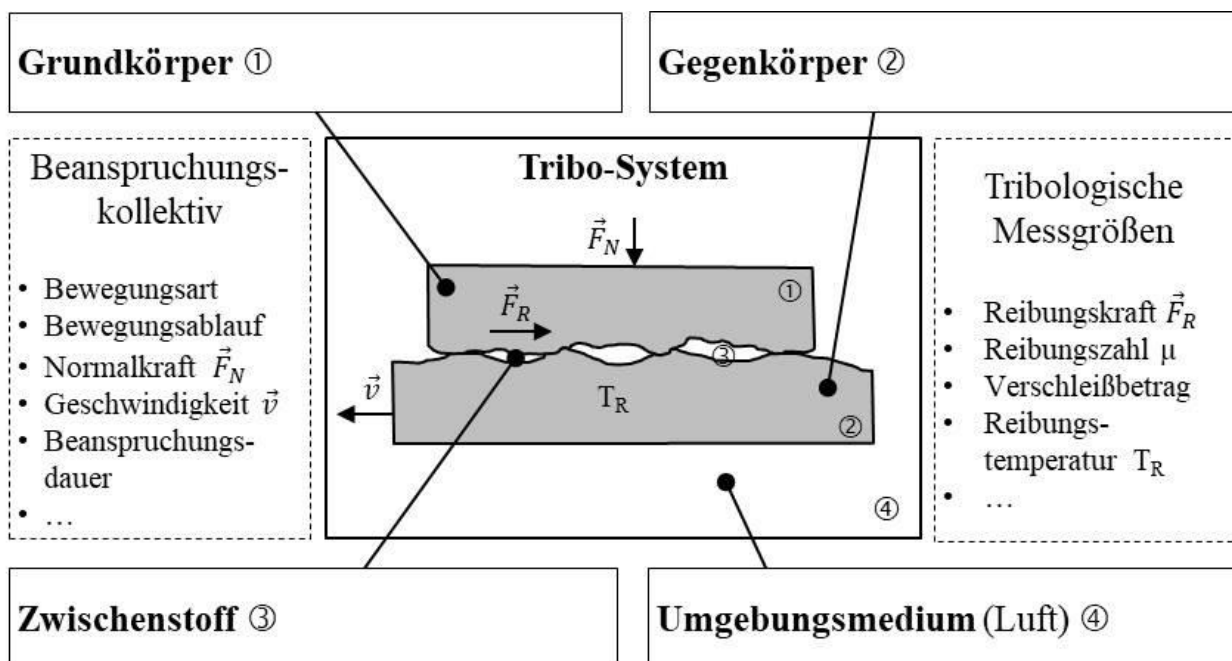


Abbildung 2-1: Schema eines tribologischen Systems in der Umformtechnik.

Ein tribologisches System besteht aus den Komponenten Grundkörper, Gegenkörper, Zwischenstoff und Umgebungsmedium (siehe Abbildung 2-1). Diese Komponenten bilden eine Systemstruktur, auf die ein Beanspruchungskollektiv wirkt, wodurch Veränderungen des tribologischen Systems hervorgerufen werden können. Diese Veränderungen sind in Form von tribologischen Messgrößen erfassbar. In der Blechumformung besteht das Tribo-System aus einem Werkzeug (Grundkörper), der Platine aus Blech (Gegenkörper) und Schmierstoff (Zwischenstoff). Als

Umgebungsmedium ist in der Regel Luft vorhanden und Gleiten ist die vorherrschende Bewegungsart. Die anderen Kenngrößen des Beanspruchungskollektivs sind dagegen stark abhängig vom jeweiligen Tiefziehprozess und verändern sich zudem während des Tiefziehvorgangs. Dies erschwert die genaue Erfassung der Systemzustände beim Tiefziehen mit Hilfe der tribologischen Messgrößen. So ist zum Beispiel die Platine starken Oberflächenveränderungen während des Umformvorgangs unterworfen [KLO07]. Im Gegensatz zu geschlossenen Tribo-Systemen, wie zum Beispiel in Wälzlagern, liegt in der Blechumformung ein offenes tribologisches System vor. So bleibt zwar der Grundkörper (Werkzeug) und das Umgebungsmedium (Luft) während des Fertigungsprozesses unverändert, Gegenkörper (Platine) und Zwischenstoff (Schmierstoff) ändern sich jedoch mit jedem Arbeitshub.

Die wichtigsten tribologischen Messgrößen in der Umformtechnik bilden Reibung und Verschleiß. Daher werden im Folgenden zur Beschreibung der **Tribologie im Tiefziehprozess** nach einer kurzen Darstellung der **Grundlagen des Tiefziehens** (Kapitel 2.1.1) der Stand der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse zur **Reibung im Tiefziehprozess** (Kapitel 2.1.2) und **Ansätze zur Reibungsmodellierung** (Kapitel 2.1.3) sowie **experimentellen Modellversuche zur Nachbildung der Reibung** (Kapitel 2.1.4) vorgestellt. Abschließend werden die wirkenden **Verschleißmechanismen beim Tiefziehen** (Kapitel 2.1.5) beschrieben.

2.1.1 Die Grundlagen des Tiefziehens

Das Tiefziehen zählt zu den wichtigsten Verfahren der Blechumformung [LAN90]. Dabei wird ein Blechzuschnitt mit Hilfe eines Stempels mittels einer Matrize in eine Hohlform gezogen (siehe Abbildung 2-2).

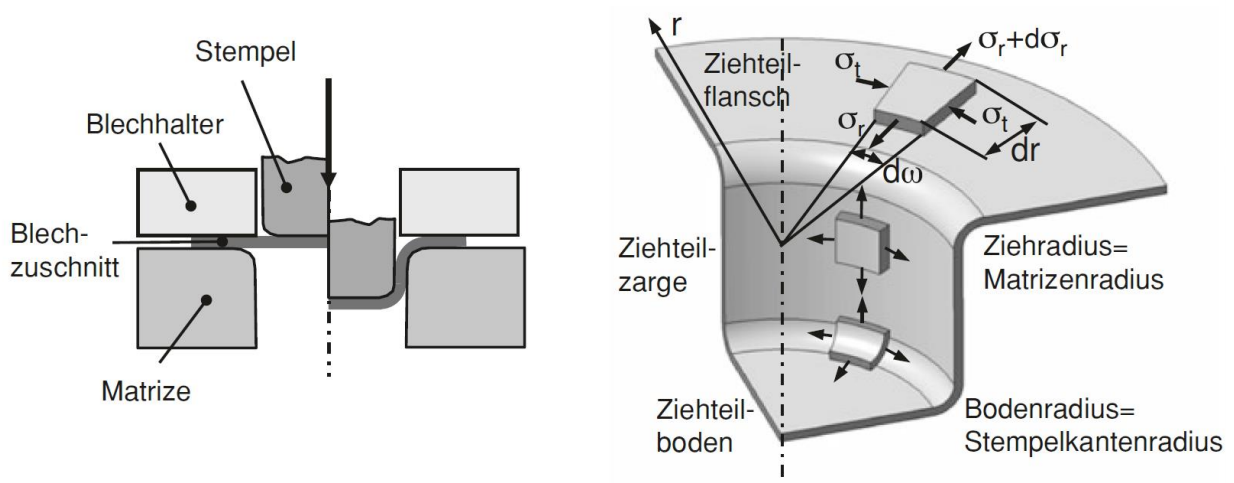
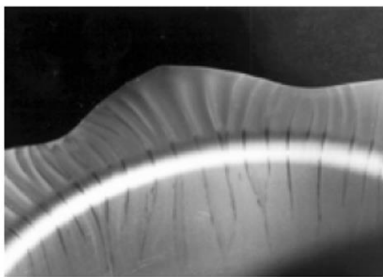


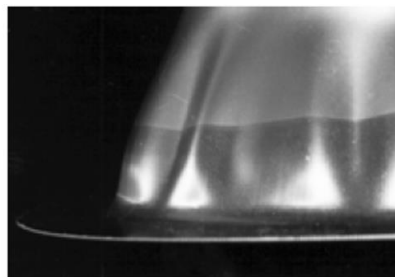
Abbildung 2-2: (a) Schematische Darstellung eines Tiefziehvorgangs und (b) Spannungszustände in den verschiedenen Bauteilbereichen beim Tiefziehen [BIR13].

Nach DIN8584-3 DIN09 gehört das Tiefziehen dabei in die Verfahrensgruppe des Zugdruckumformens und wird als „Zugdruckumformen eines Blechzuschnittes zu einem Hohlkörper oder Zugdruckumformen eines Hohlkörpers zu einem Hohlkörper mit kleinerem Umfang ohne beabsichtigte Änderung der Blechdicke“ definiert. Dabei herrschen nicht in allen Bereichen des Hohlkörpers Zugdruckspannungen, sondern ausschließlich in der eigentlichen Umformzone. Diese ist beim Tiefziehen der Flanschbereich, in dem radiale Zug- und tangentiale Druckspannungen zu einer Plastifizierung des Werkstückwerkstoffes führen (vgl. Abbildung 2-2). Die Krafteinleitung erfolgt dagegen durch den Bauteilboden über den Stempel, die Kraftübertragung in die Umformzone über die Ziehteilzarge. Daher gehört das Tiefziehen auch zu den Verfahren der indirekten Krafteinleitung.

Mithilfe der wirkenden Spannungen können die wesentlichen Versagensmöglichkeiten beim Tiefziehen erklärt werden (Abbildung 2-3). Werden die tangentialen Druckspannungen im Flanschbereich zu groß, kommt es zur Faltenbildung, welche auch als Falten 1. Art bezeichnet werden. Durch den Einsatz eines Blechhalters können diese unterdrückt werden. Steigt jedoch die Blechhalterkraft, so steigt auch die Reibung im Flanschbereich an. Somit wachsen die Zugspannungen in der Ziehteilzarge. Übersteigen nun die Zugspannungen die Zugfestigkeit des Materials, kommt es zu Reißen im Bauteil. Die dritte Versagensart, Falten 2. Art, tritt meist bei konischen Ziehteilzargen auf. Hier können durch die Durchmessererringerung Druckspannungen im Zargenbereich entstehen, die zu einem Ausknicken der Bauteilzarge führen.



Falten 1. Art



Falten 2. Art



Reißer

Abbildung 2-3: Versagensfälle beim Tiefziehen [SIM89; DOE10]

Neben der geometrischen Form des Bauteils werden die vorliegenden Spannungen im Bauteil maßgeblich durch die zu übertragenden Kräfte beim Tiefziehen bestimmt. Die über den Stempel eingeleitete Ziehkraft F_Z mit

$$F_Z = F_{id} + F_b + F_{RZ} + F_{RB}$$

2-1

setzt sich aus unterschiedlichen Kraftkomponenten zusammen:

- Ideelle Umformkraft F_{id} ,
- Biegekraft F_b (bestehend aus An- und Rückbiegekraft)
- Reibungskraft unter dem Blechhalter F_{RB}
- Reibungskraft zwischen Werkstück und Ziehringrundung F_{RZ} .

Die ideelle Umformkraft stellt die für die reine Plastifizierung des Blechwerkstoffes erforderliche Kraft dar, die vorwiegend von den Materialeigenschaften des Blechwerkstoffes und der Bauteilgeometrie beeinflusst wird. Zudem wird für das Rückbiegen der Platine im Matrizenausgang eine Biegekraft benötigt. Dagegen stellt die Reibung im Ziehradius und im Flansch, welche durch Relativbewegung der Platine gegenüber dem Werkzeug entsteht, beim Ziehen von rotationssymmetrischen Bauteilen eine Verlustgröße dar und sollte so gering wie möglich gehalten werden [BIR13].

2.1.2 Reibung im Tiefziehprozess

Mithilfe der tribologischen Prozessauslegung können Prozessgrenzen, Wirtschaftlichkeit, Werkstückqualität sowie die Belastung von Umwelt und Arbeitsplatz beim Tiefziehen beeinflusst werden [KLO07]. Generell kann durch die Anpassung der Reibungsverhältnisse der Werkstofffluss gesteuert werden, womit wiederum die Prozessgrenzen und Verfahrensgrenzen erweitert werden [MEI05]. Durch niedrige Reibung erhöht sich die Lebensdauer der Werkzeuge und damit die Wirtschaftlichkeit [KLO07]. Auch hat die Reibung großen Einfluss auf die Prozessrobustheit beim Tiefziehen [BAN10]. Diese kurze Auflistung über den Reibungseinfluss zeigt, wie entscheidend ein ausgeprägtes Verständnis über die vorliegenden Reibungsbedingungen beim Tiefziehen für eine wirtschaftliche Fertigung von Formteilen aus Blech ist. Dieser große Einfluss der Reibung entsteht, da die Oberfläche der Platine im Verhältnis zu ihrem Volumen beim Tiefziehen im Vergleich zu anderen Umformverfahren relativ groß ist [ROO98]. So wird die Gesamtziehkraft beim Tiefziehen von großflächigen Bauteilen maßgeblich durch die Reibungskraft bestimmt [STR82]. Bei Reibungsvorgängen kann prinzipiell zwischen innerer und äußerer Reibung unterschieden werden. Bei der äußeren Reibung erfolgt der Reibungsvorgang zwischen sich berührenden Grenzflächen zweier Körper, bei der inneren innerhalb eines Körpers [GES02]. So entsteht bei plastischer Deformation von metallischen Körpern Umformwärme aufgrund von innerer Reibung. Der Schwerpunkt in diesem Kapitel liegt jedoch auf der Betrachtung der Einflussfaktoren auf die äußere Reibung beim Tiefziehen. Dabei ist wichtig, die verschiedenen Reibungszonen im Werkzeug zu unterscheiden (siehe Abbildung 2-4). Am Stempelradius und an der Stempelmantelfläche liegt das Blech am Stempel an. Da hier in der Regel keine Relativbewegung zwischen Stempel und Blech vorliegt, wirkt hier Haftreibung, welche nicht in die vom Stempel übertragene Gesamtziehkraft F_z einfließt (vgl. Formel 2-1). Dennoch ist die Betrachtung dieser Werkzeugzone für das

Tiefziehen wichtig. Durch eine hohe Haftreibungszahl in diesem Bereich kann die zu übertragende Kraft in der Ziehteilzarge erhöht werden und somit auch die Verfahrensgrenzen erweitert werden [WAN04].

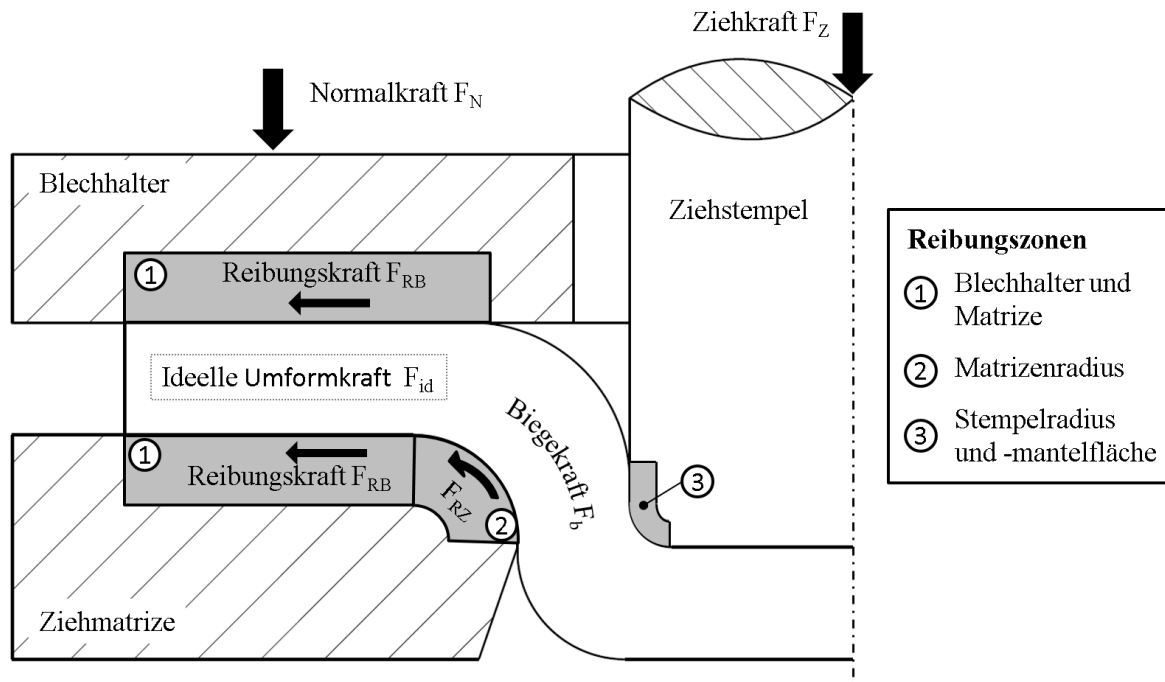


Abbildung 2-4: Reibungszonen und schematische Darstellung der Kräfte beim Tiefziehen nach [GRA85].

Die für die Ziehkraft relevante Gleitreibung findet dagegen im Flanschbereich und entlang des Matrizenradius statt. Der Flanschbereich bildet somit die flächenmäßig größte Reibungszone. Eine geringe Reibung in diesem Bereich führt demnach zu geringen Ziehkräften. Maßgeblichen Einfluss darauf hat die Kontaktnormalspannung (KNS). Die durch die Reibung hervorgerufene Rückhaltekraft im Flanschbereich beeinflusst die Kontaktnormalspannungsverteilung im Matrizenradius. Mit geringerer Rückhaltekraft nehmen auch die Spannungen im Radius und damit wiederum die Reibungswirkung in diesem Bereich ab [HOR01]. Um den Verschleiß in diesem hochbeanspruchten Werkzeugbereich zu reduzieren, werden niedrige Reibungszahlen angestrebt.

Es muss jedoch angemerkt werden, dass beim Tiefziehen von komplexen Bauteilgeometrien im Gegensatz zu rotationssymmetrischen Bauteilen nicht immer eine niedrige Reibung erwünscht ist. Vielmehr bedarf es Möglichkeiten, den Reibungszustand an den Umformvorgang anzupassen [GIR00]. Um den Materialfluss zu steuern und Falten 2. Ordnung zu vermeiden, wird die Reibung im Flanschbereich bei bestimmten Bauteilgeometrien zum Beispiel gezielt durch Ziehsicken im Bereich der Blechhaltung erhöht. Da die Reibung jedoch durch einfache Maßnahmen sehr leicht erhöht, in der Regel jedoch nur schwer reduziert werden kann, werden prinzipiell niedrige Reibungszahlen bei der Auslegung des Tiefziehprozesses angestrebt.

Die Reibungsvorgänge beim Tiefziehen werden von zahlreichen Einflussfaktoren bestimmt. Die wichtigsten sind nach [MAT00; MER14] KNS, Relativgeschwindigkeit, Schmierstoff und Oberflächentopologie des Werkzeugs und der Platine. Bezogen auf das tribologische System sind dies das Beanspruchungskollektiv, das Zwischenmedium, Grund- und Gegenkörper. Im Folgenden werden die Einflussfaktoren auf die Reibung beim Tiefziehen entsprechend dieser Komponenten vorgestellt. Da der Blechumformprozess in der Regel in Luftatmosphäre stattfindet, wird der Einfluss des Umgebungsmediums hier nicht betrachtet. Allgemein sei angemerkt, dass die verschiedenen Komponenten des Tribo-Systems stets in intensiver Wechselwirkung zueinanderstehen. Durch die Darstellung der Einflussfaktoren in Kategorien geht somit eine Vereinfachung des real komplexen Tribo-Systems einher.

2.1.2.1 Einfluss des Zwischenmediums (Schmierstoff) auf die Reibung beim Tiefziehen

Derzeit werden in allen Bereichen der Umformtechnik Schmierstoffe eingesetzt, um die Reibung im Prozess zu reduzieren, Verschleiß zu reduzieren, die Halbzeuge und Produkte vor Korrosion zu schützen und die Werkzeugbelastung zu reduzieren [VOL14]. Durch den Einsatz von Schmierstoff werden zudem die Prozessgrenzen beim Tiefziehen erweitert und die Oberflächenqualität der Blechbauteile verbessert. Weitere Aufgaben des Schmierstoffs bilden die chemische Passivierung der Oberflächen und gegebenenfalls die Kühlung der Reibungspartner [KAT04; KIM09; MÖL02]. Für die Erfüllung dieser Aufgaben muss eine ausreichende Schmierstoffmenge zwischen den Reibungspartnern vorhanden sein. In Abhängigkeit des Schmierzustands unterscheidet man in der Tribologie verschiedene Reibungszustände (siehe Abbildung 2-5):

- Festkörperreibung
- Grenzreibung
- Mischreibung
- Flüssigkeitsreibung / Hydrodynamische Reibung bzw. Gasreibung.

Je nach Reibungszustand übernimmt der Schmierstoff als Zwischenstoff im tribotechnischen System die Aufgaben Schmieren, Tragen und Trennen, wodurch sich unterschiedliche Reibungszahlen ergeben. Bei der Festkörperreibung liegt kein Schmierstoff zwischen den bewegten Körpern vor, sodass Festkörperkontakt entsteht. Die Belastung wird ausschließlich durch sich berührende Asperiten getragen. Bei Grenzreibung handelt es sich um Festkörperreibung, bei der die Oberflächen durch eine molekulare Grenzschicht bedeckt sind. Dabei kann es sich zum Beispiel um eine sehr dünne Adsorptionsschicht aus Schmierstoffmolekülen handeln. Der Schmierstoff übernimmt die Aufgabe des Schmierens zur Vermeidung von direktem metallischem Kontakt.

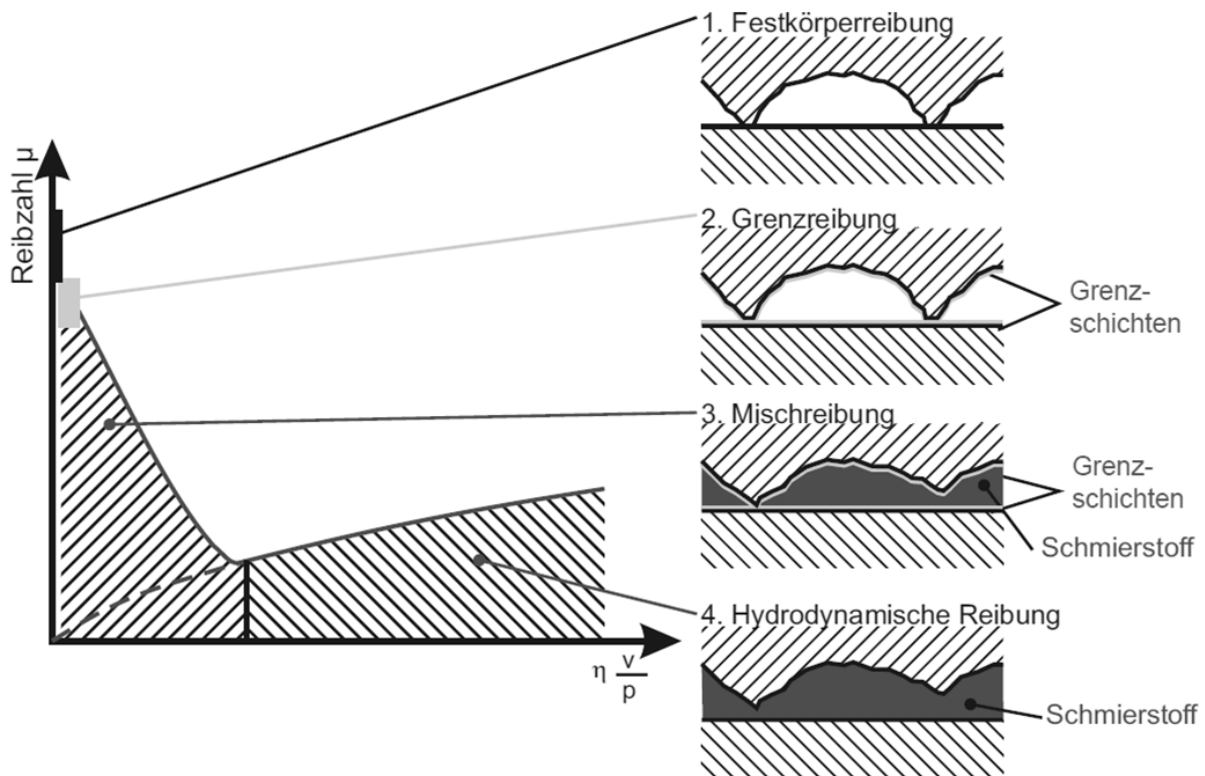


Abbildung 2-5: Darstellung verschiedener Reibungszustände im Stribeck-Diagramm (nach [NET95; HOF12]).

Bei der Mischreibung liegt ein vollständiger Schmierfilm zwischen den Reibungspartnern vor, dessen Tragkraft jedoch nicht zur völligen Trennung der Kontaktpartner ausreicht. In diesem Bereich treten die Reibungsmechanismen des Grenzreibungsbereichs und die der Flüssigkeitsreibung mit dünnem Schmierfilm gleichzeitig auf, da die Belastung teilweise von den Asperiten und teilweise von dem Schmierstoff getragen wird. Im Bereich der Mischreibung übernimmt der Schmierstoff somit die Funktionen Schmieren und Tragen. Von Flüssigkeitsreibung spricht man, wenn eine vollständige Trennung der Kontaktpartner durch eine unter Druck stehende Flüssigkeit, die sich zwischen Grund- und Gegenkörper befindet, besteht. Hierbei schmiert, trägt und trennt der Schmierstoff. Da in diesem Bereich die Flüssigkeit und nicht mehr die Grenzflächen der Reibungspartner maßgeblich die Reibung beeinflussen, kann in Abhängigkeit von der Schmierstoffviskosität und der Geschwindigkeit die Reibungszahl im Vergleich zur Mischreibung zunehmen. Trennt statt einer Flüssigkeit ein Gas die Reibungspartner, liegt Gasreibung vor. Kennzeichnend hierfür sind sehr niedrige Reibungszahlen aufgrund der geringen Viskosität von Gasen. [CZI15]

Beim Tiefziehen liegt in der Regel Grenzreibung oder Mischreibung vor [LAN90; ROO98; HOR01]. Dabei bestimmen zahlreiche Einflussgrößen die Art des Reibungszustands. Für Wälzlager zeigte Stribeck [STR02], dass der Reibungszustand im Wesentlichen durch die Einflussgrößen Geschwindigkeit, KNS und Schmierstoffviskosität beschrieben werden kann. Durch Darstellung

dieses funktionalen Zusammenhangs über der Reibungszahl ergibt sich die in Abbildung 2-5 dargestellte charakteristische Stribeck-Kurve.

Auch beim Tiefziehen ist der starke Einfluss der Schmierstoffviskosität auf die Reibungswirkung bekannt. Übereinstimmend wird in [AZU92; BAL88; KOS06; LUD17; WAG96] aufgezeigt, dass mit Zunahme der kinematischen Viskosität des Schmieröls die Reibungszahl sinkt. In diesen Arbeiten wird dieser Einfluss jedoch unterschiedlich signifikant angesehen und zeigt eine Abhängigkeit von der gewählten Ziehgeschwindigkeit, KNS und Oberflächentopologie der Platine. Eine grafische Darstellung dieses Einflusses in Form einer Stribeck-Kurve ist nach [LUD17] auch für die Blechumformung möglich, solange nur ein Einflussparameter wie die Schmierstoffviskosität variiert wird. Bei Variation mehrerer Einflussfaktoren ergeben sich keine eindeutigen Zusammenhänge zwischen der Reibung und dem Stribeck-Koeffizienten. Zudem zeigt [LUD17], dass die von verschiedenen Autoren (z.B. [CZI15; HOL13; SCH88]) vorgeschlagene Erweiterung bzw. Anpassung um die Einflussgrößen Oberfläche und Schmierfilmdicke keine eindeutige Zuordnung zu einer Reibungszahl ermöglicht und somit nicht sinnvoll erscheint.

Neben der Schmierstoffviskosität wird die Schmierung beim Tiefziehen maßgeblich durch die Schmierstoffart und die aufgebrachte Schmierstoffmenge beeinflusst. Die Leistungsfähigkeit des Schmierstoffes wird durch das Grundmedium und die entsprechenden Additive bestimmt [MÖL02]. Durch Variation von 18 verschiedenen Schmierstoffen beim Tiefziehen bestätigt [ZHA97] den großen Einfluss der Schmierstoffart auf die Reibung beim Tiefziehen. Mehrere Untersuchungen zeigen zudem (z.B. [KIM09; KOS06]), dass die Schmierstoffart und die Schmierstoffadditive auf das jeweilige Tribo-System abgestimmt werden müssen, um optimale Reibungsbedingungen zu erzielen. Auch [LIU09] stellt fest, dass die Art und Menge des Schmierstoffes einen großen Einfluss auf die Reibung aufweisen. Jedoch ist eine optimale Wirkung des Schmierstoffes beim Tiefziehen erst bei einer ausreichenden Schmierstoffmenge auf der Platine gegeben. So zeigt Ludwig [LUD17], dass die Reibung bei einer Beölung zwischen 0,5 und 3 g/m² mit zunehmender Schmierstoffmenge stark abnimmt. Ab einer Menge von größer 3 g/m² ändert sich die Reibung dagegen nur noch unwesentlich.

Dieser Effekt sowie die anderen hier vorgestellten Einflüsse des Schmierstoffes auf die Reibung beruhen maßgeblich auf hydrostatischen und hydrodynamischen Vorgängen im Schmierstoff. Da der Schwerpunkt dieser Arbeit auf der Trockenumformung liegt, wird auf die Erklärung dieser Effekte nicht näher eingegangen und auf die entsprechende allgemeine Fachliteratur [CZI15; MÖL02] bzw. auf die Ausführungen mit Bezug auf die Blechumformung [STA98] verwiesen.

Die hier vorgestellten Erkenntnisse über den Einfluss des Schmierstoffs auf die Reibung führten zu einer beständigen Weiterentwicklung der Schmiermittel. Hierzu werden den Grundölen (Mineralöl, synthetische Öle oder natürliche Öle) gezielt Additive mit speziellen Eigenschaften hinzugefügt, da ein Schmierstoff neben den Anforderungen aus dem Umformprozess meist auch Umwelt- und Gesundheitsanforderungen sowie wirtschaftliche Anforderungen erfüllen muss (siehe Abbildung 2-6) [KLO07].

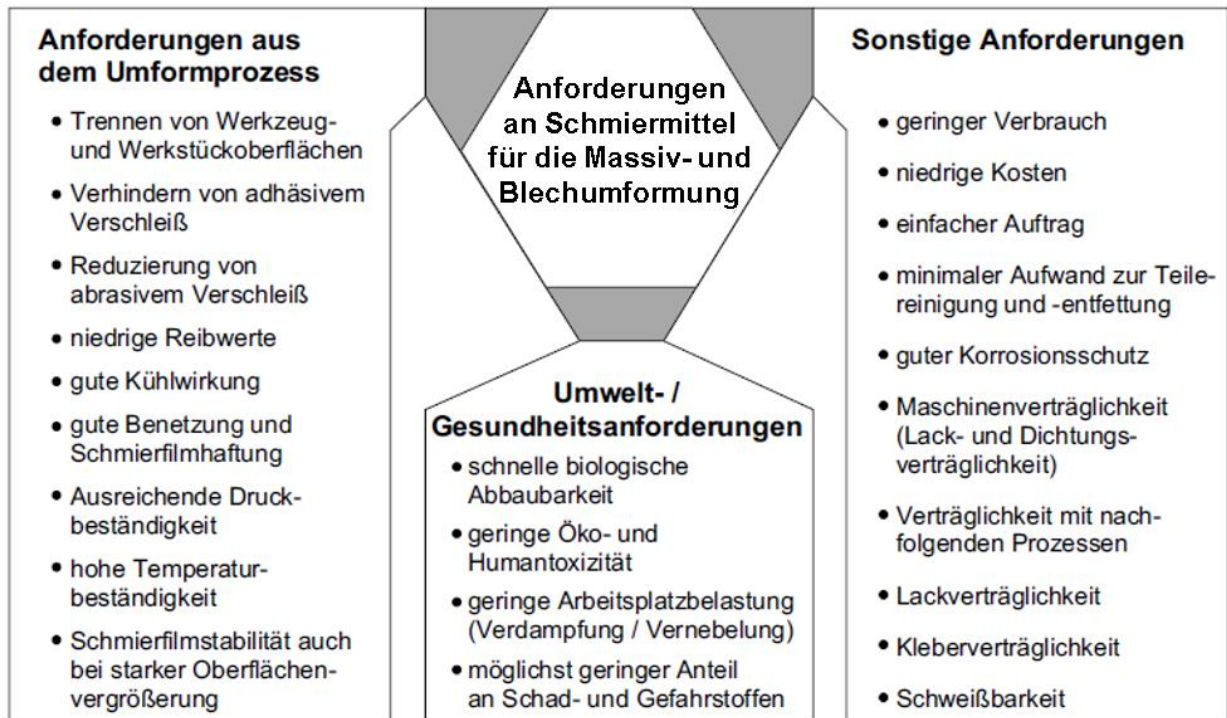


Abbildung 2-6: Anforderungen an ein Schmiermittel für die Massiv- und Blechumformung [KLO07].

Neben reinen Ziehölen werden in der Blechumformung heute üblicherweise Prelubes, Trockenschmierstoffe und Korrosionsschutzöle eingesetzt. Besonders bei Stahlwerkstoffen müssen Korrosionsschutzöle im Walzwerk zur Vermeidung von Korrosion auf die Platinen aufgebracht werden. Vor dem Umformprozess werden diese Korrosionsschutzöle wieder entfernt. Zur Vermeidung dieses zusätzlichen Arbeitsschritts werden Prelubes als Schmiermittel eingesetzt, welche Eigenschaften für die Umformung und des Korrosionsschutzes kombinieren. In den letzten Jahrzehnten kommen in der Blechumformung zudem verstärkt Trockenschmierstoffe, auch Drylubes oder Hotmelts genannt, zum Einsatz, welche bei Raumtemperatur eine feste Konsistenz besitzen [GIR00]. Trockenschmierstoffen weisen zahlreiche Vorteile auf. So kann im Vergleich zu Schmierölen die aufgebrauchte Schmierstoffmenge reduziert werden. Zudem entfallen Reinigungsprozesse, da einige Fügeoperationen wie z.B. Schweißen oder Clinchen auch mit aufgetragenen Drylubes durchgeführt werden können.

2.1.2.2 Einfluss des Beanspruchungskollektivs auf die Reibung beim Tiefziehen

Als Beanspruchungskollektiv sind die auf die Reibungspartner wirkenden Beanspruchungen (Kräfte, Geschwindigkeit, Beanspruchungsdauer, Temperatur) zusammengefasst. Neben der Beschaffenheit des Schmierstoffes stellt das Beanspruchungskollektiv die wichtigste Einflussgröße auf die Reibung beim Tiefziehen dar. Aus diesem Grund sind zahlreiche Untersuchungen bekannt, die sich unter anderem mit dem Einfluss der Relativgeschwindigkeit der Reibungspartner auf die Reibung beschäftigen [FIL11; GRO12; LUD17; MER14; WAG96]. Übereinstimmend wird über eine kontinuierlich sinkende Reibung mit zunehmender Geschwindigkeit berichtet (vgl. Abbildung 2-7). Einige Arbeiten zeigen zudem, dass sich ab einer Geschwindigkeit von ca. 100 bis 200 mm/s die Reibungswirkung mit zunehmender Geschwindigkeit nur noch unwesentlich ändert. Eine wieder zunehmende Reibung bei höheren Geschwindigkeiten, wie von Stribeck für Wälzlager entdeckt, ist für das Tiefziehen nicht bekannt, da beim Tiefziehen eine deutlich niedrigere Relativgeschwindigkeit und zudem vorrangig Mischreibung vorliegt. Allgemein wird der Einfluss der Geschwindigkeit auf hydrodynamische Vorgänge im Schmierstoff zurückgeführt. Bestätigt wird dieser Zusammenhang durch schmierstofffreie Reibungsuntersuchungen von [MER15b], bei denen durch Variation der Ziehgeschwindigkeit von 50, 100 und 150 mm/s keine Veränderung der Reibungszahl festgestellt wird.

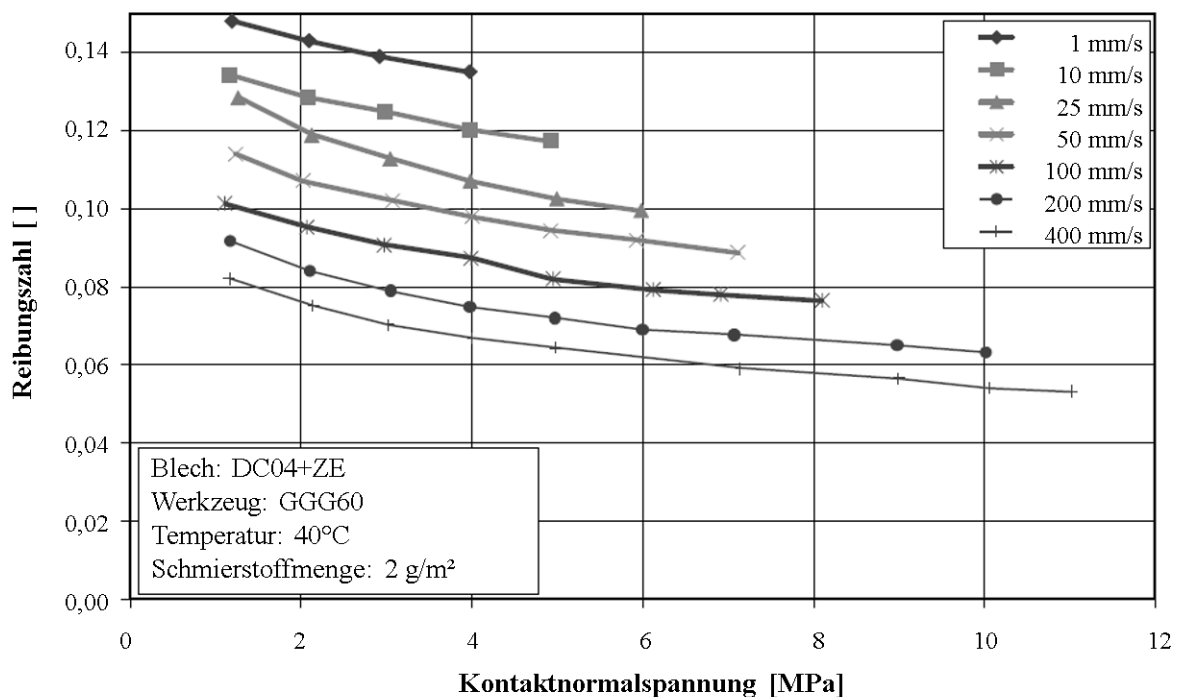


Abbildung 2-7: Im Streifenziehversuch ermittelter Einfluss der Geschwindigkeit und der KNS auf die Reibungszahl [FIL11].

Wie in Abbildung 2-7 dargestellt, beeinflusst die auf die Reibungspartner aufgebrauchte KNS das Reibungsverhalten maßgeblich. Für die beim Tiefziehen vorliegende Misch- und Grenzreibung ist

sie von übergeordneter Bedeutung [KLO07]. Für die Reibungszone im Flanschbereich herrschen KNS von wenigen MPa. Je nach Autor bzw. Untersuchung werden Maximalwerte bis 5, 10 oder 15 MPa angegeben [BIR13; FRO90; WAG96]. Die real wirkende KNS verändert sich während des Tiefziehens aufgrund des Blecheinzugs im Flansch und der damit verbundenen abnehmenden Kontaktfläche sowie von Blechdickenschwankungen kontinuierlich [GIL16].

Der Zusammenhang zwischen aufgebrachtener KNS und der daraus beim Tiefziehen resultierenden Reibung ist Bestandteil zahlreicher Reibungsuntersuchungen. Einige Publikationen (z.B. [FIL11; WAG96; ZÖL16]) zeigen für KNS bis ca. 12 MPa eine mit zunehmender Flächenpressung leicht abnehmende Reibung. Im Gegensatz dazu zeigen [LUD17; NET95] einen zunächst mit der KNS steigenden und dann ab 15 MPa wieder abfallende Reibungszahl. Als Erklärung für die Zunahme der Reibung wird hier ein Anstieg der Reibungszahl mit zunehmender Einglättung der Oberfläche genannt. Ab einem Reibungszahlmaximum sinkt die Reibung, da hier verstärkt die Ausbildung eines hydrostatischen Druckpolsters zum Tragen kommt. Die unterschiedlichen Verläufe der Reibungszahl mit zunehmender KNS in den verschiedenen Untersuchungen bestätigt, dass sich die Reibung im Tribo-System als Wechselwirkung zahlreicher Einflussgrößen ergibt und daher Erkenntnisse aus Reibungsuntersuchungen im Modellprüfstand stets im realen Tiefziehprozess überprüft werden sollten.

Dazu ist es von Vorteil, wenn neben dem Flanschbereich auch die Reibung im Bereich des Ziehradius in einem Reibungsprüfstand untersucht wird. Die Herausforderung besteht in der richtigen Einstellung der KNS im Modellprüfstand. Im Gegensatz zum Flanschbereich wird die KNS am Ziehradius nicht gezielt eingestellt, sondern ergibt sich als resultierende Größe aus anderen Einflussfaktoren. Gerade die Fließspannung des Blechwerkstoffs, die Blechdicke und die Geometrie des Ziehradius sind hier entscheidend [FIL04; HOR01; NIT07]. Aus diesem Grund werden in der Literatur sehr unterschiedliche Werte für die vorhandene KNS am Ziehradius während des Tiefziehens genannt, welche von unter 100 MPa bis zu bis zu 800 MPa oder gar 1000 MPa reichen [BAY10; KLÖ10; ROO98]. Die zum Teil sehr unterschiedlichen Werte für die KNS beruhen jedoch auch darauf, dass zum einen Werte für einzelne Kontaktnormalspannungsspitzen aus der Simulation und zum anderen gemittelte Werte aus realen Messungen angegeben werden. So zeigen verschiedene simulative Untersuchungen [GRO09; HOR01], dass am Beginn des Ziehradius als auch am unteren Ziehkantenbereich eine deutliche Spannungskonzentration vorliegt.

Eine weitere Größe des Beanspruchungskollektivs bildet die Temperatur. Durch Reibungs- und Umformwärme wird das Werkzeug und die Platine während des Tiefziehprozesses erwärmt. In Bezug auf den Einfluss der Temperatur auf die Reibungsbedingungen beim Tiefziehen sind sich die Autoren verschiedener Untersuchungen einig [FIL11; LUD17; MER14; ZÖL16]. So wird

durch die Zunahme der Werkzeugtemperatur die Reibung erhöht, da die Viskosität des Schmierstoffs reduziert wird und so leichter aus der Kontaktzone gedrückt werden kann. Aufgrund des hohen Versuchsaufwandes werden Reibungsuntersuchungen, in denen die Einflussfaktoren variiert werden, jedoch häufig bei Raumtemperatur durchgeführt.

2.1.2.3 Einfluss des Grundkörpers (Tiefziehwerkzeug) auf die Reibung beim Tiefziehen

Das Tiefziehwerkzeug als Grundkörper des hier gegenständlichen Tribo-technischen Systems weist einen wesentlichen Einfluss auf die Reibungsentstehung im Tiefziehprozess auf. Als beeinflussende Kenngrößen ergeben sich hier das Werkzeugmaterial und die geometrische Form des Werkzeugs auf makroskopischer und mikroskopischer Ebene.

Verschiedene Forschungsarbeiten zeigen, wie der Einfluss der Werkzeugoberfläche auf die Reibung gezielt genutzt werden kann, um mit Hilfe von Werkzeugtexturierung die Reibungsbedingungen beim Tiefziehen zu optimieren [FRA10; GEI00; STE15; SUL17]. Die Werkzeugtexturierung erzeugt, wie die Blechoberflächentexturierung, hydrostatische und hydrodynamische Druckzustände im Schmierstoff, wodurch sich die Tragfähigkeit des Schmierstoffs erhöht. Je nach Strukturierung kann die Reibung in gewissen Grenzen gezielt eingestellt werden. Der Anteil der Schmierstofftaschen an der Werkzeugoberfläche wird für die Blechumformung mit 20% als optimal angegeben [STE15]. Eine Erhöhung der Ziehgeschwindigkeit verstärkt den Effekt der Reibungsreduktion durch Schmierstofftaschen [FRA10], da hier verstärkt hydrodynamische Effekte zum Tragen kommen.

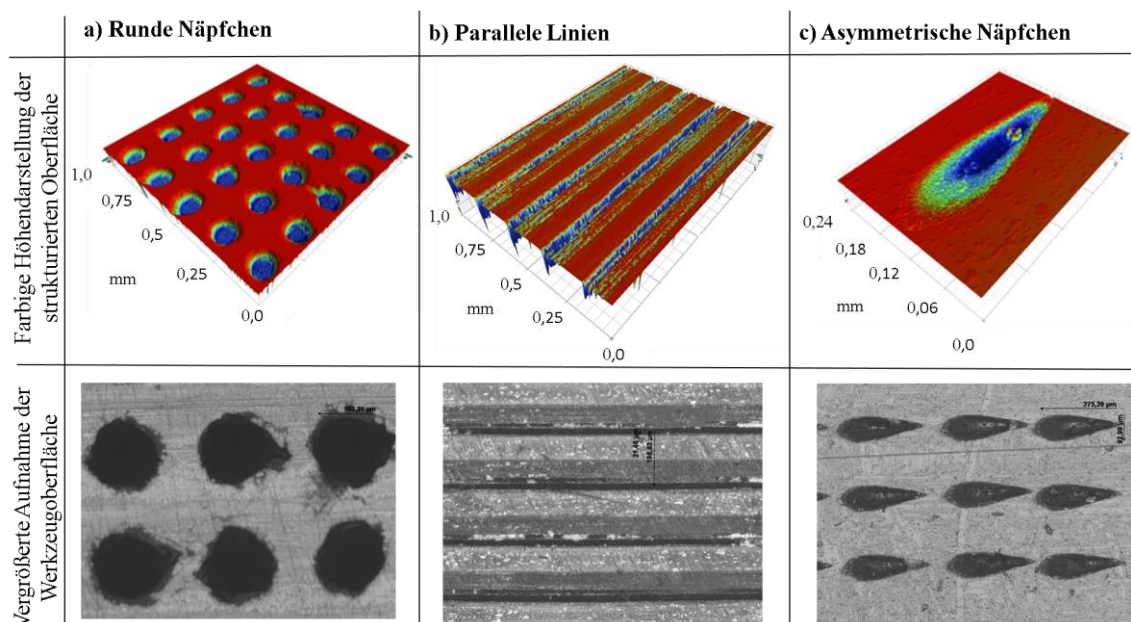


Abbildung 2-8: Geometrien für verschiedene laserstrukturierte Werkzeugoebenen [LIE15].

Auch die makroskopische Geometrie des Werkzeugs, wie zum Beispiel der Matrizenradius, bestimmt die Reibung beim Tiefziehen maßgeblich. Durch einen kleinen Matrizenradius steigt die

KNS und damit auch die Reibung in diesem Bereich. Verstärkt wird dies durch die erhöhte Biegekraft beim An- und Rückbiegen von kleineren Radien. Daher wird in der Regel ein möglichst großer Matrizenradius im Verhältnis zur Blechdicke s_0 angestrebt [KLÖ10]. Untersuchungen zur Werkzeuggröße im Streifenziehversuch zeigen zudem, dass auch die geometrische Auflagefläche im Werkzeug einen Einfluss auf die Reibung aufweist [NET95]. Während in Ziehrichtung kürzere Werkzeuge keine Veränderung der Reibung bewirken, führen geringere Werkzeugbreiten zu erhöhter Reibung. Dies wird mit einem geringeren Druckaufbau der Schmierstoffschicht durch ein vereinfachtes seitliches Herausdrücken des Schmierstoffs aus dem Kontaktbereich begründet. Daher muss bei Reibungsuntersuchungen im Streifenziehversuch der Einfluss die Werkzeugbreite berücksichtigt werden.

Neben der Werkzeuggeometrie beeinflusst das Werkzeugmaterial die Reibung beim Tiefziehen entscheidend. Als Werkzeugwerkstoffe für das Tiefziehen kommen hauptsächlich Grauguss, Stahlguss, Zinklegierungen, Kohlenstoffstähle, unlegierte und legierte Werkzeugstähle, pulvermetallurgisch hergestellte Werkzeugstähle, Hartmetalle und Aluminiumbronzelegierungen zum Einsatz [HOF12; KLÖ10; LAN90]. In [STA03] wird gezeigt, dass beim Tiefziehen die Reibungszahl stark von dem gewählten Werkzeugwerkstoff abhängig ist. Durch die Verwendung verschiedener Werkzeugwerkstoffe für Prototypenwerkzeuge (Cerrotru, Zamak, GG25 und Kunststoff) in Kombination mit unbeschichtetem, als auch verzinktem Stahlblech variierten die Reibungszahlen beim Tiefziehen deutlich. Auch in Reibungsuntersuchungen von [WAG96] mit verschiedenen Werkzeugmaterialien für die Serienproduktion ergaben sich sehr unterschiedliche Reibungszahlen in Abhängigkeit vom gewählten Werkzeugwerkstoff. Bei diesen Untersuchungen wurden zudem verschiedene Beschichtungen erprobt. Niedrige Reibungszahlen wurden für Titanitrid-beschichtete Werkzeuge sowie teilweise für gasnitrierte Werkzeuge erzielt. Durch Hartverchromung wurde dagegen die Reibung erhöht. Die Untersuchungen zeigen, dass die Ausbildung von Adhäsionskräften als Teil der Reibungskraft sehr stark von der jeweiligen Werkzeug-Werkstoffpaarung bzw. der chemischen Paarung der beiden Oberflächen abhängig ist. Zum Teil entstehen auch molekulare Wechselwirkungen mit dem Schmierstoff. Daher ist es für das Erzielen von niedrigen Reibungszahlen entscheidend, einen geeigneten Werkzeugwerkstoff in Kombination mit dem richtigen Schmierstoff gezielt für den jeweiligen Tiefziehprozess auszuwählen.

Die in diesem Kapitel vorgestellten Untersuchungen zum Einfluss des Grundkörpers beziehen sich vorrangig auf das Tiefziehen mit Schmierstoff. Um nun für das schmierstofffreie Tiefziehen die optimalen Werkzeugparameter zur Realisierung niedriger Reibungszahlen zu finden, ist eine Betrachtung der theoretischen Wirkmechanismen der Reibung von Vorteil. Die Reibungskraft entsteht aus einer Kombination von plastischer Deformation, Pflügen und Adhäsionskräfte von bzw.

zwischen den beteiligten Oberflächen. Nach Rooij [ROO98] liegt Pflügen als dominanter Reibungsmechanismus vor, wenn eine Oberfläche sehr viel härter als die andere ist. Die Adhäsionskräfte wirken dagegen vorrangig bei sehr glatten und chemisch reinen Kontaktbedingungen. Demnach ist eine weiche, rauhe Blechoberfläche und eine harte, ebene Werkzeugoberfläche prinzipiell vorteilhaft in Bezug auf Reibung und Verschleiß [ROO98]. Bestätigt werden diese Ergebnisse von [GAR96] für schmierstofffreie Reibungsuntersuchungen. Auch [STE16] zeigt, dass für trockene Reibungsbedingungen glatt polierte harte Werkzeugoberflächen von Vorteil sind.

2.1.2.4 Einfluss des Gegenkörpers (Platine) auf die Reibung beim Tiefziehen

Wie beim Grundkörper beeinflussen auch die Oberflächenrauheit und die chemische Zusammensetzung des Gegenkörpers die entstehende Reibung im Tiefziehprozess maßgeblich. Besonders viele Forschungsarbeiten beschäftigen sich mit der Oberflächenstruktur der Platine, da im Gegensatz zu vielen anderen Einflussgrößen, die aus prozesstechnischen oder produktspezifischen Gründen nicht variiert werden können, die Blechoberfläche über Dressierwalzen im Walzwerk gezielt eingestellt werden kann. Die Strukturen auf der Dressierwalze lassen sich durch Strahlen mit Strahlgut (SBT = Shot Blasting Texturing), Funkenentladung (EDT = Electric Discharge Texturing), Elektronenstrahl (EBT = Electron Beam Texturing) oder Laserstrahl (LT = Laser Texturing) erzeugen. Auch durch das Aufbringen einer elektrolytisch erzeugten, strukturierten Hartchromschicht (ECD = Electro Chromium Deposite, auch Pretex genannt) kann eine Walzenstrukturierung erfolgen. Abbildung 2-9 zeigt die mithilfe der verschiedenen Dressierwalzen erzeugten Blechoberflächentexturierungen.

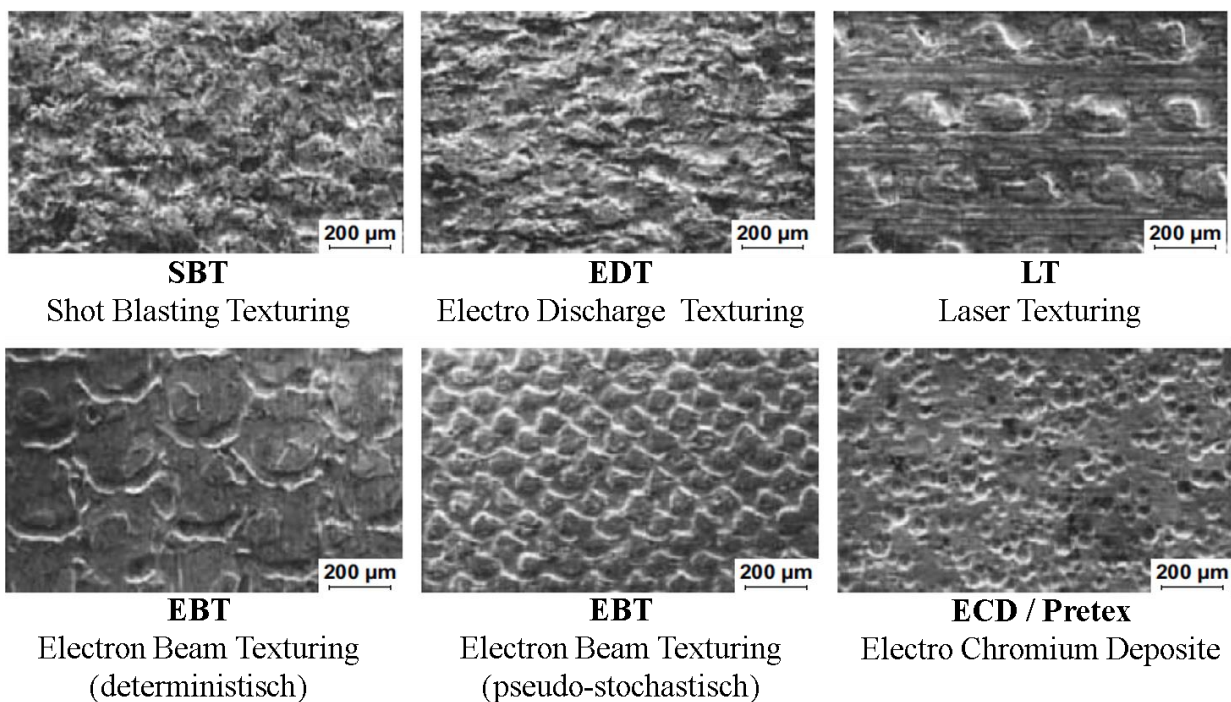


Abbildung 2-9: REM-Aufnahmen texturierter Feinbleche [KLO07; NEU04].

Für die eindeutige Charakterisierung der verschiedenen Blechoberflächen ist es erforderlich, entsprechende Kenngrößen zur Beschreibung der Topologie festzulegen [PFE97]. Dabei muss beachtet werden, dass durch die Beschreibung einer Oberfläche mit Hilfe einer einzigen Kennzahl eine wesentliche Vereinfachung einhergeht. Besonders die Beschreibung der dreidimensionalen Blechoberfläche mit einer zweidimensionalen Kennzahl, wie etwa dem Mittenrauwert R_a oder der gemittelten Rautiefe R_z , führt zu einer starken Vereinfachung. Daher sollten je nach Anwendungsgebiet eine oder mehrere geeignete Kennzahlen gezielt ausgewählt werden, um die technisch relevanten Eigenschaften der Oberfläche ausreichend genau wiederzugeben [VOL13]. Aus diesem Grund wurden für das Anwendungsgebiet der Blechumformung in zahlreichen Arbeiten die Korrelation von Oberflächenkennzahlen mit den tribologischen Bedingungen beim Tiefziehen untersucht (z.B. [BAL88; BAT01; LEE08; PFE97; SCH97b; STA98; STE96; TRZ17; WAG96; WEI07; WIH99; WIH00a; WIK08]). Ein Großteil der Arbeiten befasst sich dabei mit der Frage, welche Blechtopologie den hydrostatischen und hydrodynamischen Druckaufbau im Schmierstoff unterstützt und mit welchen Oberflächenkennwerten diese Topologie am besten beschrieben werden kann. Der Anteil geschlossener Schmierstofftaschen und deren Veränderung während der Umformung im Bereich der Mischreibung bilden Schwerpunkte dieser Untersuchungen.

Neben der Blechoberflächentopologie ergibt sich durch die chemische Zusammensetzung der Blechwerkstoffe und die Bildung von Triboschichten auf der Oberfläche ebenfalls ein Einfluss auf die Reibung. Durch die Auswahl eines geeigneten Schmierstoffs kann dieser Einfluss vermieden werden. Kommt es jedoch während des Tiefziehens zu einer Verdrängung des Schmierfilms von

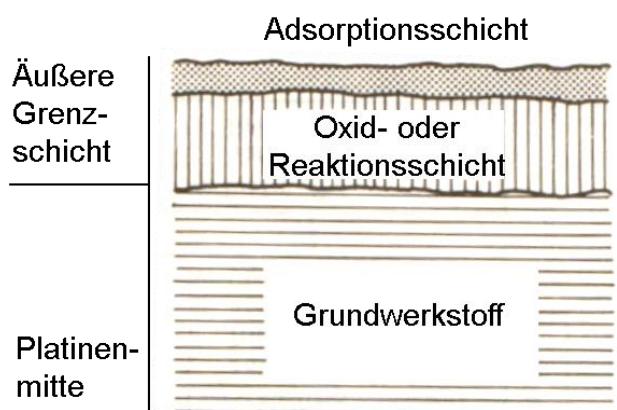


Abbildung 2-10: Schematischer Aufbau metallischer Oberflächenbereiche (nach [ZUM83]).

der Platinenoberfläche bzw. wird ohne Schmierstoff tiefgezogen, so wird die Reibung maßgeblich von den chemischen Eigenschaften der Oberflächen der Kontaktpartner beeinflusst [ROO98]. Wie in Abbildung 2-10 dargestellt, bedeckt eine äußere Grenzschicht in der Regel die Oberfläche einer Platine. Dabei handelt es sich um eine Adsorptionsschicht und eine Oxid- bzw. Reaktionsschicht. Diese äußere Grenzschicht

kann den direkten metallischen Kontakt zwischen dem Werkzeug und der Platine verhindern und somit die Adhäsionsbildung reduzieren. Unter der Belastung des Tiefziehprozesses wird die äußere Grenzschicht jedoch häufig abgeschert, wodurch die chemische Zusammensetzung des Grundwerkstoffes und dessen Adhäsionsneigung die Reibung bestimmt. So ist das schmierstofffreie Tiefziehen von Aluminium nicht möglich, da hier die Oxidschicht aufgerissen wird und

starke Adhäsionsvorgänge zu lokalen Kaltverschweißungen führen, wohingegen das trockene Ziehen von verzinktem Feinblech in gewissen Grenzen möglich ist [MER15a].

Der große Einfluss der chemischen Zusammensetzung der Oberfläche auf die Reibung wird auch durch Untersuchungen von [HOS17] bestätigt. Die Bildung von Al-Oxiden in der Zink-Aluminiumbeschichtung, welche vor allem bei Alterung des Werkstoffs hervortreten, wirkten sich positiv auf die Reibungseigenschaften durch Reduktion der Adhäsionskräfte aus. Diese Erkenntnisse bestätigen die Arbeit von [BOW54], in der ein positiver Einfluss von Oxidoberflächenschichten durch die Vermeidung von metallischem Kontakt zwischen den Reibungspartnern beschrieben wird.

2.1.3 Ansätze zur Reibungsmodellierung in der Blechumformung

Reibungsmodelle stellen empirische oder mathematisch-analytische Ansätze dar, mit denen in einer Grenzfläche die maximal übertragbare Reibschubspannung in Abhängigkeit von den im Modell berücksichtigten Haupteinflussgrößen bestimmt werden [KLO07].

2.1.3.1 Ansätze zu Reibungsmodellierung von trockenen Kontakten

Die ersten grundlegenden und systematischen Versuche zur Beschreibung der Reibung wurden von Leonardo da Vinci um 1470 durchgeführt [BAR88]. Folgende zwei Reibungsgesetze sind auf ihn zurückzuführen:

1. Die Reibungskraft ist proportional zur Normalkraft.
2. Die Reibungskraft ist unabhängig von der nominellen Kontaktfläche.

Auch die Definition der Reibungszahl als Quotient aus Reibungskraft und Belastungskraft wurde erstmalig von da Vinci aufgestellt. Jedoch veröffentlichte er seine Erkenntnisse nicht und hielt diese ausschließlich in persönlichen Skizzenbüchern fest. Die von da Vinci gefundenen Zusammenhänge wurden vom französischen Physiker Guillaume Amontons wiederentdeckt und 1699 der Académie Royale in Paris vorgestellt [AMO99]. Coulomb fand Ende des 18. Jahrhunderts heraus, dass die Reibungskraft bei trockenem Kontakt unabhängig von der Relativgeschwindigkeit ist und dass es einen Zusammenhang zwischen der Reibung und der Oberflächenrauheit gibt. Zudem bestätigte er die Erkenntnisse von Amontons experimentell [BAR88]. Daher wird häufig von den Reibungsgesetzen nach Coulomb bzw. von den Reibungsgesetzen nach Amontons-Coulomb gesprochen. Besonders bei niedrigen Flächenpressungen lassen sich viele technische Zusammenhänge bis heute mit diesem einfachen Gesetz hinreichend genau beschreiben [EDE11].

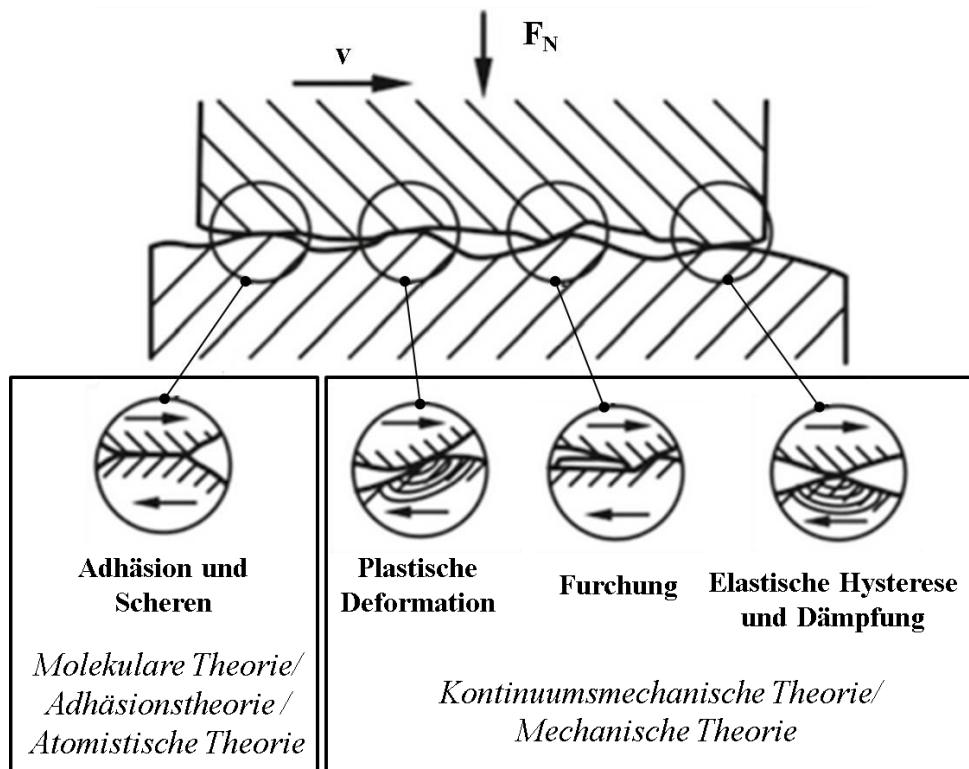


Abbildung 2-11: Vereinfachte Darstellung der grundlegenden Reibungsmechanismen bei trockener Reibung (in Anlehnung an [CZI15]).

Im Gegensatz zu den empirisch bestimmten Reibungsgesetzen von Amontons-Coulomb verfolgen analytische Reibungsmodelle den Ansatz, die grundlegenden Reibungsmechanismen in einem mathematischen Modell zu beschreiben. Als Reibungsmechanismen werden die bewegungshemmenden, energiedissipierenden Elementarprozesse im Kontaktbereich eines tribologischen Systems bezeichnet [CZI15]. Zur Erklärung der grundlegenden Reibungsmechanismen zwischen zwei trockenen metallischen Oberflächen wurden zahlreiche Theorien entwickelt. Diese Theorien der trockenen Reibung lassen sich nach [RAA04] prinzipiell in die zwei Kategorien *Kontinuumsmechanische Theorien* und *Atomistische Theorien* unterteilen.

Die *Kontinuumsmechanische Theorie*, welche auch als *Mechanische Theorie* bezeichnet wird, geht davon aus, dass Reibung durch mechanische Wechselwirkung zwischen zwei Oberflächen entsteht. Mit den *Mechanischen Theorien* lassen sich die Reibungsmechanismen plastische Deformation, Furchung sowie elastische Hysterese und Dämpfung beschreiben (siehe Abbildung 2-11). Bereits im frühen 18. Jahrhundert entwickelte der französische Ingenieur Bernard Forest de Bélidor einen Erklärungsversuch, der die Ursache der Reibung im Verhaken der Oberflächenrauheit von Grund- und Gegenkörper sah [MÜS03]. Dabei lag die Annahme zugrunde, dass Festkörper starr sind und sich nicht gegenseitig durchdringen. Weiterführende mechanische Theorien berücksichtigen die elastische (z.B. [ARC53; BUS75; GRE66], elastisch-plastische [CHA87;

HAL88] oder ideal-plastische [ABB33; PUL72] Verformung der Oberflächenrauigkeiten. Ausgehend davon beschreiben Furchungsmodelle das Pflügen der Rauheitsspitzen des harten Reibungspartners in dem Weicheren [ZUM81]. Der Reibungsmechanismus der elastischen Hysterese und Dämpfung tritt bei hysteresebehafteten, dämpfenden Werkstoffen auf, wenn diese elastisch verformt werden und diese Verformung bei der anschließenden Entlastung nicht wieder vollständig aufgehoben wird [BIR12]. Im Vergleich zur plastischen Deformation und der Furchung ist der Reibungsmechanismus der elastischen Hysterese und Dämpfung für die Entstehung der Reibung aus quantitativer Sicht von untergeordneter Bedeutung. So wird die Reibung nach der *Mechanischen Theorie* wesentlich von den Oberflächen der Reibungspartner und der Fließspannung des weicheren Modells bestimmt [RAA04].

Im Gegensatz zu den *Mechanischen Theorien* beschreiben die *Molekularen Theorie*, welche auch als *Atomistische Theorie*, *Adhäsionstheorie* oder *Mikroskopische Theorie* bezeichnet wird, die Reibung als atomare bzw. molekulare Wechselwirkungen in den Kontaktstellen der Reibungspartner. Die entstehenden atomaren Bindungen werden in Folge von Relativbewegung an der Grenzschicht zwischen den Reibungspartnern aufgebrochen und bilden sich wieder neu. Löst sich die Bindung nicht an der Grenzschicht, sondern im weicheren Material, spricht man von Adhäsionsverschleiß (siehe Kapitel 2.1.5.2). Vertreter der atomistischen Theorie waren unter anderem Bowden und Tabor. Auf Grundlage ihrer Adhäsionstheorie entwickelten sie ein einfaches Modell [BOW54] zur Beschreibung dieses Reibungsmechanismus. Auch aktuelle Forschungsarbeiten im Bereich der Nano-Tribologie befassen sich vermehrt mit atomaren Prozessen zwischen zwei Grenzflächen, wobei verstärkt Computersimulationen und neue experimentelle Methoden mithilfe des Rasterkraftmikroskops zum Einsatz kommen [CZI15]. Jedoch fehlt derzeit aus wissenschaftlicher Sicht ein Konsens, welche atomaren Prozesse zur Reibung zwischen zwei Kontaktflächen führen [MÜS03] und wie diese im genauen Zusammenhang mit den mechanischen Vorgängen stehen.

Die *Mechanische* und *Atomistische* Theorie stehen nicht im Widerspruch zueinander, sondern ergänzen sich. Im Laufe des letzten Jahrhunderts hat sich die Erkenntnis durchgesetzt, dass die Ursache der Reibung sowohl in mechanischen als auch molekularen Reibungsmechanismen begründet liegt. So wird heute in zahlreichen Reibungsmodellen (z.B. [BOW58; CHA79; HOL13]) eine Hybridtheorie aus beiden Ansätzen angewandt. Der mechanische und adhäsive Anteil an der Reibung hängt dabei stark von den Parametern des jeweiligen Tribo-Systems wie zum Beispiel der chemischen Zusammensetzung der Oberflächen oder der realen Kontaktfläche zwischen beiden Reibungspartnern ab und kann nicht pauschal bestimmt werden.

2.1.3.2 Ansätze zu Reibungsmodellierung in der Blechumformung

Im Gegensatz zu trockenen Kontaktvorgängen wird in der Blechumformung in der Regel ein Schmierstoff verwendet, wodurch das Reibungsverhalten neben den grundlegenden mechanischen und molekularen Reibungsmechanismen zusätzlich durch hydrostatische und hydrodynamische Vorgänge im Schmierstoff bestimmt wird. Dennoch findet auch in der Blechumformung das Reibungsgesetz nach Amontons-Coulomb breite Anwendung. So wird in den meisten FE-Simulationen in der Blechumformung auch heute noch das Reibungsmodell nach Amontons-Coulomb verwendet [HOL12]. Mithilfe einer bekannten Reibungszahl μ kann in Abhängigkeit von der Normalkraft die lokale Reibungskraft in der Simulation bestimmt werden. Bezieht man die Proportionalitätskonstante μ nicht auf die Kraft, sondern auf die KNS, so wird das Reibungsmodell nach Amontons-Coulomb auch als „Reibzahlmodell“ bezeichnet [DOE10].

Für höhere KNS ist das „Reibzahlmodell“ nicht mehr anwendbar, da die übertragbaren Schubspannungen eines Materials durch die Schubfließspannung k_s begrenzt werden. Dies wird im „Reibfaktorgesetz“ und in den Anpassungen dieses Modells nach Shaw [SHA63] und Wanheim&Bay [WAN74] berücksichtigt, was jedoch für die beim Tiefziehen auftretenden Belastungen keine Bedeutung hat.

Der einfachen Anwendung des Reibungsmodells nach Amontons-Coulomb mit Verwendung einer konstanten Reibungszahl μ steht als Nachteil gegenüber, dass zahlreiche Parameter, welche die Reibungszahl beeinflussen, vernachlässigt werden. So führt eine Änderung des wahren Kontaktverhaltens während des Umformvorgangs durch Veränderung der lokalen Prozess- und Schmierbedingungen, der Belastung sowie des lokalen Dehnungszustandes zu zeitlich und lokal unterschiedlichen Reibungszahlen [HOL14; KIR14; LIE10; REC17].

In empirischen geschwindigkeits- und druckabhängigen Reibungsmodellen (z.B. [FIL11; GRU09; ZÖL16]) wird versucht, diese lokale und zeitliche Variation der Reibungszahl zu berücksichtigen. Verschiedene Arbeiten zeigen, dass mit den erweiterten empirischen Reibungsmodellen die Vorhersage der Ziehkraft, der maximalen Ziehtiefe und der Dehnungsverteilung beim Tiefziehen verbessert werden kann [HOL16; STE03].

Neben den empirisch ermittelten Reibungsmodellen sind verschiedene analytische Reibungsmodelle für die Blechumformung vorhanden, welche die Reibung in Abhängigkeit von der Oberflächenbeschaffenheit der Reibungspartner und deren Veränderung während der Umformung sowie in Abhängigkeit des Schmierzustandes berücksichtigen [KAR12; SAH94; WIL95; WIL88]. Entscheidend ist hier die Bestimmung der realen Kontaktfläche A_{real} , welche von zahlreichen Faktoren beeinflusst wird. Mithilfe der in Kapitel 2.1.3.1 aufgeführten kontinuumsmechanischen Mo-

delle wird dabei die Veränderung der Oberfläche und die Einebnung der Asperiten durch den Reibungsvorgang beschrieben. Für die Mischreibung sind zudem die hydrostatischen und hydrodynamischen Vorgänge im Schmierstoff von zentraler Bedeutung, die in entsprechenden Modellen berücksichtigt werden [AZU95; BEC99; PAT79; SOB96; SOB92; WIL84].

Einen ganzheitlichen Ansatz zur Berücksichtigung des wahren Kontaktverhaltens auf Basis physikalischer Grundlagen verfolgte Hol et al. [HOL13; HOL12; HOL15a; HOL15b]. Dabei werden verschiedene etablierte Kontakt- und Reibungsmodelle kombiniert und angepasst. So wird die wahre Kontaktfläche bei den Reibungsvorgängen als Kombination von Modellen zur Beschreibung der Oberflächenveränderung durch Normalkraft [HOL15a], Ziehen [TAB59] und plastischer Verformung im Grundmaterial bestimmt [WES01]. Der Einfluss des Pflügens und der Adhäsion auf die Reibung wird durch das Kontaktmodell nach Ma et al. [MA10] für die Grenzkörperreibung berücksichtigt. Um Mischreibung abzubilden, wird die Grenzkörperreibung mit einem Modell zur Beschreibung der hydrodynamischen Reibung nach Patir & Cheng [PAT78] kombiniert. Der Anteil der hydrodynamischen Reibung basiert dabei auf einer berechneten Schmierfilmdicke während des Ziehvorgangs. Über stochastische Variablen werden die kombinierten Reibungsmodelle schließlich von der Mikroebene auf die Makroebene übertragen und dabei eine lokale Differenzierung bei der Berechnung der Reibungszahl ermöglicht.

Eine vereinfachte Version dieses Reibungsmodells wird in der Software TriboForm eingesetzt, welche mit verschiedenen Programmen für die Blechumformsimulation gekoppelt werden kann. Erste Erfahrungen von Anwendern aus der Automobilindustrie bestätigen die verbesserte Simulationsgenauigkeit durch Anwendung des mehrskaligen Reibungsmodells mithilfe der TriboForm-Software [SIG18].

Eine Gegenüberstellung des gemessenen Stempelkraftverlaufs beim Tiefziehen eines Hutprofils mit den simulierten Werten unter Berücksichtigung verschiedener Reibungsmodelle zeigt Abbildung 2-12. Eine verbesserte Vorhersage der Ziehkraft im Gegensatz zu dem Modell nach Amon-ton-Coulomb wird durch die Verwendung von geschwindigkeits- und druckabhängigen Reibungsmodellen ermöglicht. Die beste Genauigkeit bei der Berechnung der Ziehkraft wird mit dem Reibungsmodell nach Hol et al. erreicht. Es muss jedoch kritisch angemerkt werden, dass in diesem Modell zahlreiche Parameter zur Kalibrierung auf den jeweiligen Anwendungsfall bestimmt werden müssen und daher eine allgemeingültige Aussage zur Prognosegüte dieses Modells nicht möglich ist.

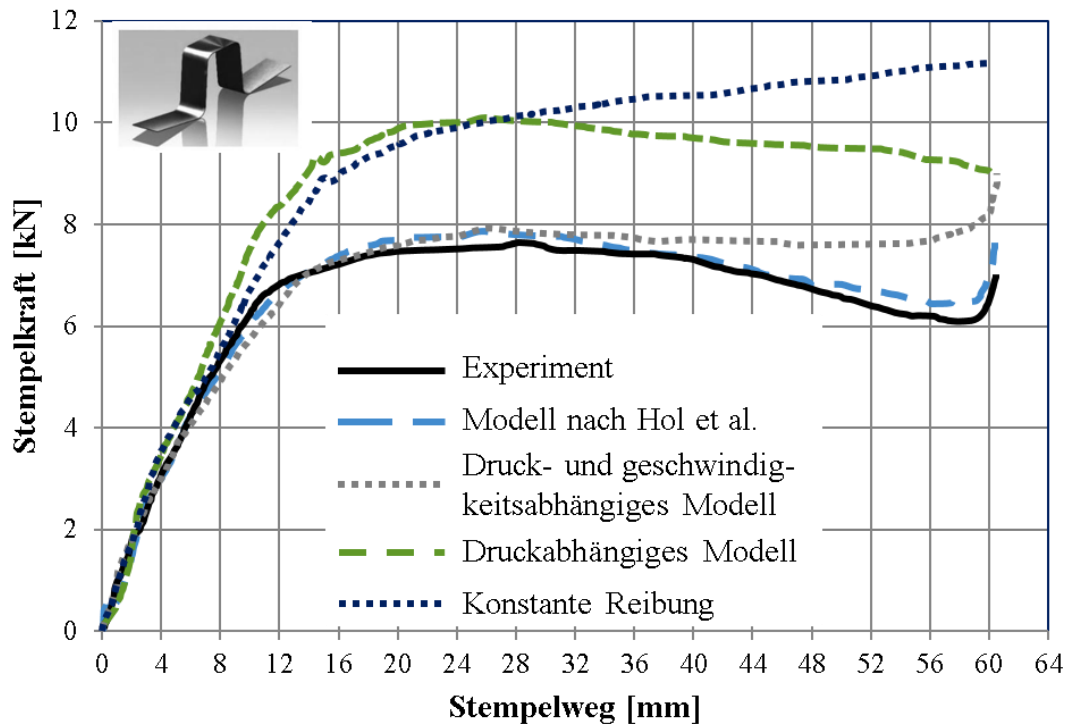


Abbildung 2-12: Vergleich der berechneten Stempelkraftverläufe bei der Anwendung verschiedener Reibungsmodelle mit einem real gemessenen Verlauf beim Tiefziehen eines Hutprofils aus AA6016 mit einer Blechdicke $s_0 = 1\text{ mm}$ und Schmierstoff Fuchs PL39SX (1 g/m^2) auf einer mechanischen Presse mit einer Stempelauftrittsgeschwindigkeit von 250 mm/s (nach [SIG15]).

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die komplexen physikalischen und chemischen Vorgänge, welche die Reibung verursachen, nur schwer in einem ganzheitlichen mathematischen Modell erfasst werden können. Daher wird bei der Simulation des Tiefziehprozesses meist auf einfache Reibungsmodelle zurückgegriffen. Mit weiterer Verbesserung der Reibungsmodelle und der Rechenleistung der Simulationscomputer ist es jedoch vorstellbar, dass zukünftig bei dem Bedarf von sehr genauen Simulationsergebnissen auf ganzheitliche physikalisch-analytisch Reibungsmodelle zurückgegriffen wird.

2.1.4 Experimentelle Modellversuche zur Nachbildung der Reibungsbedingungen

Für eine gezielte Auslegung und Optimierung eines tribologischen Systems ist es entscheidend, die Auswirkungen der verschiedenen Einflussfaktoren auf das System, welche sich zum Beispiel in Form von Reibungskräften oder Verschleiß darstellen, zu kennen bzw. zu verstehen. In praktischen Tribo-Systemen überlagern sich die elementaren Reibungsmechanismen meist mit nicht erfassbaren, zeitlich und örtlich im Kontaktbereich wechselnden Anteilen [CZI15]. Daher wird das praktische Reibungsverhalten in der Regel nicht theoretisch, sondern nur experimentell charakterisiert bzw. die theoretischen Modelle mittels experimenteller Versuche kalibriert.

Da die Untersuchungen der Einflussgrößen im realen Tiefziehprozess sehr aufwändig sind und zudem nur schwer einzelne Einflussgrößen variiert werden können, wurden im Laufe der letzten

Jahrzehnte verschiedene Modellversuche zur Nachbildung der Reibungsbedingungen beim Tiefziehen entwickelt. Einen Überblick geben [NET95] und [HOF12].

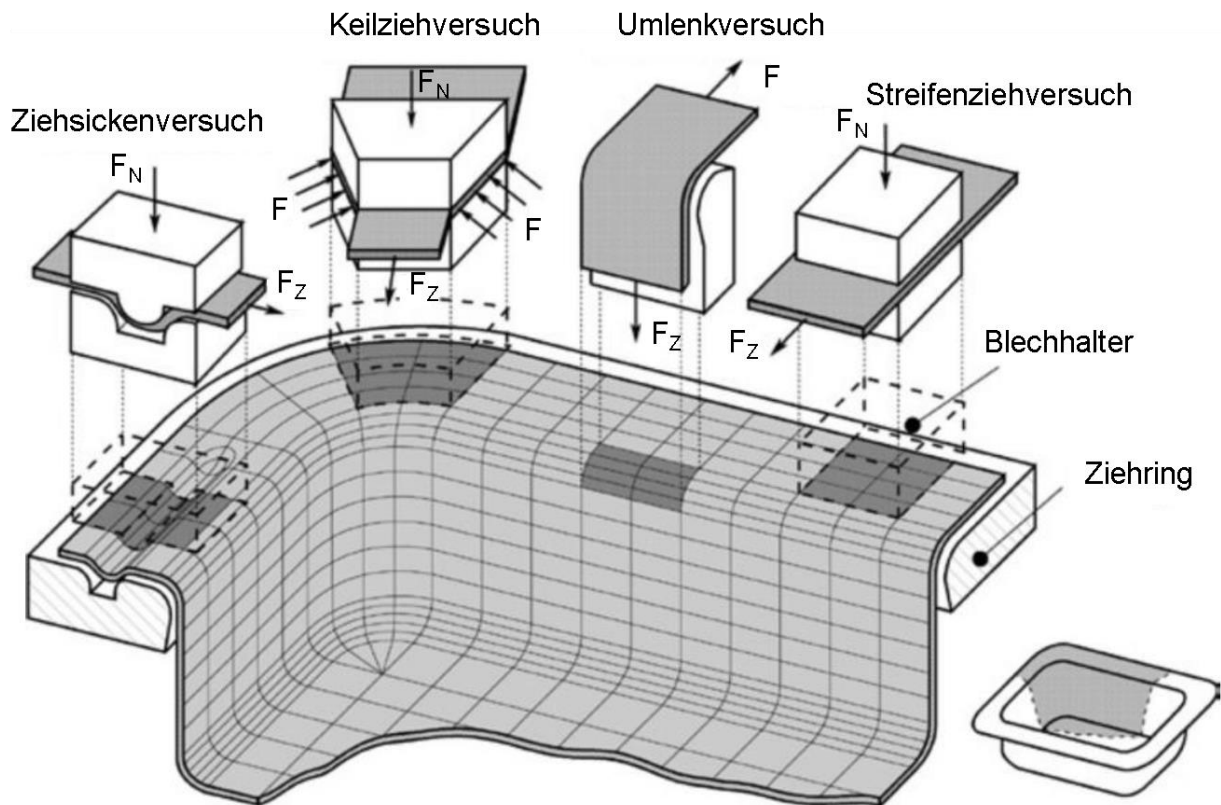


Abbildung 2-13: Modellversuche zur Nachbildung der Reibungsbedingungen beim Tiefziehen [NET95], [HOF12].

Wie in Abbildung 2-13 gezeigt, decken die verschiedenen Modellversuche die unterschiedlichen Beanspruchungszonen eines Tiefziehwerkzeugs ab. Die größte Verbreitung hat der Streifenziehversuch mit flachen Werkzeugen, bei dem ein Blechstreifen zwischen zwei Werkzeugeinsätzen hindurchgezogen wird und so die tribologischen Verhältnisse im ebenen Blechhalter nachgebildet werden [HOF12]. Vorteile des auch als Flachbahnversuch bezeichneten Tests ergeben sich durch eine gute Reproduzierbarkeit und Übertragbarkeit der so ermittelten Reibungszahl auf die reale Umformung [NET95; STA98]. Daher wird der Versuch auch häufig verwendet, um Reibungszahlen für die FE-Simulation quantitativ zu bestimmen [FIL11]. Durch die einfache Applikation unterschiedlich hoher Flächenpressungen und Relativgeschwindigkeiten eignet sich der Versuch zudem ideal zur empirischen Bestimmung von geschwindigkeits- oder belastungsabhängigen Reibungsmodellen [DIE16; MER14; STE03] bzw. zur Bewertung der Signifikanz verschiedener Einflussfaktoren für die Reibungsmodellierung [LUD17; STA98]. Als Nachteil des klassischen Flachbahnversuchs ist zu nennen, dass Oberflächenveränderungen der Platine, wie sie durch die Umformung im realen Tiefziehprozess auftreten, nicht berücksichtigt werden können.

Soll der Einfluss der Oberflächenveränderung auf die Reibung berücksichtigt werden, wird häufig der Umlenkversuch eingesetzt [AND06; LEM13; WIH00b]. Der auch als Streifenziehversuch mit

Umlenkung bezeichnete Modellversuch bildet die tribologischen Verhältnisse am Ziehradius ab. Der Umlenkversuch wird zudem häufig für die Untersuchung von Verschleißerscheinung eingesetzt (z.B. [CAR05; YIL17]), da im Matrizenradius beim Tiefziehen die höchsten KNS mit einer Relativbewegung der Platine gepaart sind und somit hier verstärkt Verschleißerscheinungen auftreten. Dem Vorteil der realitätsnahen Abbildung steht der Nachteil gegenüber, dass die Reibung entlang des Radius variiert und daher schwer zu messen ist [SOU06]. Auch die KNS variiert stark und kann nur indirekt über die Rückhaltung eingestellt werden. Dabei werden im Vergleich zum realen Tiefziehvorgang die KNS im Versuch häufig zu niedrig gewählt. Es muss zudem angemerkt werden, dass die Rückbiegung des Streifens nach dem Werkzeugdurchlauf die Oberflächenstruktur verändert und somit eine korrekte Beschreibung der Oberfläche im Kontaktbereich nicht möglich ist. Wenn eine Erfassung der Oberfläche erforderlich ist, muss diese vor der Rückbiegung erfolgen [JON98].

Im Gegensatz zum Streifenziehversuch und dem Umlenkversuch kommt der Keilzieh- und Zieh-sickenversuch sowohl in der Forschung als auch in der industriellen Praxis eher selten zum Einsatz [ABE16]. Eine ausführliche Beschreibung der Modellversuche sowie ihrer Vor- und Nachteile findet sich u. a. in [NET95; WIT80]. Neben den hier aufgeführten Modellversuchen sind zudem zahlreiche weitere Versuche oder Weiterentwicklungen bzw. Kombinationen der aufgeführten Modellversuche bekannt [BAY14; BAY08; CER14b; FIL04; FRA06; GUI01; HAO99; KIR12; ROI09].

Als Vorteil der experimentellen Modellversuche sind neben der lokal differenzierten Erfassung von verschiedenen tribologischen Beanspruchungszonen die gezielte und isolierte Variation einzelner Einflussfaktoren und der geringere werkzeug- und messtechnische Aufwand sowie die schnelle und unkomplizierte Versuchsdurchführung zu nennen [WAG11]. Demgegenüber steht die starke Vereinfachung vieler Tests, sodass die im Modellversuch gewonnenen Erkenntnisse nicht immer direkt auf den realen Umformprozess im Presswerk übertragen werden können [KIM09]. Jedoch ist eine direkte Messung der Reibung im realen Tiefziehprozess schwierig, da die Reibungskräfte immer von der ideellen Umformkraft sowie der Biegekraft überlagert werden. Dennoch kann bei gleichbleibender Werkzeuggeometrie und demselben Blechwerkstoff über die gemessene Stempelkraft allgemein auf sich verändernde tribologische Verhältnisse geschlossen werden. Auch über die maximal aufbringbare Blechhalterkraft, die Bestimmung des Grenzziehverhältnisses, die Messung des Einzugs der Platinenkante und die Untersuchung der Werkzeugstandzeit kann eine allgemeine quantitative Bewertung der tribologischen Bedingungen im realen Tiefziehprozess erfolgen [HOF12; KIM07]. Eine weitere Möglichkeit zur Erfassung von lokal unterschiedlichen tribologischen Bedingungen im Tiefziehprozess bietet die Messung der elastischen Verformung der Werkzeugstruktur über Dehnmessdübel [BLA12; SIN16]. Durch die Integration

von Sensoren in die Werkzeugstruktur erfolgt keine Einflussnahme auf den Tiefziehvorgang und somit keine Verfälschung der Reibungszahl durch die Reibungsmessung selbst, was als Nachteil von anderen Versuchsaufbauten zur lokalen Erfassung der Reibung an der Werkzeugoberfläche (z.B. [GRA85; HEN06; REC17]) zu nennen ist.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Modellversuche eine gute und schnelle Möglichkeit zum Erfassen und Optimieren der tribologischen Verhältnisse beim Tiefziehen darstellen. Jedoch muss sorgfältig geprüft werden, ob die jeweilige Zielsetzung für die Untersuchung der tribologischen Bedingungen und die daraus abgeleiteten Anforderungen (Belastungskollektiv, zulässige Vereinfachungen, usw.) mit dem Modellversuch zu realisieren sind. Aufgrund der Vereinfachungen in den Modellversuchen empfiehlt sich eine Validierung der gewonnenen Erkenntnisse in realen Tiefziehprozessen [SCH97a].

2.1.5 Verschleißmechanismen beim Tiefziehen

Schmierstoffe in der Blechumformung haben eine reibungsreduzierende Wirkung und sind damit entscheidend für die Reduktion von Werkzeugverschleiß, was wiederum entscheidend für eine wirtschaftliche und robuste Fertigung von Blechbauteilen ist. Wird bei der Blechumformung aufgrund der zuvor aufgeführten Gründe auf Schmierstoff verzichtet, führt dies zu einer stark erhöhten Werkzeugbelastung. Um nun gezielt Maßnahmen zur Realisierung des schmierölfreien Tiefziehens anzuwenden, ist es entscheidend, die im Tiefziehwerkzeug auftretenden Verschleißmechanismen zu kennen.

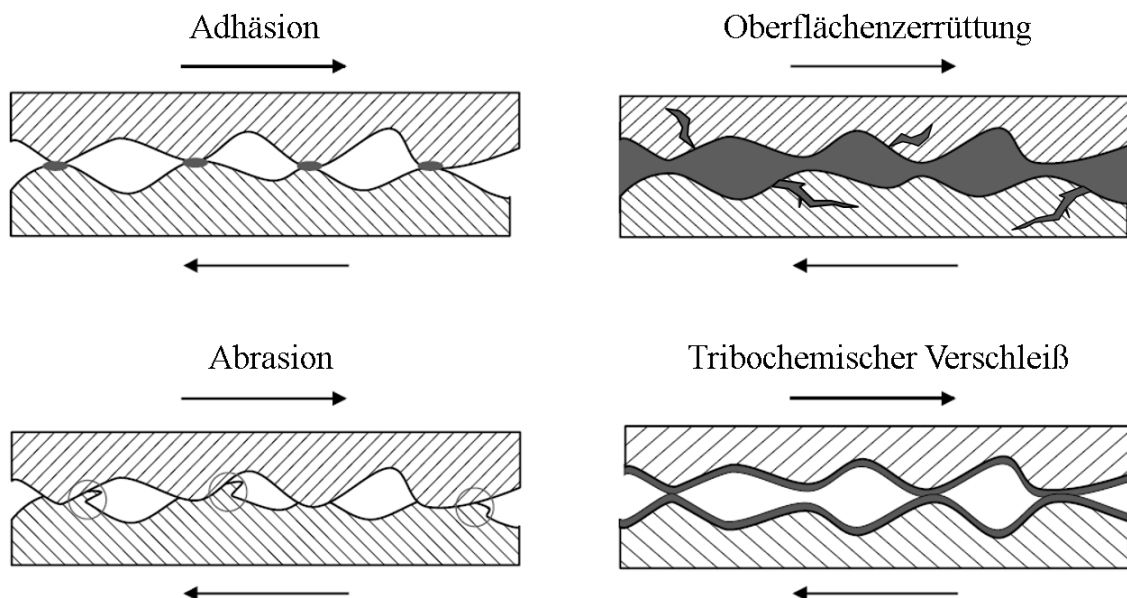


Abbildung 2-14: Verschleißmechanismen in der Umformtechnik [KLO07].

Im Allgemeinen ist Verschleiß als fortschreitender Materialverlust an der Materialoberfläche definiert [GES02], im Gegensatz zu spontan auftretenden Gewalt- oder Ermüdungsbrüchen. Dabei unterscheidet man in der Tribologie zwischen den verschiedenen Hauptverschleißmechanismen

Abrasion, Adhäsion, tribochemische Reaktion und Oberflächenzerrüttung (Abbildung 2-14), welche alle auch in Umformwerkzeugen auftreten können [DOE10]. Die vier Grundmechanismen des Verschleißes können sich gegenseitig beeinflussen und führen zu einer Vielzahl an Wechselwirkungen zwischen den Elementen des tribologischen Systems [CZI15]. Im Folgenden werden die verschiedenen Mechanismen und die dabei ablaufenden physikalischen und chemischen Vorgänge kurz vorgestellt.

2.1.5.1 Abrasion

Die Abrasion ist eine ritzende oder pflügende Beanspruchung eines harten Gegenkörpers in einem weicheren Grundkörper. Der harte Körper kann eine Rauigkeitsspitze des Gegenkörpers, ein bereits abgetragener Verschleißpartikel oder ein hartes mineralisches Teilchen sein. Durch die Relativbewegung zwischen den Körpern bilden sich Furchen im weicheren Reibungspartner [ZUM81]. Dieser abrasive Vorgang kann durch verschiedene Vorgänge erfolgen. Beim Mikropflügen entsteht eine starke plastische Deformation im weichen Material, indem sich Furchen bzw. Kratzer in Richtung der Relativbewegung ausbilden. Da zu den Furchungsrändern Material aufgeworfen wird, erfolgt nur ein geringer oder zum Teil gar kein Materialabtrag. Im Gegensatz dazu wird beim Mikrospanen durch einen harten Asperiten oder Zwischenpartikel Material in Form eines Spanes aus dem weicheren Werkstoff herausgetrennt. Bei spröden Werkstoffen dominiert das Mikrobrechen, bei dem sich Mikrorisse bilden und ausbreiten. Die Folge ist ein verformungsarmes Ausbrechen von Werkstoffteilchen, die zu einer Furchenbildung im weicheren Material führen. Welcher Abrasionsvorgang auftritt, hängt u.a. von der Härte, der Geometrie und dem Angriffswinkel der abrasiven Teilchen und der Duktilität des verschleißenden Werkstoffes ab [CZI15; ZUM81].

In Tiefziehwerkzeugen bildet das Werkzeug den Grundkörper. Dieser ist verfahrensbedingt immer härter als der umzuformende Gegenkörper (Platine). Abrasiver Verschleiß ist daher meist auf harte Partikel zurückzuführen, welche durch Verschmutzung, Adhäsionsvorgänge oder tribochemische Reaktionen entstehen. Im Tiefziehwerkzeug ist der Ziehradius [GRO09] und hier speziell der Eckenbereich nichtrotationsymmetrischer Ziehwerkzeuge [GRA85; STR82] besonders anfällig für abrasiven Verschleiß, da hier sehr hohe KNS auftreten können. So können abhängig vom Ziehradius und Blechwerkstoff KNS von bis zu 800 MPa [BAY10] auftreten. Auch der Bereich der Ziehsicken wird aufgrund hoher örtlicher KNS stark beansprucht [GRO03]. Daher ist beim schmierölfreien Tiefziehen davon auszugehen, dass abrasive Verschleißvorgänge im Werkzeug verstärkt auftreten, da die trennende Wirkung des Schmierstoffes zwischen den Reibungspartnern entfällt.

2.1.5.2 Adhäsion

Bei dem Verschleißmechanismus Adhäsion bilden sich im Mikrobereich der Berührungsflächen zwischen Grund- und Gegenkörper Haftverbindungen aus. Die Festigkeit dieser Haftverbindungen, welche auch als Kaltverschweißungen bezeichnet werden, können dabei kleiner, gleich groß oder höher als die Festigkeit der Verbindung zum Grund- und Gegenkörper sein. Abhängig davon entsteht bei Relativbewegung eine Materialtrennung an der Grenzfläche der Verbindungsstellen oder in einem der beiden Körper. Dadurch kann ein Materialübertrag zwischen Grund- und Gegenkörper erfolgen [ZUM81].

Als Folgeerscheinung des adhäsiven Materialübertrags entsteht bei andauernder Relativbewegung häufig ein abrasiver Verschleißvorgang, indem die Kaltaufschweißungen auf dem harten Körper zu Furchen in der Oberfläche des weicheren Kontaktpartners führen. Die Auswirkung des als „Fressen“ bezeichneten Vorgangs ist in Abbildung 2-15 für einen Werkzeugeinsatz und einen Blechstreifen dargestellt.

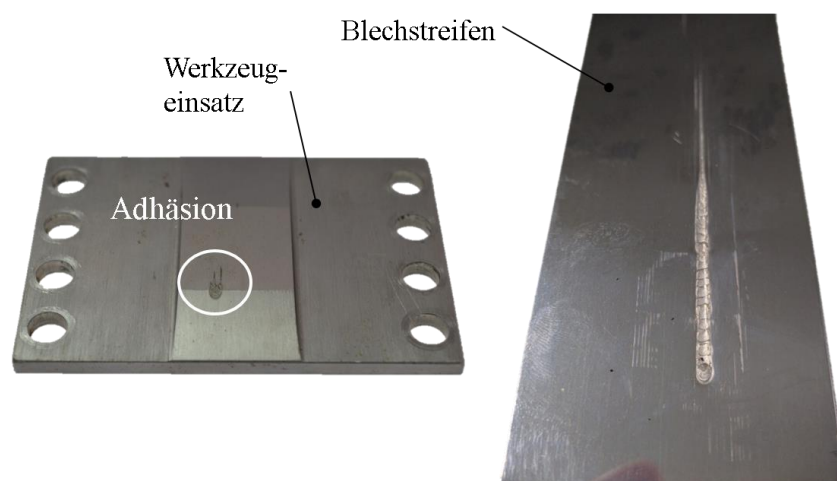


Abbildung 2-15: Adhäsion auf dem Werkzeugeinsatz (links) führt zu abrasivem Verschleiß am Werkstück (rechts).

Adhäsionsvorgänge führen nicht zwingend zu Verschleiß. So lange die Scherfestigkeit in der Grenzfläche zwischen zwei aneinanderhaftenden Körpern geringer ist als die Scherfestigkeit des weicheren Reibungspartners, erfolgt bei Relativbewegung eine Trennung an der ursprünglichen Grenzfläche. Die Trennung dieser Verbindung an der Grenzfläche bewirkt eine Reibungskraft, die jedoch nicht zu einem Materialübertrag und damit zu Verschleiß führt [ZUM81].

Im Allgemeinen hängt die Adhäsionsneigung metallischer Oberflächen von den physikalischen und chemischen Eigenschaften, dem auftretendem Belastungskollektiv und der Eigenschaft der äußeren Grenzschicht ab [ZUM81]. Diese Grenzschicht kann eine Dicke von einigen Nanometer aufweisen [MÖL02] und besteht aus einer dünnen Adsorptionsschicht und einer Oxid- oder Grenzschicht [ZUM83]. Werden nun durch eine äußere Belastung die Rauheitshügel der Oberfläche elastisch-plastisch verformt, kann die Adsorptions- und Reaktionsschicht zerstört werden, sodass

eine „nackte“ metallische Oberfläche entsteht. Solche freien metallischen Oberflächenbereiche gehen dann leicht atomare Bindungen mit dem metallischen Gegenkörper ein [ZUM83]. Wird die Grenzschicht zum Beispiel aufgrund niedriger KNS nicht durchbrochen, liegt eine nichtmetallische Bindung vor. Die Adhäsionskräfte entstehen hier durch schwache Van-der-Waals-Bindungen, welche über eine Entfernung von ca. 10nm wirksam sind [ZUM81].

Dagegen hängt die Neigung, atomare Bindungen mit dem Gegenkörper einzugehen, nach [ZUM81] von den freien Elektronen in den äußeren Atomen der Oberfläche ab. Auch entsprechend des Donator-Akzeptor-Modell [DER67] tritt Adhäsion auf, wenn die Atome auf einer Oberfläche Elektronen abgeben und auf der anderen Oberfläche Elektronen aufnehmen.

Der Stand der Erkenntnisse zum Adhäsionsverschleiß zeigt, dass viele Einflussfaktoren auf die Entstehung von Adhäsionsverschleiß bekannt sind. Zudem sind heute verschiedene Modelle verfügbar, welche das physikalische Wirkprinzip von Adhäsion beschreiben. Jedoch fehlt ein ganzheitliches Verständnis, wie die verschiedenen Entstehungsursachen im realen Blechumformprozess miteinander interagieren können.

Dennoch lassen sich aus den Kenntnissen über die Adhäsionsbildung Maßnahmen zur Vermeidung von Adhäsionsverschleiß ableiten. Neben dem Einsatz eines geeigneten Schmiermittels kann die Adhäsionsbildung durch Auswahl eines geeigneten Werkzeugwerkstoffes reduziert werden. Dieser sollte einen hohen Karbidanteil aufweisen und eine optimale Arbeitshärte besitzen [DOE10]. Auch die Aufbringung von geeigneten Beschichtungen auf den Werkzeugen reduziert die Adhäsionsbildung, da damit die Entstehung von atomaren Verbindungen verhindert werden kann.

2.1.5.3 Oberflächenzerrüttung (Ermüdung)

Von Oberflächenzerrüttung spricht man, wenn sich durch starke mechanische oder mechanisch-thermische Wechselbeanspruchungen Risse an der Oberfläche bilden und ausbreiten. Bei fortschreitender Oberflächenzerrüttung zeigt sich dieser Verschleißmechanismus in Form von Grübchen und Abplatzungen (siehe Abbildung 2-16, a) und b)). Der auch als Randschichtermüdung bezeichnete Verschleißmechanismus entsteht sowohl bei geschmiertem als auch trockenem Kontakt [HAB80]. Durch Härtung einer ausreichend dicken Randschicht kann dieser Verschleißform entgegengewirkt werden [KUN93]. Jedoch tritt der Verschleißmechanismus Oberflächenzerrüttung beim Tiefziehen nur selten auf, da keine bzw. nur niedrige wechselnde Belastungen im Werkzeug auftreten [KUW07].

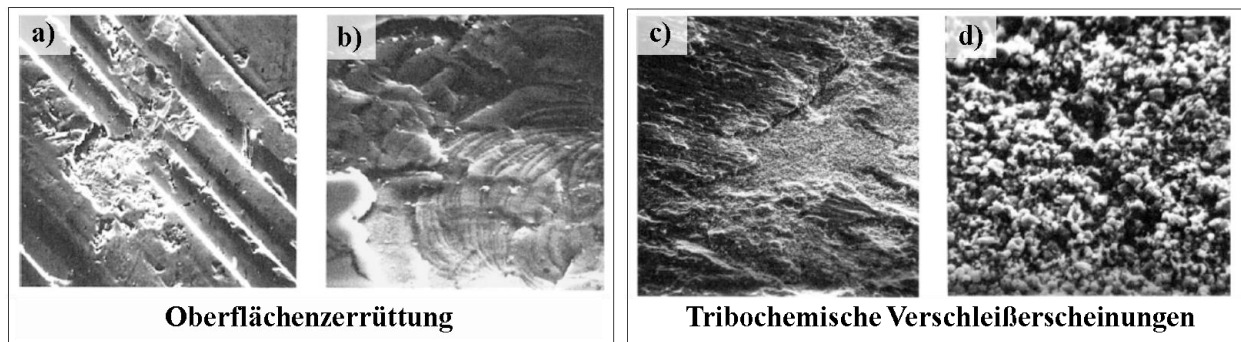


Abbildung 2-16: REM-Aufnahmen von Verschleißerscheinungen aufgrund von Oberflächenzerrüttung (a+b) und tribochemischen Reaktionen (c+d) [CZI15].

2.1.5.4 Tribochemischer Verschleiß

Aufgrund von tribologischen Beanspruchungen kann es zu chemischen Reaktionen des Grund- oder Gegenkörpers mit dem Zwischen- und Umgebungsmedium im Tribo-System kommen [ZUM81], wodurch sich die Zusammensetzung der Randschicht eines Körpers oder die des Schmierstoffs verändert. Als Folge davon können lose Partikel oder anhaftende Schichten als Reaktionsprodukt entstehen (siehe Abbildung 2-16). In Umformprozessen wird die Bildung von Triboschichten durch Reibungswärme und das Entstehen von „frischen“ Metalloberflächen unterstützt [CAR05]. Die reibungsbedingte Temperaturerhöhung sowie die durch mechanische Aktivierung entstandenen Gitterfehler führen in angrenzenden Oberflächenbereichen zu einer erhöhten chemischen Reaktionsbereitschaft [CZI15]. Die Härte der sich bildenden chemischen Reaktionsprodukte beeinflusst maßgeblich das Fortschreiten des tribochemischen Verschleißvorgangs. Sind die Triboschichten härter als die Reibungspartner, entsteht bei Relativbewegung abrasiver Verschleiß; sind diese weicher, können die Reaktionsprodukte eine Trennschicht zwischen den Reibungspartnern bilden und zum Beispiel Adhäsionsverschleiß unterbinden [DOE10; HAB80].

Maßnahmen zur Vermeidung von tribochemischem Verschleiß sind die Verwendung von oxidationsbeständigen Werkzeugwerkstoffen, die Passivierung von Oberflächen bzw. die Beschichtung aktiver Oberflächen [KUN93; DOE10].

Zusammenfassend kann aus Kapitel 2.1 festgehalten werden, dass die Kenntnisse über die Tribologie im Tiefziehprozess entscheidend für die Herstellung von Tiefziehteilen mit hoher Qualität und robusten Fertigungsabläufen sind. Gerade für das Trockenumformen ohne Schmierstoff ist die Tribologie von zentraler Bedeutung. Da zahlreiche Wechselwirkungen zwischen den Einflussfaktoren auf die Reibung und den Verschleiß vorliegen, helfen experimentelle Modellversuche bei der Erforschung der tribologischen Bedingungen sowie bei der Auslegung des Tiefziehprozesses für das Trockenumformen.

2.2 Hydro- und aerostatische Schmiersysteme

Hydro- und aerostatische Schmiersysteme kommen in einer Vielzahl von industriellen Anwendungen zum Einsatz. Aufgrund von unterschiedlicher Verwendung der Begriffe „hydro- und aerostatisch“ in der Strömungslehre und in der Tribologie werden in diesem Kapitel 2.2 zunächst auf die **Definition** der beiden Begriffe eingegangen und **strömungstechnische Grundlagen für die Spaltströmung** vorgestellt (Kapitel 2.2.1). Im Folgenden werden Forschungsarbeiten zur **Anwendung von hydrostatischen Schmiersystemen im Tiefziehprozess** (Kapitel 2.2.2) betrachtet. Dabei wird analysiert, welche heutigen Erkenntnisse sich auf die Gasschmierung beim Tiefziehen übertragen lassen. Im Anschluss werden **Anwendungen von aerostatischen Schmiersystemen in Gleitlagern und in industriellen Fertigungsverfahren** (Kapitel 2.2.3) vorwiegend aus dem Bereich der Lagertechnik vorgestellt. Abschließend werden die **Stoffeigenschaften von CO₂ und N₂** sowie wissenschaftliche Erkenntnisse zum **Einfluss von gasförmigen Atmosphären auf das Reibungs- und Verschleißverhalten** betrachtet (Kapitel 2.2.4).

2.2.1 Begriffsdefinitionen und strömungstechnische Grundlagen

2.2.1.1 Definition von hydro- und aerostatischen Schmiersystemen in der Strömungslehre und der Tribologie

Bewegungsvorgänge in der Strömungslehre werden klassischerweise nach Art des Fluids (Flüssigkeit oder Gas) und nach ihrem Bewegungszustand (statisch oder dynamisch) unterteilt [ZIE15]. Die Dynamik umfasst die Lehre von sich bewegenden Körpern, wohingegen sich die Statik mit den Kräften beschäftigt, die im Gleichgewicht bzw. an ruhenden Körpern auftreten [DUB07]. Demnach wird mit der Hydrostatik das Verhalten von ruhenden Flüssigkeiten beschrieben, die Aerostatik beschäftigt sich mit ruhenden Gasen [SPU10]. In der Tribologie und bei ihrer Anwendung, z.B. in Gleitführungen und Gleitlagerungen, bezieht sich die Definition von statischen und dynamischen Schmiersystemen im Gegensatz zur Strömungslehre auf die Art der Einbringung der Schmiermedien [BRE17]. Bei dynamischen Schmiersystemen erfolgt der Druckaufbau im Schmiermedium durch Relativbewegung der rauen Kontaktflächen. Häufig liegt die Reibung bei diesen Schmiersystemen im Mischreibungsbereich und unterliegen damit eintretenden Verschleißerscheinungen an den Kontaktstellen [CZI15]. So zählen die herkömmlichen Schmierverfahren in der Umformtechnik typischerweise zu den hydrodynamischen Schmiersystemen. Dagegen spricht man von hydro- und aerostatischen Schmiersystemen, wenn der Druckaufbau aktiv durch ein externes Drucksystem wie z.B. einer Pumpe erfolgt [BRE17]. Dabei ist der hydrostatische Druckschmierungszustand dadurch gekennzeichnet, dass sich ein lokal stehendes Druckpolster zwischen den Reibungspartnern ausbildet, auf dem die Kontaktkörper aufeinander abgleiten können. Dieser Druck stellt eine statische Größe dar, weshalb von statischen Schmierungssystemen gesprochen

wird [WEC06]. Dennoch erfolgt über den Spalt zwischen den Reibungspartnern ein Abfluss der Medien, welcher abhängig von der Spalthöhe gedrosselt bzw. behindert wird. Dabei weisen aerostatische Schmierungs-systeme aufgrund der geringen Viskosität der Gase meist einen höheren Abfluss auf. Der Begriff „statisch“ bedeutet bei Schmiersystemen demnach nicht, dass die eingesetzten Fluide keine Bewegung aufweisen, sondern bezieht sich auf die Art der Druckerzeugung in der Wirkfuge.

2.2.1.2 Strömungstechnische Grundlagen zur ebenen Spaltströmung

Über Betrachtung der Spaltströmung können hydro- und aerostatische Schmiersysteme speziell für den jeweiligen Anwendungsfall ausgelegt werden. Hierzu werden meist die Navier-Stokes-Gleichungen und das Newtonsche Schubspannungsgesetz angewandt [BRE17]. Für laminare Strömung von isotropen inkompressiblen Newtonschen Fluiden (Flüssigkeiten und Gasen) besagt das Newtonsche Schubspannungsgesetz, dass die Scherspannung τ proportional zur Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ ist:

$$\tau = \eta \dot{\gamma} \quad 2-2$$

Die Proportionalitätskonstante η stellt dabei die dynamische Viskosität dar. Für eine ebene, viskose, laminare, inkompressible und stationäre Strömung (siehe Abbildung 2-17) kann aus dem Newtonschen Schubspannungsgesetz die Gleichung von Hagen-Poiseuille für die ebene Spaltströmung abgeleitet werden.

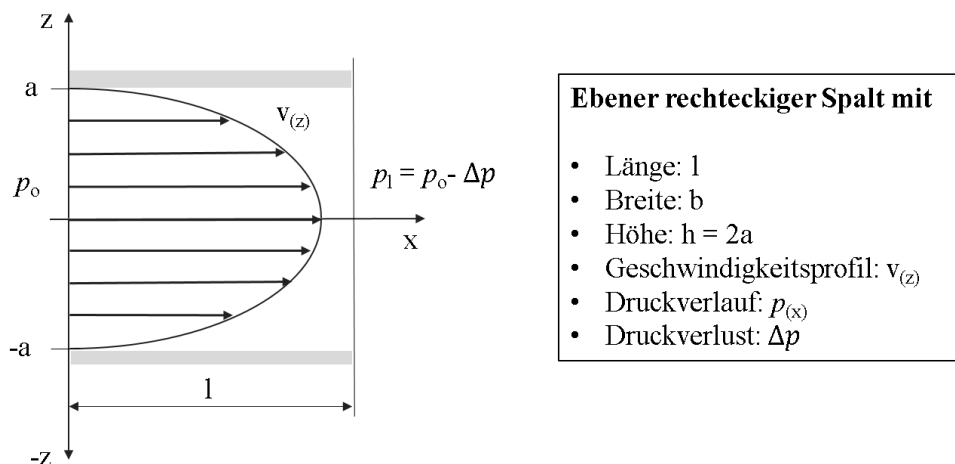


Abbildung 2-17: Ebene Spaltströmung zur Herleitung der Hagen-Poiseuille Gleichung nach [BAR14].

Für die Annahme, dass die Druckdifferenz Δp in einem Spalt der Reibungskraft im Fluid entspricht, ergibt sich nach Hagen-Poiseuille der Massenstrom \dot{m} in einem ebenen rechteckigen Spalt zu:

$$\dot{m} = \frac{\Delta p \rho b h^3}{12 l \eta} \quad 2-3$$

Für die analytische Auslegung von aerostatischen Lagern werden meist kreisrunde Elementarlager betrachtet, da diese einfach zu berechnen sind [GER91]. Aus der Hagen-Poiseuille Gleichung für einen ebenen Spalt (Gleichung 2.2) kann der Massenstrom für ein kreisrundes Elementarlager (siehe Abbildung 2-18) berechnet werden.

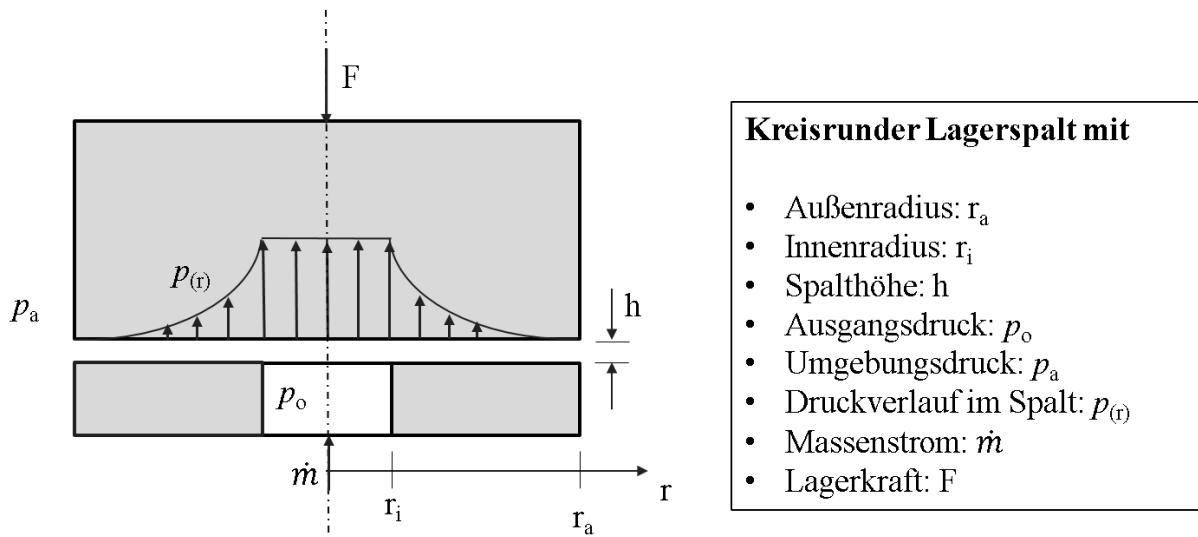


Abbildung 2-18: Spaltströmung für ein kreisrundes aerostatisches Elementarlager nach [BAR14].

Der Massenstrom ergibt sich für ein kreisrundes Elementarlager zu:

$$\dot{m} = \frac{\pi \rho (p_o - p_a)}{6 \eta \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} h^3 \quad 2-4$$

Auch quadratische Lager lassen sich sehr gut mit dieser Gleichung bestimmen. Für rechteckige oder streifenförmige Lagerelemente sind weitere Beschreibungskenngrößen bzw. Anpassungsfaktoren bekannt, wodurch sich die Auslegung dieser Lager aus den Gleichungen für das kreisrunde Elementarlager ableiten lassen.

Neben den Vereinfachungen bezüglich der Lagergeometrie werden bei der analytischen Betrachtung der Spaltströmung meist weitere Annahmen getroffen. So werden nach [SCH95] häufig die Massenkräfte gegenüber Druck- und Reibungskräfte vernachlässigt, Luft als ideales Gas betrachtet und die Strömung meist als laminar, isotherm und inkompressibel ausgelegt.

Zahlreiche wissenschaftliche Arbeiten beschäftigen sich mit der analytischen Auslegung von aerostatischen Luftlagern. Zum Beispiel für poröse Sinterlager [GER91], rechteckige Axiallager mit Keilspalt [RAO80; SIN83], Einzeldüsenluftlager [BAR14], Lager mit flächig verteilten Mikrodüsen [SCH95] und ebenen Gaslagerelementen unter Hochvakuumbedingungen [SCH07] werden

mithilfe von geschlossenen Näherungsgleichungen analytische Auslegungsrechnungen durchgeführt. Jedoch ist die analytische Berechnung des Luftspaltes und der Tragfähigkeit der aerostatischen Lager aufgrund der Einflussgrößen Kompressibilität, Turbulenz und Form der Düsen nur schwer bzw. für Lager mit mehreren diskret verteilten Düsenöffnungen nicht mehr ausreichend genau durchführbar [KLE09; KÖH85]. Die hierbei verwendeten Navier-Stokes-Gleichungen können in den meisten Fällen nicht analytisch gelöst werden. Daher wird verstärkt die numerische Strömungssimulation zur Auslegung von aerostatischen Lagern eingesetzt (z.B: [CHA13; DOR02]). Diese exakten numerischen Berechnungsmodelle sind jedoch sehr aufwändig zu bestimmen [SCH07].

2.2.2 Erkenntnisse aus der Anwendung von hydrostatischen Schmiersystemen im Tiefziehprozess

Hydrostatische Schmiersysteme für das Tiefziehen weisen sehr viele Ähnlichkeiten mit den aerostatischen Schmiersystemen auf. So werden zum Beispiel für beide Systeme Zuleitungskanäle und Düsenöffnungen für die Einbringung des Mediums im Tiefziehwerkzeug benötigt.

Die erste Anwendung einer hydrostatischen Schmierung in der Blechumformung wurde von Fogg für das Streck- und Tiefziehen vorgestellt und darauf aufbauend für die Herstellung eines Noppenbleches mit sieben halbkugelförmigen Noppen exemplarisch umgesetzt [FOG73]. Der Aufbau des Schmierölfilms erfolgte über mehrere Injektionsröhrchen mit einem Durchmesser von 1,1 mm,

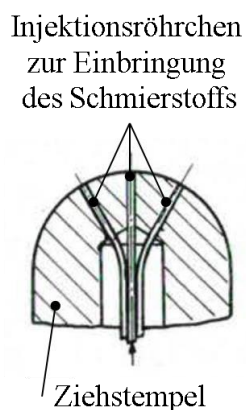


Abbildung 2-19: Ziehstempel mit Injektionsröhrchen zur hydrostatischen Einbringung des Schmierstoffs [FOG73].

welche in das Gusswerkzeug über Bohrungen integriert wurden. Die Injektionsröhrchen wurden sowohl im Stempel als auch im Blechhalter und in der Matrize angeordnet. Mit einem Öldruck von ca. 4 MPa im Stempel und einem Druck von ca. 5 MPa im Blechhalter und in der Matrize konnte ein vollständiger Schmierfilm zwischen Werkzeug und Platine aufgebaut werden. Überlaufendes Öl wurde aufgefangen, gefiltert und wiederverwendet. Die Prozesszeit konnte mit der hydrostatischen Schmierung gegenüber dem herkömmlichen Verfahren reduziert werden, da die zusätzliche Beölung entfiel.

Umfangreiche Forschungsarbeiten zur Realisierung einer hydrostatischen Schmierung in der Blechumformung wurden am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen (PtU) der Technischen Universität Darmstadt im Rahmen des DFG-Schwerpunktprogrammes „Erweiterung der Formgebungsgrenzen bei Umformprozessen“ [KOP05] durchgeführt. Die Zielsetzung dieser

Forschungsarbeiten war, eine vollständige Trennung der Platine und des Werkzeuges im Bereich des Matrizenradius durch Einbringung eines Schmierstofffilms unter hydrostatischem Druck beim Tiefziehen zu realisieren. Hierdurch sollten zum einen der Werkzeugverschleiß und zum anderen die Zieh- bzw. Reibungskräfte reduziert werden. Zunächst wurde das Potenzial einer hydrostatischen Schmierung zur Reduktion der Reibungskräfte im Streifenziehversuch mit Umlenkung untersucht. Ziel der experimentellen Untersuchung [GRO06] war hierbei, die optimale Anordnung der Zuführungsbohrungen in der Matrize zur Reibungsreduktion zu finden (siehe Abbildung 2-20). Bei der ersten Werkzeugkonfiguration mit 6 Bohrungen, welche in einer Reihe unter 45° des Matrizenradius angeordnet waren, konnte die Ziehkraft um ca. 6 % gegenüber den Versuchen ohne hydrostatische Schmierung reduziert werden. Bei allen Versuchen betrug der Bohrungsdurchmesser der Zuführungen 1 mm, die Werkzeugbreite 20 mm. Der Schmierstoff wurde mit einem Druck von 22 MPa in das Werkzeug eingebracht. Durch die zusätzliche Anbringung von 6 weiteren Bohrungen in dem ebenen Einlaufbereich der Matrize war eine Reibungsreduktion um ca. 14% möglich. Die niedrigste Reibungszahl (-22%) wurde durch die Anordnung von 6 Bohrungen im Beginn des Matrizenradius bei 0° erreicht.

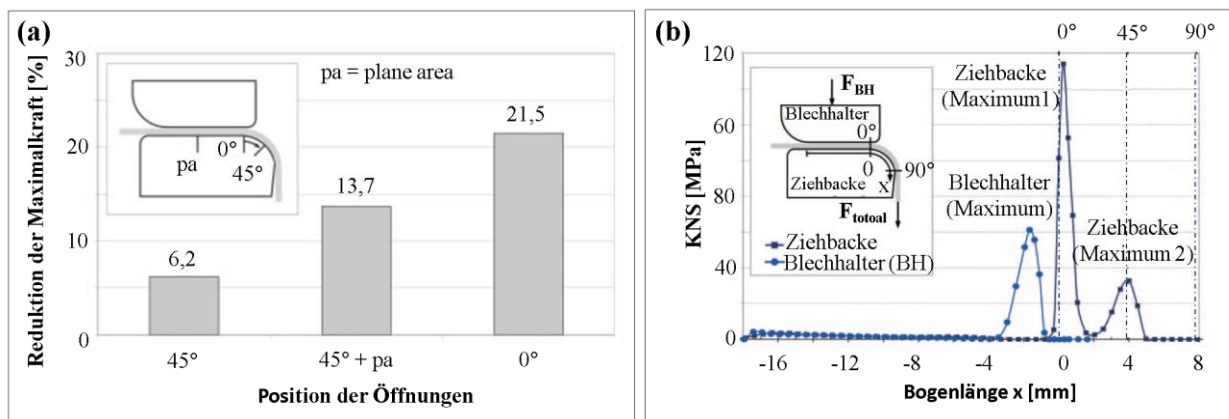


Abbildung 2-20: (a) Reduktion der maximalen Ziehkraft bei der Anwendung der hydrostatischen Schmierung mit unterschiedlichen Positionen der Bohrungen in der Ziehmatrize (b) Simulation der KNS-Verteilung an der Blechhalter- und Ziehmatrizenoberfläche [GRO06].

Mithilfe der FE-Simulation konnte gezeigt werden, dass bei einer konventionellen Schmierung die höchsten KNS und damit die höchsten Reibungskräfte im Beginn des Matrizenradius auftraten (siehe Abbildung 2-20). Eine Anordnung der hydrostatischen Schmierung in diesem Bereich führte folglich zu der stärksten Reibungsreduktion. Bei der Anwendung der hydrostatischen Schmierung in einem Rundnapfwerkzeug mit 22 Bohrungen (Durchmesser 1,5 mm) zur Druckschmierung konnte jedoch nur eine Reduktion der Ziehkraft um 3% gegenüber dem konventionellen Tiefziehen erreicht werden. Eine Fortführung dieser Arbeiten wurde in dem EFB-Projekt mit dem Titel „Generierung lokaler, hydrostatischer Druckschmierungszustände beim Tiefziehen“ [GRO09] und der Dissertation von Klöpsch [KLÖ10] durchgeführt. Der Schwerpunkt im EFB-

Projekt lag auf der simulativen Betrachtung der KNS beim konventionellen Tiefziehen im Matrizenradius unter Variation zahlreicher Prozessparameter, um darauf aufbauend die Position der hydrostatischen Schmierung im Radius festzulegen. Es zeigte sich, dass ein erster, hoher Peak der KNS bei ca. 4° des Matrizenradius auftritt und ein zweiter, niedrigerer zwischen ca. 30° und 80° . Aufbauend darauf wurde eine numerische Potenzialanalyse der hydrostatischen Druckschmierung durchgeführt, bei der hydrostatische Druckschmierungselemente in die FE-Modelle eines Tiefziehprozesses integriert wurden. Eine Anordnung der Zuführungsbohrungen für die Druckschmierung im Bereich der maximalen KNS zeigte dabei eine Reduktion der Stempelkräfte gegenüber den Simulationsrechnungen ohne Druckschmierung um bis zu 12%. In experimentellen Versuchen mit einem Rund- und Rechtecknapf wurden die Erkenntnisse aus der Simulation angewandt und überprüft. Die Zuführungen wurden dabei unter 0° und/oder 45° im Matrizenradius angebracht. Die Zuführung des Öls in den Matrizenradius erfolgte mittels Laserbohrungen, welche über einen umlaufenden Kanal in einer geteilten Matrize mit Öl versorgt wurden (siehe Abbildung 2-21).

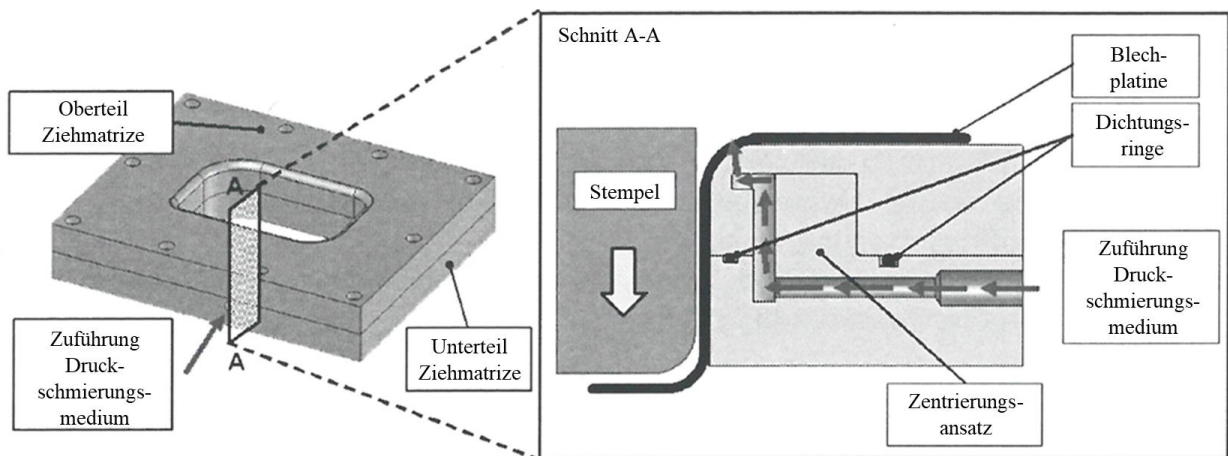


Abbildung 2-21: Schematischer Werkzeugaufbau zur Anwendung einer hydrostatischen Schmierung im Matrizenradius beim Tiefziehen. [GRO09].

Für den Rechtecknapf (siehe Abbildung 2-21) finden sich in den Arbeiten [GRO09; GRO11; KLÖ10] keine Angaben über Anzahl und Durchmesser der Bohrungen. Für den rotationsymmetrischen Napf wurden nach [KLÖ10] zwei Varianten untersucht. Eine Variante mit 120 Bohrungen und einem Durchmesser von 1 mm und eine zweite mit 45 Bohrungen und einem Durchmesser von 1,6 mm. Mit den 120 Bohrungen für die Druckschmierung konnten dabei bessere Ergebnisse erzielt werden.

Die Versorgung der Mikrobohrungen erfolgte mit einem pneumatisch-hydraulischen Druckerzeuger. Mithilfe eines Drucksensors im Werkzeug und einem Proportional-Druckregelventil konnte der Druck des Mediums im Werkzeug so geregelt werden, dass der hydrostatische Druck erst bei Anliegen der Platine auf der Matrize mit ausreichender KNS aktiviert wurde. Zudem erfolgte ein Abschalten am Ende des Tiefziehprozesses, um eine Leckage des Systems verhindern zu können.

Zudem wurde die Leckage verringert, indem der hydrostatische Druck zwischen 10 und 25 MPa prozessabhängig so gewählt wurde, dass ein Überschreiten der hydrostatischen Druckgrenze verhindert wurde. Als hydrostatische Druckgrenze wird ein Schwellenwert bezeichnet, ab dem es zu einem Abheben der Reibungspartner und somit zu einer starken Vergrößerung des Spaltes zwischen den Reibungspartnern kommt [KLÖ10]. Das Überschreiten dieser Druckgrenze führt zu einem übermäßigen Verlust an Schmierstoff. In experimentellen Versuchen konnte gezeigt werden, dass diese Grenze, wie zu erwarten, mit steigender Blechhalterkraft angehoben werden konnte. Weiter zeigte sich bei den Tiefziehversuchen, dass mit dem Zuschalten der hydrostatischen Schmierung die Ziehkraft sprunghaft reduziert werden konnte. Für den rotationsymmetrischen Napf konnte damit die Ziehkraft um bis zu 19% reduziert werden. Die zusätzliche Einbringung von Düsen unter 45° brachte keine nennenswerte Verbesserung gegenüber der Anbringung von Mikrobohrungen ausschließlich unter 0° . Mit zunehmender Blechhalterkraft nahm die prozentuale Ziehkraftreduktion gegenüber dem konventionellen Ziehen ab. Im Allgemeinen ergaben sich bei einem kleinen Matrizenradius nur minimale Verbesserungen, wohingegen bei einem größeren Radius eine deutliche Ziehkraftreduktion erfolgte. Besonders beim Ziehen von Aluminium mit geringer Festigkeit konnte eine signifikante Reduktion erreicht und somit auch das Grenzziehverhältnis verbessert werden. Im Gegensatz zu dem rotationsymmetrischen Napf war die Umsetzung einer hydrostatischen Schmierung beim Rechtecknapf mit diversen Schwierigkeiten verbunden. So konnte hier nur eine Ziehkraftreduktion von ungefähr 2 bis 6 % realisiert werden, da die Dichtgrenze an den geraden Bauteilseiten früher erreicht wurde als in den Ecken des Napfes. Somit konnte in den kritischen Eckbereichen, in denen die höchsten KNS wirken, nicht der optimale Druckschmierungsdruck aufgebaut werden, da alle Bohrungen durch einen gemeinsamen Versorgungskanal versorgt wurden. Somit muss bei diesem Verfahren jeweils lokal ein angepasster hydrostatischer Druckzustand realisiert werden. Da sich die verschiedenen Bereiche jedoch gegenseitig beeinflussen, ist mit einer erhöhten Leckage zu rechnen. Eine weitere Herausforderung zeigte sich in der hohen Werkzeugbelastung in Folge des hydrostatischen Drucks im Werkzeug. In den Versuchen führte das Aufbringen eines Innendrucks im Werkzeug ohne gleichzeitige Abstützung durch den Ziehprozess zu einem Bruch des Werkzeugs. Ein weiterer Nachteil ergibt sich durch die Einschränkung des Verfahrens auf das Ziehen in Wannennlage, da sonst ein Abfließen des Öls in der Matrize nur schwer zu realisieren ist. Zu erwähnen ist zudem die Beschädigung der Platine durch die Mikrobohrungen. Bei Verwendung von Aluminium als Platinenwerkstoff kam es zu Beginn des Tiefziehprozesses, bei dem die hydrostatische Schmierung noch deaktiviert war, zu einem Abschälen von kleinen Aluminiumspänen. Bei der anschließenden Aktivierung der Druckschmierung wurden diese aus den Mikrobohrungen herausgedrückt, wodurch lokale Kaltaufschweißungen entstanden. Bei Werkstoffen mit höherer Festigkeit traten diese Effekte nicht auf.

Dagegen wurden bei allen Werkstoffen Oberflächenveränderungen in Form einer Welligkeit in Bereichen des Druckpolsters oberhalb der Druckschmierungsbohrungen festgestellt. Diese Welligkeit resultierte aus den eingebrachten lokalen Druckspannungen durch das Druckmedium [KLÖ10].

Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass die hydrostatische Schmierung im Matrizenradius vor allem unter Prozessbedingungen mit niedrigen KNS Vorteile bringt. Dabei hängt die Wirksamkeit des Verfahrens jedoch stark von der prozessbedingten hydrostatischen Druckgrenze ab, deren Überschreiten zu einer starken Vergrößerung des Spaltes zwischen den Reibungspartnern führt. Neben den reduzierten Prozess- und Reibungskräften und dem damit verbundenen geringeren Verschleiß kann die erhöhte Maßhaltigkeit der Bauteile als positiver Effekt bei der Anwendung der hydrostatischen Schmierung genannt werden. Jedoch steht den Vorteilen der wesentliche Nachteil gegenüber, dass der Druck des Hydraulikmediums unterhalb der hydraulischen Druckgrenze bleiben muss, um eine Leckage des Schmiermediums zu vermeiden. Dies verhindert eine Anwendung dieses Verfahrens bei nicht-rotationssymmetrischen Bauteilen aufgrund der unterschiedlichen hydraulischen Druckgrenzen in den verschiedenen Werkzeugbereichen.

Ein ähnliches Konzept zur hydrostatischen Schmierung im Matrizenradius eines Tiefziehwerkzeugs verfolgten Murata und Miyamoto [MUR01; MUR02]. Zur Vermeidung von ölbasierten Schmierstoffen entwickelten sie ein neues Schmiervorgehen für das Tiefziehen, bei welchem Wasser unter hohem Druck während des Tiefziehprozesses als Schmiermedium eingebracht wird. Durch den Aufbau eines dünnen Wasserfilms soll vor allem die Reibung im Bereich des Matrizenradius minimiert werden. Hierfür wurde das Wasser mittels Bohrungen mit einem Durchmesser von 0,6 mm unter 45° in den Matrizenradius eingebracht (siehe Abbildung 2-22 (a)).

Für das Tiefziehen eines Rundnapfes mit 30 mm Durchmesser aus Aluminium A1050 wurden insgesamt 8 Bohrungen im Matrizenradius angeordnet. Der Wasserdruck wurde zwischen 10 und 40 MPa variiert. Ab 20 MPa Wasserdruck konnten für ein Ziehverhältnis von 1,8 Nöpfe reißerfrei gezogen werden. Durch die zusätzliche Einbringung von 0,05% natürlichem Palmöl reduzierten sich die Stempelkräfte. Auch durch die Erhöhung des Wasserdrucks auf 40 MPa sank die Stempelkraft weiter. Jedoch ergab sich für alle Bauteile das Problem, dass durch die Wasserdüsen Oberflächendefekte wie Kratzer und Grübchen auf der Blechoberfläche entstanden. Je höher der Wasserdruck, desto stärker waren die Oberflächendefekte ausgeprägt.

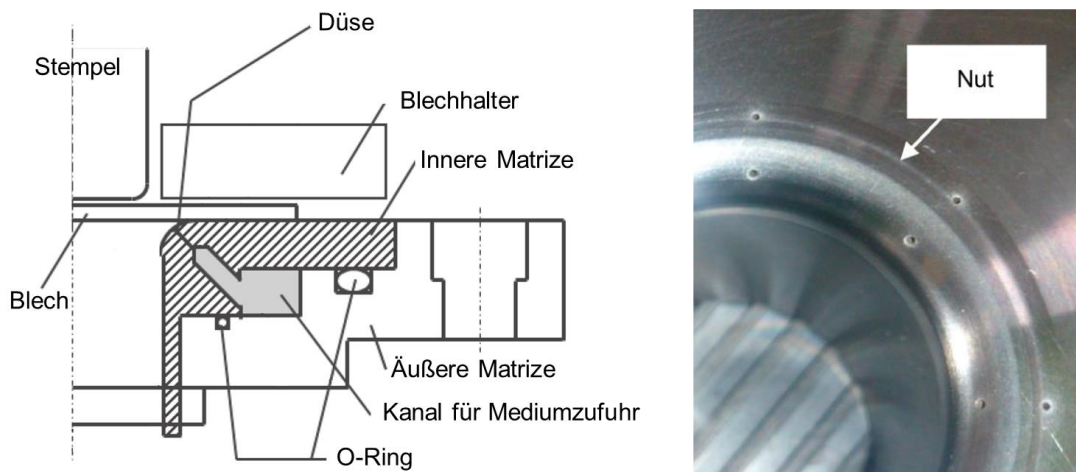


Abbildung 2-22: Werkzeug für die Hochdruck-Wasserschmierung beim Tiefziehen: (a) Ursprünglicher Werkzeugaufbau für die experimentelle Untersuchung. (b) Mithilfe der Strömungssimulation optimierte Matrize mit zusätzlichen Bohrungen, welche über eine kleine Nut verbunden sind. [HOR15].

Um die Beschädigungen der Bauteile zu verhindern, wurden in neueren Untersuchungen mithilfe der Strömungssimulation Optimierungen der Düsenanordnung in der Matrize durchgeführt [HOR14; HOR15; KUB12]. Dabei wurden zu den 8 Düsen im Radius zusätzliche 8 Düsen am Übergang des ebenen Bereiches zum Radius angeordnet und diese über eine 2 mm breite Nut miteinander verbunden (siehe Abbildung 2-22 (b)). Mit diesem Aufbau konnte in der Strömungssimulation vor allem die Druckverteilung des Wassers zwischen Platine und Matrize zu Beginn des Tiefziehens verbessert werden. In experimentellen Versuchen bestätigte sich dieses Erkenntnis, sodass der minimale Wasserdruck zur Herstellung von reißerfreien Bauteilen auf 10 MPa halbiert werden konnte. Mit dem geringeren Wasserdruck wurden auch die Oberflächendefekte auf den Näpfen reduziert. Jedoch ergab sich das Problem, dass es bereits bei niedrigen Ziehkräften aufgrund der Bohrungen in der Matrize mehrfach zum Bruch des Werkzeugs kam. Ein genereller Nachteil bei diesem Verfahren ist in der Verwendung von frei ausströmendem Wasser in einem Tiefziehwerkzeug zu sehen. Hierdurch ist eine verstärkte Rostbildung im Werkzeug zu erwarten. Neben den Forschungsarbeiten zur hydrostatischen Schmierung sind zwei Patente für die Zuleitung des Schmierstoffes in die Formoberfläche bei der Umformung mit hydrostatischer Schmierung bekannt. Die Erfindung von Yamasaki [YAM96] betrifft das Zuführen einer Flüssigkeit unter Druck in die Kontaktfläche zwischen Platine und Werkzeug (Matrize, Blechhalter und Stempel) über eine oder mehrere Flüssigkeitsaustrittsöffnungen. In dieser Patentschrift wird zudem die Anbringung einer Flüssigkeitskammer an den Öffnungen der Schmierstoffzuleitung vorgestellt, um mögliche Reißen im Blech in diesem Bereich zu vermeiden. Entsprechend der Patentschrift ergibt sich bereits ab 2 MPa Flüssigkeitsdruck ein eindeutiger Effekt bezüglich der Vermeidung von Falten in der Platine, bei 5 MPa bezüglich der Vermeidung von Rissen. Im Allgemeinen wird jedoch die Verwendung eines höheren Drucks empfohlen. Für einen Rechtecknapf der Größe

100x100 mm² und einer Ziehtiefe von 40 mm wurden experimentelle Untersuchungen mit diesem Verfahren durchgeführt. Im Werkzeug wurden für diese Versuche Austrittsöffnungen an den Ecken des Rechtecknapfes sowohl an der Matrize als auch am Blechhalter angebracht, wobei die Versorgung für jede Austrittsöffnung über eine eigene Zuleitung und Speisepumpe erfolgte. Als Schmiermedium kam Wasser mit einem Druckniveau von 25 MPa zum Einsatz. Keine guten Ergebnisse konnten für den Anwendungsfall erzielt werden, bei der die hydrostatische Schmierung ausschließlich auf der Blechhalterseite eingesetzt wurde. Bei einer Schmierung auf der Matrizen-seite konnten dagegen in einem großen Presskraftbereich falten- und rissfreie Bauteile gefertigt werden. Durch eine Schmierung auf beiden Seiten ergab sich nur eine leichte Verbesserung. Auch die Anwendung von Flüssigkeitskammern an den Austrittsöffnungen der Zuleitungen wurde experimentell untersucht. Die Austrittskammern wurde so ausgelegt, dass die Tiefe der Blechaufdickung während des Ziehens entsprach, um so die Abdichtung und damit auch den tatsächlichen Flüssigkeitsdruck zu erhöhen. Hierdurch konnten die Verfahrensgrenzen zusätzlich erweitert werden.

In einem weiteren Patent [KEL95] wird die Regelung des Blechhalterdrucks und der Schmierung beim Tiefziehen über Hydraulikzylinder kombiniert. Zuleitungen mit Austrittsöffnungen in der Matrize verbinden die Zylinder und bewirken so eine hydrostatische Schmierung der Platine während des Arbeitshubes der Presse. Weitere Offenlegungsschriften beinhalten Verfahren zur hydrostatischen Schmierung während des Umformprozesses [HAS02] sowie spezifische Verfahren für das Innenhochdruckumformen [GÜN97] und das Aufrechterhalten eines Schmierfilms durch Verschließen der Zuleitungen über federgespannte Kugeln [PAN99].

Auch bei den wirkmedienbasierten Umformverfahren, wie z.B. dem Hochdruckblechumformen oder dem Innenhochdruckumformen, werden Fluide aktiv über eine Pumpe während des Fertigungsprozesses in das Werkzeug eingebracht. Als Fluid werden hier Gase, Flüssigkeiten und formlose feste Stoffe eingesetzt [NEU07]. Die Hauptaufgabe der Fluide liegt bei den wirkmedienbasierten Umformverfahren jedoch nicht in der Schmierung, sondern in der Druckbeaufschlagung des Werkstücks [DOE10]. Daher werden die wirkmedienbasierten Umformverfahren hier nicht weiter berücksichtigt.

Im Allgemeinen lassen sich aus den genannten Arbeiten zur hydrostatischen Schmierung beim Tiefziehen verschiedene Erkenntnisse bezüglich des Aufbaus bzw. der Wirkweise eines aerostatischen Systems ableiten und übertragen. So zeigt sich, dass die richtige Position der Mikrodüsen im Werkzeug großen Einfluss auf das Tiefziehergebnis aufweist. Speziell im Matrizenradius ist die Positionierung der Düsen an Orten der höchsten KNS entscheidend. Jedoch muss berücksichtigt werden, dass die Mikrobohrungen unter Umständen zu Oberflächendefekten auf den Werkstücken sowie zu einer erhöhten Gefahr von Werkzeugbrüchen in diesen Bereichen führen können.

In den verschiedenen Forschungsarbeiten [u.a. KLÖ10; YAM96] zeigte sich, dass ein hoher Einbringungsdruck der Medien in Kombination mit einer guten Abdichtung der Platine zu einer Erhöhung des hydrostatischen Drucks in der Wirkfuge führt. Im Allgemeinen kann festgehalten werden, dass durch die aktive Einbringung eines Schmiermediums im Tiefziehprozess eine relativ niedrige Reibung erzielt werden kann.

2.2.3 Anwendungen von aerostatischen Schmiersystemen in Gleitlagern und in industriellen Fertigungsverfahren

Im Gegensatz zu Flüssigkeiten weisen Gase eine deutlich niedrigere Viskosität auf und führen damit aufgrund der geringen inneren Reibung zu äußerst niedrigen Reibungsbedingungen in aerostatischen Schmiersystemen. Jedoch führt die niedrigere Viskosität zusammen mit der erhöhten Kompressibilität von Gasen auch zu einer geringeren Tragfähigkeit in Tribotechnischen Systemen [KLE09]. Weiten Einsatz finden aerostatische Schmiersysteme in Gleitführungen und Gleitlagern. Zahlreiche Forschungsarbeiten wurden auf diesem Anwendungsgebiet durchgeführt, die hier kurz vorgestellt werden. Im Folgenden wird dann der Schwerpunkt auf die direkte Anwendung von aerostatischen Schmiersystemen in industriellen Fertigungsverfahren gelegt.

Aerostatische Gleitlager

Aerostatische Gleitlager werden häufig auch als pneumatische Lager, Luftlager oder gasgeschmierte Lager bezeichnet [BRE17; KLE09]. Eine externe Druckluftversorgung mit einem Druckniveau von meist 0,4 bis 1 MPa bewirkt einen Überdruck im Lagerspalt, auf welchem das Lager schwebt. Luft wirkt dabei als Schmiermedium [KLE09], wobei die niedrige Viskosität von Gasen zu sehr niedrigen Reibungszahlen führt. Neben diesem Hauptaspekt ergeben sich weitere Vorteile durch die Anwendung von aerostatischen Schmiersystemen in Gleit- und Führungslagern [BRE17; GER91; KLE09; MOC10], wie Verschleißfreiheit durch Trennung der sich bewegenden Teile, eine hohe Lagergenauigkeit, keine Verschmutzung aufgrund der Öl- und Fettfreiheit, niedrige Geräuschemission, Vermeidung des Stick-Slip-Effekts und eine flächige Abstützung des Lagers durch das Luftpolster.

Aufgrund dieser besonderen Eigenschaften finden aerostatische Lager Anwendung in Mess- und Prüfeinrichtungen, in denen höchste Anforderungen an die Messgenauigkeit gelegt werden sowie in der Pharma- und Lebensmittelindustrie, wo ein kontaminationsfreier Betrieb mit Reinraumtauglichkeit erforderlich ist [MOC10]. Auch in Bearbeitungsmaschinen für die Fertigungstechnik und hier vor allem im Bereich der Fein- und Mikrobearbeitung mit hohen Anforderungen an die Genauigkeit kommen Luftlager zum Einsatz [GER91]. Weitere Einsatzgebiete sind die Automatisierungstechnik und die Luft- und Raumfahrt (z. B. in Kreiseln in Navigationsgeräten) [SCH99].

Den oben aufgeführten Vorteilen der Luftlager stehen jedoch auch einige Nachteile gegenüber. So führt die geringe Viskosität der Luft zu einer geringen Tragfähigkeit, wodurch größere Bauteilabmessungen erforderlich sind. Zudem sind die schlechten Notlaufeigenschaften bei Ausfall der Druckluftversorgung, der erhöhte Fertigungsaufwand sowie der Aufwand für die Luftaufbereitung als Nachteile zu nennen [BRE17]. Auch können pneumatische Instabilitäten in Form von selbst-erregten Schwingungen aufgrund der Kompressibilität von Luft auftreten [WEC06]. Bei hohen Relativgeschwindigkeiten kann bei den sehr geringen Masseströmen und der sehr geringen spezifischen Wärmekapazität von Luft die Reibungswärme nicht immer vollständig durch das gasförmige Schmiermedium abgeführt werden. Dies führt zu einer starken Erwärmung, wodurch meist eine aktive Kühlung erforderlich wird [BRE17; CZI15].

Für aerostatische Gleitlager wurden verschiedene Lagerarten mit unterschiedlicher Zuführung der Luft in den Lagerspalt entwickelt. Die Lagerarten unterscheiden sich dabei hauptsächlich durch die Anzahl, Form und Lage der Einströmöffnungen in den Lagerspalt [SCH95]. Unter anderem in [BAR14; BRE17; GER91; KLE09; SCH99] werden die verschiedenen Lagerarten detailliert vorgestellt. Darauf aufbauend werden hier die Wichtigsten zusammenfassend vorgestellt.

Die einfachste Variante bildet das Düsen-Luftlager ohne Drossel und ohne Vorkammer. Über eine zylindrische Einströmdüse mit einem Durchmesser von 0,1- 0,5 mm strömt die Luft in das Lager. Aufgrund zahlreicher Nachteile kommt diese Lagerart kaum zum Einsatz. Eine Weiterentwicklung stellt das Lager mit konvergentem Spalt dar. Dieses Lager weist eine hohe Lagerkraft und Steifigkeit auf, die jedoch stark mit der Spalthöhe abfällt (vgl. Abbildung 2-23). Als Elementarluftlager wird das Lager mit Drossel und Tasche bezeichnet. Der Vorwiderstand in Form einer Düse bzw. Drossel ist erforderlich, um eine spaltabhängige Tragkraftänderung zu erzeugen. Aufgrund der geringen Viskosität von Luft haben sich vor allem kurze, runde Düsen als Drossel bewährt, da die Lagerkraft über einen großen Spalthöhenbereich konstant bleibt. Eine häufig eingesetzte Lagerart sind Lager mit permeablen Lagerflächen. Über ein Sintermaterial strömt die Luft flächig verteilt in das Lager, wodurch ein großflächiges Druckprofil im Lagerspalt und damit eine hohe Tragfähigkeit entsteht. Nachteilig ist das hohe Totvolumen durch Hohlstellen im Material und das stochastisch verteilte Ausströmen der Luft infolge unregelmäßiger Porosität im Sintermaterial. Daher werden meist Lager eingesetzt, bei denen die oberste Schicht des Sintermaterials verdichtet und anschließend mittels aufwändigem Läppprozess wieder geöffnet werden. Als Alternative werden die Öffnungen durch Laserbohren eingebracht, wobei ca. 5-20 Düsenöffnungen pro cm² verteilt werden [DOR02]. Im Allgemeinen sind diese luftdurchlässigen Stellen gleichmäßig über die Lagerfläche verteilt, um so ein einheitliches Druckprofil über den gesamten Lagerspalt zu erhalten. In Bezug auf das benötigte Druckprofil entspricht das Sinterluftlager dem Lager mit flächig verteilten Mikrodüsen. Auch hier wird eine große Anzahl von Öffnungen über das Lager verteilt. Die

Mikrodüsen werden durch Laserbohren erzeugt, wodurch es viele Möglichkeiten zur Anpassung an spezifische Anforderungen gibt. Die Anzahl, Anordnung und Geometrie der Mikrodüsen wird dabei meist genau mittels Strömungssimulation berechnet. So lassen sich heute auch Lager mit diskret verteilten Mikrodüsen herstellen. Jedoch ergibt sich hierbei keine gleichmäßige Druckverteilung im Lagerspalt, da der Druck zwischen den Düsen abfällt. Dieser Druckabfall wird verstärkt, je weiter die Düsen voneinander entfernt und je näher die Düsen am Rand des Lagers sind. Dagegen verringert sich der Druckabfall im Lagerspalt durch das Einbringen zusätzlicher Düsen.

Der Düsendurchmesser in aerostatischen Gleitlagern für die Anwendung in Mess- und Prüfeinrichtungen sowie Bearbeitungsmaschinen für die Fertigungstechnik beträgt meist zwischen 50 bis 250 μm . Dabei werden die Düsen, wenn möglich, als Konfusor ausgelegt, um das Totvolumen des Lagers zu reduzieren. Bei der Herstellung der Düsen wird von der Rückseite der Lagerfläche aus gebohrt, sodass sich die kleinere Öffnung ohne Grat in der Lagerfläche befindet. Durch die Auslegung der Mikrodüsen als Konfusor wird das Totvolumen nur durch die Rauheit der Lagerflächen bestimmt.

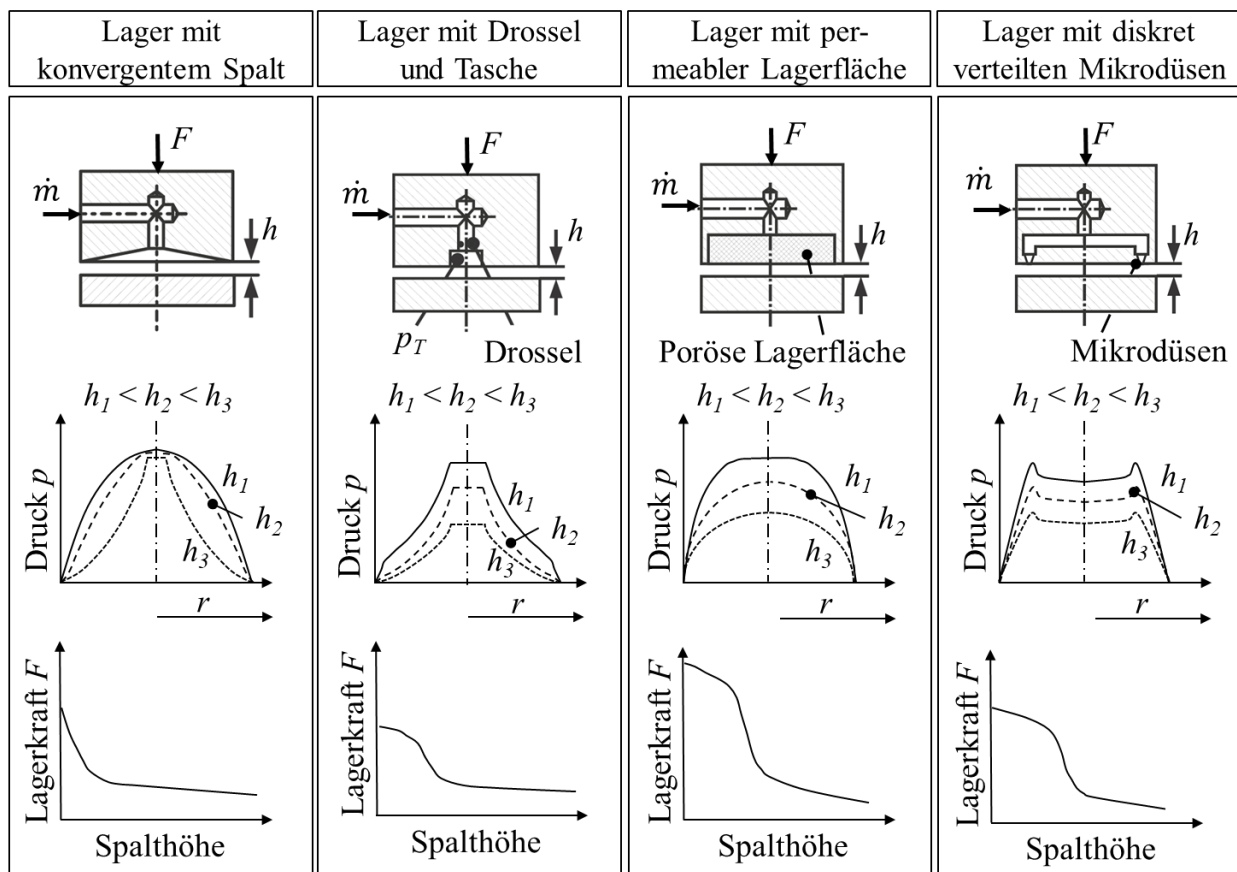


Abbildung 2-23.: Schematische Kennlinien verschiedener Lagerarten nach [BRE17] und [BAR14].

Bei der Auslegung von aerostatischen Lagern wird eine vollständige Trennung der Reibungspartner durch einen Gasfilm angestrebt. Das Druckprofil im Lager muss auf die äußere Belastung und deren Änderung abgestimmt werden. Jedoch ist die Lagerkraft nur ein einzelner Aspekt bei

der Auslegung von aerostatischen Lagern. Um zudem die Schwingungsanregung zu reduzieren, wird eine hohe Lagersteifigkeit angestrebt. Aus wirtschaftlichen Gründen sollte zudem der Luftverbrauch möglichst gering sein.

Für die Auslegung der Mikrodüsen und ihre Verteilung im Umformwerkzeug bieten die in diesem Kapitel vorgestellten Arbeiten zu aerostatischen Gleitlagern eine wichtige Hilfestellung. Demnach sollte für die Realisierung einer möglichst hohen Tragkraft eine gleichmäßige Verteilung der Düsen im Umformwerkzeug erfolgen. Für die Düsen wird ein Durchmesser von 50 bis 250 μm und die Düsenform Konfusor empfohlen. Die Forschungsarbeiten zeigen zudem, dass eine analytische Auslegung der Lager bei komplexeren Aufbauten nicht zielführend erscheint und eine simulative Auslegung anzustreben ist.

Gasschmierung in der Zerspanung

Direkte Anwendungen von aerostatischen Schmiersystemen zur Reibungsreduktion sind in Fertigungsverfahren eher selten zu finden. Eine Ausnahme bildet die Zerspanung. Neben der Verminderung von Werkzeugverschleiß und der Erzielung einer guten Oberflächenqualität hat das Schmiermittel in der Zerspanung im Unterschied zur Blechumformung zusätzlich die Aufgabe, den Späneabtransport zu unterstützen und vor allem die Wärmebelastung der Werkzeugschneide zu reduzieren [DIE16]. Daher zielt die Anwendung in der Zerspanung nicht auf den Aufbau eines aerostatischen Druckpolsters ab, sondern vorrangig auf den Einsatz der Gase als Kühl- und Schmiermittel. Hierzu sind zahlreiche Untersuchungen bekannt, welche im Folgenden vorgestellt werden. Zum einen wurden Untersuchungen unter reiner Gasatmosphäre durchgeführt, zum anderen wurden verschiedene Gase aktiv in die Schneidzone eingebracht (siehe Abbildung 2-24).

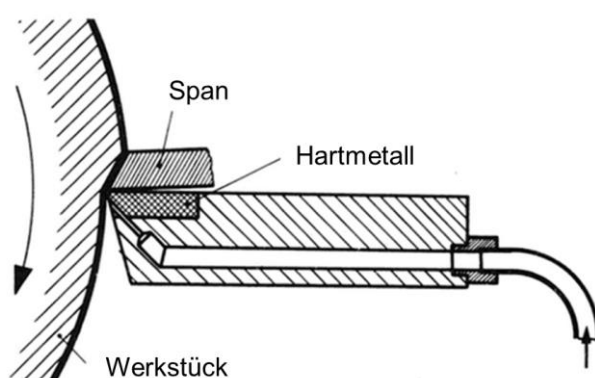


Abbildung 2-24: Versuchsaufbau zur Gasschmierung beim Drehen nach [OPI56].

Bei der Verwendung von **Stickstoff** konnte in einigen Arbeiten [ELS14; OPI56; PAH51] die Lebensdauer der Werkzeuge gegenüber dem trockenen Zustand deutlich erhöht und die Reibung reduziert werden. Zum einen werden hier die Kühlwirkung des Gasstroms und zum anderen die Bildung einer chemischen Reaktionsschicht auf dem Werkzeug als

Grund für die Lebensdauererhöhung angenommen. Im Gegensatz dazu stellte [ROW63] eine Erhöhung der Schneidkraft als Indiz für eine Reibungserhöhung unter Stickstoffatmosphäre fest.

Auch bei der Verwendung von **Sauerstoff** als Medium zur Gasschmierung in der Zerpanung kommen die Forschungsarbeiten zu unterschiedlichen Schlussfolgerungen. Zum einen wird eine Reduktion der Werkzeuglebensdauer [OPI56] einhergehend mit einer Erhöhung der Schneidkraft festgestellt, was auf Oxidationseffekte zurückgeführt wird. Zum anderen wird von einer Steigerung der Werkzeuglebensdauer bzw. Reduktion der Schneidkraft [ÇAK04; ROW63; WIL77a] aufgrund von chemischen Reaktionsschichten und einer guten Kühlwirkung des Sauerstoffes berichtet. Die Reduktion der Schneidkraft geht mit einer Reduktion der Reibung zwischen Span und Werkzeug einher [WIL77b].

Bei Verwendung von **Kohlendioxid** als Kühl- und Schmierstoff berichtet [ZHA10] von einer Verbesserung der Oberflächenqualität des Werkstücks beim Drehen verglichen mit dem trockenen Zustand. [PAH51] stellt eine Verlängerung der Werkzeuglebensdauer fest, [OPI56] jedoch eine Verkürzung. Bei hohem Vorschub ermittelt [ÇAK04] für die Gasschmierung mit CO₂ im Vergleich mit dem trockenen und geschmierten Zustand sowie im Vergleich mit der Gasschmierung von N₂ und O₂ die geringsten Schneidkräfte und Reibungszahlen. Als Erklärungsansatz für die Kraftreduktion wird die Reduktion der Spanlänge und die gute Kühlwirkung des CO₂ genannt.

Zusammenfassend wird festgestellt, dass durch die Verwendung von Gasen als Kühl- und Schmierstoff in der spanenden Verarbeitung sowohl die Reibung im Zerspanprozess, als auch die Werkzeuglebensdauer beeinflusst werden kann. Die Autoren der Untersuchungen sind sich jedoch nicht einig, ob vorrangig die Schmierwirkung der Gase, die Kühlwirkung oder die Entstehung von chemischen Grenzschichten die Veränderungen verursachen. Da die genannten Einflüsse sehr stark prozess- und materialabhängig sind, hierbei vielfältige Wechselwirkungen auftreten und sich zudem die jeweiligen Versuchsaufbauten stark unterscheiden, ergibt sich keine einheitliche Aussage zur Veränderung der Reibungseigenschaften durch Verwendung von Gasen als Kühl- und Schmierstoff. Zudem ist eine direkte Übertragung der Erkenntnisse auf die Blechumformung nicht möglich, da bei der spanenden Verarbeitung deutlich höhere Temperaturen während der Verarbeitung auftreten. Jedoch kann festgehalten werden, dass die Entstehung von chemischen Grenzschichten durch die Reaktion der Gase mit der Oberfläche große Auswirkung auf die Reibung haben kann.

Aerostatische Schmierung in der Blechumformung

Für die superplastische Blechumformung untersuchte Werle einen verfahrenstechnischen Ansatz zur Vermeidung von Kontakt zwischen Ziehstempel und Platine mithilfe der aerostatischen Schmierung [WER95]. Bei der superplastischen Blechumformung handelt es sich um ein Umformverfahren, bei dem bei ausgewählten Werkstoffen die hohe Formänderung aufgrund von ext-

rem niedrigen Fließspannungen im Werkstoffzustand der Superplastizität ausgenutzt wird, um besonders hohe Ziehverhältnissen im Tiefziehprozess zu realisieren [SIE92]. Die daraus resultierenden niedrigen KNS im Werkzeug begünstigen die Ausbildung eines Luftpolsters zwischen Werkzeug und Platine. Für die Einbringung der Luft realisierte Werle ein Werkzeugkonzept, bei dem die Luft über Sintermetall, welches ein Hohlraumvolumen von ca. 34% aufweist, gleichmäßig in der Kontaktfuge austreten kann. Um verschiedene Konfigurationen untersuchen zu können, wurde der Stempel ($\varnothing=100$ mm) mit wechselbarem Stempelkopf ausgerüstet (Abbildung 2-25). Die Luft wurde mit einem Druckniveau von bis zu 5 MPa in das Werkzeug eingebracht.

Bei dem Halbkugelkopf aus Sintermaterial wurde eine Verschlechterung der maximal erreichbaren Ziehtiefe gegenüber einem konventionellen Stempel aus dem Werkzeugstahl 1.2344 ohne aerostatische Schmierung ermittelt. Grund war hierfür, dass das warme Aluminium die Poren des Sinterkopfes verschloss und die Luft ausschließlich über die freien Poren ohne Blechkontakt austrat. Somit konnte kein Luftpolster zur Trennung von Stempelkopf und Platine realisiert werden. Dagegen konnte für den Stempelkopf aus Sintermaterial mit ebenem Boden eine leichte Reduzierung der Oberflächenreibung und somit eine Erhöhung der Ziehtiefe um ca. 25% erreicht werden. Jedoch waren auch hier technische Probleme durch das freie seitliche Abströmen der Luft erkennbar. Die besten Ergebnisse wurden mit einem flachen Stempelkopf aus Vollmaterial erzielt, in welchem zentrisch ein Sintereinsatz intergriert wurde. Hiermit wurde eine Erhöhung der Ziehtiefe um mehr als 50% erreicht.

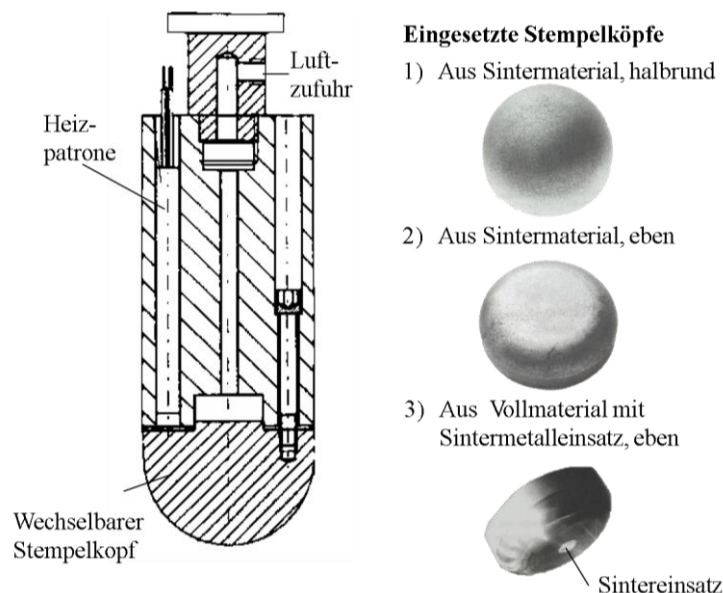


Abbildung 2-25: Werkzeugkonzept zur Untersuchung einer aerostatischen Schmierung bei der superplastischen Blechumformung [WER95].

Als Problem bei der Anwendung der aerostatischen Schmierung in der superplastischen Blechumformung nennt Werle die Stabilisierung des Luftpolsters. So hängt das Abreißen des Luftpolsters

stark von den Eigenschaften des Blechmaterials, dem gewählten Gegendruck sowie der Geschwindigkeit ab. Zudem kann es durch lokale Umformung zur Ausbildung von Luftkanälen auf der weichen Platinenoberfläche kommen, was dann zu einem Abreißen des Luftpolsters führt. Bei ungeeigneten Prozessparametern führt die aerostatische Schmierung zudem zum Versagen des Bauteils durch Aufwölbungen. Ein weiterer Nachteil ist die Anwendung dieses Verfahrens ausschließlich für rotations-symmetrische Bauteile, da bei anderen Bauteilen aufgrund ungleichmäßiger Flächenpressungsverteilung keine gleichmäßige Ausbildung des Luftpolsters erfolgen kann. Durch die niedrigen KNS und die sehr niedrigen Umformgeschwindigkeiten bei der superplastischen Blechumformung (bei [WER95] 0,08 mm/s) können die Erkenntnisse nicht direkt auf den konventionellen Tiefziehprozess übertragen werden. Jedoch kann festgehalten werden, dass die gleichmäßige Ausbildung eines Luftpolsters zur Reibungsreduktion und somit zum Erreichen eines höheren Grenzziehverhältnisses führt.

2.2.4 Stoffeigenschaften von CO₂ und N₂ und Einfluss dieser Medien auf das Reibungs- und Verschleißverhalten bei schmierstofffreien Kontaktvorgängen

Im Folgenden werden die wichtigsten Stoffeigenschaften von CO₂ und N₂ sowie wissenschaftliche Untersuchungen zum Einfluss dieser Medien auf das Reibungs- und Verschleißverhalten bei schmierstofffreien Kontaktvorgängen vorgestellt. Die physikalischen, chemischen und physiologischen Stoffeigenschaften sind dabei dem Römpp Lexikon Chemie [RÖM97] entnommen.

Kohlenstoffdioxid ist eine chemische Verbindung aus Kohlenstoff und Sauerstoff. Es gehört zu der Gruppe der Kohlenstoffoxide und wird im normalen Sprachgebrauch meist Kohlendioxid genannt. CO₂ ist ein farb- und geruchloses, unbrennbares, beständiges, reaktionsträges und ungiftiges Gas, das sich erst bei Temperaturen von über 2000°C in seine Elemente spaltet. Bei hoher Temperatur wird Kohlendioxid durch stark elektropositive Metalle, wie zum Beispiel Magnesium oder Zink, zu Kohlenstoff reduziert. CO₂ entsteht bei Verbrennung von kohlenstoffhaltigen Substanzen unter ausreichender Sauerstoffatmosphäre oder auch im Organismus von Lebewesen als Kuppelprodukt der Zellatmung. So enthält die vom Menschen ausgeatmete Luft etwa 4% Kohlendioxid. Bei 20°C liegt Kohlenstoffdioxid bereits bei einem Druck von 5,54 MPa (siehe Abbildung 2-26) als farblose Flüssigkeit mit einer Dichte von 0,766 kg/m³ vor. Bei Druckminderung vergast ein Teil des verflüssigten Kohlenstoffdioxids sehr schnell und entzieht so der Flüssigkeit Verdampfungswärme. Der nicht verdampfte Teil kühlt dabei auf ca. -80 °C ab und bildet festen Kohlensäureschnee, der auch als Trockeneis bezeichnet wird. Gasförmiges CO₂ kann in Wasser gelöst werden, wobei ein Teil des CO₂ mit Wasser zu Kohlensäure reagiert. Flüssiges CO₂ selbst löst dagegen nur wenige Stoffe auf. Dies ändert sich im überkritischen Bereich und wird dabei zum Beispiel für die Extraktion von Coffein aus Kaffee verwendet [BRU81].

Bei der Verwendung von CO₂ ist zu beachten, dass Kohlenstoff schwerer als Luft ist und es bei hoher Konzentration durch Verdrängung der Luft zu Erstickung kommen kann. Jedoch ergibt sich für eine CO₂ Konzentration von unter 2,5% in Luft keine gesundheitsschädliche Wirkung.

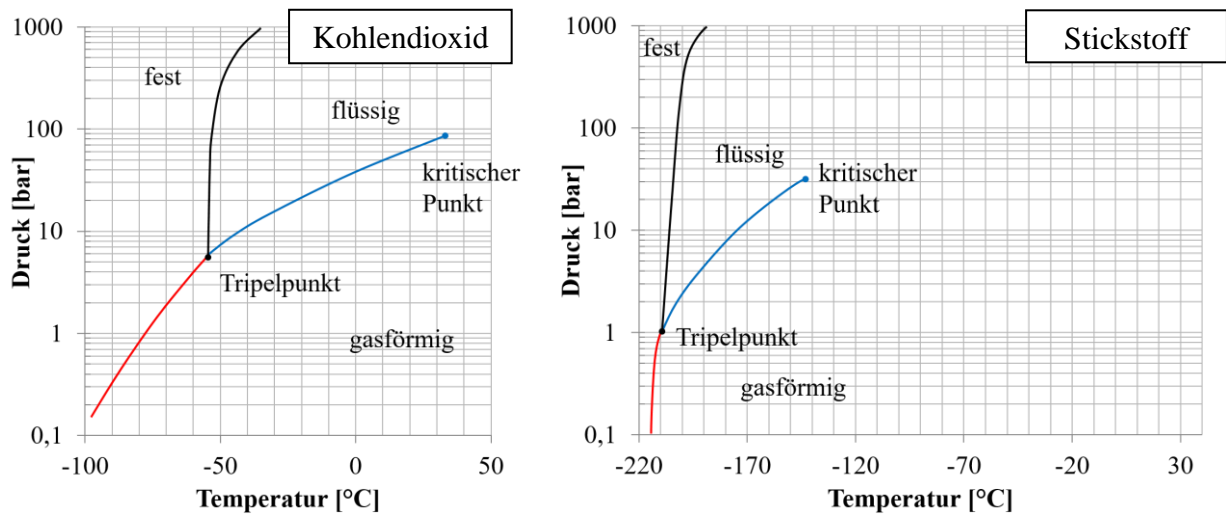


Abbildung 2-26: Phasendiagramm von (a) Kohlenstoffdioxid und (b) Stickstoff nach [LOH13] und [RÖM97].

Molekularer **Stickstoff** N₂ ist ein farb-, geruch- und geschmackloses, nicht brennbares Gas und macht mit ca. 78 vol% den Hauptbestandteil der Luft aus. In der Metallindustrie wird N₂ unter anderem zur thermochemischen Oberflächenbehandlung von Werkzeugen (Nitrieren) oder zum Laserschweißen eingesetzt. Wegen ihrer hohen Bildungsenthalpie sind N₂-Moleküle außerordentlich reaktionsträge. Daher wird N₂ häufig als Schutzgas eingesetzt. Dennoch gibt es Reaktionssysteme, die N₂ binden und/oder reduzieren. Wie in Abbildung 2-26 zu sehen ist, liegt flüssiger Stickstoff erst unterhalb einer Temperatur von -146,9°C vor. Oberhalb dieser Temperatur und eines Druckes von mindestens 3,39 MPa befindet sich Stickstoff in einem überkritischen Aggregatzustand. Das bedeutet, dass der Aggregatzustand zwischen flüssig und gasförmig nicht mehr genau unterschieden werden kann, da sich die Dichte der flüssigen Phase und Gasphase annähern.

In Tabelle 2-1 sind die wichtigsten chemischen und physikalischen Eigenschaften von Kohlenstoffdioxid und Stickstoff gegenübergestellt.

Tabelle 2-1: Chemisch, physikalische Eigenschaften von Stickstoff und Kohlenstoffdioxid [RÖM97] und [IFA18].

		Kohlenstoffdioxid	Stickstoff
Tripelpunkt	Temperatur [°C]	-56,56	-210,1
	Druck [MPa]	0,5185	0,1246
Kritische Temperatur	[°C]	31,06	-146,9
Kritischer Druck	[Mpa]	7,383	3,39 Mpa
Kritische Dichte	[g/cm ³]	0,464	0,314

		Kohlenstoffdioxid	Stickstoff
Sublimationstemperatur (bei 101,3 kPa)	[°C]	-78,5	-
Dichte (bei 0°C und 101,3 kPa)	[g/cm ³]	1,977	1,251

Für die Anwendung von Kohlenstoffdioxid (CO₂) und Stickstoff (N₂) als Zwischenmedium für die aerostatische Schmierung muss geklärt werden, wie sich das Vorhandensein von gasförmigen bzw. flüssigen Atmosphären dieser Medien auf das Reibungs- und Verschleißverhalten im Tiefziehprozess auswirkt. So ist allgemein bekannt, dass gasförmige Atmosphären prinzipiell das Reibungs- und Verschleißverhalten von ungeschmierten Kontakten erheblich beeinflussen können [MIS95; VEL14]. Zum Beispiel wird das Reibungs- und Verschleißverhalten von Stahl unter anderem durch die Bildung von Oberflächenoxidschichten bestimmt. Diese Oxidschichten ermöglichen zum Teil relativ günstige Gleitbedingungen im Vergleich zu den chemisch reinen, nicht oxidierten Metalloberflächen, bei denen hohe Reibung und Kaltverschweißungen auftreten können (siehe u.a. [BOW56]). Neben Sauerstoff wurde der Einfluss anderer gasförmiger Atmosphären auf das Reibungs- und Verschleißverhalten in zahlreichen Studien untersucht (u.a. [MIS95; VEL14; WU04]). So ist bekannt, dass auch eine N₂- und CO₂-Atmosphäre das Reibungs- und Verschleißverhalten beeinflussen kann. Für das Verschleißverhalten unter Stickstoffatmosphäre wird gezeigt, dass sich beim Kontakt von reinem Eisen unter Variation des Stickstoffgasdrucks im Vergleich zu Vakuumbedingungen die Verschleißmenge abhängig von der Stickstoffkonzentration ändert [MIS95] und dass sich Reibungsverschleiß von Nichtelegmetallen in einer inerten Stickstoffatmosphäre wesentlich geringer ausbildet als in Luftatmosphäre [FEN54]. Auch für die CO₂-Atmosphäre wird eine Reduktion des Verschleißes im Vergleich zur Luftatmosphäre gezeigt [SMI86]. Umfangreiche Untersuchungen zum Einfluss der Gasatmosphäre auf das Reibungs- und Verschleißverhalten von Wälzlagerstahl 100Cr6 werden in [VEL14] vorgestellt. Es wird gezeigt, dass durch die N₂- und CO₂-Atmosphäre der Verschleiß im Ball-On-disc-Test bei einer Anpresskraft von 29,5 N, was einer maximalen Hertzschen Pressung von 1,5 GPa entspricht, verglichen mit Luft um ca. 70 % reduziert werden konnte. Unter CO₂-Atmosphäre reduzierte sich zudem die Reibung um 60%. Zurückgeführt werden diese Effekte auf die Entstehung von unterschiedlichen tribochemischen Reaktionsprodukten (vgl. Abbildung 2-27). Dabei beeinflusst die Gasatmosphäre in der Untersuchung die Bildung von tribochemischen Reaktionsprodukten maßgeblich. Bei der Verwendung von CO₂ wird angenommen, dass C-O basierte Schichten zu niedrigen Reibungszahlen führen.

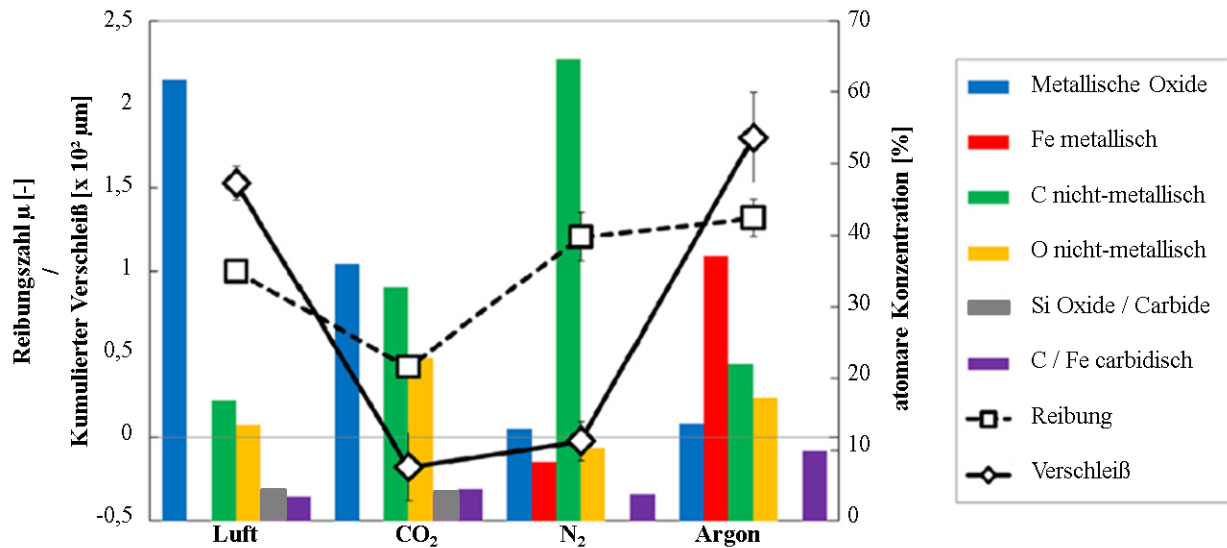


Abbildung 2-27: Zusammenhang zwischen Reibung bzw. Verschleiß und der atomaren Konzentration verschiedener tribochemischer Reaktionsprodukte bei Reibungsuntersuchungen von Wälzlagerstahl 100Cr6 unter verschiedenen Gasatmosphären (nach [VEL14]).

Jedoch können nach [VEL14] die Ergebnisse dieser Studien nicht für alle gasgeschmierten Metall/Metall-Paarungen übertragen werden, da die Adsorption von Gasmolekülen und die chemischen Modifikationen der Kontaktflächen stark von der Wahl der Betriebsparameter und der jeweiligen Werkstoffpaarungen abhängig ist. Für den Kontakt von gehärtetem Werkzeugstahl und Stahlblech unter N₂- oder CO₂-Atmosphäre mit Betriebsbedingungen, welche beim Tiefziehen auftreten, sind keine Untersuchungen bekannt.

2.3 Forschungsansätze zur schmierstofffreien Blechumformung

Wie in Kapitel 2.1.2.1 dargestellt, erfüllt der Schmierstoff beim Tiefziehen wichtige Aufgaben und ermöglicht durch die Verschleiß- und Reibungsreduktion die wirtschaftliche und robuste Massenproduktion von Blechbauteilen. Aus diesem Grund führt ein Verzicht von Schmierstoff meist zu einer starken Herabsetzung der Umformgrenzen, da es durch die erhöhte Reibung zu Rissen im Bauteil kommt. So zeigt zum Beispiel [MER15b], dass die Reibungszahlen im Streifenzug von Aluminiumlegierungen im trockenen Zustand gegenüber dem geschmierten um das 10 bis 20-fache ansteigen und die schmierstofffreie Umformung eines Rechtecknapfes aus Aluminium mit konventionellen Werkzeugkonzepten nicht möglich ist [MER15a]. Neben der erhöhten Reibung und der eingeschränkten Formgebung erhöht sich durch den Schmierstoffverzicht zudem der Werkzeugverschleiß. Besonders beim Ziehen von Materialien mit hoher Adhäsionsneigung ist die Verschleißzunahme signifikant. Soll nun aus ökologischen, ökonomischen oder kundenspezifischen Gründen auf Schmierstoffe in der Produktion verzichtet werden, muss die Verschleiß- und

Reibungsreduktion durch andere Maßnahmen realisiert werden. Im Folgenden werden solche Forschungsarbeiten vorgestellt. Dabei wird eine Unterscheidung nach **werkzeugseitigen** (Kapitel 2.3.1), **werkstückseitigen** (Kapitel 2.3.2) und **kombinierten** (Kapitel 2.3.3) **Maßnahmen zur schmierstofffreien Blechumformung** getroffen.

2.3.1 Werkzeugseitige Maßnahmen zur schmierstofffreien Blechumformung

In der Umformtechnik führt ein reiner Metall-Metall-Kontakt ohne Schmierstoff häufig zu ungünstigen Reibungs- und Verschleißerscheinungen. Daher besteht ein Ansatz zur schmierstofffreien Blechumformung in der Substitution des Werkzeugstahls durch andere Materialien. Hohe Festigkeiten und gute tribologische Eigenschaften weisen zum Beispiel bestimmte Keramiken auf. So untersuchte Kataoka [KAT04] das Grenzziehverhältnis beim schmierstofffreien Napfziehen von verschiedenen Blechwerkstoffen mit Werkzeugen aus unterschiedlichen Keramikwerkstoffen. Es zeigte sich, dass abhängig von dem gewählten Blechwerkstoff jeweils unterschiedliche Keramiken die besten Ergebnisse aufwiesen. Die dabei ermittelten Grenzziehverhältnisse stellten sich jedoch niedriger als jene aus dem Referenzprozess mit Stahlwerkzeug dar. Als Nachteil nennt [HOR12] die aufwändige und kostenintensive Bearbeitung von Keramikwerkzeugen mit komplexeren Formen. Daher wurden Versuche mit elektrisch leitenden Keramikwerkzeugeinsätzen aus ZrO_2 -WC und Al_2O_3 -TiC, welche mittels Erodierverfahren hergestellt werden können, durchgeführt [TAM10]. Für ZrO_2 -WC konnte im trockenen Zustand ein Grenzziehverhältnis erreicht werden, welches nur minimal unterhalb der Messergebnisse mit geschmierten Platinen lag. Nach [HOR12] war eine schmierstofffreie Herstellung von 10.000 Tiefziehteilen aus Aluminium mit diesen Keramikwerkzeugen möglich. In manchen Anwendungen kann auch die Verwendung von polymeren Werkzeugwerkstoffen das Trockenumformen ermöglichen. [FRA99] zeigt, dass das Grenzziehverhältnis bei der Verwendung eines Werkzeugs aus Polymerwerkstoff im trockenen Zustand nur ca. 10% unter dem des Referenzprozesses mit Schmierstoff liegt. Die erzielbaren Grenzziehverhältnisse mit Werkzeugen aus Kunststoff sind dabei in etwa vergleichbar mit denen aus Stahl. [SOU08] zeigt jedoch, dass bereits bei der Verwendung von Kunststoffwerkzeugen mit Schmierstoff deutliche Verschleißerscheinungen auftreten, sodass das trockene Tiefziehen mit Polymerwerkzeugen nur für sehr geringe Stückzahlen geeignet erscheint.

Neben der Substitution der metallischen Werkzeugwerkstoffe ist eine Verhinderung des Metall-Metall-Kontakts während des Umformens auch durch die Verwendung von Beschichtungen auf metallischen Werkzeugoberflächen erreichbar. Dabei kann nach Art der Beschichtungen zwischen selbstschmierenden Beschichtungssystemen und Hartstoffschichten unterschieden werden [VOL14]. Zum Teil werden auch Multilayer-Schichten mit einer Kombination aus selbstschmierenden und harten Schichten eingesetzt. So konnte [HOR01] mithilfe von Werkzeugbeschichtun-

gen mit Trockenschmiereigenschaften ein schmierstofffreies Tiefziehen von einfachen Bauteilgeometrien aus Stahl sowohl im Modellversuch als auch in realen Produktionsanlagen realisieren. Hierzu wurden die Tiefziehwerkzeuge mit neuentwickelten Schichtsystemen versehen, bei denen eine leicht scherbare Grenzschiicht mit einer Hartstoffschicht kombiniert wurde. Jedoch wurde die Trockenschmierstoffschicht durch den geringen Verschleißwiderstand sehr schnell abgetragen, was schließlich die Reibung nach kurzer Einsatzdauer stark erhöhte. Zudem war ein schmierstofffreies Tiefziehen von Aluminium hiermit nicht möglich. Neben dem Tiefziehen wurden von Horig auch nachgelagerte Prozessschritte untersucht. Dabei zeigte sich, dass Folgeoperationen wie das Scherschneiden derzeit nicht schmierstofffrei durchführbar sind.

Mitsuo untersuchte eine selbstschmierende Werkzeugbeschichtung auf Chlorbasis [MIT03]. Hierzu wurde Chlor in eine Titan-Nitrid-Beschichtung eingebracht. Mit dieser selbstschmierenden Werkzeugbeschichtung konnten geringe Reibungskräfte beim Tiefziehen realisiert werden. Jedoch erfolgte mit fortschreitender Belastung ein Abtrag der Titan-Nitrid-Beschichtung. Äußerst nachteilig zeigte sich zudem die Verwendung des Gefahrstoffes Chlor als Bestandteil der Werkzeugbeschichtung.

Auch an der Universität Hannover wurde in Zusammenarbeit verschiedener Institute an der Anwendung einer neuartigen selbstschmierenden Werkzeugbeschichtung für das Trockenumformen geforscht [WUL15; YIL16]. Dabei kamen selbstschmierende Oxidschichten zur Reibungs- und Verschleißreduktion zum Einsatz. Durch eine selektiv thermisch oxidierte Oberfläche wurde eine reibungsarme Trennschicht zwischen Werkzeug und Blech geschaffen. Hierzu wurden die Werkzeugoberflächen unter einer Schutzgasatmosphäre mit definiertem Restsauerstoffgehalt gezielt oxidiert. Der große Vorteil dieses Verfahrens ist, dass nach Abtrag der selbstschmierenden Schicht diese durch erneutes Oxidieren im Ofen wiederhergestellt werden kann. Verschleißuntersuchungen [YIL17] mit feuerverzinktem Dualphasenstahl DP600+Z und Werkzeugoberflächen mit einer oxidierten Trennschicht aus $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$ zeigten dabei sehr positive Ergebnisse. So war auch noch nach 5000 Hüben die aufgebrauchte Oxidschicht auf den Werkzeugwirkflächen vorhanden. Zudem konnte die Zinkabration auf der Platine deutlich reduziert werden.

Neben den selbstschmierenden Schichten werden heute vor allem Hartstoffschichten als vielversprechende Möglichkeit zur Realisierung von schmierstofffreien Umformprozessen angesehen. Taube [TAU94; TAU98] untersuchte verschiedene kohlenstoffhaltige Hartstoffschichten (DLC) unter produktionsnahen Bedingungen auf ihren Schutz gegen Kaltaufschweißungen beim Ziehen von Nichteisenmetallen. Die weicheren und weniger verschleißfesten Beschichtungen wiesen den geringsten Adhäsionsverschleiß und die geringsten Reibungskräfte gegenüber Aluminium und Edelstahl auf. Edelstahl konnte mit einer Werkzeugbeschichtung aus a-C:H erfolgreich im trockenen Zustand bis zu einer Stückzahl von 400 Teilen im realen Tiefziehprozess erprobt werden.

Jedoch waren auch hier tiefe Riefen in der Beschichtung feststellbar. Für das Ziehen von Aluminium eignete sich ausschließlich die weichere a-C:H Schicht zur Vermeidung von Adhäsion.

Carlsson [CAR05; CAR06] untersuchte die Adhäsionsneigung von verzinkten sowie mit Aluminium-Zink (Al-Zn) beschichteten Stahlblechen in Kombination mit verschiedenen DLC-Schichten. Mit diesen Schichten konnte der Materialübertrag von feuerverzinkten Blechen verhindert werden. Bei Al-Zn beschichteten Blechen wurden dagegen bei allen DLC-Schichten mit Ausnahme der chromcarbid-dotierten DLC-Schicht ein Materialübertrag festgestellt. Es wird zudem in diesen Arbeiten darauf hingewiesen, dass die DLC-Schichten bei Verwendung im trockenen Zustand stets poliert oder eine gewisse Einlaufzeit der Schicht berücksichtigt werden muss.

DLC-Schichten in Kombination mit verschiedenen Modifikationen der Werkzeugoberflächen wurden von Podgornik [POD06] untersucht. Durch die Verwendung einer kohlenstoffhaltigen Multilayerschicht aus WC/C wurde im Modellversuch zur Bestimmung der Reibung auch im trockenen Zustand der Materialübertrag von austenitischem Edelstahl auf die Werkzeugoberfläche signifikant reduziert. Zudem wird auch hier ein Polieren der Werkzeugwirkflächen zur Reduktion der Adhäsionsneigung empfohlen und gezeigt, dass sich eine laserstrukturierte Oberfläche der Werkzeuge im geschmierten Zustand positiv, im trockenen Zustand jedoch negativ auf die Adhäsion auswirkt [POD12].

Mithilfe eines DLC-beschichteten Hartmetallwerkzeugs realisierte Murakawa einen schmierstofffreien Tiefziehprozess [MUR95]. In fortlaufenden Verschleißuntersuchungen wurden dabei Rechtecknäpfe aus einer Aluminiumlegierung bis zu einer Stückzahl von 6000 Bauteilen trocken tiefgezogen. In weiteren Untersuchungen von Murakawa [MUR03] zu den tribologischen Eigenschaften von verschiedenen Beschichtungen konnte gezeigt werden, dass siliziumfreie Beschichtungen am besten für die schmierstofffreie Blechumformung von Aluminium A1100 geeignet sind. Auch andere Untersuchungen wie z. B. [HIR96] und [OSA00] zum Reibungs- und Verschleißverhalten von DLC-Schichten im trockenen Zustand bestätigen die positiven Eigenschaften dieser Schichten. Trotz dieser positiven Reibungs- und Verschleißigenschaften werden die DLC-Werkzeugbeschichtungen bisher nicht zur schmierstofffreien Blechumformung in der industriellen Massenfertigung eingesetzt. Neben wirtschaftlichen Gründen ist der fehlende Nachweis der Dauerlauffähigkeit im industriellen Maßstab als eine Ursache zu nennen. So wurden einige Untersuchungen zur Werkzeugbeschichtung unter Laborbedingungen mit sehr vereinfachten bzw. zum Teil ungeeigneten Modellversuchen wie dem Tribometer und zum Teil bei sehr niedrigen Werkzeugbelastungen durchgeführt. Zudem wird häufig als Vergleich ein schmierstofffreier Prozess mit herkömmlichem Werkzeugstahl als Referenz angegeben und nicht ein geschmierter Tiefziehprozess, wie er in der industriellen Fertigung üblich ist. Es ist zudem davon auszugehen, dass

DLC-Beschichtungen besonders bei hohen Werkzeugbelastungen aufgrund der hohen abrasiven Belastung beim Trockenumformen häufig erneuert werden müssen. [LÖH06] zeigte zwar, dass die Lebensdauer von DLC-Schichten beim trockenen Ziehen maßgeblich durch die Schichtdicke bestimmt wird. Dennoch ist eine Erhöhung der Schichtdicke nur im begrenzten Maße möglich. Zudem weisen Beschichtungen einige Nachteile auf. So ist eine Nacharbeit der Werkzeuge, z.B. durch Nachschleifen, nicht möglich. Zudem können komplexe Werkzeuggeometrien aus technologischen Gründen nicht mit einer DLC-Beschichtung versehen werden [HOR12].

Eine andere Art von Hartstoffschicht sind polykristalline Diamantschichten (PKD). Im Gegensatz zu den amorphen diamantähnlichen Kohlenstoffschichten (DLC) handelt es sich bei der polykristallinen Form um echte Diamantschichten mit sehr hohem Abrasionswiderstand. Diese Schichten werden mittels Gasphasenabscheidung hergestellt. In [TAM07] wird eine japanische Veröffentlichung zitiert, in der das schmierstofffreie Tiefziehen eines Edelstahlwerkstoffs erforscht wurde. Dabei konnten mit einer Diamantschicht, welche mittels CVD-Verfahren aufgebracht wurde, 100.000 Ziehoperationen erfolgreich realisiert werden. Von Nachteil ist der aufwändige und teure Beschichtungsprozess und die Beschränkung auf keramische oder Hartmetallwerkzeuge. Aufgrund des vielversprechenden Ansatzes beschäftigen sich weitere Forschungsarbeiten (z.B. [KÜH16; PRI18]) mit der Möglichkeit, polykristalline Diamantschichten für das schmierstofffreie Umformen zu nutzen.

Trotz der aufgeführten Nachteile weisen einige der werkzeugtechnischen Maßnahmen zur Realisierung des Trockenumformens bei zukünftiger Weiterentwicklung der Beschichtungstechnik das Potenzial auf, zumindest aus technischer Sicht im industriellen Maßstab eingesetzt zu werden. Dabei ist es wichtig, die Art der DLC-Beschichtung in Abhängigkeit von der jeweiligen Werkstoffkombination zu wählen [VOL14]. Auch polierte polykristalline Diamantschichten weisen sehr gute Reibungs- und Verschleißigenschaften auf. Um dieser Beschichtungen im industriellen Maßstab zum schmierstofffreien Tiefziehen einsetzen zu können, bedarfs es jedoch einer Verbesserung der Schichthaftung und einer deutlichen Reduktion der Herstellkosten.

2.3.2 Werkstückseitige Maßnahmen zur schmierstofffreien Blechumformung

Die Trennung von metallischem Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück kann prinzipiell auch durch Beschichtungen auf der Platine erfolgen. Nach [CAR05] eignen sich besonders organische Beschichtungen auf der Platine, um die Reibung zu kontrollieren und den Metall-Metall-Kontakt zu vermeiden. Jedoch werden die tribologischen Bedingungen stark von der chemischen Zusammensetzung der Oberflächentopologie und der Schichtdicke beeinflusst. Auch in [DOE10] wird aufgeführt, dass organisch beschichtete Platinen mit Korrosionsschutzprimer oder KTL-Er-

satzlackierung die Reibungskräfte beim Tiefziehen deutlich reduzieren und so Schmier- und Reinigungsmittel eingespart werden können. Zudem eignet sich die organische Beschichtung als Vorbeschichtung für den Decklack bei der Karosserielackierung.

Für die schmierstofffreie Warmumformung von Magnesiumblechen [TSU09] und Aluminiumblechen [HOR12] bei 200°C wurde die Anwendung von DLC-beschichteten Platinen untersucht. Durch die Verwendung von DLC-beschichteten Magnesiumblechen erzielte Tsuji ein ähnliches Grenzziehverhältnis sowie eine leicht reduzierte Reibung im Vergleich mit dem Referenzprozess mit Schmierstoff. Auch für das Ziehen von Aluminiumblechen konnte mit der DLC-Beschichtung eine Reibungsreduktion erzielt werden. Generell macht eine Beschichtung der Platine aus Kostengründen jedoch nur Sinn, wenn die Beschichtung auch für den späteren Einsatz der Bauteile erforderlich ist. So wird beispielsweise im Inneren von Getränke- und Verpackungs Dosen häufig eine Kunststoffbeschichtung aufgebracht. Gespräche mit Fachleuten aus der Industrie ergaben, dass im asiatischen Markt Dosen aus organisch beschichteten Aluminiumblechen schmierstofffrei mittels Tief- und Streckziehen hergestellt werden. Besonders strenge Gesetze in der Lebensmittelindustrie machen dort einen Verzicht von Schmierstoffen erforderlich. Dabei besteht die besondere Herausforderung beim Trockenumformen mit beschichteten Platinen darin, die Beschichtung auf das Coil im Walzwerk derart aufzubringen, dass eine Schichtablösung während der Umformung auf jeden Fall unter allen Bedingungen verhindert wird. Bei Bauteilen, bei denen eine Beschichtung des Endprodukts erforderlich ist, scheint die halbzeugseitige Beschichtung eine vielversprechende Möglichkeit zur schmierstofffreien Blechumformung darzustellen. Eine allgemeine Anwendung dieser Maßnahme bei allen Blechbauteilen ist jedoch nicht möglich, da zum einen die Fügbarkeit durch die Beschichtung beeinträchtigt werden kann und zum anderen eine Kunststoffbeschichtung häufig die Funktionserfüllung des Blechbauteils aus technischen oder ästhetischen Gründen verhindert.

2.3.3 Kombinierte Forschungsansätze zur schmierstofffreien Blechumformung

Mehrere aktuelle Forschungsarbeiten im Rahmen des DFG-Schwerpunktprogrammes „Nachhaltige Produktion durch Trockenbearbeitung in der Umformtechnik¹“ verfolgen seit 2014 kombinierte Ansätze, bei denen sowohl werkzeug- als auch werkstückseitige Maßnahmen zum Trockenumformen in der Blechumformung kombiniert werden. Auch die Kombination von verschiedenen werkzeugseitigen Maßnahmen sind hier zu nennen. So wird am Institut für Fertigungstechnik (IF) der TU Dresden in Zusammenarbeit mit dem Fraunhofer-Institut für Werkstoff- und Strahltechnik

¹ Schwerpunktprogramm des Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) mit der Kurzbezeichnung SPP1676

(IWS) eine Kombination von Makro- und Mikrostrukturierung der Werkzeuge sowie einer Werkzeugbeschichtung und Mikrostrukturierung der Halbzeuge zur gezielten Reibungsreduktion während des Tiefziehens untersucht (siehe Abbildung 2-28) [BRO16; KUN16; MOU14; MOU15; MOU17]. Besonders die Makrostrukturierung in Form von wellenartigen Strukturen im Bereich des Blechhalters erwies sich als vielversprechender Ansatz. Die Rückhaltung der Platine erfolgt über Strukturen, die eine Aneinanderreihung von mehreren hintereinander angeordneten Laufsicken darstellen. Mit dieser Makrostrukturierung konnte die Kontaktfläche um 80% und die Blechhalterkraft um ca. 90% reduziert werden. Durch Variation der Eindringtiefe und des Abstandes zwischen zwei Spitzen der Struktur kann die Rückhaltung variiert und somit ein lokal angepasster Einlauf der Platinkante realisiert werden.

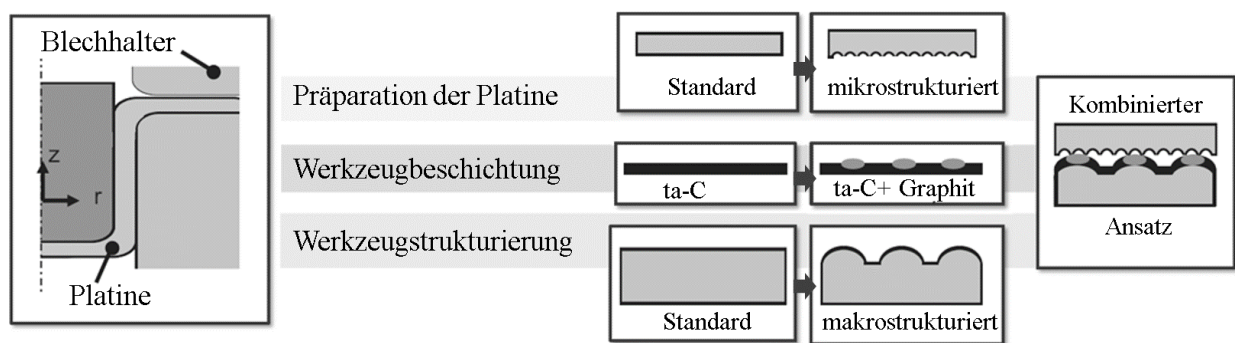


Abbildung 2-28: Kombination verschiedener Maßnahmen zum schmierstofffreien Tiefziehen [MOU14].

Der Ansatz in diesem Forschungsprojekt zum schmierstofffreien Tiefziehen sieht vor, die Werkzeugstrukturierung zukünftig mit einer Werkzeugbeschichtung aus tetraedrisch gebundenem, amorphem, wasserstofffreiem Kohlenstoff (ta-C) zu kombinieren. Dabei wird mittels Laser der in der ta-C Schicht vorliegende sp^3 -Zustand des Kohlenstoffs lokal in reibungs- und verschleißminimierendes Graphit (sp^2) umgewandelt. Untersuchungen mit der lokal umgewandelten Beschichtung ohne Makro-Strukturierung der Werkzeuge zeigten eine Reibungsreduktion im trockenen Zustand um bis zu 15% im Vergleich mit unbeschichteten Werkzeugen aus Kaltarbeitsstahl 1.2379 in Kombination mit beölnen Platinen. Zudem konnte der Verschleiß durch die Umwandlung der ta-C-Schicht im Vergleich mit einer konventionellen ta-C-Schicht um 90% reduziert werden. Neuere Untersuchungen [JÄH19] zeigen jedoch, dass durch die partielle Umwandlung der ta-C-Schicht in Graphit keine Verbesserung der Reibungszahl im Umlenkversuch erzielt werden konnte.

Auch am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen der TU Darmstadt wird eine Werkzeugbeschichtung mit einer Halbzeugmodifikationen in Form einer Mikrostrukturierung der Blechoberfläche für das Trockenumformen kombiniert. In Zusammenarbeit mit dem Fraunhofer-Institut für Schicht- und Oberflächentechnik in Braunschweig liegt der Schwerpunkt dieser For-

schungsarbeiten auf der Weiterentwicklung von Beschichtungen für das Tiefziehen von Aluminiumblechen. Durch die Anreicherung von amorphen hydrogenisierten Kohlenstoffschichten (a-C:H) mit Silizium (a-C:H:Si) oder Fluor (a-C:H:F) soll eine Passivierung bei Kontakt mit dem adhäsiv wirkenden Aluminium erfolgen [ABR16]. Zwar konnte durch die Anreicherung mit Silizium keine Verbesserung der Reibungs- und Verschleißigenschaften erzielt werden, jedoch wurden durch die umfangreichen Versuche das Einlaufverhalten der Schichten als Ursache für den rapiden adhäsiven Werkzeugverschleiß erkannt. So tritt nahezu keine Adhäsion nach der Einlaufphase der Beschichtung mehr auf, wohingegen während der Einlaufphase starke Adhäsion auftritt. Als Ursache hierfür werden die thermische Randschichtumwandlung der DLC-Schicht sowie eine Glättung der Rauheit in der Einlaufphase genannt. Auf Grundlage dieser Erkenntnisse wird derzeit an der Optimierung der DLC-Schichten gearbeitet. Da zudem als maßgebliche Einflussgröße auf das Adhäsionsverhalten die Oberflächentopographie der Platinen identifiziert wurde, werden die modifizierten Beschichtungen mit der Mikrostrukturierung der Blechoberfläche zur gezielten Einstellung von Traganteilen kombiniert.

Ein weiterer Kombinationsansatz zur Realisierung des Trockenumformens wurde in einem Gemeinschaftsprojekt von mehreren Instituten der Universität Erlangen-Nürnberg erforscht. Hier wurden Werkzeugbeschichtungen zusätzlich mit laserbasierter Oberflächenstrukturierung zur Steuerung des Materialflusses und zur Aufnahme von Verschleißpartikeln versehen, um so eine spezifisch angepasste Werkzeugoberfläche für den jeweiligen Anwendungsfall bereitzustellen [MER15b]. Neben der tetraedrisch amorphen Kohlenstoffschicht ta-C wurden a-C:H und a-C:H:W Schichten eingesetzt. Im Streifenzug mit verschiedenen Aluminium- und Blechwerkstoffen lieferte dabei die ta-C Schicht die niedrigsten Reibungszahlen ohne Entstehung von Adhäsion [MER16; STE16]. Jedoch wurden ausschließlich niedrige Flächenpressungen bis 1,5 MPa bei Aluminium und 4,5 MPa bei verzinktem Feinblech untersucht. Es zeigte sich, dass Beschichtungen mit einer geringen Reaktionsfähigkeit und ohne metallische Elemente im Vergleich zu Beschichtungen mit metallischen Elementen zu verbesserten tribologischen Bedingungen beim Trockenumformen von Aluminium führen. Zudem sind Oberflächenbeschichtungen mit einer hohen Härte und geringen Oberflächenrauheiten, was durch Polieren erreicht werden kann, von Vorteil [STE17]. Durch die zusätzliche Einbringung von Oberflächenstrukturen in die Beschichtung kann die Reibung lokal angepasst werden, um den Materialfluss während des Ziehvorgangs zu steuern. Reibungsuntersuchungen zeigten, dass durch die Anzahl und die Geometrie der eingebrachten laserbasierter Oberflächenstrukturierung die Reibung gezielt beeinflusst werden kann [MER15a], in Bezug auf den Werkzeugverschleiß jedoch ungeeignet sind. In abschließenden Dauerlaufversuchen mit jeweils 3000 tiefgezogenen Rundnäpfen konnte in diesem Forschungsprojekt nachgewiesen werden, dass mit den Werkzeugbeschichtungen a-C:H und ta-C für den Blechwerkstoff DC04

und mit der ta-C Beschichtung für den Aluminiumwerkstoff AA5182 ein schmierstofffreier Tiefziehprozess im Labormaßstab zu realisieren ist [HEN19].

2.4 Zusammenfassende Bewertung des Stands der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse und Ableitung des Forschungsbedarfs

Die große Anzahl an publizierten Forschungsergebnissen zur schmierstofffreien Blechumformung bestätigt die ökologische und ökonomische Relevanz dieses Themas. Betrachtet man die verschiedenen werkzeug- und werkstückseitigen Maßnahmen sowie die kombinierten Ansätze zum Trockenformen, so lässt sich zusammenfassen, dass derzeit keine wissenschaftliche Arbeit zum schmierstofffreien Tiefziehen bekannt ist, welche eine verallgemeinerbare Anwendung für die industrielle Massenproduktion nachweist (siehe auch [VOL14]). Gespräche mit Fachleuten aus der Industrie bestätigen diese Einschätzung sowie den großen Bedarf zur weiteren Reduktion bzw. Verzicht von Schmierstoffen in der Blechumformung und die Notwendigkeit von neuen und innovativen Forschungsansätze auf diesem Gebiet.

Die Weiterentwicklung von aerostatischen Schmiersystemen zur Anwendung in der Blechumformung stellt daher einen vielversprechenden Ansatz dar, diesen Forderungen nachzukommen. Dieser Ansatz sieht vor, Gase als Schmiermittel zu verwenden und diese aktiv unter Druck während des Tiefziehprozesses in die Reibungszonen einzubringen. Eine aktive Einbringung des Schmiermittels bietet dabei einige Vorteile. So bestätigen die Arbeiten zur hydrostatischen Schmierung beim Tiefziehen, dass mit einer aktiven Schmierung die Reibung signifikant reduziert bzw. gezielt beeinflusst werden kann. Bei der aerostatischen Schmierung soll nun der Aspekt der Reibungsreduktion durch eine aktive Einbringung von Gasen mit der Forderung nach Verzicht auf mineralölbasierte Schmierstoffe kombiniert werden.

Der Stand der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse zeigt, dass bisher keine aerostatischen Schmiersysteme in der Blechumformung eingesetzt und wissenschaftlich untersucht wurden. Zwar realisierte [WER95] eine Anwendung für das Sonderverfahren der superplastischen Umformung, jedoch wurde hier wie bei den aerostatischen Lagern eine vollständige Trennung der Reibungspartner durch einen Luftspalt angestrebt. Erste experimentelle Versuche einer aerostatischen Schmierung unter Tiefziehbedingungen wurden im Reibungsprüfstand am Institut für Umformtechnik / Universität Stuttgart durchgeführt [LIE15]. Dabei bestätigte sich im Modellversuch die prinzipielle Realisierbarkeit. Als Besonderheit wurde hierbei flüssiges CO₂ eingesetzt, welches nach dem Umformprozess vollständig verdampfte. Sonstige Anwendungen von flüssigem CO₂ als Schmiermittel zwischen flächigen Reibungspartnern sind nicht bekannt. Somit stellt die Anwendung von flüssigem CO₂ als Schmiermittel im Umformprozess ein völlig neues Forschungsfeld dar.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

In der Einleitung dieser Arbeit wurde aufgezeigt, dass in der Blechumformung derzeit ein verstärktes Interesse an der Reduktion bzw. Vermeidung der Applikation von mineralölbasierten Schmierstoffen besteht. Neben den ökonomischen Faktoren liegt das Anliegen zum Verzicht auf mineralölbasierte Schmierstoffe vor allem in ökologischen Aspekten begründet. Ein vollständig neuer Forschungsansatz für das Trockenumformen stellt die Anwendung von aerostatischen Schmiersystemen im Tiefziehprozess dar. Bisher sind keine wissenschaftlichen Arbeiten bekannt, die sich mit dieser Thematik beschäftigen. Dies liegt in dem Widerspruch begründet, dass die aerostatische Schmierung aufgrund der geringen Tragfähigkeit der Luft prinzipiell für Anwendungen mit geringen Belastungen geeignet ist; beim Tiefziehen jedoch sehr hohe Werkzeugbelastungen auftreten. Dennoch haben erste Versuche im Reibungsprüfstand am Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart gezeigt [LIE15], dass sich auch mit einer aerostatischen Schmierung niedrige Reibungszahlen unter tiefziehähnlichen Belastungen realisieren lassen. Im Gegensatz zu aerostatischen Gleitlagern wurde dabei keine vollständige Trennung der Reibungspartner angestrebt, sodass Kontakt zwischen der Platine und dem Werkzeug zugelassen wurde. Ein weiterer Grund für die erfolgreiche Erprobung lag in der erstmaligen Verwendung von flüssigem CO₂ als Schmiermittel zwischen zwei flächigen Reibungspartnern, welches nach dem Umformprozess verdampfte. Somit ergibt sich ein vielversprechender Ansatz zur Realisierung des Trockenumformens mithilfe von aerostatischen Schmiersystemen im Blechumformwerkzeug.

Die Zielsetzung dieser Arbeit besteht in dem **Aufbau und der Charakterisierung von aerostatischen Schmiersystemen für das schmierstofffreie Tiefziehen**. Ziel der Charakterisierung stellt die Beantwortung der Fragestellung dar, ob aus technologischer Sicht aerostatische Schmiersysteme prinzipiell für die Anwendung im Tiefziehprozess geeignet sind. Um diese Fragestellung ganzheitlich beantworten zu können, muss geklärt werden, welche Faktoren die Reibungskräfte in einem aerostatischen Schmiersystem für das Tiefziehen beeinflussen. Zudem ist es wichtig zu verstehen, wie diese Faktoren gezielt ausgelegt werden müssen, um ein Tiefziehwerkzeug mit aerostatischer Schmierung effektiv aufbauen zu können. Aus dieser Zielsetzung leiten sich somit folgende konkrete Fragestellungen ab:

- Welche Faktoren beeinflussen signifikant die Reibungskräfte beim Tiefziehen mit einem aerostatischen Schmiersystem?
- Wie kann ein Tiefziehprozess mit aerostatischer Schmierung optimal mit geringen Reibungskräften ausgelegt werden?
- Wo liegen die Einsatzmöglichkeiten bzw. Grenzen von aerostatischen Schmiersystemen für das Tiefziehen?

Die Frage, welches Zwischenmedium am besten für die aerostatische Schmierung des Tiefziehens geeignet ist, ergibt sich als indirekter Bestandteil der zuvor aufgeführten Fragestellungen.

Die gewählte Vorgehensweise zur Beantwortung der Forschungsfragen ist in Abbildung 3-1 zusammengefasst. Auf Grundlage der im Kapitel 2 vorgestellten Erkenntnisse zur Tribologie und hydro- bzw. aerostatischen Schmiersystemen wird in Kapitel 4 zunächst ein aerostatisches Schmiersystem für einen Reibungsprüfstand aufgebaut und geeignete Zwischenmedien ausgewählt. Zur Untersuchung der Forschungsfragen, welche Faktoren die Reibungskräfte beim Tiefziehen mit einem aerostatischen Schmiersystem signifikant beeinflussen, wird ein induktiver Forschungsansatz in dieser Arbeit gewählt. So werden die wesentlichen Komponenten des aerostatischen Tribo-Systems für das Tiefziehen mithilfe des Reibungsprüfstands variiert und die empirischen Beobachtungen beschrieben. Auf Basis der empirischen Grundlagenversuche und Erkenntnissen zur Tribologie aus dem Stand der wissenschaftlichen-technischen Erkenntnisse werden Annahmen über die beeinflussenden Faktoren und die wirkenden Reibungsmechanismen in aerostatischen Schmiersystemen abgeleitet. Diese Annahmen werden im Kapitel 5 auf Basis weiterführender Untersuchungen gezielt überprüft und die Erkenntnisse in Form eines empirischen Reibungsmodells zusammengefasst und validiert.

In Kapitel 6 erfolgt schließlich der Transfer in die praktische Anwendung des Tiefziehens. Hierzu müssen zunächst die technischen Voraussetzungen geschaffen werden und ein entsprechendes Werkzeugkonzept mit einer prozessangepassten Steuerung für die aerostatische Schmierung entwickelt werden, bevor die Erkenntnisse aus dem Streifenziehversuch im realen Tiefziehprozess überprüft bzw. nachvollzogen werden können. Dabei liegt der Schwerpunkt auf der Untersuchung der Einsatzmöglichkeiten bzw. Grenzen von aerostatischen Schmiersystemen beim Tiefziehen im Vergleich zur konventionellen Schmierung. In Kapitel 7 wird abschließend der Erkenntnisgewinn dieser Arbeit zusammengefasst und ein Ausblick über die Anwendungsmöglichkeiten von aerostatischen Schmiersystemen im Tiefziehprozess gegeben. Somit wird die Ausgangsfrage dieser Arbeit beantwortet, ob aerostatische Schmiersysteme zur Realisierung von schmierölfreien Tiefziehprozessen geeignet sind und wie solche Systeme auslegt werden müssen.

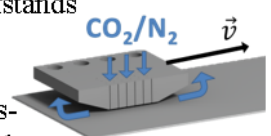
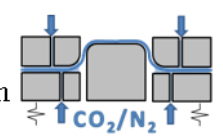
		Kap.
Einleitung und Motivation	Neuer Forschungsansatz zur Substitution von mineralölhaltigen Schmierstoffen beim Tiefziehen.	1
Stand der wissenschaftl.-techn. Erkenntnisse	<ul style="list-style-type: none"> • Tribologie im Tiefziehprozess • Anwendungen von hydro- und aerostatischen Schmiersystemen • Forschungsansätze zur schmierstofffreien Blechumformung 	2
Zielsetzung	<p>Aufbau und Charakterisierung aerostatischer Schmiersysteme für das schmierölfreie Tiefziehen</p> <p>Folgende Fragestellung leiten sich daraus ab:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Welche Faktoren beeinflussen signifikant die Reibungskräfte beim Tiefziehen mit einem aerostatischen Schmiersystem? • Wie kann ein Tiefziehprozess mit aerostatischer Schmierung optimal mit geringen Reibungskräften ausgelegt werden? • Wo liegen Einsatzmöglichkeiten bzw. Grenzen von aerostatischen Schmiersystemen beim Tiefziehen? 	3
Abgeleitete Forschungsfragen		
Empirie (Beobachtung)	<p>Beschreibung empirischer Beobachtungen auf Basis experimenteller Variation der Einflussfaktoren des neuen Tribo-Systems mithilfe des Reibungsprüfstands Streifenziehversuch.</p> 	4
Ableitung von Annahmen		
Untersuchungen zur Überprüfung der Annahmen	Weiterführende Untersuchungen zur Überprüfung der Annahmen und Zusammenfassung der Erkenntnisse in einem empirischen Reibungsmodell für aerostatische Schmiersysteme.	5
Validierung und Transfer in praktische Anwendungen	<ul style="list-style-type: none"> • Aufbau eines Tiefziehwerkzeugs mit aerostatischer Schmierung • Experimentelle Charakterisierung im realen Tiefziehprozess 	6
Zusammenfassung und Ausblick	<ul style="list-style-type: none"> • Beantwortung der Forschungsfragen • Einsatzmöglichkeiten und zukünftige Forschungsfelder 	7

Abbildung 3-1: Übersicht über die Vorgehensweise zur Beantwortung der Forschungsfragen.

4 Beschreibung empirischer Beobachtungen zur Charakterisierung der aerostatischen Schmiersysteme im Streifenziehversuch

Für den Aufbau eines Werkzeugs mit aerostatischer Schmierung zum schmierölfreien Tiefziehen ist es von entscheidender Bedeutung, die Einflussfaktoren auf die Reibung in diesem für die Blechumformung neuen aerostatischen Tribo-System zu verstehen. Wie in Abbildung 4-1 dargestellt, beeinflusst hierbei, neben dem Beanspruchungskollektiv und den vier bekannten Elementen eines Tribo-Systems (Grundkörper, Gegenkörper, Zwischenstoff und Umgebungsmedium), die aktive Zuführung des Zwischenstoffes über Mikrobohrungen im Werkzeug das tribologische Verhalten. Zudem wird als Zwischenstoff ein Gas als temporär wirkendes Schmiermittel für das Tiefziehen eingesetzt, welches nach dem Tiefziehen wieder in gasförmiger Form entweicht. Somit unterscheidet sich das aerostatische Tribo-System deutlich von aktuell eingesetzten Tribo-Systemen in der Blechumformung.

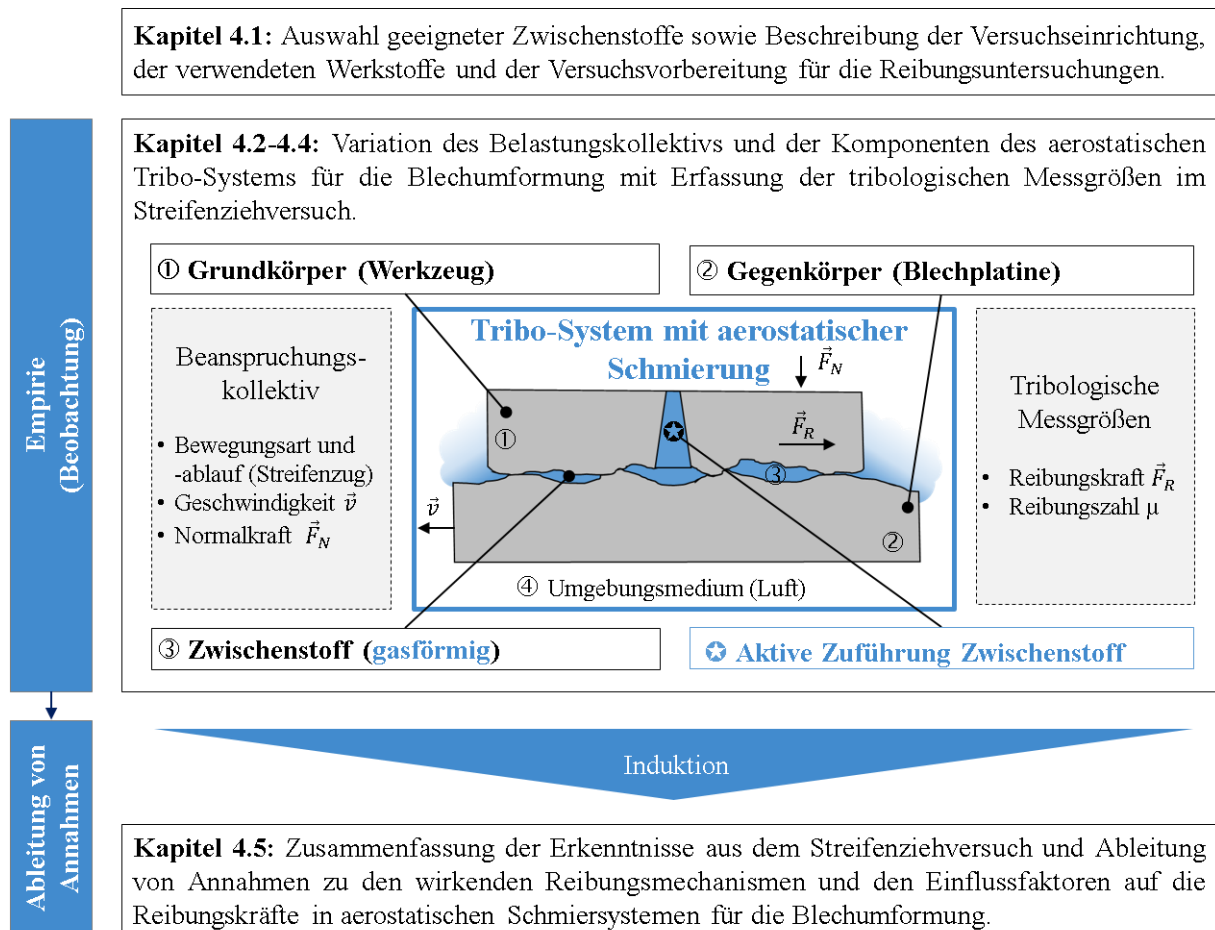


Abbildung 4-1: Übersicht zu den Untersuchungen in Kapitel 4 zur Charakterisierung des aerostatischen Schmiersystems für die Blechumformung.

In diesem Kapitel werden der Einfluss der Komponenten des aerostatischen Schmiersystems auf das Reibungsverhalten empirisch untersucht und die Beobachtungen beschrieben. Dazu wurden

zunächst geeignete Zwischenmedien für die Untersuchungen ausgewählt und ein Werkzeug aufgebaut, mit dem die sich spezifisch einstellenden Reibungskräfte im ebenen Streifenziehversuch mit aerostatischer Schmierung untersucht werden können (Kapitel 4.1). Die Schwerpunkte der Untersuchungen lagen im Folgenden auf der Bestimmung des Einflusses der aktiven Zuführung über Mikrobohrungen im Werkzeug (Kapitel 4.2) und dem Einfluss des Zwischenstoffes (Kapitel 4.3) auf das Reibungsverhalten. Diese Einflüsse wurden im Streifenziehversuch durch Messung der Reibungskraft bzw. der Reibungszahl bestimmt. Zudem wurde der Einfluss des Gegenkörpers auf das Reibungsverhalten durch Variation der Platinenwerkstoffe mit spezifischer Oberflächentopologie analysiert (Kapitel 4.4). Abschließend wurden in Kapitel 4.5 auf Grundlage der Beobachtungen Annahmen zu den wirkenden Reibungsmechanismen und den Einflussfaktoren auf die Reibungskräfte in dem aerostatischen Schmiersystem abgeleitet.

4.1 Auswahl geeigneter Zwischenstoffe und Beschreibung der Versuchseinrichtung, Werkstoffe, Versuchsvorbereitung und Versuchsplan für die Reibungsuntersuchungen

4.1.1 Auswahl geeigneter Zwischenstoffe für die aerostatische Schmierung

Als Zwischenmedium für die Trockenumformung in der Blechumformtechnik kommen grundsätzlich Stoffe in Frage, die bei Raumtemperatur (RT) und Normaldruck in gasförmigem Aggregatzustand vorliegen. Weitere wichtige Eigenschaften der Zwischenstoffe speziell für die Anwendung in der Umformtechnik sind eine ausreichende Schmierwirkung, Verträglichkeit mit den metallischen Werkstoffen, eine gute Umweltverträglichkeit und geringe Beschaffungs- und Applikationskosten.

CO₂ stellt dabei ein besonders interessantes Medium dar, da es bereits bei sehr geringen Drücken von ca. 6 MPa bei RT in flüssiger Form vorliegt. So kann CO₂ während des Umformprozess sehr einfach in flüssiger Form in das Werkzeug eingebracht werden und weist damit denselben Aggregatzustand wie die aktuell in der weltweiten Produktionstechnik verwendeten Schmierstoffe auf. Bei Entspannung auf Normaldruck nach dem Umformen wechselt das flüssige CO₂ den Aggregatzustand zu gasförmig, sodass keine Rückstände auf den Bauteilen zurückbleiben. Im Stand der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse (Kapitel 2.2.4) wurden die wichtigsten Stoffeigenschaften von CO₂ vorgestellt und dabei auf die physikalischen, chemischen und physiologischen Eigenschaften eingegangen.

Eine Besonderheit bei der Verwendung von flüssigem CO₂ stellt die starke Abkühlung des Mediums bei freier Expansion dar. Dabei stellt sich die Frage, wie sich diese Abkühlung auf die Festigkeit und das Gefüge des Werkzeugwerkstoffs eines Tiefziehwerkzeugs und des Bauteilwerkstoffes auswirkt. In [BOY10] wurden verschiedene Metallwerkstoffe dazu für 24 Stunden einer

Temperatur von $-78,3^{\circ}\text{C}$ ausgesetzt. Bei der anschließenden Analyse konnten keine messbaren Veränderungen des Metallgefüges festgestellt werden. Auch die Härte der Werkstoffe änderten sich nur unwesentlich. Damit kann eine Beeinträchtigung der Festigkeit des Werkzeugstahls im Tiefziehwerkzeug aufgrund möglicher niedriger Temperaturen durch die freie Expansion des CO_2 ausgeschlossen werden.

Neben dem Aspekt der Werkzeugabkühlung stellt die Umweltverträglichkeit des CO_2 eine weitere Fragestellung dar, die bei der Anwendung von CO_2 als Zwischenmedium in der aerostatischen Schmierung zu beantworten ist. So wird im Zuge der aktuellen Diskussion über Ursachen und Auswirkungen des Klimawandels CO_2 häufig grundsätzlich als schädlich für die Umwelt wahrgenommen, was unter anderem durch falsche bzw. ungenaue Berichterstattung in den digitalen Medien verstärkt wird (z.B. [WIL15]). Die in dieser Arbeit verwendeten aerostatischen Schmierungssysteme mit CO_2 als Zwischenmedium sind jedoch CO_2 -neutral, da keine zusätzliche Erhöhung der atmosphärischen CO_2 -Konzentration erfolgt. Das verwendete CO_2 entsteht als Abfallprodukt in vielen industriellen Prozessen und wird für die weitere technische Nutzung abgesondert, gereinigt, komprimiert und verflüssigt [KRI08]. So entsteht durch die Anwendung der aerostatischen Schmierung kein zusätzliches CO_2 , wodurch eine negative Auswirkung auf die Umwelt ausgeschlossen werden kann. Somit entspricht das CO_2 mit seinen Stoffeigenschaften den oben aufgeführten Anforderungen an ein Zwischenmedium für die aerostatische Schmierung in der Blechumformung. Besonders durch die Verwendung des CO_2 in flüssiger Form bei geringen Druckverhältnissen ergibt sich ein vielversprechender Ansatz für die Trockenumformung.

Als Referenzmedium zum flüssigen CO_2 wird im Rahmen dieser Arbeit zudem gasförmiger Stickstoff eingesetzt. Die im Stand der wissenschaftlich-technischen Erkenntnisse aufgeführten Stoffeigenschaften (Kapitel 2.2.4) lassen auf die prinzipielle Eignung von N_2 als Zwischenmedium für die aerostatische Schmierung schließen. Gegenüber konventioneller Druckluft besteht hierbei der Vorteil, dass N_2 keinen reaktiven Sauerstoff enthält und sehr kostengünstig in Gasflaschen mit dem erforderlichen Druckniveau beschafft werden kann.

Um die Reibungseigenschaften des aerostatischen Schmiersystems im Vergleich zum Tiefziehen mit mineralölbasierten Schmierstoffen bewerten zu können, wurden im Rahmen dieser Arbeit Referenzversuche mit dem Schmierstoff Wisura ZO3368 durchgeführt. Dieses Schmieröl der Firma FUCHS WISURA GmbH ist ein Stanz- und Ziehöl mit EP-Wirkstoffen, welches biologisch abbaubar ist. Dieser Schmierstoff eignet sich für die Anwendung in Umformprozessen mit Stahl, Edelstahl, Aluminium sowie verzinkten und aluminieren Blechwerkstoffen. In Tabelle 4-1 sind die technischen Daten dieses Schmierstoffes aufgeführt. Für die Reibungsuntersuchungen wurde auf die gereinigten Platinen eine definierte Schmierstoffmenge von $1,5\text{g}/\text{m}^2$ aufgebracht, was einer

in der industriellen Praxis üblichen Schmierstoffmenge für das Tiefziehen geometrisch durchschnittlich komplexer Bauteile entspricht.

Tabelle 4-1: Technische Daten des Schmierstoffes Wisura ZO3368.

	Viskosität 40°C [mm ² /s]	Dichte 15°C [g/cm ³]	Flammpunkt [°C]
Wisura ZO3368	52	0,981	180

4.1.2 Versuchseinrichtung zur Messung der tribologischen Bedingungen

Da die Reibung beim Tiefziehen lokal sehr stark variiert und zudem von vielen Einflussgrößen abhängt, erfolgen grundlegende Untersuchungen zur Charakterisierung eines tribotechnischen Systems (TTS) für das Tiefziehen meist in einem Reibungsprüfstand. Wie in Kapitel 2.1.3 vorgestellt, sind zahlreiche Prüfverfahren zur Beurteilung der Reibungsverhältnisse aus der Literatur bekannt, die jeweils unterschiedliche Reibungszonen beim Tiefziehen modellhaft nachbilden.

Für die erste grundlegende Charakterisierung des aerostatischen TTS wurde der ebene Streifenziehversuch in dieser Arbeit verwendet. Dieses Prüfverfahren bildet die Reibungsverhältnisse im Flanschbereich des Tiefziehens nach. Da dieses Prüfverfahren zudem sehr einfach aufgebaut ist, eignet es sich ideal für eine erste Untersuchung der tribologischen Verhältnisse bei Gassmierung in der Blechumformtechnik.

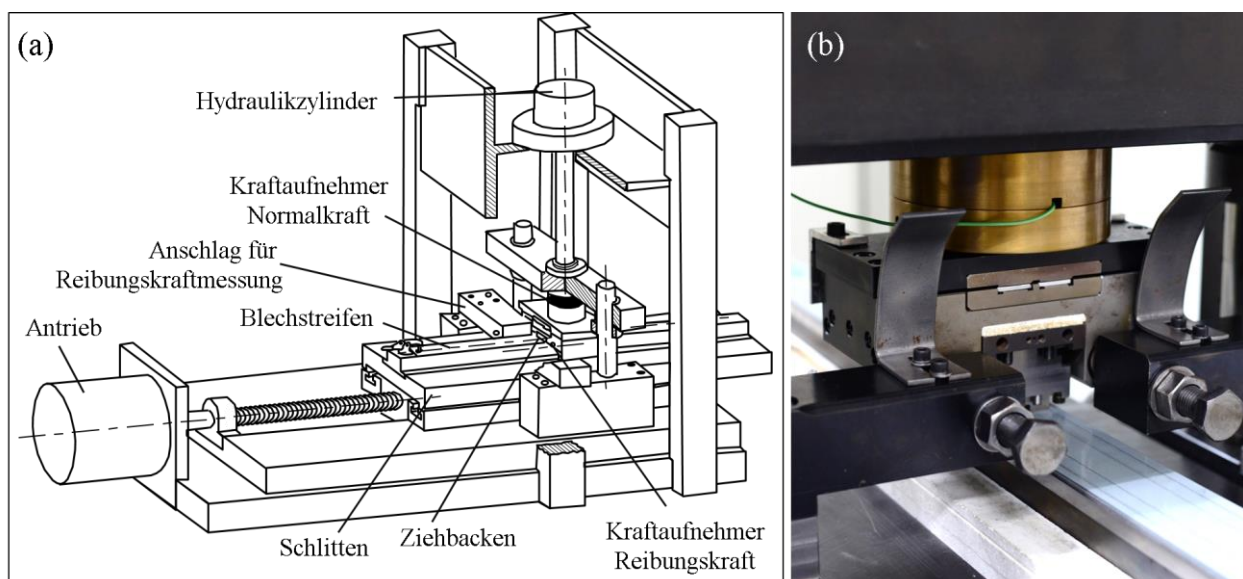


Abbildung 4-2: (a) Schematische Darstellung der Streifenziehvorrichtung am IFU nach [SEV09] (b) Vergrößerte Darstellung der Streifenziehvorrichtung mit Werkzeugeinsatz, Blechstreifen und Vorrichtung zur Aufnahme der Reibungskräfte.

Der Vorteil des Modellprüfstands nach Abbildung 4-2 liegt in der einfachen Variation der Ziehgeschwindigkeit und der Flächenpressung. Zudem können ohne großen Aufwand die Blechprobe, das Gasmedium und die Werkzeugeinsätze mit den Zuleitungen der Medien getauscht werden. Zur Erfassung der Reibungskräfte sind in der Streifenziehmaschine verschiedene Kraftsensoren integriert. Während des Ziehvorgangs wird der Reibungs- und Normalkraftverlauf erfasst. Mithilfe eines Mittelwerts aus diesen Verläufen wird die gemittelte Reibungszahl μ nach Coulomb bestimmt.

Das Streifenziehwerkzeug wird über Gasflaschen mit den Wirkmedien CO_2 bzw. N_2 versorgt. Zur Drucküberwachung der Zwischenstoffe im Ziehwerkzeug wird ein elektronischer Drucktransmitter PBMN der Fa. Baumer GmbH eingesetzt (siehe Abbildung 4-3). Die Zu- und Abschaltung der aerostatischen Schmierung erfolgt über ein direkt am Werkzeugeinsatz angebrachtes 2/2-Wege Magnetventil der Fa. END-Armaturen GmbH & Co. KG. Zur Erfassung der Durchflussmenge der verwendeten Wirkmedien wird im Labor das Coriolis-Durchflussmessgerät C100 der Fa. Endress+Hauser AG eingesetzt.

Aus dem Stand der Erkenntnisse aus der Lagertechnik ist bekannt (siehe Kapitel 2.2.3), dass die Position, Anzahl und Art der Mikrodüsen entscheidend für die Eigenschaften eines aerostatischen Gleitlagers sind. Daher kann davon ausgegangen werden, dass auch bei den aerostatischen Schmiersystemen für die Blechumformung die Auslegung bzw. Dimensionierung der Mikrodüsen von zentraler Bedeutung ist. Aus diesem Grund wurde ein Werkzeug für die Streifenziehmaschine konstruiert und gefertigt, bei dem ein einfacher Wechsel der Werkzeugeinsätze erfolgen kann (siehe Abbildung 4-3). Zudem musste eine ausreichende Steifigkeit des Werkzeugs unter dem begrenzten Einbauraum der Vorrichtung realisiert werden, um so eine zu starke elastische Verformung des Werkzeugs durch den Gasdruck von maximal 15 MPa zu vermeiden. Der Forderung nach einer möglichst hohen Wanddicke zur Reduzierung der elastischen Verformung stand jedoch die Anforderung nach einer geringen Dicke zur besseren Herstellbarkeit der Mikrobohrungen gegenüber. Mithilfe einer statischen Festigkeitsanalyse mit der FE-Simulationssoftware Ansys (siehe Anhang Kapitel 8.1) wurde aus diesem Grund eine Plattendicke von 5 mm als beste Lösung ausgewählt. Auf Basis der Simulationsergebnisse wurde zudem eine geteilte Ausführung für die Werkzeugeinsätze entworfen, um die elastische Verformung in der Mitte der austauschbaren Einsätze zu verringern. Ein weiterer Vorteil der geteilten Ausführung ergibt sich durch die bessere Härtebarkeit der Einsätze, da so im Vergleich zu größeren Bauteilen der Wärmeverzug reduziert werden kann. Die Anbringung der gehärteten Werkzeugeinsätze an den ungehärteten Werkzeuggrundkörper erfolgt mit jeweils 8 Schrauben. Die Wirkfläche bzw. Kontaktfläche eines Werkzeugeinsatzes beträgt 20 x 10 mm (siehe Abbildung 4-3).

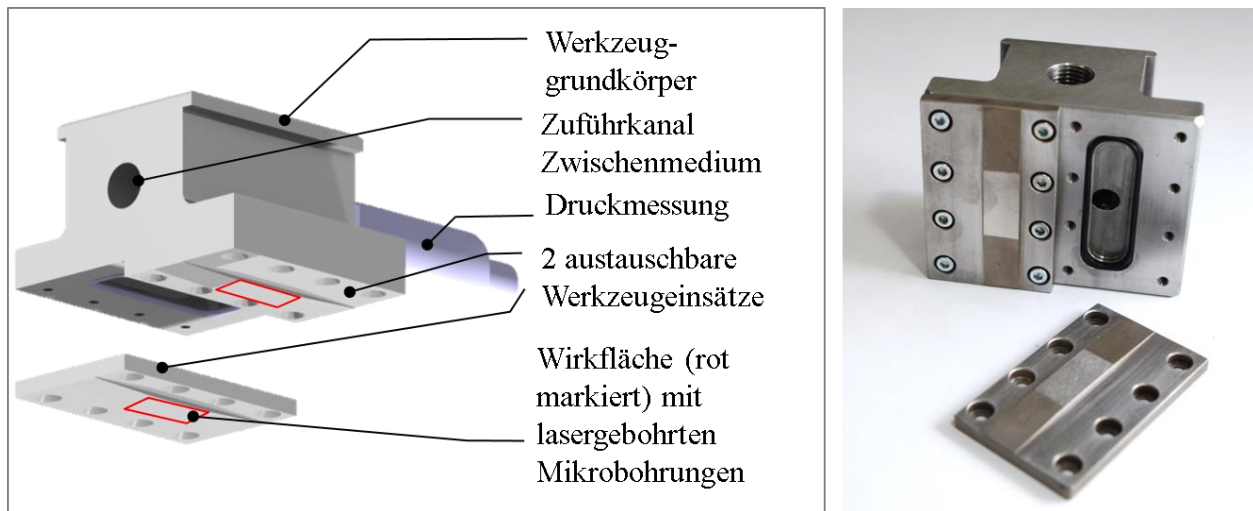


Abbildung 4-3: Werkzeug mit Zuleitungskanälen für das Wirkmedium und austauschbaren Werkzeugeinsätze mit lasergebohrten Mikrobohrungen für die aerostatische Schmierung im Streifenziehversuch.

Die Mikrobohrungen in der Wirkfläche der Werkzeugeinsätze wurden im Rahmen des Forschungsprojektes SPP1676 mit einem Picosekunden-Laser der Kilowatt-Klasse und einer Bohroptik GL Trepan der Firma GFH GmbH gefertigt. Mithilfe dieser Bohroptik konnten die gewünschten Geometrieformen der Mikrobohrungen gezielt im Werkstück eingebracht werden. Detaillierte Informationen zu den gewählten Bohrstrategien finden sich in [WÖR17].

Um den Einfluss der Mikrodüsengeometrie auf das Reibungsverhalten bei der aerostatischen Schmierung zu analysieren, wurden Werkzeugeinsätze mit verschiedenen Düsenkonfigurationen mittels Laserbohrung hergestellt. Dabei wurde die Anzahl der Bohrungen pro Werkzeugeinsatz und der Durchmesser der Düsen variiert. Zudem entstand bei der gewählten Bohrstrategie eine Düsenform, da auf der Lasereintrittsseite bei sehr tiefen Bohrungen stets ein größerer Durchmesser entsteht als auf der Austrittsseite. Diese Besonderheit beim Laserbohren wurde genutzt, um gezielt den Einfluss der Düsenform auf die Reibungsverhältnisse von aerostatischen Schmiersystemen zu untersuchen. So wurden die Werkzeugeinsätze zum einen mit Mikrodüsen als Konfusor und zum anderen mit Mikrodüsen als Diffusor ausgelegt (siehe Abbildung 4-4). Als Konfusor wird eine Düse bezeichnet, bei der der Querschnitt in Strömungsrichtung abnimmt. Bei einem Diffusor dagegen vergrößert sich der Querschnitt in Strömungsrichtung. Diese Definitionen gelten jedoch nur für Unterschallgeschwindigkeit der durchströmenden Medien. In der Strömungsmechanik wechselt bei Überallgeschwindigkeit die Definition von Konfusor und Diffusor. In dieser Arbeit wird jedoch durchgängig die Düsenform entsprechend Abbildung 4-4 verwendet, da keine Überschallgeschwindigkeit der Medien vorlag.

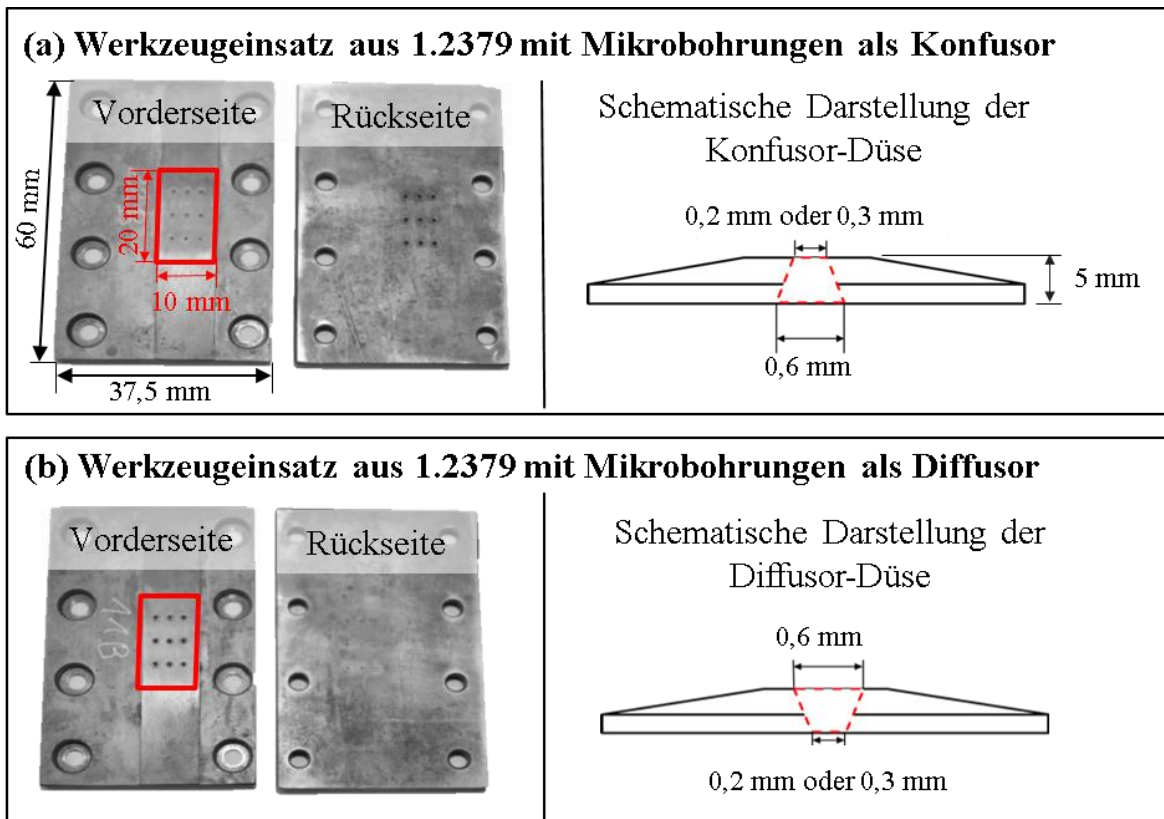


Abbildung 4-4: Werkzeugeinsatz mit Mikrobohrungen als (a) Konfusor und (b) Diffusor.

Mithilfe von Vorversuchen zum freien Ausströmen mit dem Medium CO_2 bei unterschiedlichen Bohrungsdurchmessern in [LIE15] wurden als geeignete Durchmesser 200 und 300 μm für die Mikrobohrung in den Werkzeugeinsätzen ausgewählt. Aus dem möglichen Aspektverhältnis bei der Herstellung der Laserbohrung ergab sich als geeigneter Eintrittsdurchmesser des Laserstrahls in das Werkstück ein Wert von 600 μm . Um den Einfluss der Bohrungsanzahl untersuchen zu können, wurden zudem Werkzeugeinsätze mit 3, 7, 9 und 21 Bohrungen hergestellt. Somit standen insgesamt 16 verschiedene Werkzeugeinsätze mit unterschiedlichen Mikrobohrungen für die Reibungsuntersuchungen zu Verfügung. Die verschiedenen Düsenkonfigurationen der Werkzeugeinsätze sind in Tabelle 4-2 aufgelistet. Eine Abbildung aller Werkzeugeinsätze befindet sich im Anhang 8.1.3.

Tabelle 4-2: Übersicht über die verschiedenen Werkzeugkonfigurationen durch Variation der Mikrobohrungen.

Düsenform	Diffusor		Konfusor	
Kleiner Düsendurchmesser d_1	200 μm		300 μm	
Großer Düsendurchmesser d_2	600 μm			
Anzahl der Bohrungen pro Werkzeugeinsatz	3 (1x3)	7 (1x7)	9 (3x3)	21 (3x7)

4.1.3 Werkzeug- und Blechwerkstoffe für die Reibungsuntersuchungen

Als **Werkzeugwerkstoff** wurde bei allen Versuchen der Kaltarbeitsstahl 1.2379 (X153CrMoV12) verwendet. Dieser ledeburitische Werkzeugstahl mit den Hauptlegierungselementen Chrom (~12%), Vanadium (~0,9%) und Molybdän (~0,8%) verhält sich äußerst verschleißfest und lässt sich gut härten. Nach der Fertigung der Werkzeugeinsätze im weichen Zustand wurden diese auf 60 +/-2 HRC gehärtet und überschleifen, bevor die Mikrodüsen mittels Laserbohren eingebracht wurden.

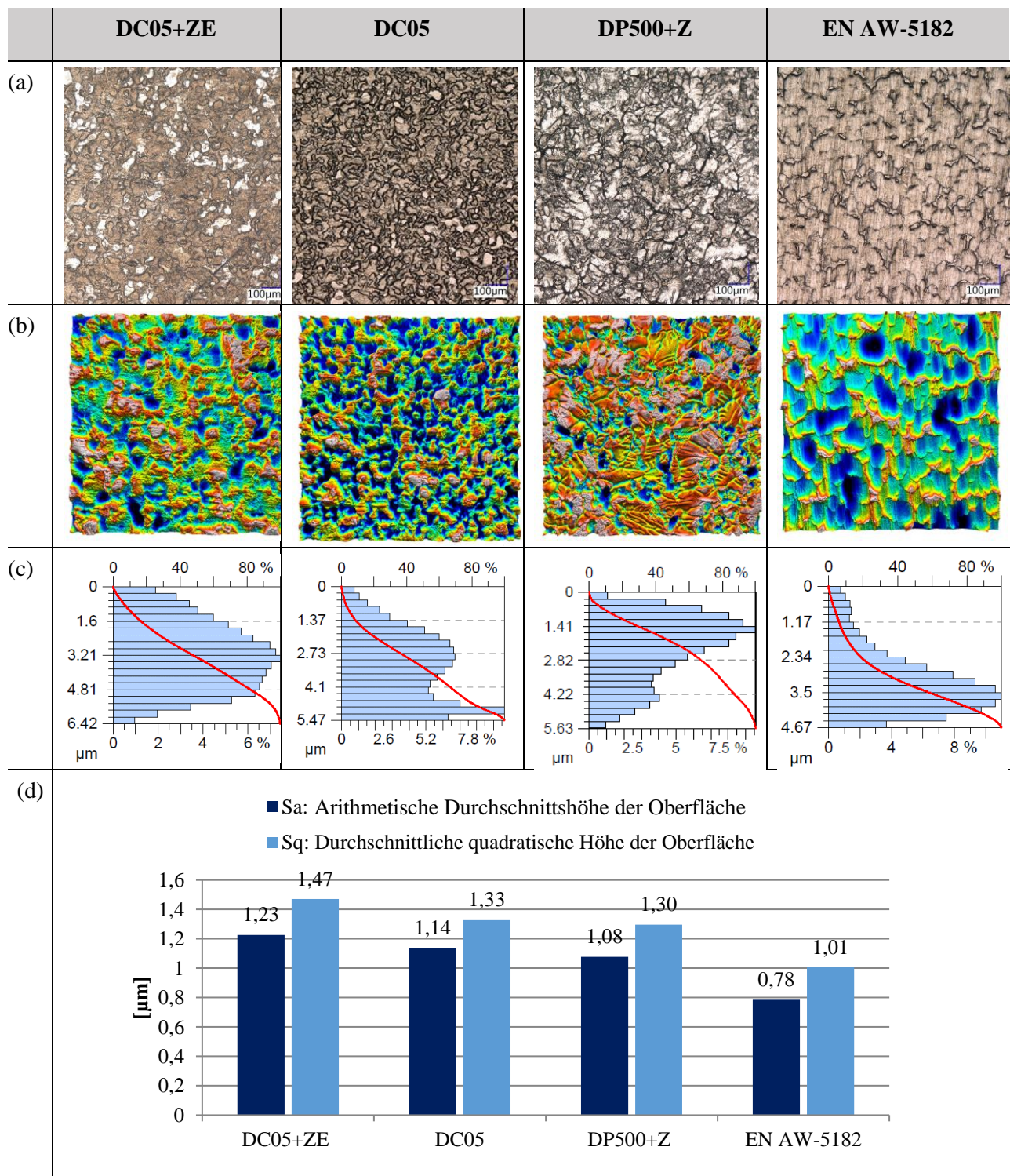
Für die experimentellen Untersuchungen wurden in dieser Arbeit vorrangig ein elektrolytisch verzinktes Feinblech der Güte DC05 als **Blechwerkstoff** verwendet. Dieser kaltgewalzte Stahlwerkstoff mit einer Zugfestigkeit von ca. 300 N/mm² (siehe Tabelle 4-3) und einer relativ hohen Bruchdehnung weist ein breites Anwendungsspektrum in der industriellen Praxis auf. Die Oberflächenstruktur der Platine zeigt eine ausgeprägte Isotropie. Um dennoch etwaige Einflüsse der Oberflächenstruktur auf das Reibungsverhalten zu vermeiden, wurden die Versuche zur Bestimmung der Reibungszahl im Streifenziehversuch in Walzrichtung durchgeführt. Eine Abbildung der Oberflächenstruktur als Mikroskopaufnahme und als farbige Höhendarstellung sind in Tabelle 4-4 zusammengefasst. Zudem sind Oberflächenkennwerte S_a und S_q sowie die Abbott-Kurve zur Darstellung der Höhenverteilung der Oberfläche abgebildet. Die Oberflächenkennwerte nach DIN ISO 25178 wurden bestimmt, indem der Blechwerkstoff jeweils an drei verschiedenen Stellen mit dem Konfokalmikroskop μ Surf mobile der Firma Nanofocus (Vergrößerung: 50-fach; numerische Aperature: 0,8; Messfeld: 0,86mm x 0,86mm) vermessen wurden. Die in Tabelle 4-4 aufgeführten Werte stellen dabei die Mittelwerte aus den drei Messungen dar. Weitere mechanische Werkstoffeigenschaften der verwendeten Blechwerkstoffe sind im Anhang 8.1.2 zusammengefasst.

Um den Einfluss des Blechwerkstoffes auf die Reibung im aerostatischen Schmiersystem zu untersuchen (siehe Kapitel 4.4), wurden neben dem Werkstoff DC05+ZE weitere Streifenziehversuche mit unverzinktem DC05, einem feuerverzinkten Dualphasenstahl DP500 und einem Aluminiumwerkstoff EN-AW5182 durchgeführt. Die mechanischen Kennwerte der eingesetzten Blechwerkstoffe wurden mithilfe von Zugproben bestimmt und sind in Tabelle 4-3 zusammengefasst, die Oberflächenkennwerte enthält Tabelle 4-4.

Tabelle 4-3: Mechanische Kennwerte der untersuchten Blechwerkstoffe.

Werkstoff	s_0	$R_{p0,2}$	R_m	A_{gl}	n	r_0	r_{45}	r_{90}
	[mm]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]	[-]	[-]	[-]	
DC05+ZE	0,7	166	297	23,0	0,24	1,79	1,79	2,69
DC05	0,7	177	322	22,1	0,23	1,94	1,93	2,39
DP500+Z	0,8	332	574	18,6	0,21	1,06	0,87	0,86
EN AW-5182	1,0	131	272	22,2	0,3	0,79	0,83	0,8

Tabelle 4-4: Übersicht über die Oberflächenstruktur der untersuchten Blechwerkstoffe: (a) Vergrößerte Aufnahme der Blechoberfläche, (b) farbige Höhendarstellung der vergrößerten Oberfläche, (c) Abbott-Kurve zur Darstellung der Höhenverteilung der Oberfläche und (d) Oberflächenkennwerte S_a und S_q .



4.1.4 Versuchsplan

Für die Beschreibung der empirischen Beobachtungen zur ganzheitlichen Charakterisierung des aerostatischen Schmiersystems wurden die wesentlichen Komponenten des Tribo-Systems im

Streifenziehversuch variiert und die Auswirkung auf das Tribo-System durch Erfassung der Messgrößen Reibungskraft und Reibungszahl in diesem Kapitel analysiert (siehe Abbildung 4-5).

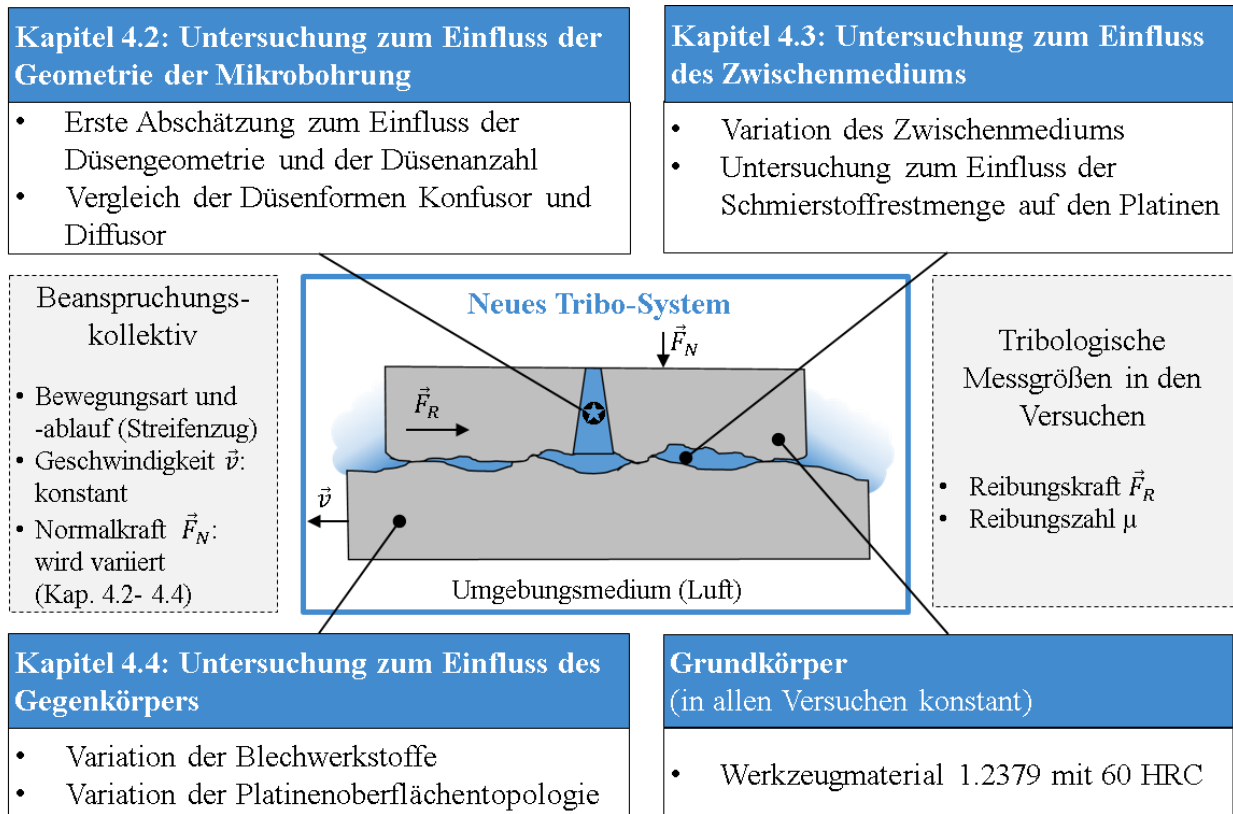


Abbildung 4-5: Übersicht zu den Untersuchungsschwerpunkten in Kapitel 4 zur Charakterisierung des aerostatischen Schmiersystems für die Blechumformung.

Wie aus der Auslegung von aerostatischen Gleitlagern bekannt, weisen Anzahl und Dimensionierung der Düsen zur Einbringung des Gases einen wesentlichen Einfluss auf das Reibungsverhalten auf. Für aerostatische Schmiersysteme in der Blechumformung sind jedoch keine Kenntnisse über geeignete Auslegungen der Mikrobohrungen aus der Literatur bekannt. Daher wird in Kapitel 4.2 zunächst eine erste Abschätzung zum Einfluss der Düsengeometrie und der Düsenanzahl in den Werkzeugeinsätzen auf die Reibungswirkung getroffen. In Streifenziehversuchen wurden hierzu die Reibungskraft und die damit bestimmten Reibungszahlen für Werkzeugeinsätze mit unterschiedlicher Düsenanzahl, Düsenform und Düsendurchmesser sowie für KNS zwischen 5 und 15 MPa bestimmt. Neben flüssigem CO_2 kam dabei auch N_2 zum Einsatz. Alle Versuche wurden bei einer konstanten Ziehgeschwindigkeit von 100 mm/s mit Werkzeugeinsätzen aus dem Werkzeugmaterial 1.2379 durchgeführt. Eine detaillierte Darstellung aller Versuchsparameter findet sich in Tabelle 4-5. Basierend auf den Erkenntnissen aus der ersten Abschätzung zum Einfluss der Mikrobohrungen wurden in Kapitel 4.2 zusätzlich der Einfluss der Düsenform Konfusor und Diffusor für einen größeren Bereich von KNS genauer untersucht.

Tabelle 4-5: Versuchsplan zur Variation der wesentlichen Komponenten des aerostatischen Tribo-Systems für die Blechumformung.

Kapitel	Untersuchungsschwerpunkt	Einbringung des Zwischenstoffs über Mikrobohrungen	Zwischenstoff	Blechwerkstoff (Gegenkörper)	KNS p _N
4.2	Einfluss der Geometrie der Mikrobohrungen auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen in der Blechumformung				
4.2.1	Erste Abschätzung zum Einfluss der Düsengeometrie und der Düsenanzahl	Variation Düsenform <ul style="list-style-type: none"> • Konfusor • Diffusor Variation Düsenanzahl <ul style="list-style-type: none"> • 3 • 7 • 9 • 21 Variation Düsen-Ø <ul style="list-style-type: none"> • 200 µm • 300 µm 	<ul style="list-style-type: none"> • CO₂ (6 MPa) • N₂ (6 MPa) DC05+ZE	<ul style="list-style-type: none"> • 5 MPa • 15 MPa 	
4.2.2	Vergleich der Düsenformen Konfusor und Diffusor	Variation Düsenform <ul style="list-style-type: none"> • Konfusor • Diffusor für WZ-Einsatz mit Düsen-Ø d _I =200µm und 9 Mikrobohrungen	CO ₂ (6 MPa)	DC05+ZE	Variation der KNS in 8 Abstufungen zwischen 1,25 und 35 MPa
4.3	Einfluss des Zwischenmediums auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen in der Blechumformung				
	Variation des Zwischenmediums	WZ-Einsatz mit 9 Mikrobohrungen (Diffusor; Düsen-Ø d _I =200µm)	<ul style="list-style-type: none"> • CO₂ (6 MPa) • N₂ (6 MPa) • N₂ (10 MPa) • Wisura ZO3368 • Ohne Zwischenstoff 	DC05+ZE mit Schmierstoffrestmenge auf Platinen <ul style="list-style-type: none"> • im Bereich 0 bis 0,1 g/m² • im Bereich 0,1 bis 0,2 g/m² 	Variation der KNS in 8 Abstufungen zwischen 1,25 und 35 MPa
4.4	Einfluss des Blechwerkstoffes auf die Reibung bei aerostatischen Schmiersystemen in der Blechumformung				
	Variation des Blechwerkstoffes	WZ-Einsatz mit 9 Mikrobohrungen (Diffusor; Düsen-Ø d _I =200µm)	CO ₂ (6 MPa)	<ul style="list-style-type: none"> • DC05+ZE • DC05 • DP500+Z • EN-AW-5182 	Variation der KNS in 8 Abstufungen zwischen 1,25 und 35 MPa

In Kapitel 4.3 liegt der Fokus auf der Variation des Zwischenstoffes. Hierzu wurden Versuche mit flüssigem Kohlendioxid und gasförmigen Stickstoff mit einem Ausgangsdruck von $p_0 = 6$ und 10 MPa sowie Versuche ohne Zwischenstoff und Versuche mit mineralölbasiertem Schmierstoff (Wisura ZO3368) durchgeführt. Dabei wurde zusätzlich der Einfluss auf die Reibung durch die Schmierstoffmenge auf der Platine untersucht.

In Kapitel 4.4 wird das Reibungsverhalten im aerostatischen Schmiersystem bei der Verwendung von unterschiedlichen Blechwerkstoffen bzw. von Platinen mit unterschiedlichen Beschichtungen analysiert. Neben elektrolytisch verzinktem Feinblech DC05+ZE kam unverzinktes DC05, der Dualphasenstahl DP500+Z und die Aluminiumlegierung EN-AW-5182 zum Einsatz.

In allen Untersuchungen zur Beschreibung der empirischen Beobachtungen im Streifenziehversuch mit aerostatischen Schmiersystemen wurde die Ziehgeschwindigkeit in diesem Kapitel mit 100 mm/s konstant gehalten, um Wechselwirkungen zwischen den Einflussfaktoren zu reduzieren. Diese Einschränkung erschien sinnvoll, da der Geschwindigkeitseinfluss auf die Reibung in konventionellen Tribo-Systemen maßgeblich durch hydrodynamische Vorgänge im Schmierstoff verursacht wird (siehe Kapitel 2.1.2.2). Neben der Geschwindigkeit wurde zudem der Grundkörper des Tribo-Systems (Werkzeugmaterial 1.2379 mit einer Härte von 60 HRC) und die Temperatur (RT) bei allen Versuchen konstant gehalten.

4.1.5 Versuchsvorbereitung

Blechtafeln werden in der Regel im Walzwerk mit einer Grundbeölung versehen. Diese Grundbeölung dient als Transport- und Korrosionsschutz bis zur Verarbeitung beim Anwender. Aufgrund von Bestrebungen, in der Blechumformung vermehrt eine Minimalmengenschmierung einzusetzen, wird in der Produktion heute häufig lediglich die Grundbeölung ohne weitere Zusatzbeölung für das Tiefziehen verwendet. Um nun Reibungsuntersuchungen zum schmierölfreien Ziehen durchführen zu können, muss diese Grundbeölung zunächst entfernt werden und in der Versuchsvorbereitung eine gründliche Reinigung der Platinenoberfläche erfolgen. Dabei stellt sich die Frage, mit welchem Reinigungsprozess ein ausreichender Reinigungsgrad der Platinen für das Trockenumformen erzielt werden kann.

In [ALM17] wurden verschiedene Reinigungsmaßnahmen von Oberflächen von Platinen auf ihre Wirksamkeit untersucht. Dazu wurde feuerverzinktes DC04 von der Grundbeölung ausführlich gereinigt, indem nacheinander Aceton-, Isopropanol- und Ultraschallbäder sowie ein Argon/Sauerstoff-Plasma verwendet wurden. Die so gereinigten Platinen wurden dann mit einer definierten Schmierstoffmenge von 1g/m^2 (entspricht ca. einer Schmierfilmdicke von $1\ \mu\text{m}$) versehen und jeweils unterschiedliche Reinigungsverfahren angewandt und miteinander verglichen. Mithilfe ei-

ner Röntgenphotoelektronenspektroskopie und einem speziell kalibrierten Ölschichtdickenmessgerät konnte der Reinigungsgrad überprüft werden. Die besten Ergebnisse wurden mit einer Bestrahlung mit CO₂-Schnee erzielt. Auch die Reinigung von Platinen im Ultraschallbad mit Aceton ergab eine sehr hohe Reinheit der Oberflächentopologie. Interessanterweise konnte durch das einfache Reinigen der Platinen mit einem in Aceton getränktem Tuch bereits ein sehr gutes Reinigungsergebnis erzielt werden. Insgesamt zeigte sich bei diesen Untersuchungen, dass mit den vorgestellten Reinigungsmaßnahmen keine komplette Entfernung aller Bestandteile im Sinne einer chemischen Stoffreinheit erzielt werden kann und dass somit stets eine geringe Verunreinigung auf der Blechoberfläche zurückbleibt. Jedoch erweisen sich die Schmierstoffmengen mit weniger als 0,1 g/m² als so gering, dass nach [ALM17] ein signifikanter Einfluss auf das tribologische Verhalten beim Tiefziehen ausgeschlossen werden kann und somit schmierstofffreie Platinen im technischen Sinne vorliegen. Diese Definition ergibt auch aus anwendungstechnischer Sicht Sinn, da unter Produktionsbedingungen der Einsatz von vollständig chemisch reinen Blechoberflächen nur schwer umsetzbar erscheint.

Für die Untersuchungen in dieser Arbeit wurde basierend auf den Erkenntnissen aus [ALM17] ein einheitlicher Reinigungsprozess festgelegt. Alle Platinen wurden zunächst mechanisch mit einem Papiertuch von groben Ölmengen befreit und im Anschluss pro Blechseite für 2 Minuten in einem reinem Acetonbad (>99.5 %) gereinigt. Die Schmierstofffreiheit im Sinne der hier aufgeführten Definition konnte exemplarisch mit den Ölschichtdickenmessungen OFIS 2.0 der Fa. Amepa GmbH und Fischerscope MMS PC2 von Helmut Fischer GmbH für die gereinigten Platinen mit einer Messgenauigkeit von 0,1 g/m² nachgewiesen werden.

4.2 Einfluss der Geometrie der Mikrobohrung auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen in der Blechumformung

Die aktive Zuführung des Gases in die Wirkfuge zwischen Werkzeug- und Platinenoberfläche stellt die wichtigste Komponente im aerostatischen Tribo-System für die Blechumformung dar. Dabei stellt sich die Frage, wieviel Mikrobohrungen für welche Reibungswirkung erforderlich sind und welche Form diese aufweisen müssen, um möglichst niedrige Reibungszahlen zu realisieren. Da die Mikrobohrungen durch die Herstellung mittels Laserbohren flexibel hergestellt werden können, ergeben sich zahlreiche geometrische Parameter für die prinzipielle Gestaltung der Mikrobohrungen. So kann die Düsenform, der Durchmesser und die Anzahl der Bohrungen zunächst frei gewählt werden. Um nun zu überprüfen, ob diese Parameter einen Einfluss auf die Reibungswirkung zeigen, wurde zunächst eine umfangreiche Versuchsreihe zur Abschätzung der Signifikanz dieser Parameter durchgeführt. Im Folgenden wurde dann der wesentliche Einflussfaktor der Düsengeometrie genauer untersucht.

4.2.1 Erste Abschätzung des Einflusses der Düsengeometrie und der Düsenanzahl auf das Reibungsverhalten

Für eine erste Abschätzung über den Einfluss die Mikrobohrungen auf die Reibungskräfte in einem aerostatischen Schmiersystem wurden die Düsengeometrie und die Anzahl der Mikrobohrungen in experimentellen Streifenziehversuchen variiert. Insgesamt standen 16 verschiedene Werkzeugeinsätze mit unterschiedlichen Konfigurationen der Mikrobohrungen für die Reibungsuntersuchungen zur Verfügung. Neben der Anzahl der Bohrungen (3, 7, 9 und 21) unterschieden sich diese Werkzeugeinsätze auch in der Düsenform (Konfusor und Diffusor) und dem kleinen Düsendurchmesser der Mikrobohrung d_1 (200 und 300 μm). Da davon auszugehen war, dass diese Parameter in Wechselwirkung mit der KNS standen, wurde zusätzlich die KNS in 2 Stufen (5 und 15 MPa) variiert. Diese beiden Werte entsprechen mittleren und hohen KNS im ebenen Blechhalterbereich beim Tiefziehen. In den Versuchen wurden die Geschwindigkeit ($v=100\text{mm/s}$), der Blechwerkstoff (DC05+ZE) und das Material des Werkzeuggrundkörpers (1.2379 mit 60 HRC) nicht variiert. Als Zwischenstoff kam sowohl CO_2 als auch N_2 zum Einsatz. Eine Übersicht über die gewählten Versuchsparameter zeigt zusätzlich zu Tabelle 4-5 die folgende Abbildung 4-6.

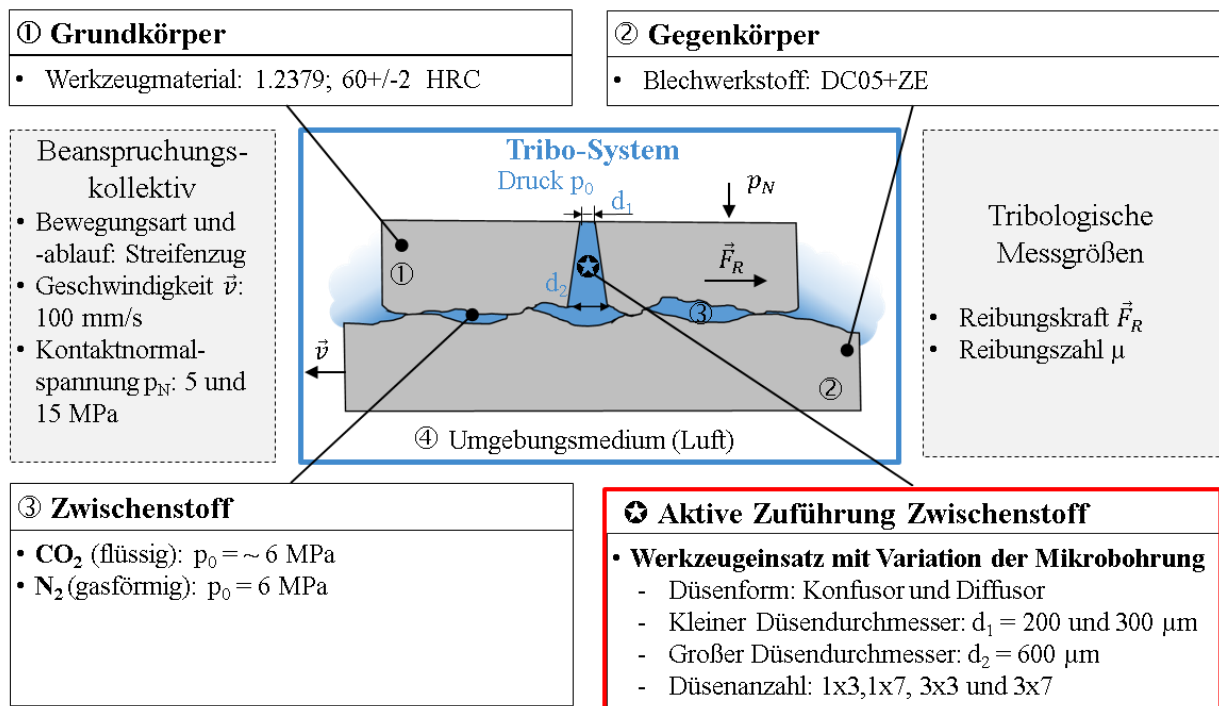


Abbildung 4-6: Übersicht über die gewählten Versuchsparameter zur Untersuchung des Einflusses der aktiven Zuführung auf das Reibungsverhalten im aerostatischen Schmiersystem.

Für die erste Abschätzung über die Signifikanz der einzelnen Einflussfaktoren auf das Reibungsverhalten wurde ein vollfaktorieller Versuchsplan erstellt, in dem jeder der Geometrieparameter der Mikrobohrungen variiert wurde. Aufgrund der dreifachen Versuchswiederholung ergab sich eine Versuchsanzahl von insgesamt 192 Streifenziehversuchen. Als tribologische Messgröße zur

Beurteilung des Reibungsverhaltens wurde die Reibungszahl μ verwendet, die mittels der im Streifenziehversuch gemessenen Reibungskraft und der eingestellten Normalkraft bestimmt wurde (siehe Kapitel 4.1.2: Versuchseinrichtung zur Messung der tribologischen Bedingungen).

Die Auswertung der umfangreichen experimentellen Versuche erfolgte mithilfe des Statistikprogramms Minitab 19. Es wurde ein lineares Regressionsmodell erstellt, bei dem die Zielgröße Reibungszahl μ mithilfe der Faktoren Düsenanzahl, Düsendurchmesser und Düsenform derart modelliert wurde, dass die real gemessenen Reibungszahlen am besten korrelierten. Mittels Regressionsanalyse können mit diesem Programm auch bei komplexen Systemzusammenhängen die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Zielgröße einfach bestimmt und dargestellt werden.

Da der Schwerpunkt der Untersuchungen in diesem Unterkapitel auf dem Einfluss der Geometrieparameter der Mikrobohrungen lag, wurde zur besseren Unterscheidung sowohl für CO_2 als auch für N_2 jeweils ein Regressionsmodell für die niedrige Flächenpressung von 5 MPa und eines für die höhere Flächenpressung von 15 MPa erstellt, sodass letztlich insgesamt 4 verschiedene Regressionsmodelle vorlagen. In diesen Modellen wurden ausschließlich 2-fache Wechselwirkungen berücksichtigt. Mithilfe einer mehrmaligen Rückwärtselimination wurden nichtsignifikante Faktoren ($\alpha = 0,1$) aus den Modellen entfernt.

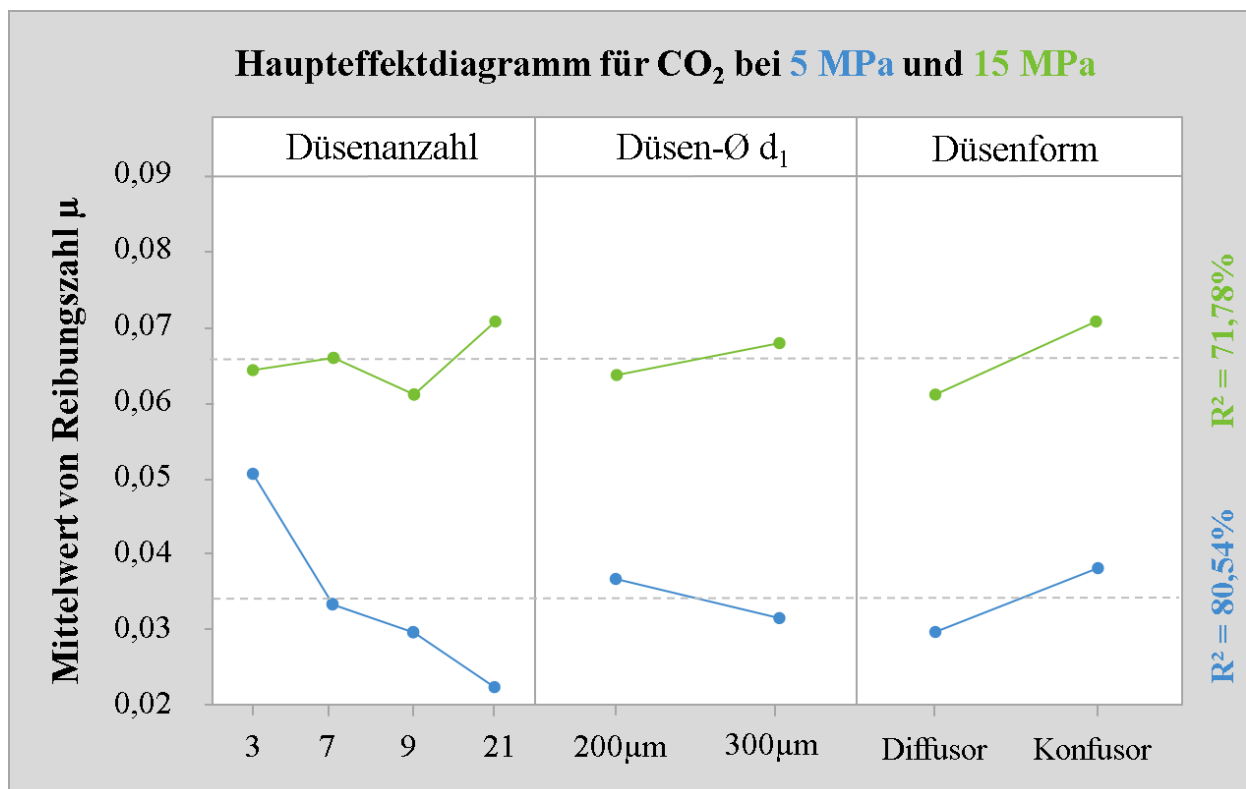


Abbildung 4-7: Haupteffektdiagramm für mittels Streifenziehversuch ermittelte Reibungszahlen μ bei 5 MPa (blau) und 15 MPa (grün) Flächenpressung mit CO_2 als Schmiermedium. Im Haupteffektdiagramm sind die Reibungszahlen als Mittelwerte aller Versuche mit der jeweiligen Konfiguration dargestellt.

Die Ergebnisse der Untersuchungen mit CO₂ als Zwischenstoff sind in Abbildung 4-7 in Form von Haupteffektdiagrammen dargestellt. Bei den Haupteffekten handelt es sich um die Mittelwerte der Reibungszahl μ , welche durch das erstellte Regressionsmodell angepasst wurden. So beinhaltet zum Beispiel der Haupteffekt „Düsenform“ den Mittelwert aller Reibungszahlen, welche mit einer Konfusor- oder Diffusorgeometrie durchgeführt wurden. Durch das Haupteffektdiagramm wird somit einfach ersichtlich, ob die Düsenform Diffusor oder Konfusor niedrigere Reibungszahlen bewirken.

Für das aus den Reibungsuntersuchungen erstellte Modell für CO₂ ergibt sich für 5 MPa Flächenpressung ein Bestimmtheitsmaß $R^2 = 80,5\%$ und für das Modell für 15 MPa eine Güte von $R^2 = 71,8\%$. Mit diesen Werten für das Bestimmtheitsmaß werden die realen Reibungszahlen ausreichend gut im Modell abgebildet. Folgende wesentliche Beobachtungen lassen sich aus den Reibungsuntersuchungen mit CO₂ als Zwischenstoff und Variation der Mikrodüsen und dem daraus erstellten Haupteffektdiagramm ableiten:

- Mit der aerostatischen Schmierung im Streifenziehversuch und CO₂ als Zwischenstoff ergeben sich niedrige Reibungszahlen im Bereich von 0,02 bis 0,07.
- Die KNS, die Düsenanzahl, die Düsenform und der Düsendurchmesser weisen einen starken Einfluss auf die Reibungszahlen auf.
- Die Düsenform weist einen signifikanten Einfluss auf das Reibungsverhalten im Streifenziehversuch mit aerostatischer Schmierung auf. Mikrobohrungen mit der Düsenform Diffusor führen dabei zu niedrigeren Reibungszahlen als jene mit der Düsenform Konfusor.
- Bei einer KNS von 5 MPa nimmt die Reibungszahl mit zunehmender Bohrungsanzahl kontinuierlich ab, bei 15 MPa ergibt sich kein wesentlicher Einfluss der Bohrungsanzahl auf die Reibungszahl μ .
- Der Einfluss des Bohrungsdurchmessers d_1 auf die Reibung zeigt eine Wechselwirkung mit der KNS. Bei einer KNS von 5 MPa führt ein größerer Durchmesser zu niedrigeren Reibungszahlen. Dagegen ergeben sich bei einer KNS von 15 MPa mit dem kleinen Durchmesser von 200 μm niedrigere Reibungszahlen.

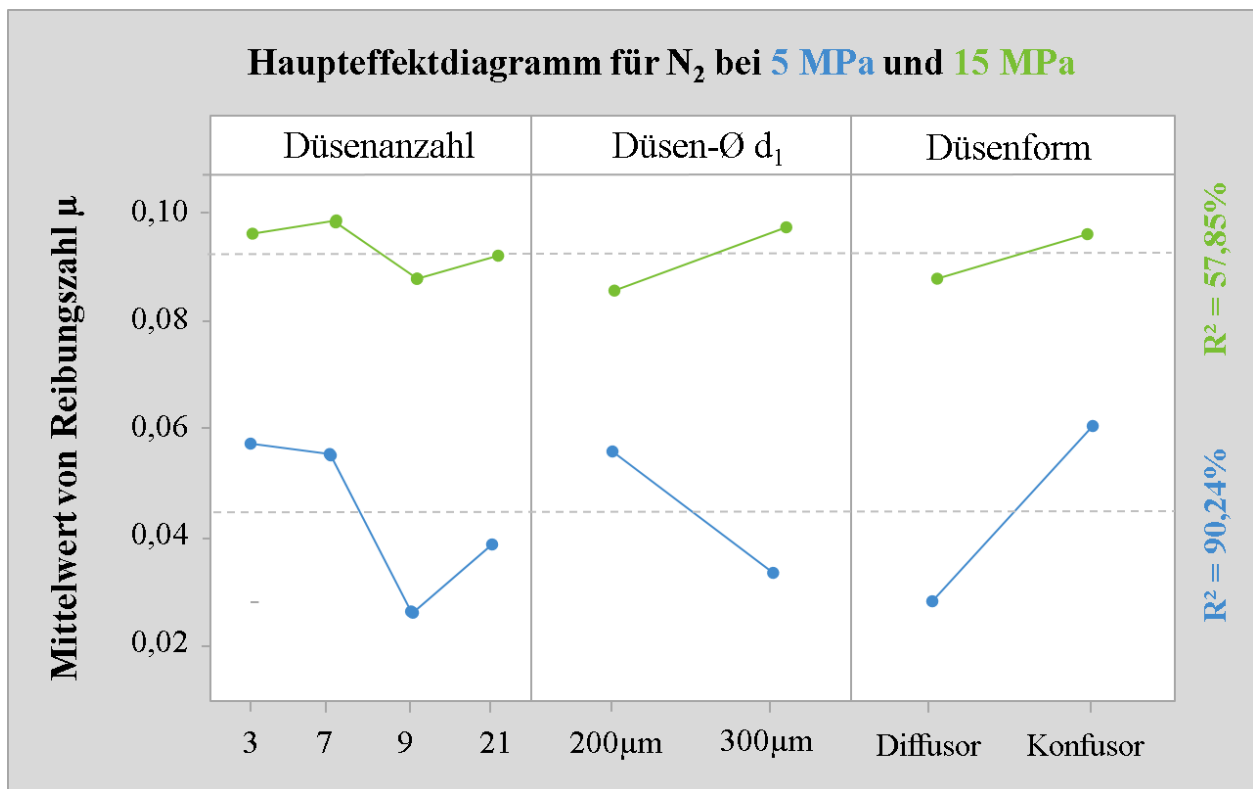


Abbildung 4-8: Haupteffektdiagramm für mittels Streifenziehversuch ermittelte Reibungszahlen μ bei 5 MPa (blau) und 15 MPa (grün) Flächenpressung mit N₂ als Schmiermedium. Im Haupteffektdiagramm sind die Reibungszahlen als Mittelwerte aller Versuche mit der jeweiligen Konfiguration dargestellt.

Für Stickstoff als Zwischenmedium zeigen sich prinzipiell ähnliche Zusammenhänge zwischen den Einflussfaktoren und der Reibungszahl μ als Zielgröße im Haupteffektdiagramm (siehe Abbildung 4-8):

- Mit N₂ als Zwischenstoff in der aerostatischen Schmierung ergeben sich sehr niedrige Reibungszahlen im Streifenziehversuch, besonders bei einer KNS von 5 MPa.
- Auch mit N₂ weisen die KNS, die Düsenanzahl, die Düsenform und der Düsendurchmesser einen signifikanten Einfluss auf die Reibungszahlen auf.
- Die Düsenform Diffusor führt zu niedrigeren Reibungszahlen als die Verwendung von Werkzeugeinsätzen mit Mikrodüsen als Konfusor.
- Der Einfluss des Bohrungsdurchmessers d_1 auf die Reibung hängt relativ stark von der KNS ab. Vor allem bei niedrigen KNS um 5 MPa reduziert ein größerer Durchmesser d_1 die Reibung deutlich.
- Bei einer KNS von 15 MPa zeigt sich im Streifenziehversuch nur ein geringer Einfluss der Bohrungsanzahl auf die Reibung. Dagegen nimmt bei 5 MPa die Reibungszahl mit zunehmender Bohrungsanzahl ab, bei 21 Bohrungen steigt die Reibung jedoch wieder an.

Im Gegensatz zur Verwendung von CO₂ steigt bei Stickstoff als Zwischenmedium die Reibungszahl bei Zunahme der Düsenanzahl auf 21 Mikrodüsen deutlich an. Speziell bei einer KNS von

5 MPa zeigt sich eine solche Zunahme. Eine Ursache hierfür liegt im Druckabfall in der Zuleitung begründet. Durch die zahlreichen Bohrungen in den Werkzeugeinsätzen fließt mehr Stickstoff ab als durch die Zuleitung von der Stickstoffflasche nachfließen kann. Hierdurch kommt es zu einem Druckabfall in der Zuleitung. Wie in Abbildung 4-9 dargestellt, nimmt bei der KNS von 5 MPa der gemessene Druck in der Zuleitung um ca. 0,4 MPa im Durchschnitt ab, wenn 21 statt 9 Bohrungen verwendet werden. Bei einer KNS von 15 MPa im Streifenziehversuch erfolgt dagegen keine wesentliche Druckabnahme in der Zuleitung durch eine Erhöhung der Bohrungsanzahl, da durch den höheren Anpressdruck eine bessere Abdichtung erfolgt. Demnach muss in den Streifenziehversuchen mit geringen KNS und einer hohen Anzahl von Mikrobohrungen auf das Druckniveau in der Zuleitung geachtet werden, um so eine Vergleichbarkeit der gemessenen Reibungszahlen zu gewährleisten.

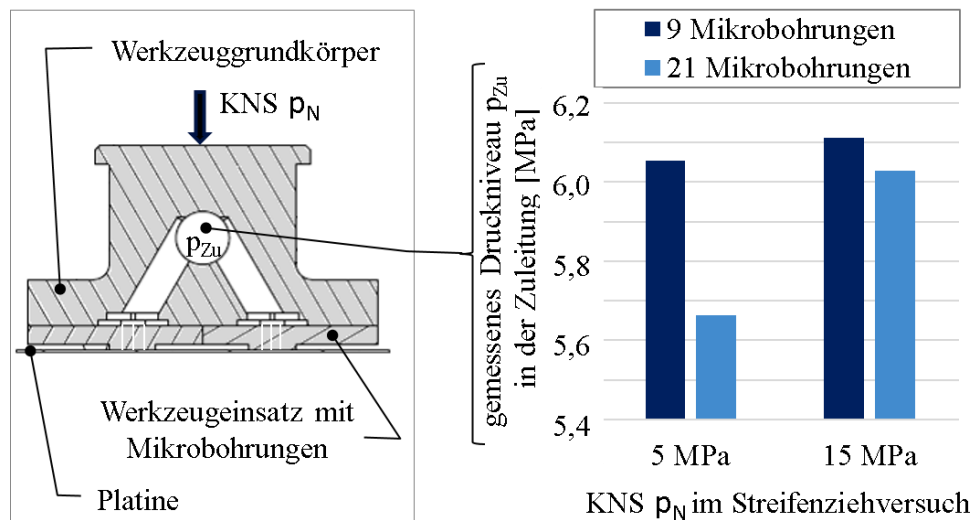


Abbildung 4-9: Gemessenes Druckniveau p_{Zu} in der Zuleitung des Werkzeuggrundkörpers bei der Verwendung von Stickstoff als Zwischenmedium. Die Druckwerte stellen Mittelwerte aller Versuche dar, welche mit den entsprechenden KNS von 5 und 15 MPa und den Werkzeugeinsätzen mit 9 bzw. 21 Mikrobohrungen durchgeführt wurden.

Entsprechend des gewählten induktiven Forschungsansatzes in dieser Arbeit werden aus den Untersuchungen zu den Einflussfaktoren auf das Reibungsverhalten in aerostatischen Schmiersystemen (Kapitel 4.2 – 4.4) zehn wesentliche Beobachtungen (B) zusammengefasst, ehe darauf aufbauend in Kapitel 4.5 Annahmen über die wirkenden Reibungsmechanismen im Sinne der Forschungshypothesen dieser Arbeit abgeleitet werden. Aus der hier durchgeführten Abschätzung zum Einfluss der Düsengeometrie und der Düsenanzahl auf das Reibungsverhalten lassen sich die folgenden Beobachtungen B1 und B2 zusammenfassen:

- B1 Mittels der Düsenanzahl, dem Düsendurchmesser und der Düsenform können die Reibungskräfte im aerostatischen Schmiersystem im hohen Maße beeinflusst werden.
- B2 Der Einfluss der Mikrobohrungen auf das Reibungsverhalten ist bei der Verwendung von flüssigem CO₂ und gasförmigem N₂ prinzipiell sehr ähnlich. Jedoch ergeben sich bei der Verwendung von N₂ als Zwischenstoff höhere Reibungszahlen als mit CO₂.

Da speziell die Düsengeometrie einen wesentlichen Einfluss auf das Reibungsverhalten aufweist, wird im Folgenden dieser Einfluss weiterführend untersucht.

4.2.2 Weiterführende Untersuchungen zum Einfluss der Düsenform auf das Reibungsverhalten

Die Düsengeometrie der Mikrobohrungen kann durch den Bearbeitungsprozess mit dem Lasersystem spezifisch hergestellt werden. Jedoch beeinflusst die Düsenform der Mikrobohrungen die Konstruktion eines Tiefziehwerkzeugs mit aerostatischer Schmierung, da sich die Düsenform über die Bohrrichtung des Laserstrahls ergibt. Eine als Diffusor ausgelegte Mikrobohrung kann von der Seite der Werkzeugoberfläche bzw. Wirkfläche gebohrt werden, wohingegen ein Konfusor von der Werkzeugrückseite gebohrt werden muss. Da die Wahl der Düsenform wesentlichen Einfluss auf die Auslegung und Konstruktion des Werkzeugs aufweist, wurden weitere Untersuchungen zum Einfluss der Düsenform auf das Reibungsverhalten durchgeführt. Ausgehend von den Erkenntnissen aus der ersten Abschätzung (Kapitel 4.2.1) wird im Folgenden der Einfluss der Düsenform auf das Reibungsverhalten für einen größeren Bereich der KNS von 1,25 bis 35 MPa genauer untersucht. Diese relativ hohen Werte für die KNS treten normalerweise im Blechhalterbereich während des Tiefziehens nicht auf. Jedoch soll überprüft werden, wie die beiden Düsenformen bei höheren KNS die Reibung beeinflussen, um so Rückschlüsse auch auf höhere Belastungen im Ziehradius zu erhalten. Da sich bei der Verwendung von flüssigem Kohlendioxid und gasförmigen Stickstoff prinzipiell ein ähnlicher Einfluss der Düsengeometrie auf die Reibungszahl ergibt (siehe Kapitel 4.2.1), werden bei dem Vergleich der Düsenformen ausschließlich Versuche mit CO₂ durchgeführt. Als geeignete Konfiguration für diesen Vergleich wird eine Düsenanzahl von 9 Mikrobohrungen pro Werkzeugeinsatz und ein Düsendurchmesser $d_1 = 200 \mu\text{m}$ als Referenz gewählt.

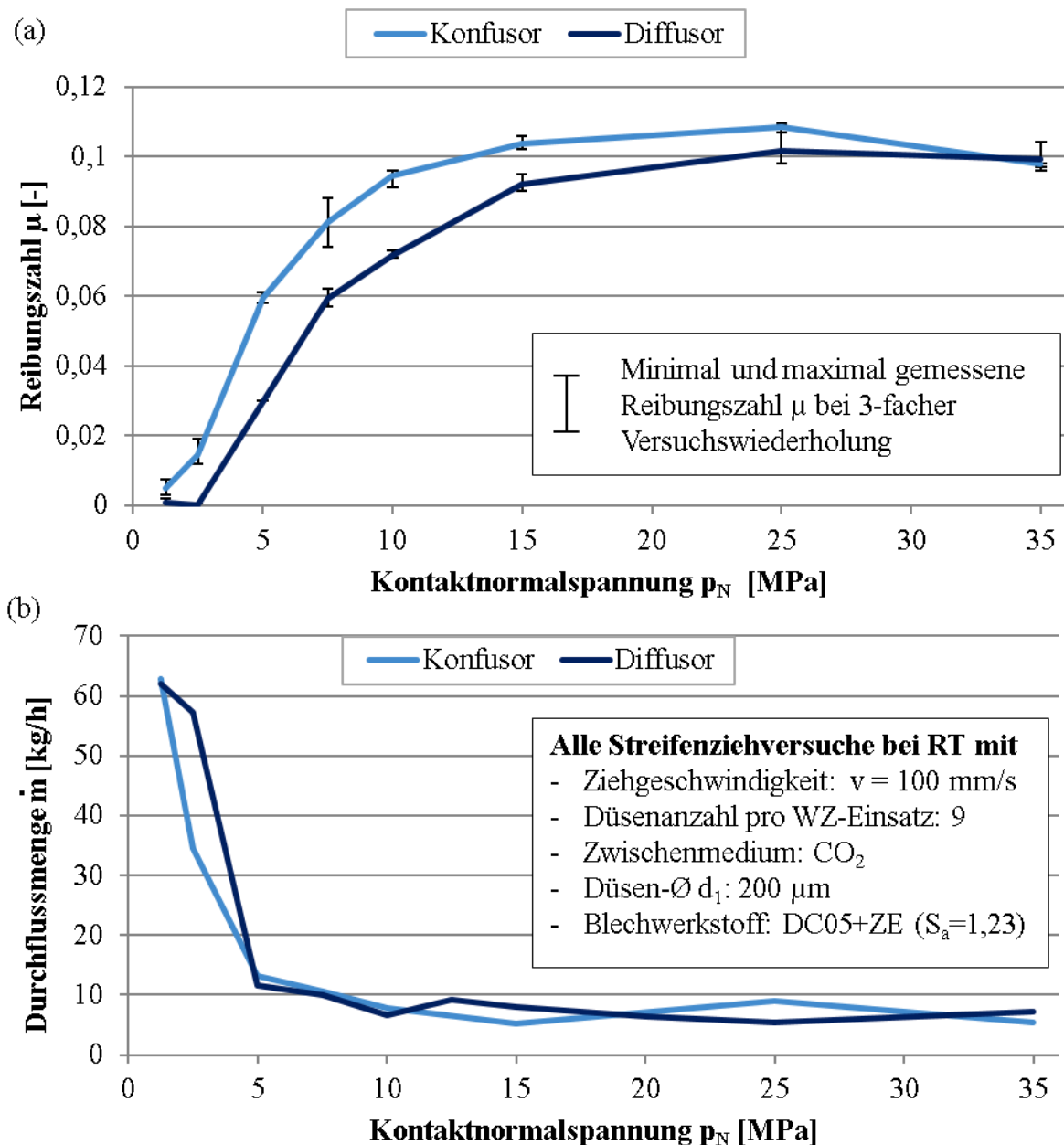


Abbildung 4-10: Vergleich der Düsenform Konfusor (hellblau) und Diffusor (dunkelblau) im Streifenziehversuch mit CO_2 als Zwischenstoff: (a) Reibungszahl μ über der KNS (b) und mittlere Durchflussmenge des CO_2 während der Streifenziehversuche.

In Abbildung 4-10 (a) ist die Reibungszahl μ über der KNS für die Versuche mit Mikrobohrungen als Konfusor (hellblau) und Diffusor (dunkelblau) aufgetragen. Die Reibungszahlen μ ergeben sich als Mittelwerte aus der dreifachen Versuchswiederholung im Streifenziehversuch. Der Fehlerbalken im Diagramm gibt jeweils die minimal und maximal gemessene Reibungszahl an.

Die Ergebnisse der Streifenziehversuche mit unterschiedlichen Düsenformen bestätigen die Erkenntnisse aus der ersten Abschätzung in Kapitel 4.2.1, dass die Düsenform Diffusor zu niedrigeren Reibungszahlen führt. Bis zu einer KNS von 15 MPa wurden mit dem Werkzeugeinsatz mit 9 Diffusorbohrungen deutlich niedrigere Reibungszahlen erzielt. Bei höheren KNS näherten sich die Reibungszahlen von Konfusor und Diffusor aneinander an. Interessanterweise konnte bis zu einer

Flächenpressung von 2,5 MPa beim Diffusor keine Reibungskraft erfasst werden. Es wird daher angenommen, dass es bei niedrigeren KNS zum Abheben der Werkzeugflächen von der Platine kommt. Eine erste Bestätigung für diese Annahme ergibt sich durch die Analyse des durchschnittlichen Massenstrom des ausströmenden CO₂ während der Versuchsdurchführung. Die Abbildung 4-10 (b) zeigt, dass für niedrige KNS unterhalb von 5 MPa deutlich mehr CO₂ während des Streifenziehvorgangs ausströmte. Erst ab einer KNS von größer 5 MPa reduzierte sich bei den Streifenziehversuchen der Massenstrom des ausströmenden CO₂ deutlich. Zudem konnte ab 5 MPa eine Reibungskraft im Streifenziehversuch gemessen werden. Da bei den Streifenziehversuchen mit 2,5 MPa jedoch keine Reibungskraft erfasst werden konnte, erfolgte demnach ein Aufsetzen der Werkzeugfläche auf den Blechstreifen für den Werkzeugeinsatz mit Diffusordüsen im KNS-Bereich zwischen 2,5 und 5 MPa. Unterhalb dieses KNS-Bereiches erfolgte ein Abheben der Werkzeugkontaktfläche von der Platine, sodass das Werkzeug auf einem Gas- bzw. Flüssigkeitspolster über der Platine „schwebte“. Hierdurch entstand ein kleiner Spalt h zwischen Werkzeugeinsatz und Blechstreifen, wodurch verstärkt CO₂ abströmte (siehe Abbildung 4-11).

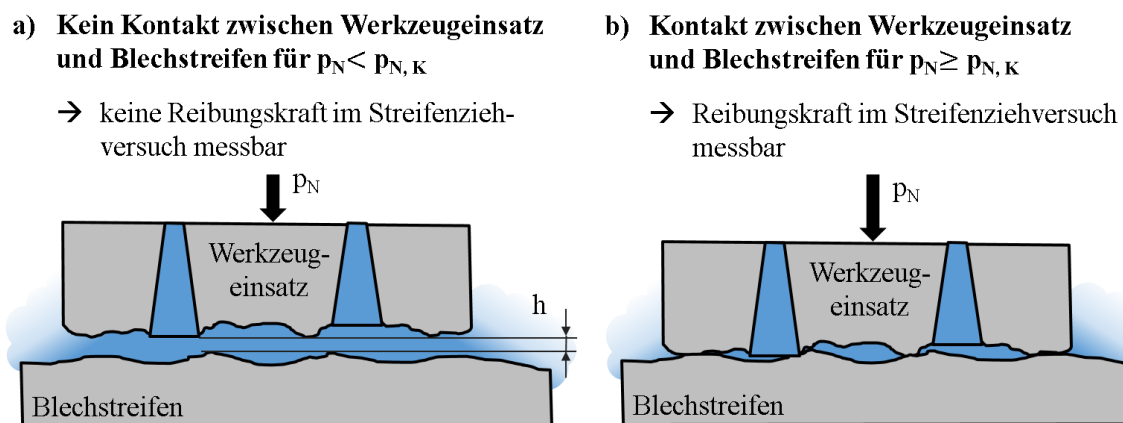


Abbildung 4-11: Schematische Darstellung zum Abheben des Werkzeugeinsatzes von der Platine: (a) Für KNS $p_N < p_{N,K}$ entsteht ein Spalt zwischen Werkzeugeinsatz und Blechstreifen, für (b) $p_N \geq p_{N,K}$ berührt der Werkzeugeinsatz den Blechstreifen.

Da jene KNS, bei der es zu einem Kontakt zwischen Platine und Werkzeugoberfläche kommt, eine wichtige Kenngröße für die aerostatische Schmierung in der Blechumformung darstellt, wird diese hier als $p_{N,Kontakt}$ bzw. $p_{N,K}$ definiert. Ist die auf den Werkzeugeinsatz wirkende KNS p_N geringer als die spezifische KNS $p_{N,K}$, so entsteht ein Spalt zwischen Blechstreifen und Werkzeugeinsatz (siehe Abbildung 4-11). Im Streifenziehversuch kann keine Reibungskraft gemessen werden. Ist dagegen die auf den Werkzeugeinsatz wirkende KNS p_N gleich oder größer als der Grenzwert $p_{N,K}$, so besteht Kontakt zwischen Werkzeugeinsatz und Blechstreifen. Die Größe $p_{N,K}$ stellt demnach einen Grenzwert dar, ab welcher minimalen KNS Reibungskräfte im Streifenziehversuch bestimmt werden können.

Für jeden Werkzeugeinsatz bzw. jede Oberflächentopologie ergibt sich ein spezifischer Grenzwert $p_{N,K}$. Bei dem in diesem Kapitel verwendeten Werkzeugeinsatz mit 9 Diffusorbohrungen in Kombination mit dem Blechwerkstoff DC05+ZE ($S_a=1,23$) liegt der im Streifenziehversuch ermittelte Grenzwert $p_{N,K}$ im Bereich zwischen 2,5 und 5 MPa. Beim Werkzeugeinsatz mit 9 Konfusorbohrungen liegt der Grenzwert $p_{N,K}$ dagegen im Bereich zwischen 1,25 und 2,5 MPa (siehe Tabelle 4-6). Demnach muss bei der Diffusordüse im Gegensatz zur Konfusordüse ein höheres Druckniveau des CO_2 in der Wirkfuge zwischen Werkzeugoberfläche und Blechstreifen vorliegen, welches zu den niedrigeren Reibungswerten bei dem Werkzeugeinsatz mit Diffusordüsen führt.

Tabelle 4-6: Aus dem Streifenziehversuch ermittelter Grenzwert $p_{N,K}$, ab dem Reibungskräfte gemessen werden können und eine Berührung zwischen Blechstreifen und Werkzeugeinsatz erfolgt.

	Werkzeugeinsatz mit 9 Konfusorbohrungen	Werkzeugeinsatz mit 9 Diffusorbohrungen
Grenzwert $p_{N,K}$	1,25 MPa < $p_{N,K}$ < 2,5 MPa	2,5 MPa < $p_{N,K}$ < 5 MPa

Durch den Vergleich der Düsenformen über einen größeren KNS-Bereich in diesem Unterkapitel ergeben sich wichtige Erkenntnisse zur Auslegung eines aerostatischen Schmiersystems in einem Tiefziehwerkzeug. Demnach sind als Diffusor ausgelegte Mikrobohrungen sowohl aus fertigungstechnischer Sicht als auch in Bezug auf niedrige Reibungszahlen von Vorteil. Folgende wesentliche Beobachtungen (B) zum Reibungsverhalten verschiedener Düsenformen in einem aerostatischen Schmiersystem für die Blechumformung können zusammenfassend festgehalten werden:

- B3 Bei niedrigen KNS ist unabhängig von der Bohrungsausführung keine Reibungskraft im Streifenziehversuch messbar. Der Grenzwert für die KNS $p_{N,K}$, ab dem relevante Reibungskräfte gemessen werden können, liegt bei der Düsenform Diffusor höher als beim Konfusor.
- B4 Mit der Düsenform Diffusor werden insgesamt niedrigere Reibungszahlen im KNS-Bereich von 0 bis 25 MPa erzielt. Bei höheren KNS nimmt der Einfluss der Düsenform auf die Reibung ab.

4.3 Einfluss des Zwischenmediums auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen in der Blechumformung

Neben den Komponenten für die Zuführung des Zwischenmediums in die Wirkfuge stellt das Zwischenmedium selbst einen entscheidenden Bestandteil im aerostatischen Tribo-System dar. Mithilfe von Streifenziehversuchen wurde in diesem Kapitel 4.3 untersucht, in welchem Maße die Reibungskräfte mit aerostatischem Schmiersystem durch die Verwendung von verschiedenen gasförmigen Zwischenmedien sowie durch die Variation des Einspeisedrucks beeinflusst werden. Durch den Vergleich des Reibungsverhaltens im Streifenziehversuch bei der Anwendung von gasförmigen Zwischenmedien mit dem bei der Anwendung von Schmieröl sollen der Einfluss des Zwischenmediums auf die Reibungskräfte untersucht sowie vertiefte Erkenntnisse über die wirkenden Reibungsmechanismen in aerostatischen Schmiersystemen gewonnen werden.

Wie in Kapitel 4.1.1 beschrieben, wurde flüssiges CO₂ aufgrund seiner physikalischen und chemischen Eigenschaften als Medium für das aerostatische Schmiersystem ausgewählt. Flüssiges CO₂ für den Laborbetrieb wird in der Regel in Gasflaschen mit Steigrohr vertrieben. Dabei befindet sich die flüssige Phase unter hohem Druck am Flaschenboden, welche über ein Steigrohr am Flaschenkopf entnommen werden kann. Durch die Entnahme verringert sich der Druck in der Flasche, wodurch flüssiges CO₂ in gasförmiges umgewandelt wird. Durch die Expansion bei der Umwandlung stellt sich ein neues Gleichgewicht in der Flasche ein. Dieses liegt bei ca. 6 MPa. Im Gegensatz dazu kann bei Stickstoff der Gasdruck über einen Druckminderer frei eingestellt werden. Um die Auswirkung des Zwischenstoffes auf das Reibungsverhalten vergleichen zu können, wurde für N₂ dasselbe Druckniveau $p_0 = 6$ MPa für die Untersuchungen gewählt. Durch zusätzliche Reibungsversuche mit einem Druckniveau von 10 MPa konnte zudem der Einfluss des Gasdrucks auf das Reibungsverhalten analysiert werden.

Zusätzlich wurden Reibungsuntersuchungen mit trockenen Blechstreifen ohne Zwischenstoff und Untersuchungen mit dem mineralölbasierten Schmierstoff Wisura ZO3368 mit einer Schmierstoffmenge von 1,5 g/m² durchgeführt, um das aerostatische Tribo-System mit einer konventionellen Schmierung vergleichen zu können. Basierend auf den Ergebnissen aus den Untersuchungen zum Einfluss der Mikrobohrungen (Kapitel 4.2) wurde für alle Untersuchungen mit aerostatischer Schmierung in diesem Kapitel 4.3 der Werkzeugeinsatz mit 9 Mikrobohrungen als Diffusor und einem kleinen Düsendurchmesser von 200 µm ausgewählt. Die Reibungsuntersuchungen im trockenen Zustand und mit Schmierstoff auf Öl-Basis erfolgten dagegen mit konventionellen Werkzeugeinsätzen ohne Mikrobohrungen. Bei allen Versuchsreihen wurde die KNS in einem großen

Bereich von 1,25 bis 35 MPa variiert und die Relativgeschwindigkeit zwischen Grund- und Gegenkörper mit 100 mm/s konstant gehalten. Im Versuchsplan in Kapitel 4.1.4 sind die gewählten Versuchsparameter aufgelistet. Eine grafische Übersicht zeigt Abbildung 4-12.

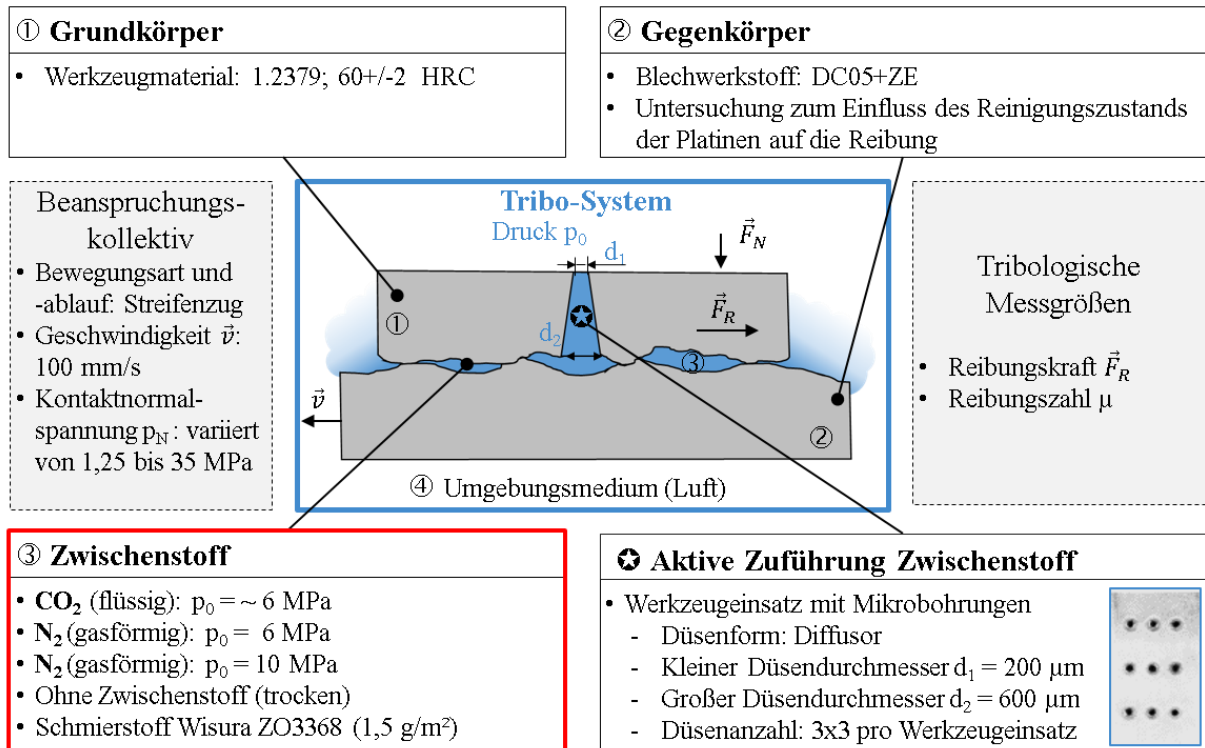


Abbildung 4-12: Übersicht über die gewählten Versuchsparameter zur Untersuchung des Einflusses des Zwischenstoffes auf das Reibungsverhalten im aerostatischen Schmiersystem.

Wie eingangs beschrieben, genügt für die meisten Anwendungen des Trockenumformens eine „technische Sauberkeit“ mit einer geringen Schmierstoffrestmenge auf den Platinen von ca. $0,1 \text{ g/m}^2$. Dies liegt unter anderem darin begründet, dass eine echte chemische Reinheit der Oberfläche sowohl aus prozesstechnischer als auch ökonomischer Sicht nur schwer zu erreichen ist. Daher wurde der Reinigungsprozess für die Platinen in dieser Arbeit so gewählt, dass damit eine technische Sauberkeit mit einer Schmierstoffrestmenge von kleiner $0,1 \text{ g/m}^2$ erreicht werden konnte (siehe Kapitel 4.1.4). Dennoch stellt sich für die Untersuchung des Reibungsverhaltens mit aerostatischer Schmierung beim Tiefziehen die Frage, inwieweit leichte Verunreinigungen mit Schmieröl die Reibung beeinflussen und ob dieser Einflussfaktor als mögliche Störgröße bei Reibungsuntersuchungen mit aerostatischen Schmiersystemen berücksichtigt werden muss.

Aus diesem Grund wurden speziell für die Untersuchungen in Kapitel 4.3 zum Einfluss des Zwischenmediums ein zusätzlicher Reinigungsprozess der Blechstreifen durchgeführt, um eine maximal mögliche Reinheit der Blechstreifen zu erlangen. Hierzu erfolgte im Gegensatz zu der in der Versuchsvorbereitung beschriebenen Referenzreinigung eine besonders aufwändige Reinigung von 120 Blechstreifen, indem diese mit hohem Druck wiederholt mit Papiertüchern mechanisch gesäubert wurden. Anschließend erfolgte eine mehrminütige Reinigung im Acetonbad von beiden

Seiten, wodurch sich eine manuelle Reinigungsdauer von ca. 12 Minuten pro Blechstreifen ergab. Da die zur Verfügung stehenden Messgeräte zur Bestimmung der Ölfilmdicke eine Messgenauigkeit von $0,1 \text{ g/m}^2$ aufweisen, wird die Schmierstoffrestmenge auf den Blechstreifen nach der aufwändigen Reinigung als Menge zwischen 0 und $0,1 \text{ g/m}^2$ angegeben. Als Vergleich wurde auf die Hälfte der aufwändig gereinigten Blechstreifen eine definierte Ölmenge von $0,1 \text{ g/m}^2$ aufgebracht, sodass sich hier eine Schmierstoffrestmenge von $0,1$ bis $0,2 \text{ g/m}^2$ auf der Platine befand. Somit kann in diesem Kapitel 4.3 zusätzlich zu den Untersuchungen über den Einfluss des Zwischenstoffes auf die Reibungskräfte analysiert werden, wie sich der Reinigungsgrad bzw. das Vorhandensein einer minimalen Schmierstoffschicht von 100 bis 200 Nanometer auf die Reibung beim Trockenformen auswirkt und ob diese bei der Charakterisierung der aerostatischen Schmier-systeme berücksichtigt werden muss.

4.3.1 Streifenziehversuche mit einer Schmierstoffrestmenge auf den Blechstreifen von 0 bis $0,1 \text{ g/m}^2$

Durch Variation des Zwischenstoffes sollte zum einen geklärt werden, welches Medium sich am besten für die aerostatische Schmierung eignet. Zum anderen sollte der Vergleich des Reibungsverhaltens bei verschiedenen Zwischenstoffen helfen, die wirkenden Reibungsmechanismen besser zu verstehen. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen mit den unterschiedlichen Zwischenstoffen in Kombination mit den aufwändig gereinigten Blechstreifen sind in Abbildung 4-13 aufgeführt. Es zeigt sich deutlich, dass die Wahl des Zwischenstoffes einen äußerst signifikanten Einfluss auf die Reibung aufweist. Durch die Verwendung von flüssigem CO_2 als Zwischenstoff sind Reibungsuntersuchungen ohne Adhäsionsverschleiß über den gesamten untersuchten KNS-Bereich möglich, wohingegen bei N_2 schon bei niedrigen KNS beginnender Materialübertrag auf das Werkzeug erkennbar ist. Bei N_2 mit einem Ausgangsdruck von $p_0 = 6 \text{ MPa}$ ist, wie in den vorangegangenen Versuchen in Kapitel 4.2, bis zu einer KNS $p_{N,K} = 2,5 \text{ MPa}$ keine Reibungskraft messbar. Wird diese überschritten, entsteht Kontakt zwischen Werkzeug und Blechstreifen und Adhäsionsverschleiß wird sichtbar. Durch Erhöhung des Ausgangsdrucks p_0 von 6 auf 10 MPa verschiebt sich der Grenzwert $p_{N,K}$. Bei einer aufgetragenen KNS von 5 MPa kann dabei noch keine Reibungskraft gemessen werden. Ab einer KNS von 7,5 MPa entsteht Kontakt und erste leichte Adhäsionserscheinungen werden auf den Werkzeugeinsätzen sichtbar, obwohl die gemessene Reibungszahl noch relativ niedrige Werte aufweist. Um die Werkzeugeinsätze nicht zu beschädigen, wurden anhaftende Materialreste entfernt und die Versuchsreihe mit Stickstoff für höhere KNS abgebrochen.

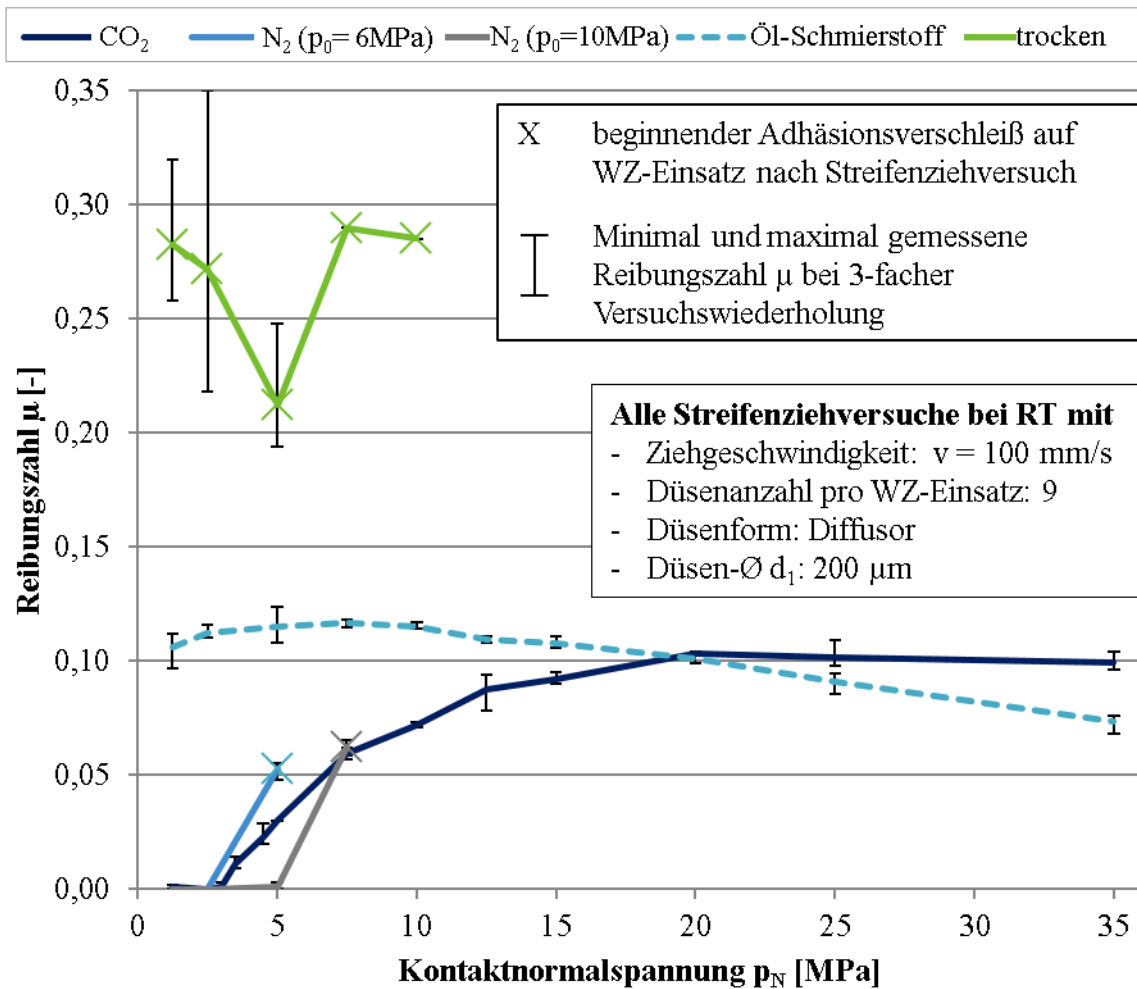


Abbildung 4-13: Reibungsuntersuchungen ohne und mit verschiedenen Zwischenstoffen und Blechstreifen aus DC05+ZE mit einer Schmierstoffrestmenge von 0 bis $0,1\text{ g/m}^2$.

Die Vergleichsuntersuchungen mit trockenen Blechstreifen bestätigen die Adhäsionsneigung der verzinkten Feinbleche. Wie in Abbildung 4-13 dargestellt, ergaben sich bereits bei KNS zwischen 1,25 und 5 MPa Kaltaufschweißungen auf den Werkzeugeinsätzen. Dabei erfolgte eine Anhaftung der Zinkbeschichtung der Platine auf die Wirkflächen und die Einlaufschräge des Werkzeugeinsatzes (siehe Abbildung 4-14). Der Einfluss der Kaltaufschweißungen auf die Reibung wird auch durch die große Streuung der gemessenen Reibungskräfte deutlich. Um auszuschließen, dass der Materialübertrag im trockenen Zustand nur bei niedrigen KNS auftritt, wurde je ein Versuch bei 7,5 und 10 MPa Flächenpressung durchgeführt. Auch hier ergaben sich hohe Reibungszahlen und Adhäsion auf den Werkzeugeinsätzen.

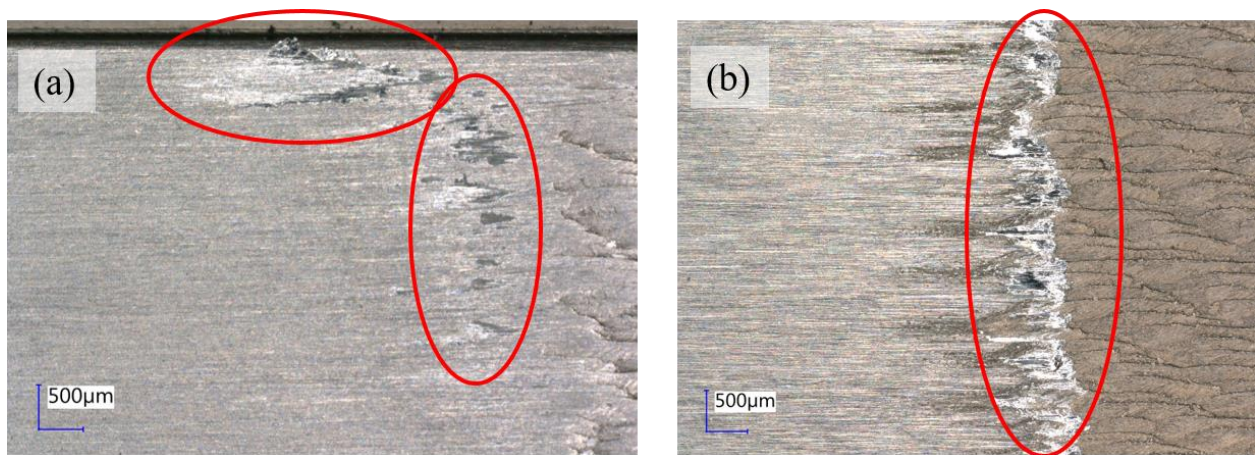


Abbildung 4-14: Vergrößerte Darstellung der Adhäsionserscheinungen auf den Werkzeugeinsätzen nach den Reibungsuntersuchungen mit trockenen Blechstreifen: (a) auf den Wirkflächen der Werkzeugeinsätze und (b) an der Einlaufschräge der Wirkflächen erfolgte ein Anhaftung der Zinkbeschichtung.

In der Versuchsreihe mit mineralölbasiertem Schmierstoff traten keine Adhäsionserscheinungen auf und die gemessenen Reibungszahlen μ lagen im Bereich zwischen 0,12 und 0,08. Der Verlauf der Reibungszahl μ entspricht dabei den Erkenntnissen aus dem Stand der Forschung, wonach mit steigender KNS durch die Ausbildung eines hydrostatischen Druckpolsters die Reibungszahl reduziert wird (siehe Kapitel 2.1.2.2). Dagegen zeigt sich bei der aerostatischen Schmierung mit CO_2 als Zwischenstoff ein gegenläufiger Verlauf der Reibungszahl μ . Bei niedrigen KNS ist die Reibung nahezu null. Bei höheren KNS steigt die Reibungszahl kontinuierlich an und liegt mit einem Wert von $\mu = 0,1$ bei 35 MPa jedoch immer noch auf einem relativ niedrigen Niveau. Interessanterweise ergeben sich bei der Verwendung von flüssigem CO_2 als Zwischenstoff im Gegensatz zu N_2 jedoch keinerlei Adhäsionserscheinungen. Demnach weist neben dem Druckniveau in der Wirkfuge auch die Art des Zwischenstoffes wesentlichen Einfluss auf das Reibungsverhalten auf.

Zusammenfassend können folgende Beobachtungen B5 und B6 aus dieser Versuchsreihe zur Untersuchung des Einflusses des Zwischenmediums auf die Reibung festgehalten werden:

- B5 CO_2 als Zwischenstoff weist bei verzinktem Feinblech eine sehr gute Schmierwirkung auf, wohingegen bei N_2 als Zwischenstoff Adhäsionserscheinungen auftreten können.
- B6 Der Grenzwert für die KNS $p_{N,K}$, ab dem Reibungskräfte gemessen werden können, lässt sich bei N_2 durch den Ausgangsdruck p_0 des Mediums beeinflussen.

4.3.2 Streifenziehversuche mit einer Schmierstoffrestmenge auf den Blechstreifen von 0,1 bis 0,2 g/m²

Um den Einfluss der Schmierstoffrestmenge auf die Reibung zu untersuchen, wurden die Streifenziehversuche mit den verschiedenen Zwischenstoffen aus Kapitel 4.3.1 nochmals mit leicht beölten Blechstreifen wiederholt. Dabei wurde auf die sehr aufwändig gereinigten Blechstreifen

eine definierte Schmierstoffmenge von $0,1 \text{ g/m}^2$ aufgebracht, wodurch sich eine Schmierstoffmenge von ca. $0,1$ bis $0,2 \text{ g/m}^2$ auf den Platinen ergab. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Abbildung 4-15 zusammengefasst. Die Versuche mit dem mineralölbasierten Schmierstoff entsprechen dabei den Versuchen aus Kapitel 4.3.1, da eine Variation der Schmierstoffmenge von $1,5 \text{ g/m}^2$ zu $1,6 \text{ g/m}^2$ zu vernachlässigen ist.

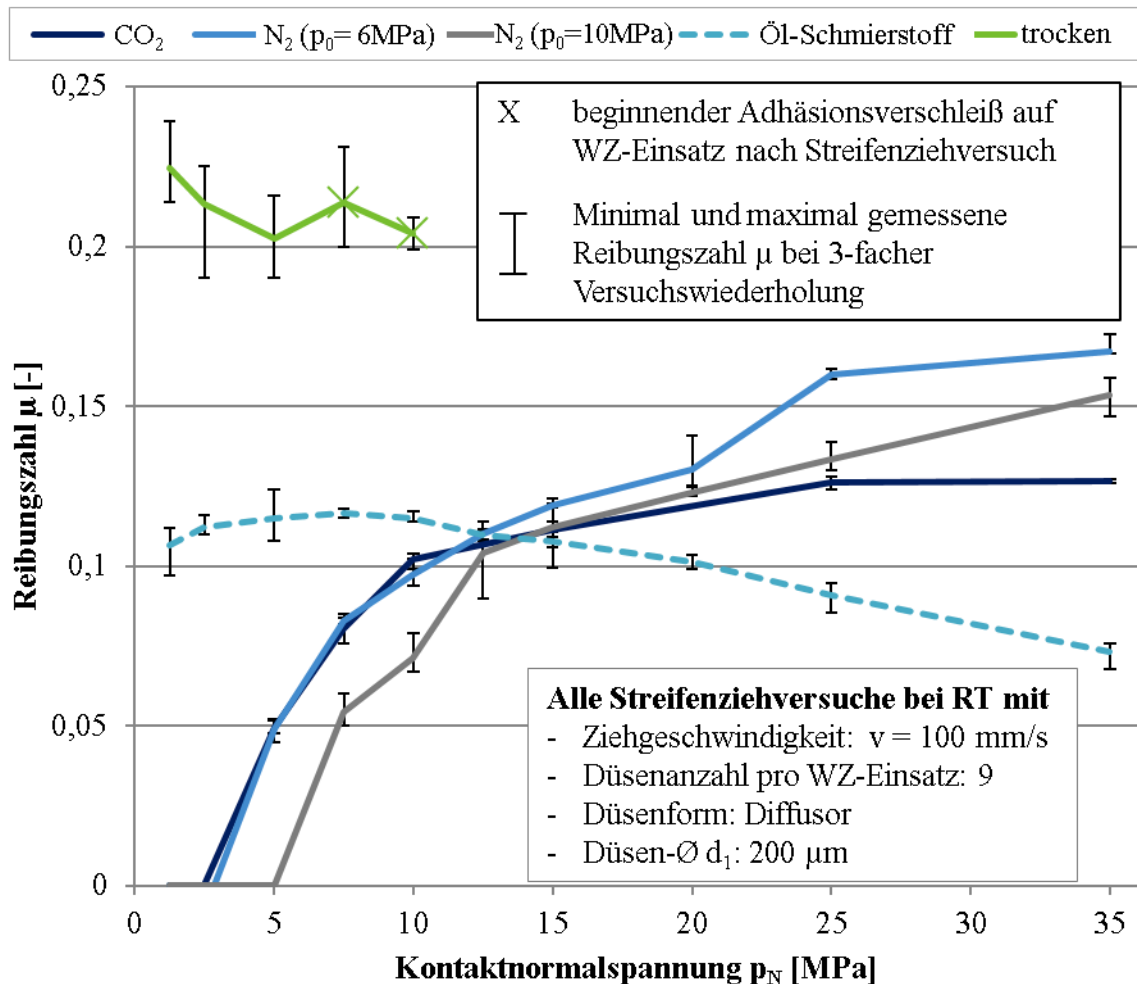


Abbildung 4-15: Reibungsuntersuchungen ohne und mit verschiedenen Zwischenstoffen und Blechstreifen aus DC05+ZE mit einer Schmierstoffrestmenge von $0,1$ bis $0,2 \text{ g/m}^2$.

Die Versuche zeigen deutlich, dass die Aufbringung einer minimalen Schmierstoffschicht von ca. 100 Nanometern auf den Blechstreifen das Reibungsverhalten maßgeblich beeinflusst. So sind Ziehversuche auch mit N_2 als Zwischenstoff ohne Adhäsionserscheinung möglich. Für den Einspeisedruck von $p_0 = 6 \text{ MPa}$ zeigte sich für KNS bis 10 MPa ein prinzipiell ähnlicher Verlauf der Reibungszahlen wie beim Zwischenstoff CO_2 . Für höhere KNS stieg die Reibungszahl an, wobei auch bei höheren KNS Adhäsion vermieden wurde. Demnach führt die dünne Grenzschicht auf den Blechstreifen zu einer wirksamen Vermeidung von Adhäsion. Durch die Kombination mit dem aerostatischen Druck in der Wirkfuge ergeben sich sehr günstige Reibungszahlen für KNS bis 10 MPa, was üblichen KNS im Blechhalterbereich beim Tiefziehen entspricht.

Die Versuche bestätigen zudem die Beobachtung B6 aus Kapitel 4.3.1, wonach mit einem höheren Ausgangsdruck p_0 der Druckzustand in der Wirkfuge positiv beeinflusst werden kann. So verschiebt sich bei N_2 mit einem Ausgangsdruck des Gases von 10 MPa der Verlauf der Reibungszahl zu höheren KNS, wobei jedoch der Verlauf der Kurve eine gleiche Charakteristik aufweist. Dieser Zusammenhang zeigt sich auch in den Messungen zur Durchflussmenge. In Abbildung 4-16 ist ersichtlich, dass sich die Durchflussmenge bei N_2 mit $p_0 = 10$ MPa ab einer KNS von 7,5 MPa nur noch geringfügig ändert. Unterhalb dieser KNS strömt deutlich mehr Stickstoff ab, was für ein Abheben des Werkzeugeinsatzes von der Platine und die Entstehung eines kleinen Spaltes spricht. Betrachtet man die Durchflussmenge bei N_2 mit einem Ausgangsdruck p_0 von 6 MPa und CO_2 , so ist hier von einem Aufsetzen des Werkzeugeinsatzes auf den Blechstreifen bereits bei einer KNS p_N von ca. 5 MPa auszugehen. Demnach kann durch Variation des Ausgangsdrucks p_0 bei Stickstoff der Druckzustand in der Wirkfuge gezielt angepasst werden. Für höhere KNS ändert sich sowohl für CO_2 als auch N_2 die Ausströmmenge des Zwischenmediums pro Streifenziehversuch nur noch unwesentlich. Demnach kann davon ausgegangen werden, dass durch die Unebenheiten der Platinenoberflächentopologie hier ein konstantes Abströmen des Zwischenmediums erfolgt. Angemerkt sei, dass die höhere Durchflussmenge bei CO_2 durch die höhere Dichte im flüssigen Zustand resultiert.

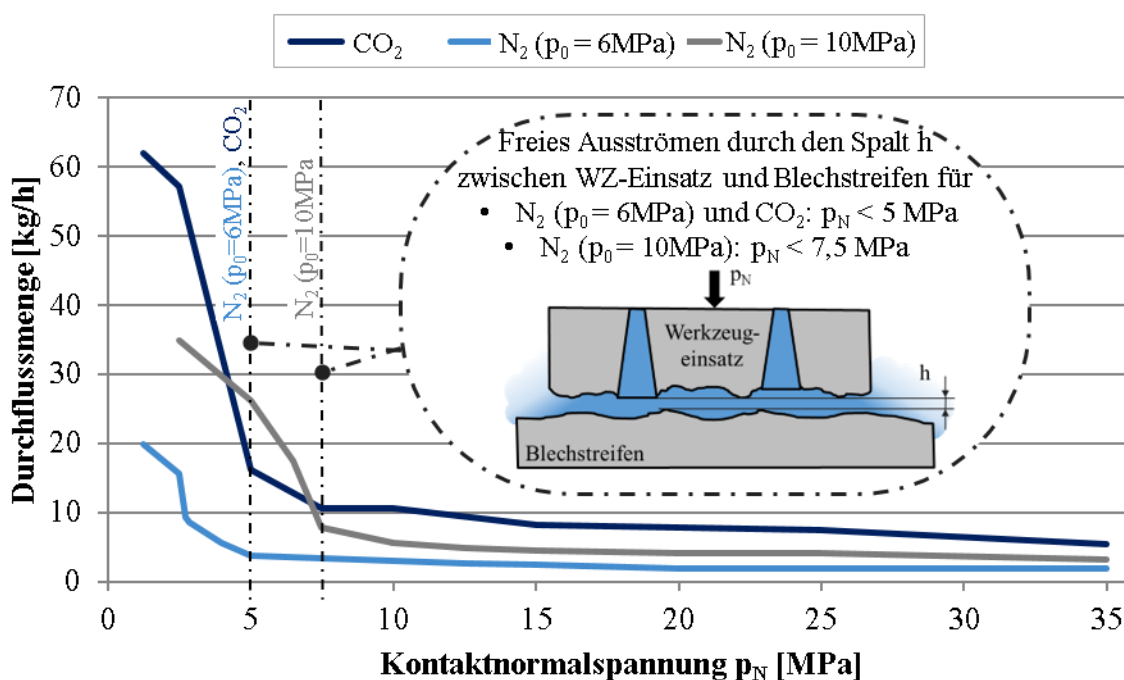


Abbildung 4-16: Durchschnittliche Durchflussmengen in Abhängigkeit von der KNS für die verschiedenen Zwischenstoffe pro Streifenziehversuch.

Betrachtet man nochmals den Einfluss des Zwischenmediums auf die Reibung, so ist für das Verständnis der Reibungsmechanismen von Interesse, dass bei der Verwendung von CO_2 bei der höheren Schmierstoffrestmenge von 0,1 bis 0,2 g/m^2 auch höhere Reibungszahlen zu beobachten

sind. Eine direkte Gegenüberstellung der Verläufe der Reibungszahl für CO₂ mit einer Schmierstoffrestmenge auf der Platine von 0 bis 0,1 g/m² und 0,1 bis 0,2 g/m² befindet sich im Anhang (Kapitel 8.1.4). Anders als bei Stickstoff führt demnach die Verunreinigung mit Schmierstoff auf der Blechoberfläche bei CO₂ als Zwischenstoff dazu, dass höhere Bindungskräfte zwischen Werkzeug und Platine ausgebildet werden. Die chemischen und physikalischen Vorgänge in der Grenzschicht weisen dabei sehr komplexe Wechselwirkungen auf. Bei konventionellen Reibungsuntersuchungen mit Schmierstoff werden diese Vorgänge an der Grenzschicht in der Regel durch das Anhaften des Schmierstoffs an der Blechoberfläche und die vollständige Trennung der Reibungspartner überlagert und können somit nur schwer isoliert beobachtet werden. Die Streifenziehversuche mit N₂ und CO₂ zeigen jedoch, dass diese Vorgänge in der Grenzschicht im Falle der Gasschmierung mitberücksichtigt werden müssen. Somit zeigen sich bei der Gasschmierung ähnliche Effekte wie bei der trockenen Grenzreibung (vgl. Kapitel 2.1.2.1), bei der die Reibung durch Änderung der freien Oberflächenenergie durch Bildung von dünnsten Schichten beeinflusst wird [CZI15].

Die Beobachtungen aus diesem Kapitel zeigen, dass sowohl der Zwischenstoff, als auch Verunreinigungen auf der Platinenoberfläche das Reibungsverhalten entscheidend beeinflussen. Somit darf, anders als in der Literatur angegeben, der Reinigungszustand bei der Betrachtung des Reibungsverhaltens beim Trockenumformen auch bei Schmierstoffrestmengen von kleiner 0,1 g/m² nicht vernachlässigt werden. Somit muss die Schmierstoffrestmenge auf den Platinen bei der Charakterisierung von aerostatischen Schmiersystemen berücksichtigt werden, obwohl für das Trockenumformen im industriellen Maßstab meist eine echte chemische Reinheit der Platinenoberfläche mit vollständiger Entfernung der Schmierstoffrestmengen nicht erforderlich ist. Zusammenfassen lassen sich die Beobachtungen aus Kapitel 4.3.1 wie folgt:

- B7 Die Oberflächenschichten, wie Oxidschichten oder Verunreinigungen auf der Platinenoberfläche, zeigen einen signifikanten Einfluss auf die Reibungsbedingungen beim Trockenumformen mit Gasschmierung.
- B8 Bei Verwendung von N₂ als Zwischenmedium verschiebt sich durch die Erhöhung des Ausgangsdrucks p_0 der Verlauf der Reibungszahl μ .

4.4 Einfluss des Blechwerkstoffes und der Platinenoberflächentopologie auf die Reibung bei aerostatischen Schmiersystemen

Beim Tiefziehen beeinflusst der gewählte Blechwerkstoff mit seinen mechanischen Eigenschaften maßgeblich das Umformverhalten. Auch in Bezug auf die Tribologie ist der Blechwerkstoff (Gegenkörper im tribologischen System) von zentraler Bedeutung. So stellt sich die Frage, welchen Einfluss der Platinenwerkstoff und die Oberflächentopologie bei einer aerostatischen

Schmierung auf das Reibungsverhalten aufweisen. Aus diesem Grund wurden drei verschiedene Stahlwerkstoffe und ein Aluminiumwerkstoff auf ihr Reibungsverhalten in Kombination mit der aerostatischen Schmierung und CO_2 als Zwischenstoff untersucht. Als Stahlwerkstoff wurde ein unbeschichteter DC05 ($S_a=1,14 \mu\text{m}$), ein elektrolytisch verzinkter DC05 ($S_a=1,23 \mu\text{m}$) und ein feuerverzinkter Dualphasenstahl DP500 ($S_a=1,08$) eingesetzt. Als Aluminiumwerkstoff kam ein Blechwerkstoff EN-AW-5182 ($S_a=0,78 \mu\text{m}$) zum Einsatz. Eine genaue Beschreibung der Werkstoffkennwerte und der Oberflächentopologie dieser Platinenwerkstoffe befindet sich in Kapitel 4.1.3; der Versuchsplan in Kapitel 4.1.4. Eine grafische Übersicht über die gewählten Versuchsparameter zur Untersuchung des Einflusses des Blechwerkstoffes auf die Reibung zeigt die Abbildung 4-17.

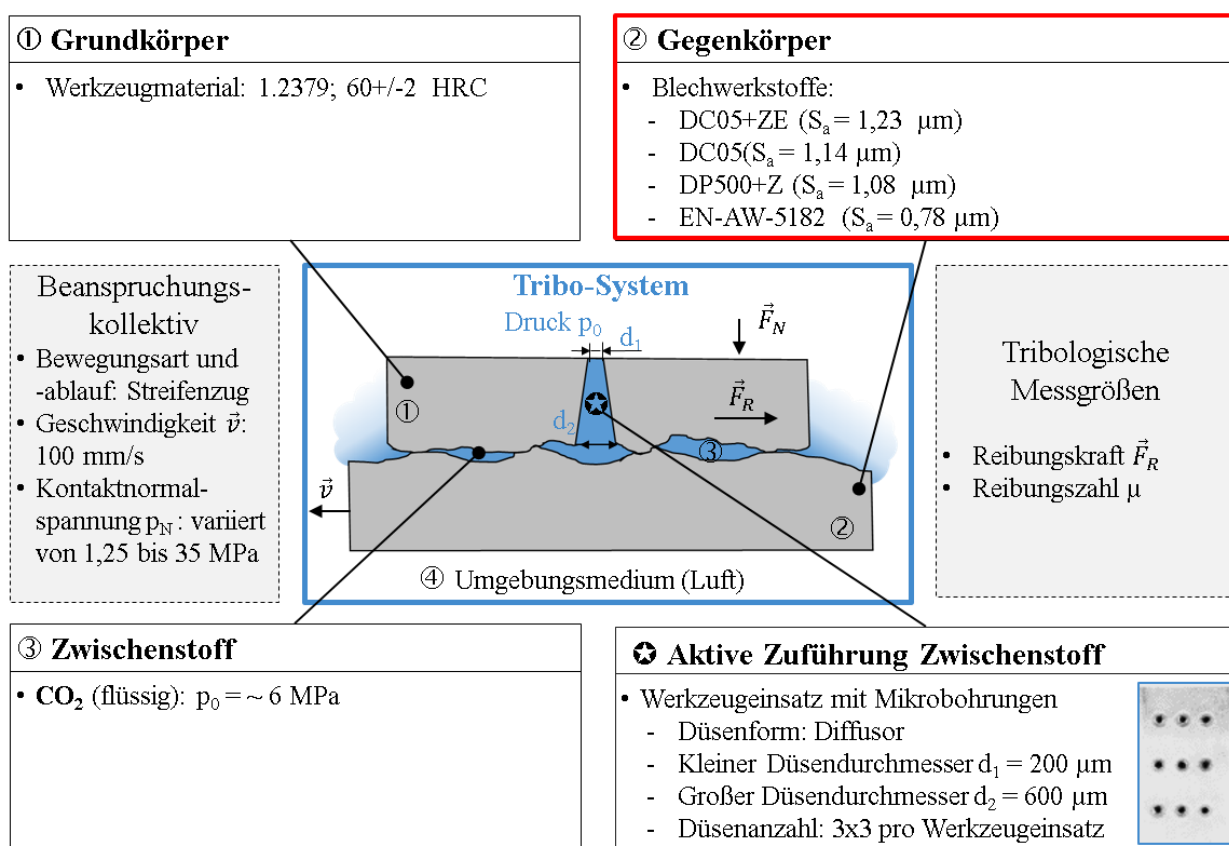


Abbildung 4-17: Übersicht über die gewählten Versuchsparameter zur Untersuchung des Einflusses der Blechwerkstoffe auf das Reibungsverhalten im aerostatischen Schmiersystem.

Bei der Versuchsdurchführung mit Aluminium zeigten sich bereits bei den ersten Versuchen mit einer KNS von 5 MPa deutliche Adhäsionserscheinungen auf dem Werkzeug. Um die Werkzeugeinsätze mit Mikrobohrung nicht zu beschädigen, wurden keine weiteren Versuche mit Aluminium durchgeführt. Demnach kann CO_2 als Zwischenstoff die Bildung von Kaltverschweißungen zwischen Werkzeug und Platine nicht wirksam unterbinden. Bei der Verwendung von Schmierstoff erfolgt dies durch das Anhaften der Schmierstoffmoleküle an der Blechoberfläche, wodurch eine Trennung der Metallwerkstoffe erfolgt. Nach der Modellvorstellung zur Adhäsion, wonach die

Elektronendichte im Kontaktgrenzflächenbereich der Metalle maßgeblich die Ausbildung der Adhäsionsbindung unterstützt, gehört Aluminium neben den Edelmetallen zu den Werkstoffen mit besonders hoher Adhäsionsneigung [CZI15]. Zwar kann mit der aerostatischen Schmierung bei niedrigen KNS eine vollständige Trennung von Werkzeug und Platine durch den aerostatischen Druck erreicht werden. Da jedoch beim Tiefziehen im Bereich des Matrizenradius stets ein Festkörperkontakt zwischen Platine und Matrizenkante bestehen muss, lässt sich Adhäsionsverschleiß bei Blechwerkstoffen mit hoher Adhäsionsneigung mittels aerostatischer Schmierung nicht vermeiden.

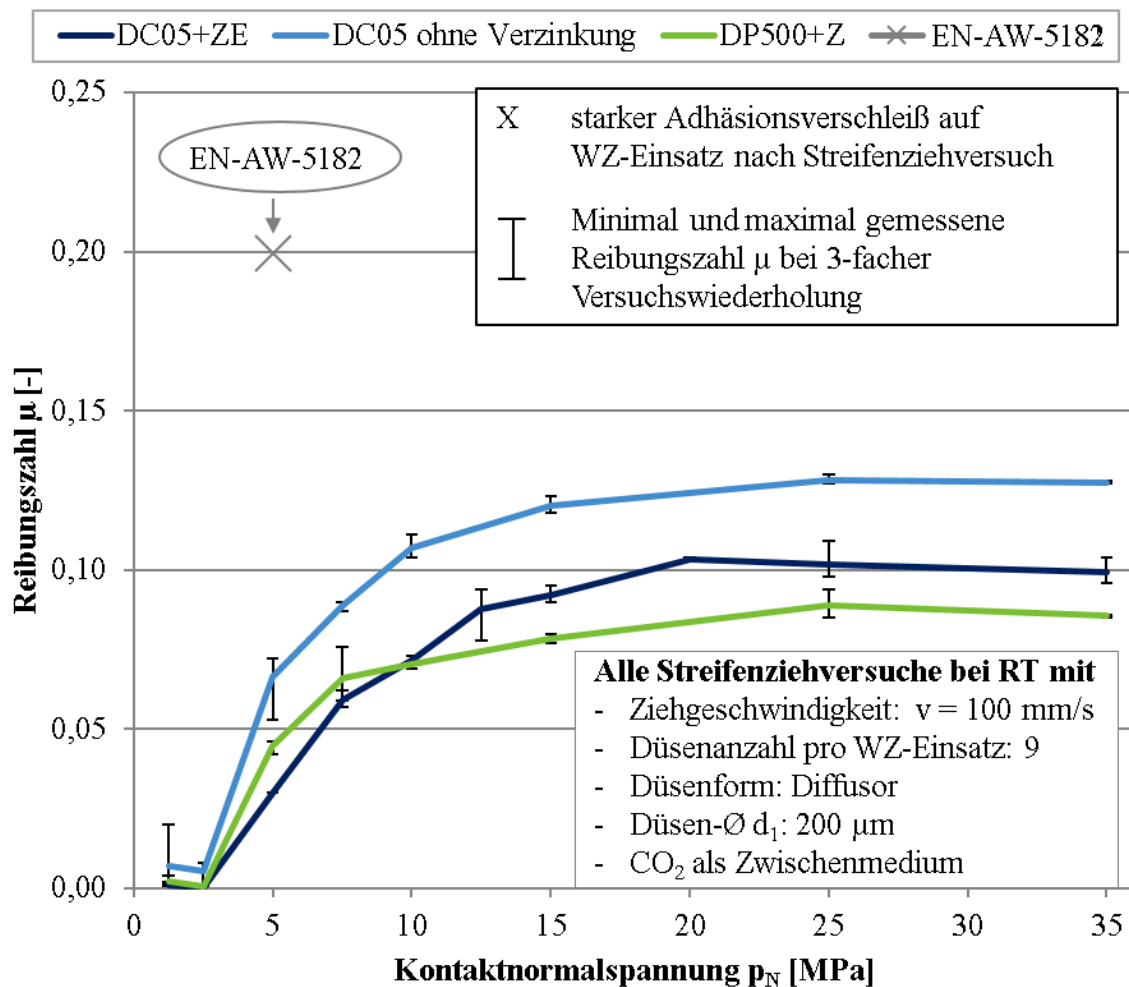


Abbildung 4-18: Reibungsuntersuchungen mit verschiedenen Blechwerkstoffen und CO_2 als Zwischenstoff.

Mit den verschiedenen Stahlwerkstoffen konnten dagegen alle Versuche im KNS-Bereich bis 35 MPa verschleißfrei durchgeführt werden. Die Kurvenverläufe der Reibungszahl zeigen dabei prinzipiell die gleiche Charakteristik. Bei sehr niedrigen KNS konnte keine bzw. eine nur sehr geringe Reibung gemessen werden. Mit steigender KNS nahm die Reibung bei allen Stahlwerkstoffen bis ca. 15 MPa zu, ehe dann die Reibungszahl bis 35 MPa nahezu konstant blieb. Für den Werkstoff DP500 mit feuerverzinkter Oberfläche wurden dabei die niedrigsten Reibungszahlen

bis $\mu = 0,09$ gemessen. Auch mit elektrolytisch verzinktem DC05 konnten ähnlich niedrige Reibungszahlen bis ca. $\mu = 0,1$ erzielt werden, wohingegen mit DC05 ohne Zinkschicht die relativ höchsten Reibungszahlen ($\mu = 0,13$) gemessen wurden. Es zeigt sich somit, dass sowohl Stahlblechwerkstoffe mit unverzinkter, als auch mit verzinkter Platinenoberfläche für das Tiefziehen mit einem aerostatischen Schmiersystem geeignet erscheinen. Jedoch verbessert die Zinkschicht den Reibungsvorgang und führt zu niedrigeren Reibungskräften im Vergleich mit unverzinkten Platinenoberflächen.

Um zu untersuchen, ob die unterschiedlichen Oberflächentopologien der Platinen einen Einfluss auf die aerostatische Schmierung aufweisen und hierdurch zum Beispiel der Abfluss des Zwischenmediums beeinflusst wird, wurde die Durchflussmenge von CO_2 während den Streifenziehversuchen erfasst. Es zeigte sich, dass sich durch die unterschiedlichen Oberflächentopologien nur ein sehr geringer Unterschied in der Durchflussmenge des CO_2 pro Streifenziehversuch ergab (siehe Anhang Kapitel 8.1.5). Demnach weist die Oberflächentopologie nur einen geringen Einfluss auf den Druckzustand des CO_2 in der Wirkfuge auf. Im Gegensatz zu Ziehvorgängen mit mineralölbasierten Schmierstoffen scheint die Platinenoberflächentopologie das Reibungsverhalten in aerostatischen Schmiersystemen im geringeren Maße zu beeinflussen. Diese Erkenntnis erscheint plausibel, da der Druckaufbau im Schmierstoff beim Ziehen mit Mineralöl maßgeblich durch die Oberflächentopologie bestimmt wird (siehe Kapitel 2.1.2.1), wohingegen in aerostatischen Schmiersystemen der Druckaufbau in der Wirkfuge durch die externe Druckquelle erfolgt. Für weiterführende, zukünftige Untersuchungen besteht jedoch das Interesse, wie sich eine sehr glatte, unstrukturierte Blechoberfläche auf die Reibung mit aerostatischer Schmierung auswirkt und ob es hierbei zu einem vollständigen Abdichten der Mikrobohrungen im Werkzeug kommt. Aus den hier durchgeführten Untersuchungen zum Einfluss des Blechwerkstoffs auf das Reibungsverhalten lassen sich die folgenden Beobachtungen B9 und B10 zusammenfassen:

- B9 Im Gegensatz zu mineralölbasierten Schmierstoffen kann im Falle einer Gasschmierung der Materialübertrag von Blechwerkstoffen mit hoher Adhäsionsneigung auf das Werkzeug nicht verhindert werden.
- B10 Bei der Anwendung der aerostatischen Schmiersysteme in Kombination mit verschiedenen Stahlwerkstoffen ergeben sich niedrige Reibungszahlen. Die Verlaufskurve der Reibungszahl μ über den hier untersuchten Bereich der KNS zeigt eine ähnliche Charakteristik, unterscheidet sich jedoch in dem Betrag der maximalen Reibungszahl.

4.5 Zusammenfassung der Erkenntnisse aus dem Streifenziehversuch und Ableitung der Annahmen zu den wirkenden Reibungsmechanismen

Für den Aufbau eines Werkzeugs mit aerostatischer Schmierung zum schmierölfreien Tiefziehen ist es von entscheidender Bedeutung, die Einflussfaktoren auf die Reibung in diesem Tribo-System mit aerostatischer Schmierung zu verstehen. Wie beschrieben, kommt zu den vier Komponenten eines Tribo-Systems (Grundkörper, Gegenkörper, Zwischenstoff und Umgebungsmedium) die aktive Zuführung des gasförmigen Zwischenstoffes, hier über Mikrobohrungen im Werkzeug, als weitere Einflussgröße hinzu. Somit unterscheidet sich dieses Tribo-System deutlich von aktuell eingesetzten Tribo-Systemen in der Blechumformung.

In den Kapiteln 4.2 bis 4.4 wurden die wesentlichen Einflussfaktoren auf das Reibungsverhalten im aerostatischen Tribo-System für die Blechumformung empirisch untersucht und entsprechende Beobachtungen aufgelistet, um darauf aufbauend Annahmen über die wirkenden Reibungsmechanismen abzuleiten:

- B1 Mittels der Düsenanzahl, dem Düsendurchmesser und der Düsenform können die Reibungskräfte im aerostatischen Schmiersystem im hohen Maße beeinflusst werden.
- B2 Der Einfluss der Mikrobohrungen auf das Reibungsverhalten ist bei der Verwendung von flüssigem CO₂ und gasförmigem N₂ prinzipiell sehr ähnlich. Jedoch ergeben sich bei der Verwendung von N₂ als Zwischenstoff höhere Reibungszahlen als mit CO₂ als Zwischenstoff.
- B3 Bei niedrigen KNS ist unabhängig von der Bohrungsausführung keine Reibungskraft im Streifenziehversuch messbar. Der Grenzwert für die KNS $p_{N,K}$, ab dem relevante Reibungskräfte gemessen werden können, liegt bei der Düsenform Diffusor höher als beim Konfusor.
- B4 Mit der Düsenform Diffusor werden insgesamt niedrigere Reibungszahlen im KNS-Bereich von 0-25 MPa erzielt. Bei höheren KNS nimmt der Einfluss der Düsenform auf die Reibung ab.
- B5 CO₂ als Zwischenstoff weist bei verzinktem Feinblech eine sehr gute Schmierwirkung auf, wohingegen bei N₂ als Zwischenstoff Adhäsionserscheinungen auftreten können.
- B6 Der Grenzwert für die KNS $p_{N,K}$, ab dem Reibungskräfte gemessen werden können, lässt sich bei N₂ durch den Ausgangsdruck p_0 des Mediums beeinflussen.
- B7 Die Oberflächenschichten, wie Oxidschichten oder Verunreinigungen auf der Platinenoberfläche, zeigen einen signifikanten Einfluss auf die Reibungsbedingungen beim Trockenumformen mit Gasschmierung.

- B8 Bei Verwendung von N_2 als Zwischenmedium verschiebt sich durch die Erhöhung des Ausgangsdrucks p_0 der Verlauf der Reibungszahl μ .
- B9 Im Gegensatz zu mineralölbasierten Schmierstoffen kann im Falle einer Gasschmierung der Materialübertrag von Blechwerkstoffen mit hoher Adhäsionsneigung auf das Werkzeug nicht verhindert werden.
- B10 Bei der Anwendung der aerostatischen Schmiersysteme in Kombination mit verschiedenen Stahlwerkstoffen ergeben sich niedrige Reibungszahlen. Die Verlaufskurve der Reibungszahl μ über den hier untersuchten Bereich der KNS zeigt eine ähnliche Charakteristik, unterscheidet sich jedoch in dem Betrag der maximalen Reibungszahl.

Die hier zusammengefassten 10 wichtigsten Beobachtungen aus Kapitel 4 zeigen, dass die Komplexität des Tribo-Systems in der Blechumformung durch die aerostatische Schmierung erhöht wird, da weitere Einflussfaktoren und Wechselwirkungen hinzukommen. Diese Beobachtungen lassen vereinfachend zwei wesentliche Schlussfolgerungen zu:

1. Die aerostatische Schmierung bewirkt eine Veränderung des **lokalen Belastungskollektivs** und der **realen Kontaktfläche** durch den Gasdruck in der Wirkfuge, welcher wiederum wesentlich durch die Mikrodüsen beeinflusst wird (B1+B3+B4+B6+B8+B10).
2. Die aerostatische Schmierung führt zu einem verstärkten Einfluss der **chemischen Oberflächenbeschaffenheit** der Kontaktpartner auf die Reibung (B2+B5+B7+B9).

Basierend auf den Schlussfolgerungen wurden Annahmen über die wirkenden Reibungsmechanismen und die Einflussfaktoren auf die Reibung formuliert. Die Annahmen beruhen auf dem Ansatz, dass sich die Reibung aus einem abrasiven und adhäsiven Anteil zusammensetzt (siehe Kapitel 2.1.2: Reibung im Tiefziehprozess). Dieser Ansatz besagt, dass Reibung sowohl durch atomare bzw. molekulare Wechselwirkungen, als auch mechanische Interaktion in den Kontaktstellen der Reibungspartner hervorgerufen wird.

Die auf der ersten Schlussfolgerung beruhenden Annahmen zu dem Einfluss der realen physikalischen Kontaktfläche und des lokalen Belastungskollektivs auf die Reibung bei einer aerostatischen Schmierung für die Blechumformung sind in Abbildung 4-19 zusammengefasst.

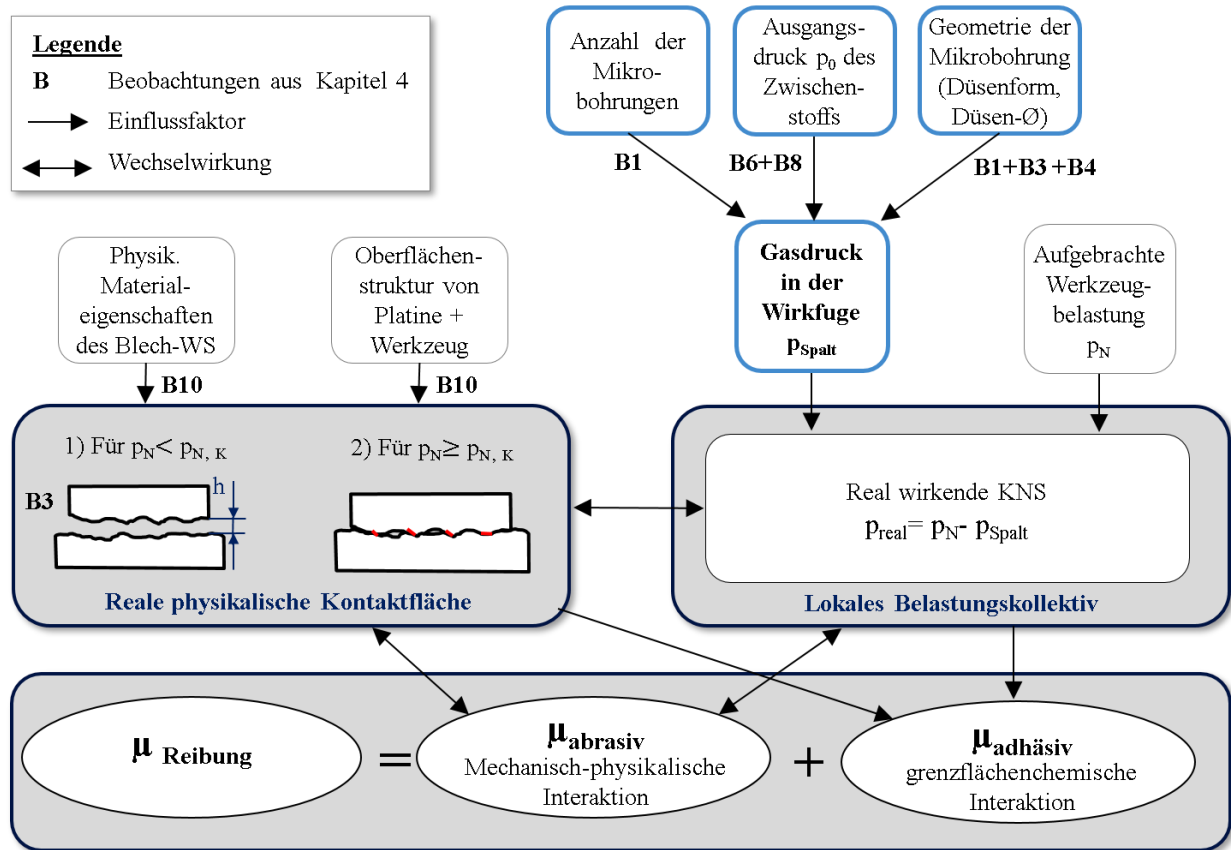


Abbildung 4-19: Aus den empirischen Beobachtungen und dem Stand der wissenschaftlichen-technischen Erkenntnissen abgeleiteten Annahmen zu dem Einfluss der realen physikalischen Kontaktfläche und des lokalen Belastungskollektivs auf die Reibung bei Anwendung einer aerostatischen.

Der mechanische Anteil der Reibung wird maßgeblich durch das lokale Belastungskollektiv und die reale physikalische Kontaktfläche beeinflusst. Wie Beobachtung B10 und der Stand der wissenschaftlichen-technischen Erkenntnissen zeigen, bestimmen dabei vor allem die Materialeigenschaften des Blechwerkstoffs, wie zum Beispiel dessen Härte oder Kaltverfestigung, in Kombination mit der Oberflächenstruktur und der aufgetragenen Werkzeugbelastung die reale Kontaktfläche zwischen Werkzeug- und Platinenoberfläche. Durch die Belastung der Platine während des Ziehvorgangs kommt es zur elastischen und plastischen Einebnung der Oberflächenasperiten, wodurch die reale Kontaktfläche verändert und somit auch das Abgleiten der beiden Reibungspartner beeinflusst wird. Gleichzeitig verändert sich durch die größere Kontaktfläche die real wirkende KNS, da die gleiche Belastung auf eine größere Fläche verteilt wird. Somit besteht eine Wechselwirkung zwischen der realen Kontaktfläche und dem lokalen Belastungskollektiv.

Durch die aerostatische Schmierung ist nun davon auszugehen, dass sich die real wirkende KNS in der Wirkfuge p_{real} durch den Gasdruck p_{Spalt} verändert, indem die KNS p_N bereits zu Prozessbeginn reduziert wird:

$$p_{real} = p_N - p_{Spalt}$$

Steigt der Gasdruck auf höhere Werte als die aufgebrachte KNS, kommt es zu einem Abheben des Werkzeugs (siehe Abbildung 4-19). Durch den größer werdenden Spalt zwischen Werkzeug und Platine sinkt der Gasdruck, sodass ein Gleichgewicht zwischen der aufgebrachten KNS und dem Gasdruck im Spalt entsteht. Das Werkzeug „schwebt“ über der Platine mit einer Spalthöhe h , weshalb keine Reibungskraft gemessen werden kann (siehe Beobachtung B3). Der Grenzwert für die KNS, ab dem bei einer gegebenen Werkzeug- und Systemkonfiguration ein Kontakt zwischen Werkzeug und Platine besteht, wurde in dieser Arbeit als KNS $p_{N,K}$ definiert. Diese Kenngröße ist von entscheidender Bedeutung, da beim Tiefziehen aufgrund der Problematik der Faltenbildung im Ziehflansch ein Kontakt zwischen Platine und Werkzeug anzustreben ist. Die Beobachtungen B3 und B6 zeigen, dass durch Erhöhung des Ausgangsdrucks p_0 des Zwischenmediums bzw. durch Veränderung der Geometrie der Mikrobohrungen der Grenzwert $p_{N,K}$ verändert werden kann. Daher ist davon auszugehen, dass hier eine Veränderung des Gasdrucks im Spalt vorliegt. Die Beobachtungen B1, B6 und B8 bestärken zudem die Annahme, dass auch bei Kontakt zwischen den Reibungspartnern bei höheren KNS die Reibung maßgeblich durch den Gasdruck und dieser wiederum durch die Anzahl der Mikrobohrungen, die Düsenform und -geometrie sowie den Ausgangsdruck p_0 bestimmt wird.

Weitaus komplexer sind die Zusammenhänge zum Einfluss der chemischen Oberflächenbeschaffenheit der Kontaktpartner auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen. Diese aus den Beobachtungen B2, B5, B7 und B9 abgeleiteten Annahmen zeigt Abbildung 4-20.

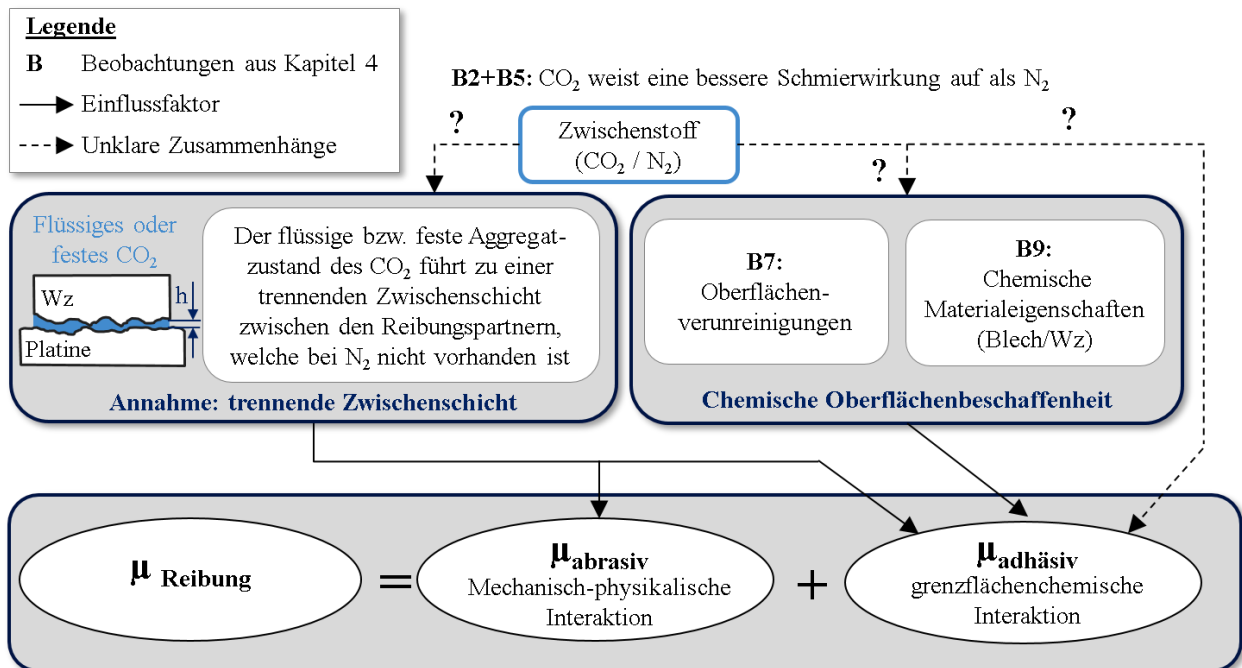


Abbildung 4-20: Aus den empirischen Beobachtungen und dem Stand der wissenschaftlichen-technischen Erkenntnisse abgeleitete Annahmen über den Einfluss der chemischen Oberflächenbeschaffenheit und des Zwischenstoffes auf die Reibung bei Anwendung einer aerostatischen Schmierung.

Der Einfluss der chemischen Oberflächenbeschaffenheit wird bei konventionellen Tribo-Systemen in der Blechumformung weitestgehend vom Einfluss des Schmierstoffs überlagert und muss daher dort nicht separat berücksichtigt werden. Bei den aerostatischen Schmiersystemen und extrem trockenen Platinenoberflächen hingegen tritt der Einfluss der chemischen Oberflächenbeschaffenheit hervor und kann nicht vernachlässigt werden. So zeigt die Beobachtung B7, dass Verunreinigungen und Grenzschichten auf der Platinenoberfläche die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen entscheidend beeinflussen können. Bereits eine dünne Grenzschicht mit einer minimalen Schmierstoffmenge auf der Platinenoberfläche verändert die Ausbildung von Adhäsionskräften zwischen den Reibungspartnern. Da die Grenzschichten bei Belastung sehr leicht aufbrechen, wird die chemische Oberflächenbeschaffenheit zudem maßgeblich durch die chemischen Materialeigenschaften des Blechwerkstoffes bestimmt (siehe Beobachtung B9). Aus diesem Grund können Werkstoffe mit einer hohen Adhäsionsneigung wie Aluminium nur bedingt mit einem aerostatischen Schmiersystem tiefgezogen werden.

Auch die Beobachtungen B2 und B5, wonach CO_2 als Zwischenmedium geringere Reibungskräfte als N_2 verursacht, können wahrscheinlich auf veränderte Adhäsionskräfte zwischen den Reibungspartnern zurückgeführt werden. Basierend auf den Beobachtungen ergeben sich jedoch unterschiedliche Erklärungsansätze. Die plausibelste Annahme sieht die Bildung einer Zwischenschicht aus der flüssigen bzw. festen Phase des CO_2 vor. Durch eine Zwischenschicht aus CO_2 erfolgt eine Trennung der Reibungspartner entsprechend den Vorgängen bei Schmierstoffen auf Öl- oder Wachsbasis, wodurch die Reibungskräfte reduziert werden. Eine solche Zwischenschicht aus flüssigem bzw. festem CO_2 beeinflusst dabei neben den Adhäsionskräften auch die mechanischen Reibungskräfte zwischen den Kontaktpartnern. Entsprechend dieser Annahme bildet das gasförmige N_2 im Gegensatz zum CO_2 keine vollständige trennende Zwischenschicht zwischen den Reibungspartnern aus, da Gase eine höhere Kompressibilität als Flüssigkeiten aufweisen. Dadurch wird der Stickstoff unter Belastung komprimiert, anstatt eine vollständige Zwischenschicht auszubilden. Dieser Effekt wird durch die niedrige Viskosität von Gasen verstärkt, wodurch N_2 schneller als das flüssige CO_2 zwischen Werkzeug und Platine entweichen kann.

Neben der trennenden Zwischenschicht ergeben sich weitere mögliche Erklärungsansätze für die bessere Schmierwirkung des CO_2 (Beobachtungen B2 + B5). So können nach [VEL14] bei Reibungsvorgängen unter CO_2 -Atmosphäre tribochemische Reaktionsprodukte entstehen, welche zu einer Veränderung der chemischen Oberflächenbeschaffenheit mit verbesserten Reibungseigenschaften führen. Zudem besteht die theoretische Möglichkeit, dass eine Veränderung der äußeren Oberflächengrenzschicht aufgrund des ausströmenden Zwischenstoffes oder eine direkte Auswirkung des Zwischenstoffes auf die Ausbildung von Adhäsionskräften zwischen den Kontaktpartnern die bessere Schmierwirkung des CO_2 verursacht. Im Gegensatz dazu kann die Annahme, dass

das unterschiedliche Reibungsverhalten bei der Verwendung von flüssigem CO₂ und gasförmigen N₂ durch unterschiedliche Druckzustände in der Wirkfuge in Folge der Expansion des flüssigen CO₂ hervorgerufen wird, zunächst ausgeschlossen werden. So konnte für beide Zwischenstoffe ein ähnlicher Wert für die KNS $p_{N,K}$ und damit auch für den Gasdruck in der Wirkfuge p_{Spalt} bestimmt werden. Basierend auf den umfangreichen empirischen Beobachtungen in Kapitel 4 scheint die Annahme zur Entstehung einer trennenden Zwischenschicht aus flüssigem und festen CO₂ zwischen dem Grund- und Gegenkörpers als Ursache für die niedrigeren Reibungskräfte bei der Verwendung von CO₂ am wahrscheinlichsten. Weiterführende Untersuchungen in Kapitel 5 sollen diese Annahmen bestätigen oder widerlegen.

Eine Zusammenfassung der aus den empirischen Beobachtungen abgeleiteten Annahmen zum Einfluss der realen physikalischen Kontaktfläche, des lokalen Belastungskollektivs, des Zwischenstoffes und der chemischen Oberflächenbeschaffenheit auf die Reibung in aerostatischen Schmier-systemen zeigt Abbildung 4-21.

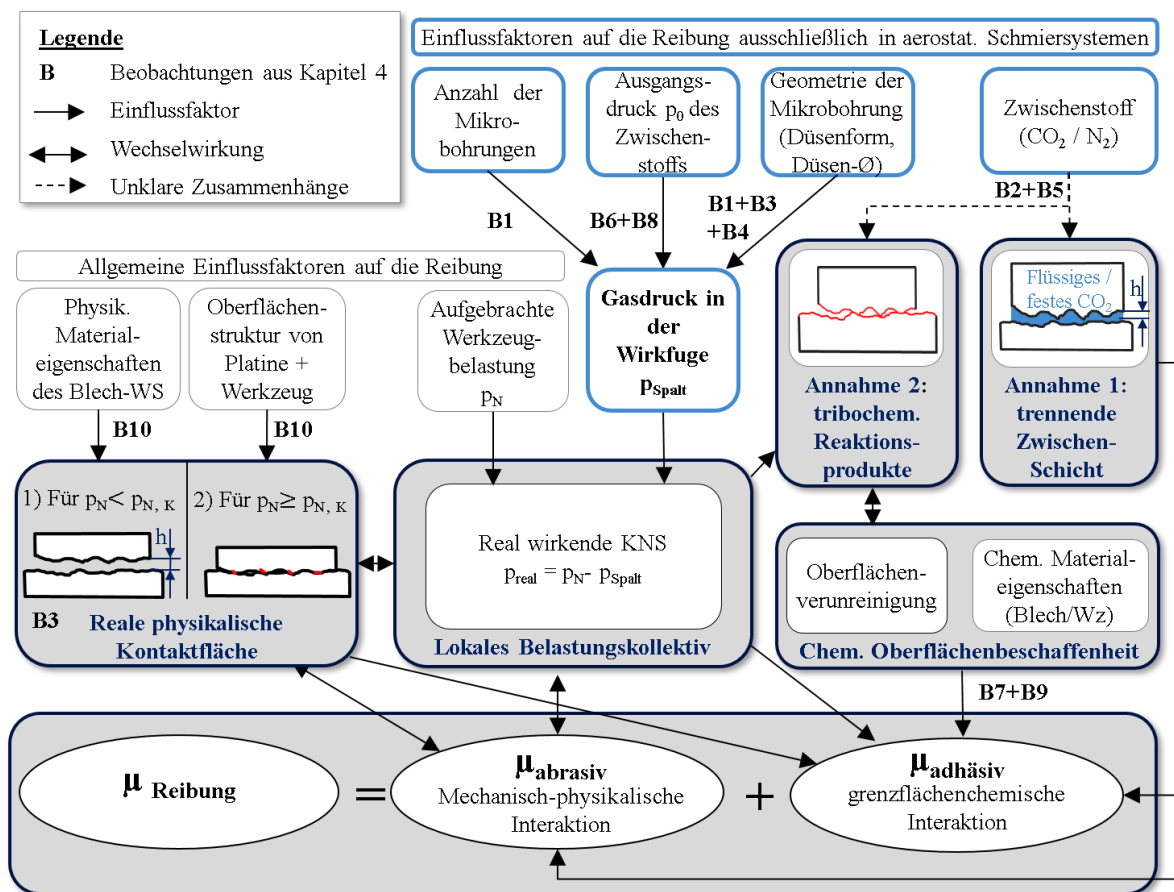


Abbildung 4-21: Zusammenfassung der Annahmen zu den Einflussfaktoren auf die Reibung in einem aerostatischen Schmier-system für die Blechumformung.

5 Erweiterte Untersuchungen zu den Einflussfaktoren auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen in der Blechumformung

Die aus den empirischen Beobachtungen gefolgerten Annahmen über wirkende Einflussfaktoren auf die Reibung im Bereich der Blechhaltung beim Tiefziehen mit aerostatischer Schmierung werden im Folgenden vertieft untersucht, um so diese Annahmen entsprechend des induktiven Forschungsansatzes zu bestätigen oder zu widerlegen. Aufgrund der Komplexität der Reibungsvorgänge in aerostatischen Schmiersystemen mit Grenzschichtreibung werden dabei die Annahmen zum Einfluss des Druckniveaus auf das lokale Belastungskollektiv und die Annahmen zum Einfluss des Zwischenstoffes getrennt voneinander untersucht (siehe Abbildung 5-1).

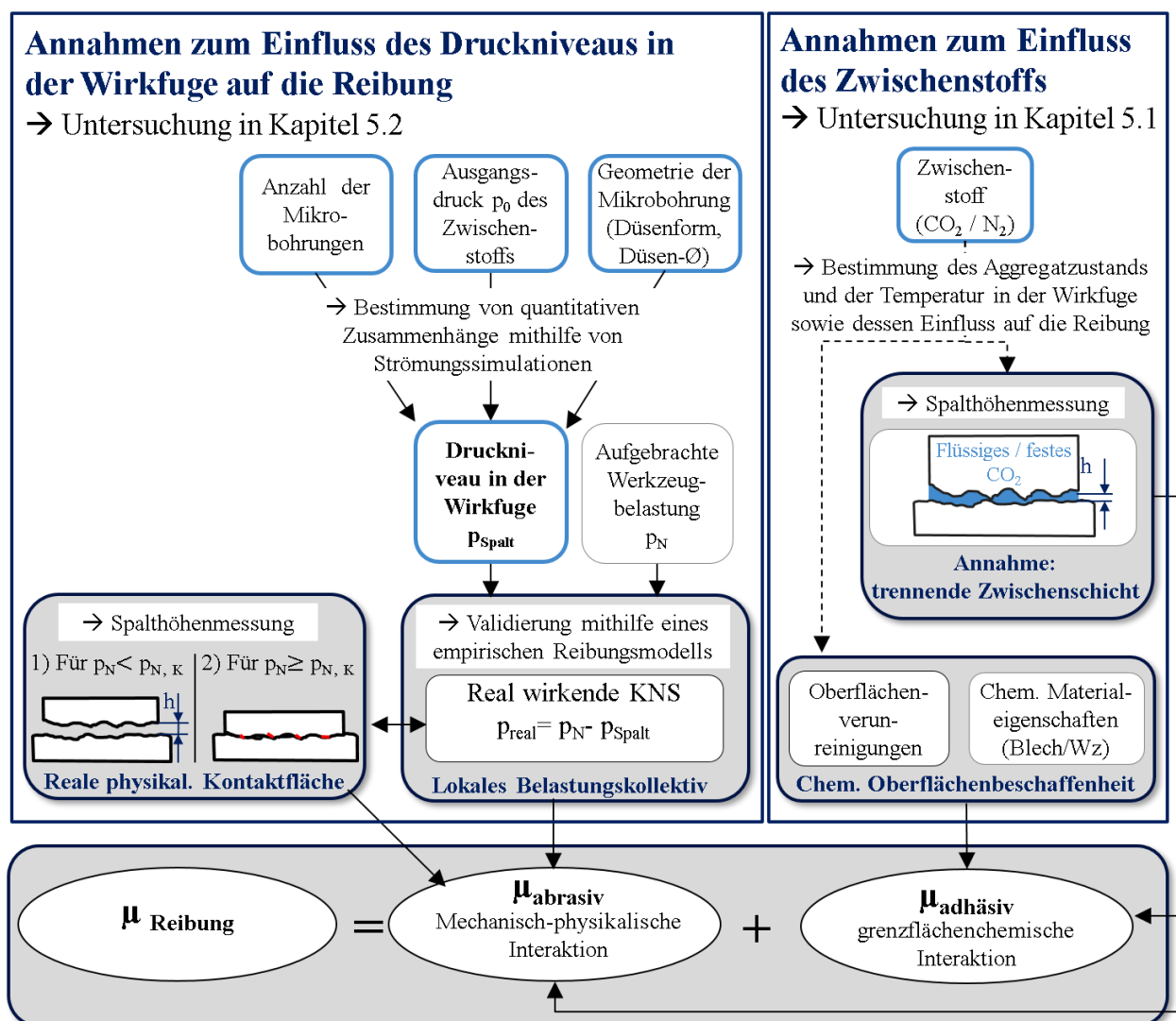


Abbildung 5-1: Erweiterte Untersuchungen zur Validierung der Annahmen zu den Reibungsmechanismen und den wirkenden Einflussfaktoren in einem aerostatischen Schmiersystem für die Blechumformung.

In Kapitel 5.1 werden zunächst die Annahmen über den Einfluss des Zwischenstoffes vertieft untersucht. Da aus den Beobachtungen in Kapitel 4 nicht eindeutig hervorgeht, wodurch die guten Reibungsbedingungen bei der Verwendung von flüssigem CO_2 verursacht werden, sind

weiterführende Untersuchungen zum Einfluss des Zwischenstoffes erforderlich. Dabei soll durch die Bestimmung der Spalthöhe zwischen Werkzeugeinsatz und Blechstreifenoberfläche (Kapitel 5.1.1), die Analyse zum Aggregatzustand des Kohlendioxids in der Wirkfuge (Kapitel 5.1.2) und der dabei vorliegenden Temperatur (Kapitel 5.1.3) sowie Reibungsuntersuchungen mit gasförmigem CO₂ (Kapitel 5.1.4) erweiterte Erkenntnisse über den Einfluss des Zwischenstoffes gewonnen werden, um so die Plausibilität der getroffenen Annahmen überprüfen zu können.

Im Gegensatz zum Einfluss des Zwischenstoffes konnten durch die empirischen Beobachtungen in Kapitel 4 eindeutige Zusammenhänge über den Einfluss der Mikrobohrungen und des Ausgangsdrucks des Zwischenstoffes auf das Druckniveau in der Wirkfuge aufgezeigt werden. Diese Annahmen werden in Kapitel 5.2.1 und 5.2.3 validiert, indem mithilfe von Strömungssimulationen quantitative Zusammenhänge bestimmt werden. Dies führt zu einem ersten Vorschlag zur empirischen Reibungsmodellierung in einem aerostatischen Schmiersystem für die Blechumformung (Kapitel 5.2.3). Abschließend wird in Kapitel 5.3 eine Zusammenfassung über die Erkenntnisse zu den Einflussfaktoren auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen für die Blechumformung gegeben.

5.1 Erweiterte Untersuchungen zum Einfluss des Zwischenstoffes und dessen Aggregatzustandes auf das Reibungsverhalten

In den Reibungsuntersuchungen im Streifenziehversuch mit den aerostatischen Schmiersystemen zeigte sich, dass das Zwischenmedium Kohlendioxid deutlich niedrigere Reibungszahlen bewirkt als Stickstoff. Gerade bei den Blechstreifen mit einer Restschmierstoffmenge kleiner 0,1 g/m² entstanden bei der Verwendung von gasförmigem Stickstoff Kaltaufschweißungen auf dem Blechstreifen, wohingegen ein Ziehen mit flüssigem Kohlendioxid noch bis hin zu hohen KNS möglich war. Daraus entstand die Annahme, dass eine Zwischenschicht in Form eines flüssigen bzw. festen Aggregatzustands des CO₂ in der Wirkfuge eine Auswirkung auf das Reibungsverhalten haben könnte. Zudem besteht theoretisch die Möglichkeit, dass das CO₂ zu einer Veränderung der Oberflächengrenzschicht der Kontaktpartner führt, indem diese Schicht aufbricht bzw. tribochemische Reaktionsprodukte mit dem Zwischenstoff entstehen. Im Gegensatz dazu wird die Annahme hier ausgeschlossen, dass das Vorhandensein des Mediums CO₂ direkt die Adhäsionskräfte zwischen den Kontaktpartnern reduziert. Begründet werden kann dies mit der fehlenden Dipolstruktur des CO₂, welche für die Reduktion der freien Oberflächenenergie der Reibungspartner und die damit verbundene Reduktion der Adhäsionskräfte durch ein Schmiermedium erforderlich ist.

Um nun die verbleibenden Annahmen zu validieren, müssen weitere Untersuchungen zum Einfluss des Zwischenstoffes auf das Tribo-System durchgeführt sowie der vorliegende Aggregatzustand des CO₂ in der Wirkfuge bestimmt werden. Die Erkenntnisse aus diesen Untersuchungen

werden dann in Kapitel 5.3 zusammengefasst und diskutiert, welche der getroffenen Annahmen bestätigt werden können.

5.1.1 Bestimmung der Spalthöhe der Wirkfuge

Durch die quantitative Bestimmung der Spalthöhe zwischen Werkzeugeinsatz und Blechstreifenoberfläche soll überprüft werden, ob bei der Verwendung von flüssigem CO_2 und gasförmigem N_2 unterschiedliche Spalthöhen vorliegen und ob hieraus Erkenntnisse über das Vorhandensein einer trennenden CO_2 -Zwischenschicht zwischen den Kontaktpartnern gewonnen werden können. Zudem soll mit diesen Untersuchungen die Annahme quantitativ bestätigt werden, dass unterhalb eines Grenzwertes $p_{N,K}$ kein Kontakt zwischen dem Werkzeug und dem Blechstreifen vorliegt. Dabei stellt sich die Frage, welche Spalthöhen h sich in Abhängigkeit von der KNS ergeben und wie der Grenzwert $p_{N,K}$ vom Ausgangsdruck p_0 des Zwischenstoffes und der Düsenform abhängt. Zudem dienen diese Messungen als Grundlage für die strömungstechnische Analyse der Spaltströmung und der quantitativen Auslegung der Mikrobohrungen mit Hilfe der Strömungssimulationen im Folgenden.

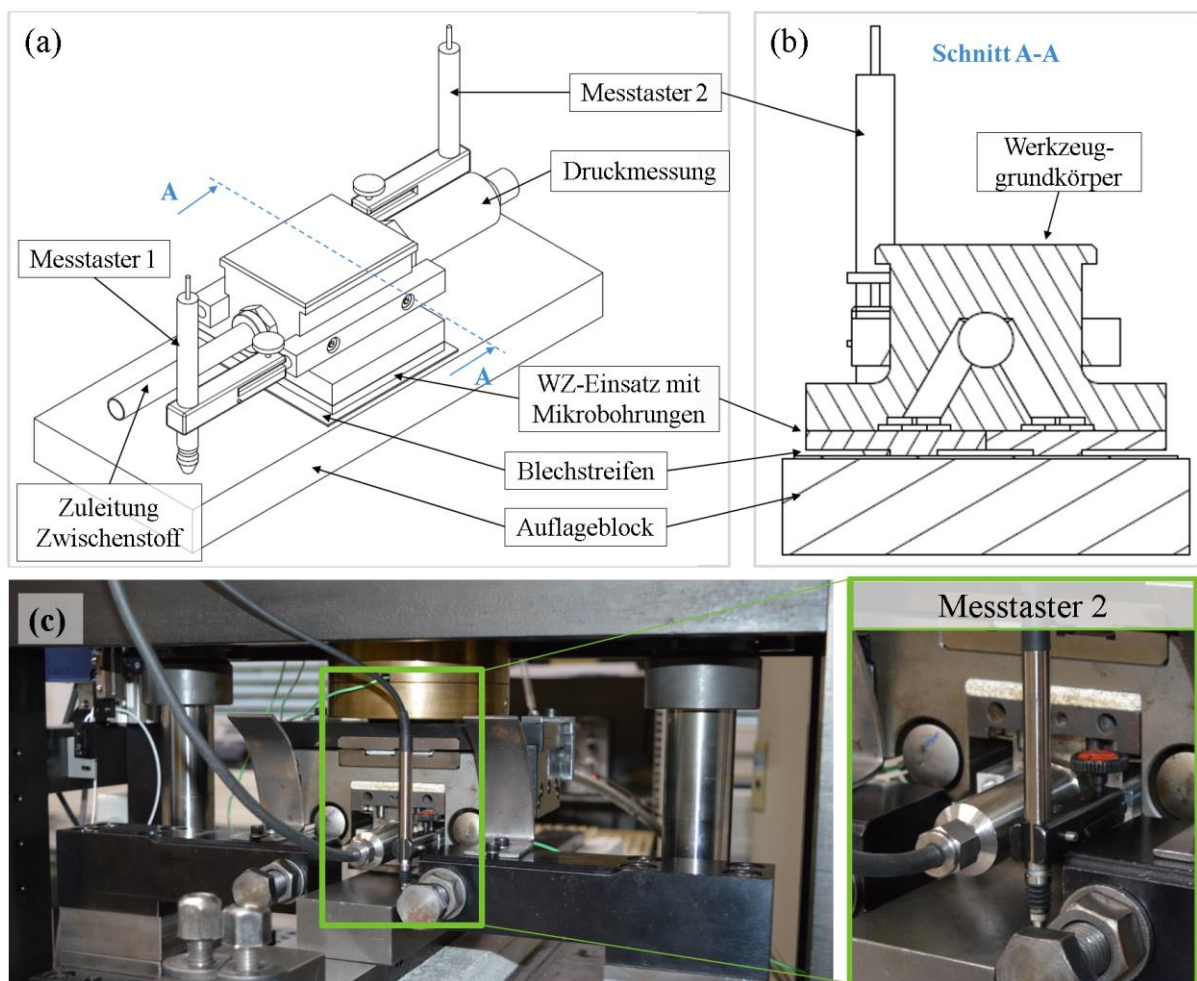


Abbildung 5-2: Versuchsaufbau zu Messung der Spalthöhe zwischen Werkzeug und Blechstreifen: (a) Prinzip-Skizze zum Messaufbau, (b) Schnitt durch das Streifenziehwerkzeug und (c) Einbau in der Streifenziehanlage.

Für die Untersuchung der Spalthöhe h wurde das Werkzeug für die Streifenziehyanlage mit Höhenmesstastern versehen. Da die Spalthöhe h in der Wirkfuge zwischen Blechstreifen und Werkzeug aufgrund des begrenzten Bauraums und der möglichen Störung durch das ausströmende Medium in der Streifenziehyanlage nicht direkt gemessen werden kann, wurden Messtaster seitlich am Werkzeug angebracht (siehe Abbildung 5-2). Dabei wurden je ein mechanischer Längenmesstaster GT 21 der Firma TESA Technology mit einem max. Linearitätsfehler von $0,2 \mu\text{m}$ diagonal versetzt an das Werkzeug angebracht.

Die Messung der Spalthöhe wurde zunächst ohne Relativbewegung des Blechstreifens bei RT durchgeführt. Hierzu wurde eine definierte KNS p_N mithilfe der Streifenziehyanlage auf den Blechstreifen aufgebracht. Im Anschluss daran wurde die Zuführung des Zwischenstoffes eingeschaltet und die auftretende Höhenänderung mit den Messtastern erfasst. Die Messungen wurden für KNS von 2 bis 35 MPa durchgeführt. Die gemessene Spalthöhe h zwischen Blechstreifen und Werkzeug ergab sich aus dem Mittelwert der Messwerte der beiden Messtaster.

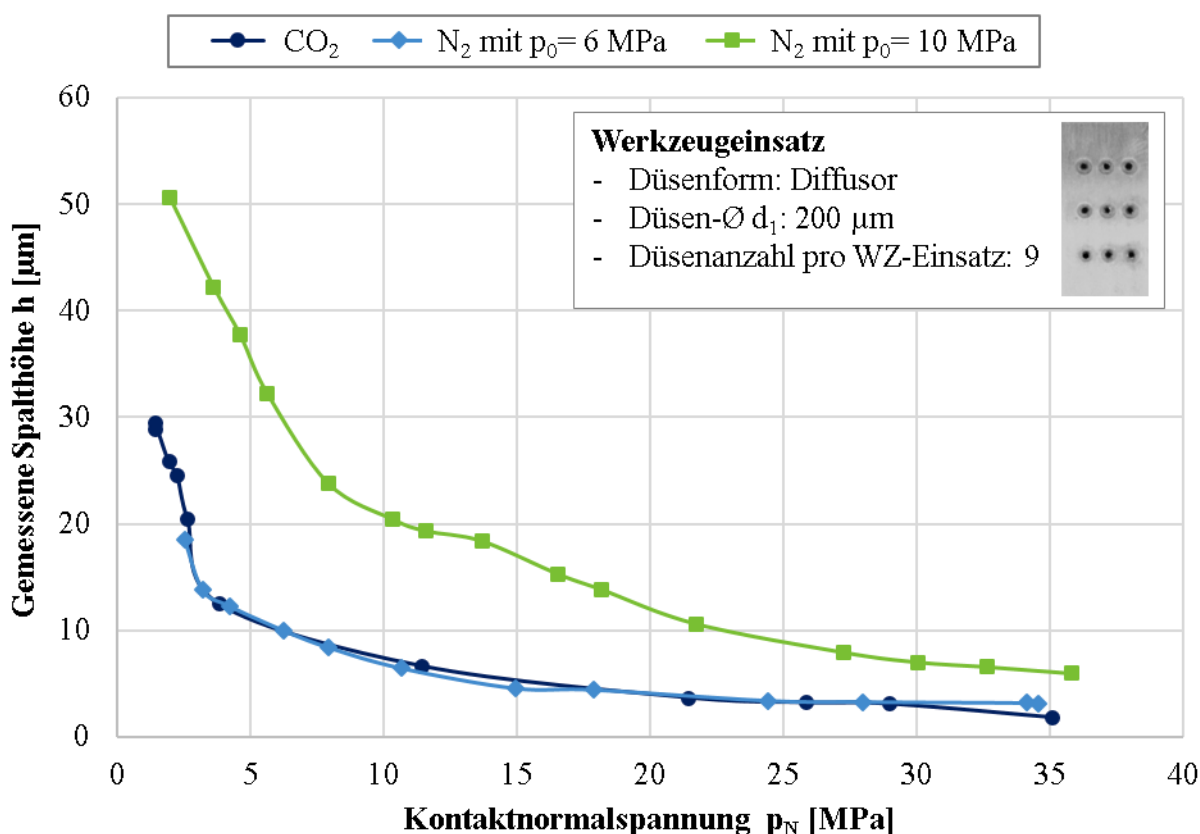


Abbildung 5-3: Gemessene Spalthöhe für den Werkzeugeinsatz mit 9 Mikrobohrungen und der Düsenform Diffusor in Abhängigkeit von der aufgetragenen KNS für CO₂ und N₂ als Zwischenstoff und Variation des Ausgangsdrucks p_0 bei N₂ ohne Relativbewegung.

Abbildung 5-3 zeigt den Verlauf der Spalthöhe h in Abhängigkeit von der aufgetragenen KNS für den Werkzeugeinsatz mit 9 Mikrobohrungen (Diffusor, $\varnothing d_1=200 \mu\text{m}$). Neben der KNS p_N wurde

das Zwischenmedium (CO_2 und N_2) und der Ausgangsdruck p_0 (6 MPa und 10 MPa) für die Versuchsreihe mit Stickstoff variiert. Für N_2 und CO_2 mit $p_0 = 6$ MPa ergeben sich sehr ähnliche Verläufe der Spalthöhe h , bei denen für kleine KNS ein deutlicher Anstieg der Spalthöhe erkennbar ist. Interessanterweise führt die Verwendung von gasförmigem N_2 und flüssigem CO_2 zu keinen wesentlichen Unterschieden im Verlauf der Spalthöhe. Im Gegensatz dazu führt eine Erhöhung des Ausgangsdrucks des N_2 auf 10 MPa zu einer deutlichen Vergrößerung des Spalts.

Betrachtet man jedoch die quantitativen Werte für die Spalthöhen, so ist auffällig, dass selbst bei hohen KNS von 35 MPa ein großer Spalt von einigen Mikrometern zwischen Werkzeug- und Platinenoberfläche vorhanden ist. Als Ursache hierfür zeigte sich bei genauerer Analyse des Versuchsaufbaus, dass der Innendruck des Zwischenmediums im Werkzeuggrundkörper eine nicht zu vernachlässigende elastische Verformung des Werkzeugeinsatzes zur Folge hatte. Da die Spalthöhe mit dem vorhandenen Versuchsaufbau nicht direkt in der Wirkfuge gemessen werden kann, sondern nur indirekt über die Messtaster an der Vorder- und Rückseite des Werkzeugs, wird die eigentliche Spalthöhe von der elastischen Auffederung des Werkzeugs überlagert. Wie in der Schnittdarstellung des Werkzeugs in Abbildung 5-2 (b) dargestellt, sind für die Zuführung des Zwischenmediums in die Wirkfuge verschiedene Hohlräume im Werkzeug erforderlich. Werden diese Hohlräume beim Einschalten des Zwischenmediums mit einem Druck beaufschlagt, reduziert sich die elastische Deformation des Werkzeugs, welche durch die aufgebrachte Normalkraft verursacht wurde. Somit messen die Messtaster neben der Spalthöhe auch die Reduktion der elastischen Deformation des Werkzeugs durch den Gasdruck im Werkzeug.

Die Auffederung des Werkzeugs konnte durch die Verwendung von Werkzeugeinsätzen ohne Mikrobohrungen gemessen und nachgewiesen werden. Hierzu wurde eine KNS auf einen geschlossenen Werkzeugeinsatz aufgebracht und dabei die Höhenänderung, welche ohne ausströmendes Medium allein durch den Innendruck im Werkzeuggrundkörper entstand, gemessen. Dies wurde für die verschiedenen Medien und Druckniveaus durchgeführt (siehe Anhang Abbildung 8-4). Mithilfe dieser Messwerte und eines Korrekturfaktors wurde versucht, den systematischen Messfehler aus den Spalthöhenverläufen herauszurechnen. Die so angepassten Verläufe sind in Abbildung 5-4 zusammengefasst, wobei der Bereich größer 10 MPa aufgrund der Messfehlerkorrektur nicht weiter betrachtet wird.

Die prinzipielle Charakteristik der Spalthöhenverläufe wurde durch die Korrektur der Messfehler nicht verändert, jedoch ergeben sich plausiblere, quantitative Werte für die Spalthöhe. So zeigt der Spalthöhenverlauf bei Verwendung von flüssigem CO_2 als auch bei gasförmigem N_2 mit $p_0 = 6$ MPa ein Aufsetzen des Werkzeugs auf die Platinenoberfläche (Spalthöhe $h=0$) für eine KNS im Bereich zwischen 4 und 5 MPa. Vergleicht man diesen Grenzwert $p_{N,K}$ mit den aus den Streifenziehversuchen ermittelten Werten aus Kapitel 4.3.2, so zeigt sich eine gute Übereinstimmung

(siehe Tabelle 5-4) und bestätigt somit die gewählte Korrektur des systematischen Messfehlers im Versuchsaufbau.

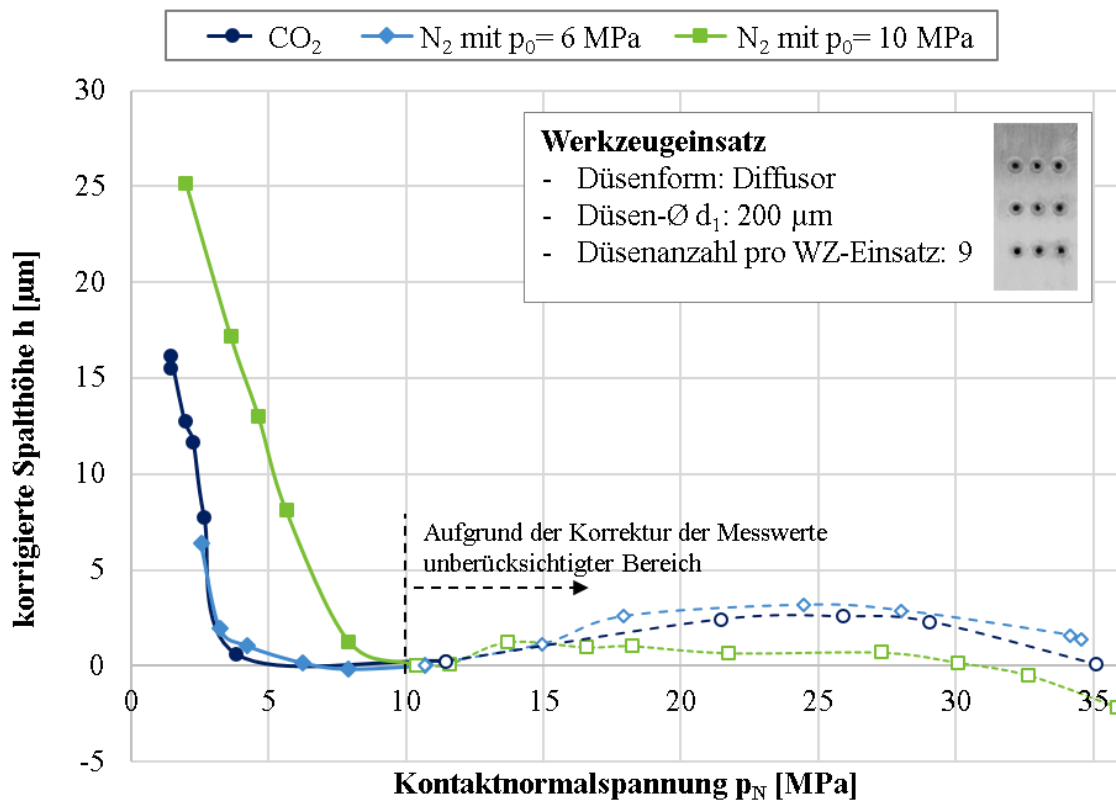


Abbildung 5-4: Um Auffederung des Werkzeugs und Messfehler korrigierte Spalthöhe zwischen Platine und Werkzeug in Abhängigkeit von der aufgetragenen KNS für CO₂ und N₂ als Zwischenstoff und Variation des Ausgangsdrucks p_0 bei N₂.

Tabelle 5-1: Vergleich des aus dem Streifenziehversuch und der Spalthöhenmessung ermittelten Grenzwertes $p_{N,K}$ für den Werkzeugeinsatz mit 9 Diffusor-Düsen ($d_1=200\mu\text{m}$).

	Aus Reibungsuntersuchung ermittelte Werte für $p_{N,K}$ (Kapitel 4.3.2)	Aus Spalthöhenmessung ermittelte Werte für $p_{N,K}$
CO ₂	2,5 MPa < $p_{N,K}$ < 5 MPa	4 MPa < $p_{N,K}$ < 5 MPa
N ₂ mit $p_0 = 6$ MPa	2,9 MPa < $p_{N,K}$ < 4 MPa	4 MPa < $p_{N,K}$ < 5 MPa
N ₂ mit $p_0 = 10$ MPa	5 MPa < $p_{N,K}$ < 7,5 MPa	7,5 MPa < $p_{N,K}$ < 10 MPa

Wie aus den Verläufen in Abbildung 5-4 ersichtlich, kann durch die messtechnische Erfassung der Spalthöhe die Annahme quantitativ bestätigt werden, dass für kleine KNS ein Abheben des Werkzeugs vom Blechstreifen erfolgt. Für eine niedrige KNS ergeben sich Spalthöhen von 15 bis ca.

25 μm , welche mit zunehmender KNS reduziert werden, bis bei der KNS $p_{N,K}$ ein Kontakt zwischen Blechstreifen- und Werkzeugoberfläche erfolgt. Wird der Ausgangsdruck p_0 bei Stickstoff von 6 MPa auf 10 MPa erhöht, zeigt der Kurvenlauf eine identische Charakteristik, verschiebt sich jedoch zu höheren KNS. Auch für die Düsenform Konfusor ergibt sich ein ähnlicher Spalthöhenverlauf wie beim Diffusor (siehe Anhang Abbildung 8-6). Jedoch erfolgt ein Aufsetzen des Werkzeugs auf die Platinenoberfläche bereits bei niedrigeren KNS und bestätigt somit die Erkenntnisse aus den Streifenziehversuchen, wonach beim Konfusor die Werte für KNS $p_{N,K}$ niedriger ausfallen.

Sowohl bei dem Werkzeugeinsatz mit Konfusordüsen als auch mit Diffusordüsen zeigen sich keine Unterschiede in den Spalthöhenverläufen bei der Verwendung von flüssigem CO_2 und gasförmigem N_2 ($p_0 = 6 \text{ MPa}$). Somit ergibt sich aus der Bestimmung der Spalthöhe in diesem Kapitel die Schlussfolgerung, dass die niedrigeren Reibungszahlen bei der Verwendung von flüssigem Kohlendioxid im Gegensatz zum gasförmigen Stickstoff nicht maßgeblich durch eine größere Spalthöhe zwischen den Kontaktflächen hervorgerufen werden. Demnach kann auch ein unterschiedliches Druckniveau in der Wirkfuge bei der Verwendung der verschiedenen Zwischenstoffe als Ursache für die unterschiedlichen Reibungszahlen ausgeschlossen werden. Zudem liefern die Kenntnisse über die Spalthöhenverläufe sowie die quantitativen Werte die Grundlage für den Aufbau von Strömungssimulationen zur genaueren Bestimmung der Druckverteilung in der Wirkfuge in Kapitel 5.2.

5.1.2 Analyse des Aggregatzustands von CO_2 in der Wirkfuge

Für die Reibungsuntersuchungen mit aerostatischer Schmierung und Kohlendioxid als Zwischenstoff wurde das Kohlendioxid in flüssiger Form bei RT dem Streifenziehwerkzeug zugeführt. Nach dem Ziehprozess lag das CO_2 in gasförmiger Form vor und verflüchtigte sich unter Atmosphärenbedingungen. Da durch die Expansion des flüssigen CO_2 und die damit verbundene Abkühlung zudem fester CO_2 -Schnee entstehen kann, können prinzipiell alle drei Aggregatzustände in der Wirkfuge vorhanden sein. Mithilfe von experimentellen Versuchen sollte nun geklärt werden, welcher Aggregatzustand in der Wirkfuge tatsächlich vorliegt und ob dieser einen Einfluss auf die Reibung aufweist. Aus diesem Grund wurde ein Versuchsstand aufgebaut, mit dem eine optische Betrachtung der Ausbreitung des CO_2 in der Wirkfuge durchgeführt werden kann. Dazu wurde der Blechstreifen durch ein durchsichtiges Borosilicatglas mit einer besonders hohen Härte und Festigkeit ersetzt. Abbildung 5-5 zeigt den Entwurf des Versuchsstands. Zur Realisierung einer Ziehbewegung wurde das Borosilicatglas in einem Verfahrsschlitten eingebettet und dieser an einen externen elektrischen Spindeltrieb gekoppelt. Über eine Hochgeschwindigkeitskamera mit einer Aufnahme unterhalb des Glases konnte das ausströmende CO_2 und mögliche Phasenübergänge qualitativ erfasst werden.

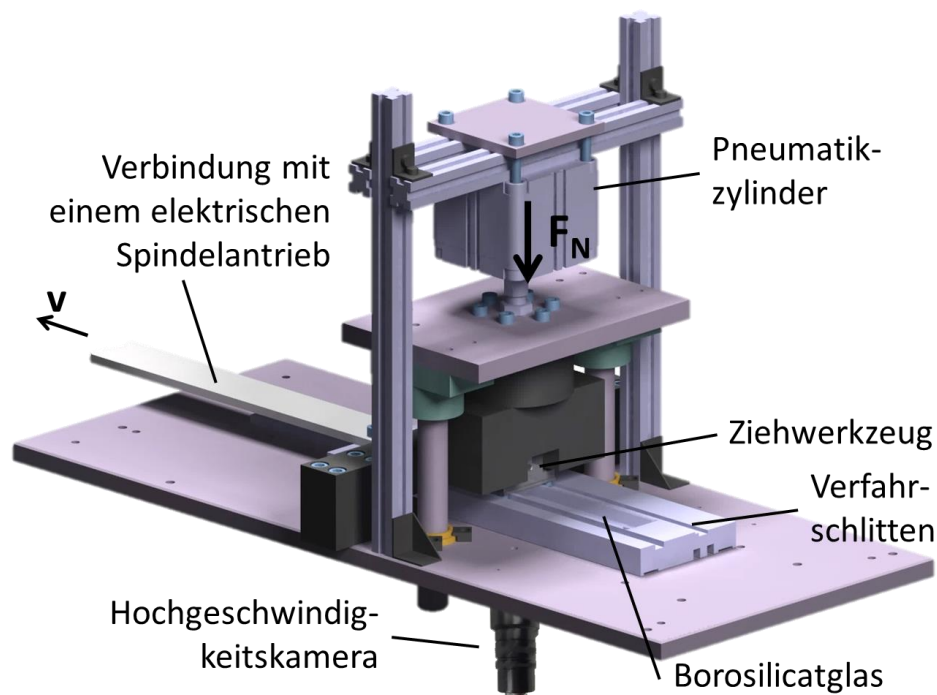


Abbildung 5-5: Versuchsstand zur Analyse des Aggregatzustandes von ausströmendem CO₂ in der Kontaktzone.

Eine Herausforderung bei der Analyse des Aggregatzustandes stellt die Unterscheidung der verschiedenen Phasenzustände des CO₂ dar. Hierzu wurde eine Analyse des Aggregatzustands in einem Druckreaktor durchgeführt. Dabei wurde der Druck in dem Druckreaktor entsprechend des Phasendiagramms so eingestellt, dass jeweils die verschiedenen Aggregatzustände beim Ausströmen des CO₂ durch eine Mikrodüse entstanden. Die Erkenntnisse aus den gemeinsamen Untersuchungen mit dem Institut für Grenzflächen- und Phasenumwandlung der Universität Stuttgart wurden in [LIE19] veröffentlicht.

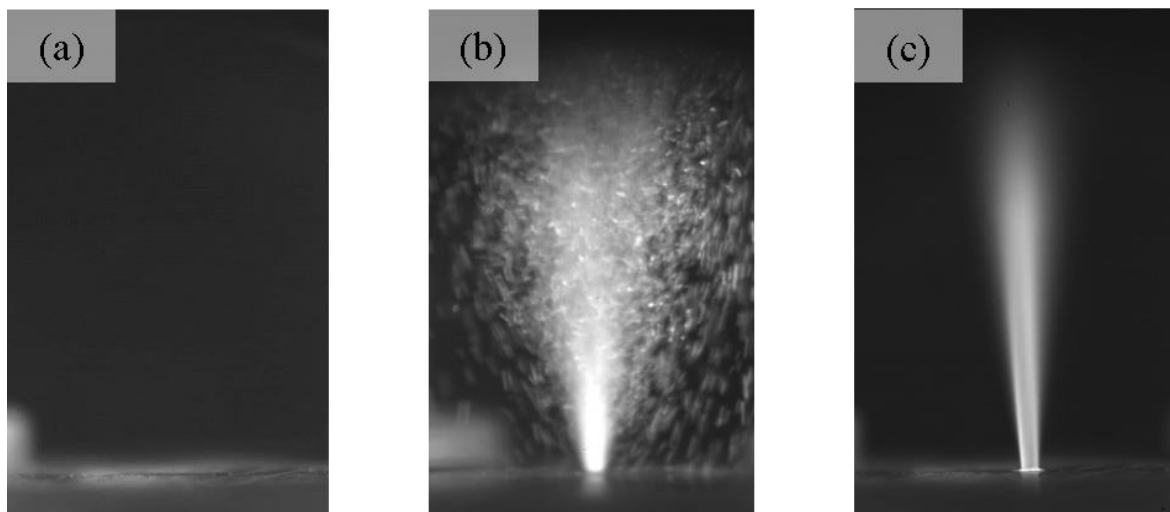


Abbildung 5-6: Vergleich der Aggregatzustände gasförmig (a), flüssig (b) und fest in Form von kleinen Kristallen (c) beim Ausströmen des CO₂ durch eine Diffusor-Mikrodüse [LIE19].

Die Darstellung der verschiedenen Aggregatzustände zeigt Abbildung 5-6. Im gasförmigen Zustand ist CO₂ farblos und somit beim Ausströmen nicht zu erkennen. Im festen Zustand besteht

das CO₂ aus feinen, kleinen Eiskristallen und kann eindeutig durch die weiße Farbe und die feine Struktur charakterisiert werden. In der flüssigen Phase bilden sich kleine Tropfen mit einer gräulichen bis weißen Farbe, welche eine Ähnlichkeit mit Wassertropfen aufweisen. Somit kann mithilfe der unterschiedlichen Farben und Erscheinungsformen des CO₂ auf die verschiedenen Aggregatzustände in der Wirkfuge geschlossen werden.

Um optisch erkennen zu können, welche Einflussgrößen den Aggregatzustand in der Wirkfuge im Streifenziehversuch vornehmlich beeinflussen, wurden in den Versuchen verschiedene Werkzeugeinsätze mit unterschiedlichen Mikrodüsen bei KNS von $p_N = 5$ und 10 MPa eingesetzt (siehe Tabelle 5-2).

Tabelle 5-2: Übersicht über die Konfiguration der Werkzeugeinsätze und die gewählten Versuchsparameter.

Düsenform	Diffusor		Konfusor	
Düsendurchmesser d_1	200 μm		300 μm	
Anzahl Mikrobohrungen pro WZ-Einsatz	3	7	9	21
KNS p_N	5MPa		10 MPa	
Ziehgeschwindigkeit	100 mm/s			

Abbildung 5-7 zeigt den mit einer Hochgeschwindigkeitskamera erfassten Ausströmvorgang für den Werkzeugeinsatz mit 9 Diffusor-Mikrodüsen während des Ziehvorgangs. Die Abbildung (a) zeigt das Ausströmen bei einer KNS von $p_N = 5$ MPa, die Abbildung (b) bei einer höheren KNS $p_N = 10$ MPa. Zur besseren Sichtbarkeit wurden bei den Bildern die Helligkeit und der Kontrast um 40% erhöht. Betrachtet man nun den Werkzeugeinsatz während des Ziehvorgangs bei einer KNS von 5 MPa, so sind die unterschiedlichen Einfärbungen und damit auch unterschiedlichen Aggregatzustände in der Wirkfuge deutlich erkennbar. Entlang des Randes des Werkzeugeinsatzes erfolgt die Bildung von CO₂-Schnee. An dieser Stelle expandiert das CO₂ bei Atmosphärendruck, kühlt ab und liegt so kurzzeitig in fester Form vor. Auch am Austritt von 4 der 9 Düsen ist eindeutig eine CO₂-Schneebildung zu beobachten. In dem Bereich der Wirkfuge um die Düsen sind weiße Schlieren zu sehen, die von dunkleren Bereichen umgeben sind. Da die dunklen Bereiche in den Abbildungen sowohl eine gasförmige, als auch flüssige Phase darstellen können, kann der Aggregatzustand nicht direkt zugeordnet werden. Jedoch hilft die Betrachtung der Wirkfuge für höhere KNS von 10 MPa bei der Interpretation (siehe Abbildung 5-7 (b)). So erscheint diese Aufnahme deutlich dunkler als bei einer KNS von 5 MPa. Durch die höhere KNS wird der Strömungswiderstand im Spalt erhöht, wodurch sich wiederum der Druck im Spalt erhöht. Da bei einem höheren Druck im Spalt das CO₂ länger in flüssiger Form verbleibt, kann davon ausgegangen werden, dass die schwarzen Bereiche in der Wirkfuge die flüssige Phase darstellen. Bestärkt wird diese Annahme durch die Tatsache, dass sich entlang des Werkzeugrandes wiederum eine feste

Phase bildet. Eine Umwandlung von der gasförmigen direkt in die feste Phase kann entsprechend des Phasendiagramms bei den gegebenen Druckbedingungen hier nicht erfolgen. Somit muss in der Wirkfuge eine flüssige Phase vorliegen, welche am Werkzeugrand in festes und gasförmiges CO_2 umgewandelt wird. Demnach liegt in der Wirkfuge definitiv flüssiges und zugleich festes CO_2 in Form von Schnee vor. Da sich flüssiges CO_2 bei der Einbringung jedoch sehr nahe an der Dampfdruckkurve im Phasendiagramm befindet, muss jedoch auch von einer teilweisen Umwandlung in die gasförmige Phase ausgegangen werden.

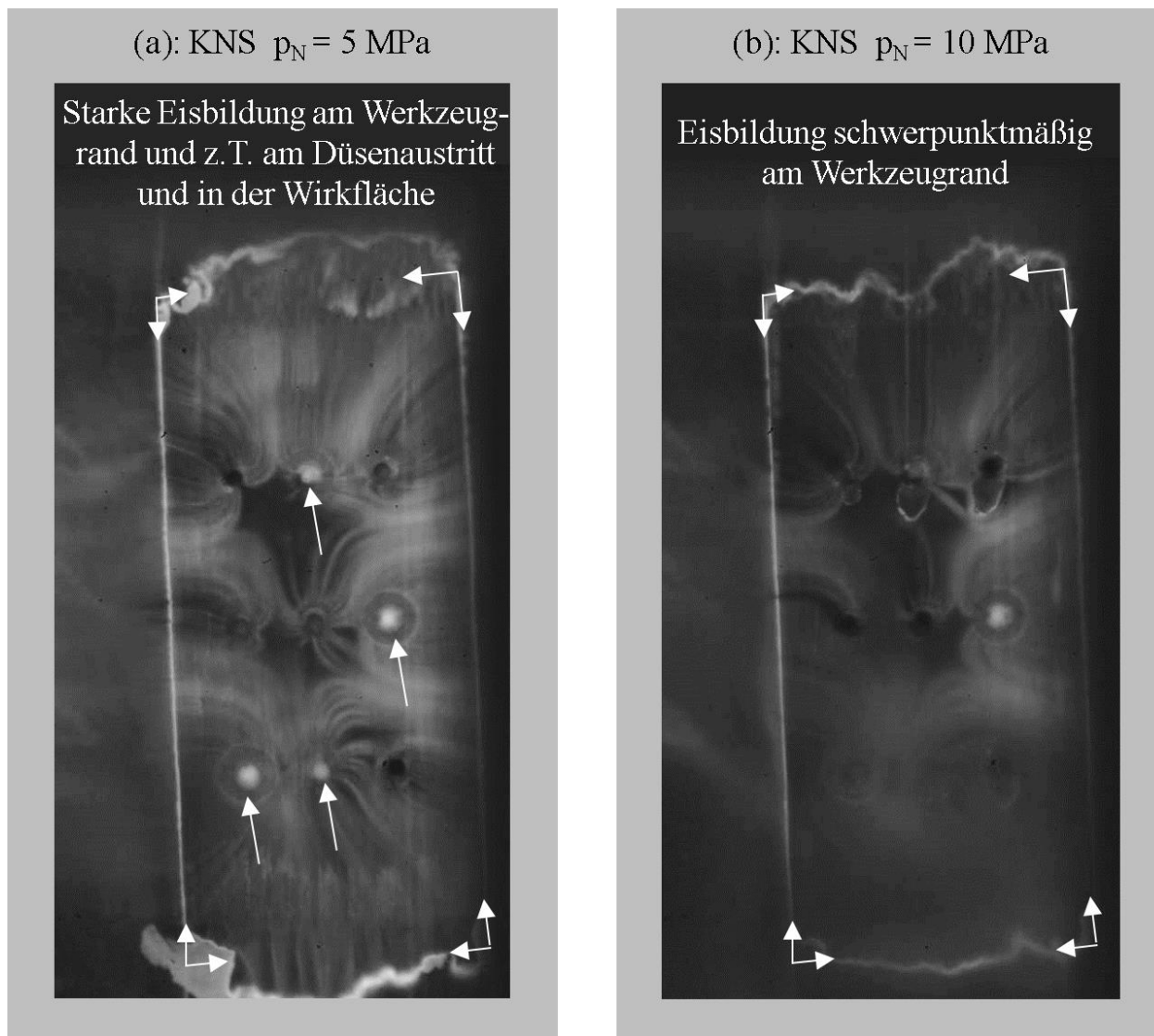


Abbildung 5-7: Aufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera von der Wirkfuge mit ausströmendem CO_2 aus 9 Mikrobohrungen (Diffusor) während des Ziehvorgangs bei einer KNS von (a) 5 MPa und (b) 10 MPa. Zur besseren Sichtbarkeit wurden die Bilder mit um 40% erhöhter Helligkeit und Kontrast angepasst.

Zusammenfassend kann demnach aus den Untersuchungen festgehalten werden, dass in der Wirkfuge in Abhängigkeit von den jeweiligen Prozessbedingungen alle drei Zustandsphasen von Koh-

lendioxid vorliegen können. Fällt der Druck in der Wirkfuge bzw. am Werkzeugrand, so unterstützt dies die Schneebildung. Je nach Druck und Temperatur kann dabei lokal differenziert auch gasförmiges CO₂ bereits in der Wirkfuge entstehen. Im Allgemeinen wird die Phasenumwandlung durch die Veränderung des Druckzustands in der Wirkfuge initiiert, welche wiederum von der aufbrachten KNS p_N und der Düsenanordnung und Düsenform abhängt und demnach komplexe Wechselwirkungen aufweist.

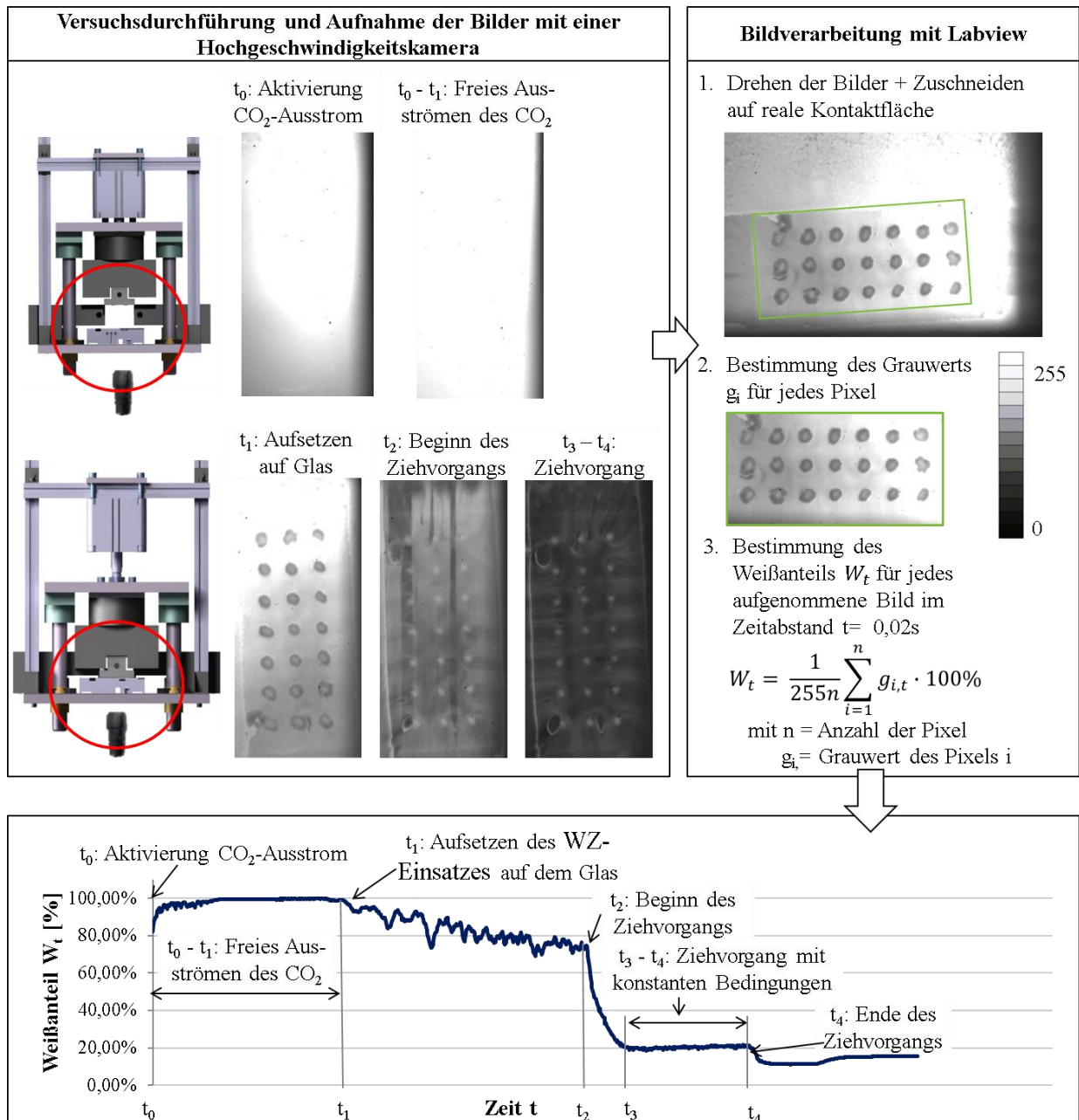


Abbildung 5-8: Schema der Auswertung der Versuche zur Analyse des Aggregatzustands von CO₂ in der Wirkfuge.

Für die Klärung der Fragestellung, warum CO₂ als Zwischenstoff zu niedrigeren Reibungszahlen als N₂ in aerostatischen Schmiersystemen führt, ist nun von Interesse, ob die Schneebildung in der Wirkfuge einen positiven Einfluss auf die Reibungsbedingungen aufweist. Hierzu wurde der Einfluss der Mikrodüsen auf die Entstehung von CO₂-Schnee genauer analysiert und eine Korrelation

mit Reibungszahlen durchgeführt. Für diese Analyse wurde ein Kennwert W_t für den Anteil der Kontaktfläche definiert, in welchem CO₂-Schnee vorliegt. Dabei wurde angenommen, dass der CO₂-Schnee durch die weiße Farbe in den Aufnahmen sichtbar wird. Je größer der Weißanteil W_t in einem Bild, desto höher ergibt sich demnach der Anteil des CO₂-Schnees in der Kontaktfläche.

Die Bestimmung des Weißanteils erfolgte über den Grauwert g_i jedes Pixels des Kamerabilds der Kontaktfläche (siehe Abbildung 5-8). Der Grauwert eines Pixels g_i kann Werte zwischen 0 (schwarz) und 255 (weiß) annehmen. Mit der Formel

$$W_t = \frac{1}{255n} \sum_{i=1}^n g_{i,t} \cdot 100\% \quad 5-1$$

kann somit der durchschnittliche Weißanteil W_t in Prozent für jedes Bild mit n Pixeln zum Zeitpunkt t berechnet werden. Um ausschließlich die reale Wirkfläche zu erfassen, wurde mithilfe der Software Labview ein Auswerteprogramm erstellt, mit dem die von der Hochgeschwindigkeitskamera erstellten Bilder zunächst automatisiert gedreht und dann auf die eigentliche Wirkfläche zugeschnitten wurden (siehe Abbildung 5-8). Zudem wurde mit diesem Auswerteprogramm automatisch der Weißanteil W_t für jedes Bild berechnet. Mit der Aufnahme von je einem Bild durch die Hochgeschwindigkeit im Zeitabstand von $\Delta t = 0,02$ s ergab sich somit ein Verlauf von W_t über den gesamten Ziehvorgang.

Um die fehlerfreie Ermittlung des Kennwertes W_t in den unterschiedlichen Versuchen zu gewährleisten, war eine standardisierte Versuchsdurchführung erforderlich. Wie in Abbildung 5-8 dargestellt, begann das Ausströmen des CO₂ zum Zeitpunkt t_0 , bevor das Ziehwerkzeug auf dem Glas aufsetzte. Hierdurch entstand beim freien Ausströmen CO₂-Schnee, welcher sich auf der Glasfläche ablagerte. Der Weißanteil betrug dabei nahezu 100%. Im Anschluss wurde mithilfe des Pneumatikzylinders der Werkzeugeinsatz mit einer definierten KNS auf die Glasoberfläche gepresst. In der Aufnahme der Hochgeschwindigkeitskamera in Abbildung 5-8 sind dabei die 21 Mikrodüsen im Werkzeugeinsatz erkennbar, der Rest der Wirkfuge erscheint in weißer Farbe. Durch Aktivierung des elektrischen Spindelantriebs begann der eigentliche Ziehvorgang zum Zeitpunkt t_2 . Dabei änderte sich beim Start des Ziehvorgangs die Farbe in der Wirkfuge sprunghaft und wurde deutlich dunkler. Der Weißanteil fiel hierbei für das ausgewählte Beispiel mit 21 Mikrobohrungen in Abbildung 5-8 von ca. 80% auf 20% zum Zeitpunkt t_3 . Im Anschluss blieb der Wert des Weißanteils dann bis zum Ende des Ziehvorgangs (t_4) nahezu unverändert.

Der Verlauf von W_t vom Versuchsbeginn t_0 bis zum Ende Ziehvorgang zum Zeitpunkt t_4 zeigte bei allen untersuchten Werkzeugeinsätzen mit unterschiedlichen Mikrobohrungen prinzipiell die

gleiche Charakteristik. Um nun einen möglichen Zusammenhang der CO₂-Schneebildung auf die Reibungszahl zu ermitteln, wurde zunächst untersucht, wie die verschiedenen Geometrien der Mikrobohrungen die CO₂-Schneebildung in der Wirkfuge beeinflussen. Hierzu wurden die Mittelwerte für den Weißanteil $\bar{W}_{t_3-t_4}$ während des Ziehvorgangs mit konstanten Bedingungen im Zeitraum t_3 bis t_4 für die unterschiedlichen Werkzeugeinsätze bestimmt. Mit dem Statistikprogramm Minitab wurde überprüft, ob ein signifikanter Zusammenhang zwischen der Eisbildung und Art des Werkzeugeinsatzes (Düsenanzahl, Düsendurchmesser und Düsenform) sowie der aufbrachten Flächenpressung besteht.

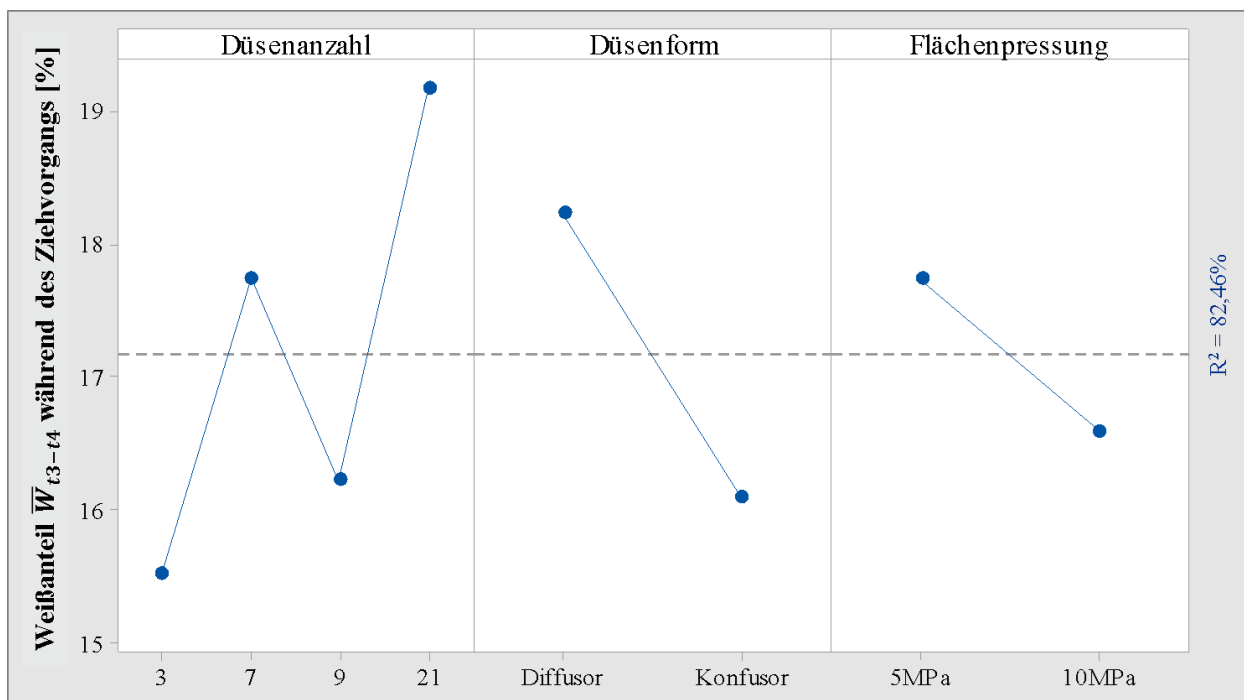


Abbildung 5-9: Haupteffektdiagramm für den gemittelten Weißanteil während des Ziehvorgangs im Zeitraum t_3 bis t_4 mit den signifikanten Einflussfaktoren Düsenanzahl, Düsenform und Flächenpressung.

Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Abbildung 5-9 in Form eines Haupteffektdiagramms dargestellt. Mit einem Bestimmtheitsmaß R^2 von ca. 82% ergibt sich eine hohe Modellgüte. Es zeigt sich, dass der Düsendurchmesser d_1 keinen signifikanten Einfluss auf die Eisentstehung aufweist. Dagegen ist ein signifikanter Einfluss durch die Flächenpressung gegeben. Bei höherer Flächenpressung erscheint die Wirkfuge dunkler als bei geringerer Flächenpressung mit 5 MPa. Die Ursache hierfür besteht in dem geringeren Ausströmwiderstand im Spalt bei 5 MPa, wodurch die Phasenumwandlung von flüssig zu fest aufgrund des Druckabfalls begünstigt wird. Bei höheren Flächenpressungen erhöht sich dagegen der Druckzustand in der Wirkfuge und das Kohlendioxid bleibt länger im flüssigen Zustand.

Ebenso wie die Flächenpressung weist auch die Düsenform einen signifikanten Einfluss auf die CO₂-Schneebildung auf. Mit der Düsenform Diffusor entsteht mehr CO₂-Schnee als mit der Düsenform Konfusor. Ebenso beeinflusst die Düsenanzahl den Weißanteil. Bei drei Mikrobohrungen ergibt sich der geringste Weißanteil, bei 21 der höchste. Jedoch weist hierbei neben der Anzahl auch die Anordnung der Mikrobohrungen einen Einfluss auf die CO₂-Schneebildung auf. Wie in Abbildung 5-10 für die KNS von 5 MPa dargestellt, erfolgt bei der Anordnung der Mikrobohrungen in einer Reihe ein vereinfachtes seitliches Abströmen des CO₂, wodurch ein höherer Druckabfall und damit auch mehr CO₂-Schnee in der Kontaktfuge entsteht. Im Gegensatz dazu führt die Anordnung der Mikrodüsen als 3x3 Muster zu einem höheren Druck im inneren Bereich des Werkzeugeinsatzes, wodurch das CO₂ im flüssigen Zustand verbleibt. Es ist zudem zu erkennen, dass am Austritt der Düsenform Diffusor bei einer KNS von 5 MPa CO₂-Schnee entsteht, wohingegen beim Konfusor flüssiges CO₂ ausströmt. Somit zeigt sich, dass durch den sich weitenden Querschnitt in der Diffusor-Düse eine Expansion bzw. Entspannung des CO₂ eintritt und dadurch CO₂-Schnee entsteht. Im Gegensatz dazu bleibt durch die enger werdende Konfusordüse das CO₂ im flüssigen Zustand.

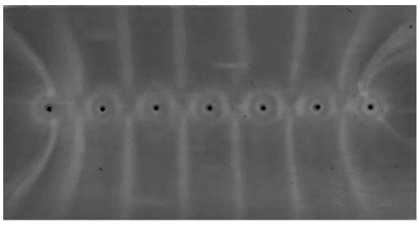
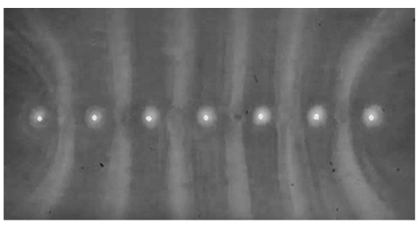
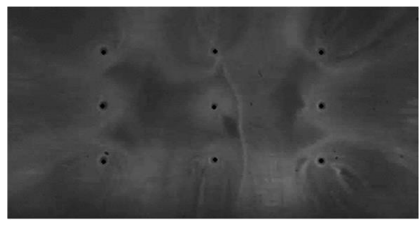
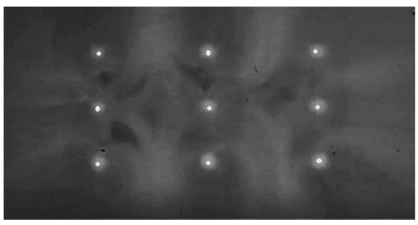
	Düsenform Konfusor	Düsenform Diffusor	
7 Düsen (1x7)			Bei der Düsenanordnung in einer Reihe bilden sich jeweils zwischen zwei Düsen hellere Strömungsfelder aus CO ₂ -Schnee.
9 Düsen (3x3)			Bei der Düsenanordnung als 3x3 Muster wird das ausströmende CO ₂ zwischen den Düsen verlangsamt, wodurch der Druckabfall geringer ausfällt und das CO ₂ länger im flüssigen Zustand verbleibt.
	Keine Schneebildung am Austritt der Konfusordüsen erkennbar.	Schneebildung am Austritt der Diffusordüsen vorhanden.	

Abbildung 5-10: Vergleich der Schneentstehung in Abhängigkeit von der Anordnung der Düsen und der Düsenform für das Beispiel mit Flächenpressung 5 MPa und Düsen-Ø = 300 µm (Kontrast und Helligkeit um 40% erhöht für bessere Sichtbarkeit).

Die Untersuchungen zur Bestimmung des Aggregatzustands des CO₂ in der Wirkfuge zeigen deutlich, dass CO₂-Schnee während des Ziehvorgangs in der Wirkfuge vorhanden ist. Jedoch wird die CO₂-Schneebildung maßgeblich durch die jeweiligen Strömungsbedingungen beeinflusst. So führt ein Druckabfall in der Kontaktfuge zu einer stärkeren CO₂-Schneebildung, wohingegen durch einen höheren Druck das Medium CO₂ im flüssigen Zustand verbleibt. Um nun zu klären, ob der

CO₂-Schnee die Reibungskräfte reduziert, wird im Folgenden die Korrelation zwischen dem Weißanteil und der Reibungszahl μ für die unterschiedlichen Werkzeugeinsätzen analysiert. Um die Vergleichbarkeit zu gewährleisten, wird das Belastungskollektiv mit einer Flächenpressung von $p_N = 5 \text{ MPa}$ gleichgehalten.

Das Diagramm in Abbildung 5-11 zeigt, dass eine Korrelation zwischen der Reibung und dem Weißanteil W_t vorhanden ist, diese aber nur eine sehr schwache Ausprägung aufweist. Zwar ergeben sich für die Versuche mit den höchsten Reibungszahlen auch die geringsten Weißanteile, bei den niedrigeren Reibungszahlen sind die Zusammenhänge jedoch nicht eindeutig. Als Ursache hierfür können Wechselwirkungen zwischen dem Druckzustand in der Wirkfuge, der CO₂-Schneeentstehung und der Reibung genannt werden. So führt ein hoher Druckzustand in der Wirkfuge zu niedrigen Reibungskräften, da die reale KNS zwischen den Kontaktpartnern reduziert wird. Im Gegensatz dazu besteht die Annahme, dass CO₂-Schnee die Reibungskräfte reduziert, da Schnee als eine Art reibungsmindernde Zwischenschicht zwischen den Kontaktpartnern fungiert. Jedoch muss für die CO₂-Schneeentstehung ein Druckabfall in der Wirkfuge stattfinden. Somit wird der positive Effekt auf die Reibungskräfte durch den CO₂-Schnee durch den negativen Effekt des Druckabfalls zum Teil relativiert.

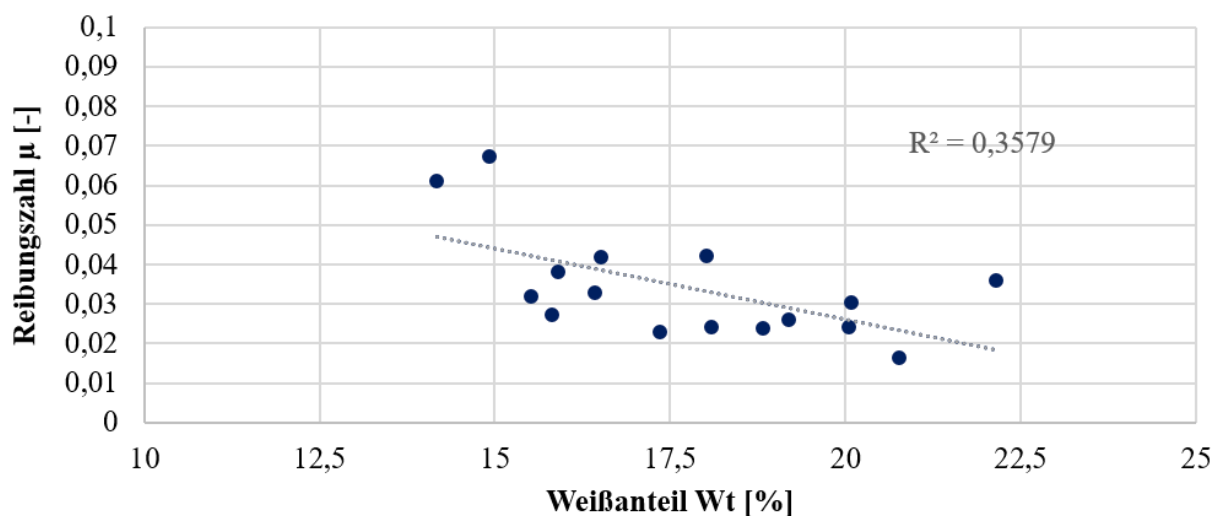


Abbildung 5-11: Korrelation zwischen dem Weißanteil in den Aufnahmen der Kontaktfuge und der Reibungszahl μ für verschiedene Werkzeugeinsätze für die Flächenpressung 5MPa.

Um dennoch die reibungsmindernde Wirkung des CO₂-Schnees nachweisen zu können, muss der Einfluss von CO₂-Schnee auf die Reibung unabhängig vom Druckniveau in der Wirkfuge analysiert werden. Aus diesem Grund wurden weitere Streifenziehversuche durchgeführt, bei denen Trockeneis vorab per Hand auf die Blechstreifenoberfläche aufgebracht wurde, ohne dabei CO₂ durch die Mikrobohrungen des Werkzeugeinsatzes in die Wirkfuge einzubringen. Durch freie Ex-

pansion von flüssigem CO₂ wurde zunächst Trockeneis in einem separaten Auffangbehälter erzeugt und dieser dann als CO₂-Schnee auf die Blechstreifenoberfläche verteilt. Da das Trockeneis sehr schnell in den gasförmigen Aggregatzustand übergeht, musste der Streifenzug direkt nach der Herstellung des Trockeneises und der Aufbringung auf der Oberfläche erfolgen. Hierdurch ergaben sich Schwierigkeiten, reproduzierbare Bedingungen mit einer gleichmäßigen Verteilung des CO₂-Schnees auf der Platinenoberfläche zu schaffen. Dennoch zeigte sich bei den Streifenziehversuchen, dass durch die Aufbringung von Trockeneis auf die Blechstreifenoberfläche die Reibungszahl gegenüber dem trockenen Zustand deutlich reduziert werden kann (siehe Abbildung 5-12). Zudem wurde im Gegensatz zu den trockenen Bedingungen Adhäsionsverschleiß auf den Werkzeugeinsätzen wirksam verhindert. Somit bestätigen die Versuche die prinzipielle Annahme, dass Trockeneis als Zwischenschicht die Reibungskräfte reduziert und zudem Adhäsionserscheinungen vermeiden kann.

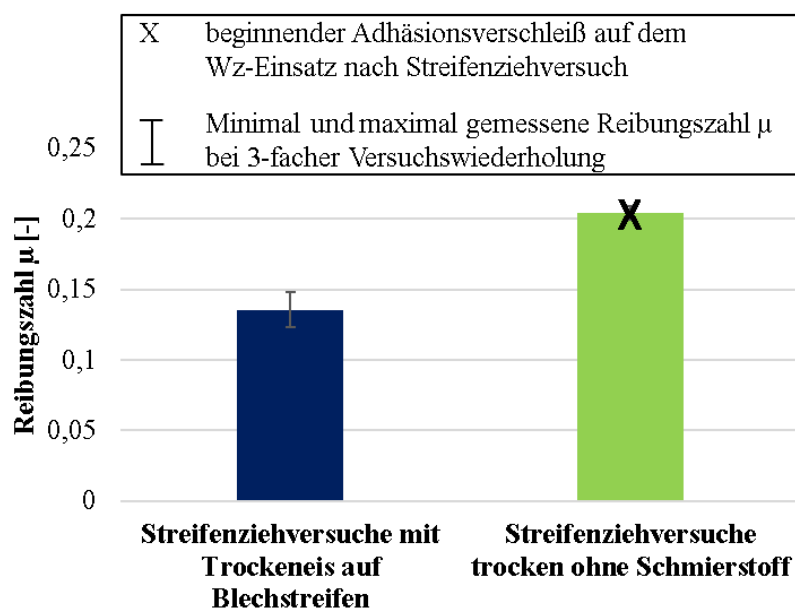


Abbildung 5-12: Vergleich der Reibungszahl μ für Streifenziehversuche mit zuvor aufgebrachtem Trockeneis auf der Blechstreifenoberfläche und Streifenziehversuche ohne Schmierstoff für eine KNS von 10 MPa.

Zusammenfassend kann aus der Analyse zum Aggregatzustand des CO₂ in der Wirkfuge festgehalten werden, dass in Abhängigkeit der Strömungsbedingungen während des Ziehvorgangs das CO₂ vorrangig in flüssiger und fester Form vorliegt, prinzipiell jedoch alle drei Phasenzustände des CO₂ in der Wirkfuge vorhanden sein können. Weiter konnte gezeigt werden, dass Trockeneis auf der Blechstreifenoberfläche prinzipiell eine reibungsmindernde Wirkung aufweist. Zudem zeigte sich, dass die Entstehung von festem CO₂-Schnee während des Ziehvorgangs stark von der Anordnung und Geometrie der Mikrobohrungen in den Werkzeugeinsätzen und damit vom Druckniveau in der Wirkfuge abhängt. Folglich konnte nur eine schwache Korrelation zwischen der Reibungszahl μ und dem Vorhandensein von CO₂-Schnee in der Wirkfuge nachgewiesen werden,

da ein Druckabfall in der Wirkfuge zwar die CO_2 -Schneebildung begünstigt, aber gleichzeitig ein geringeres Druckniveau zu höheren Reibungskräften führt. Demnach zeigen diese Untersuchungen, dass durch die Verwendung von flüssigem CO_2 als Zwischenmedium ein deutlich komplexeres Reibungsverhalten als bei der Verwendung von gasförmigem N_2 entsteht. Neben dem Druckzustand beeinflusst demnach auch die Phasenumwandlung des CO_2 das Reibungsverhalten maßgeblich. Dabei stellt sich für die Anwendung der aerostatischen Schmierung mit CO_2 in einem Tiefziehwerkzeug die Frage, wie das Vorhandensein von CO_2 -Schnee die Temperatur in der Wirkfuge beeinflusst und ob hierdurch der Tiefziehprozess beeinträchtigt wird.

5.1.3 Experimentelle Untersuchung der Temperaturentwicklung in der Wirkfuge beim Streifenzug mit CO_2 als Zwischenmedium

Aufgrund des Reibungsvorgangs kann die Temperatur nur sehr schwer direkt im Kontaktbereich zwischen Werkzeug- und Blechstreifenoberfläche erfasst werden. Als geeignete Alternative bietet sich eine Messung auf der Blechstreifenunterseite an, da der Blechstreifen eine gute Wärmeleitung und zudem nur eine geringe Dicke von 0,7 mm aufweist und somit die Temperaturdifferenz zwischen Blechstreifenoberseite und Blechstreifenunterseite gering ausfällt.

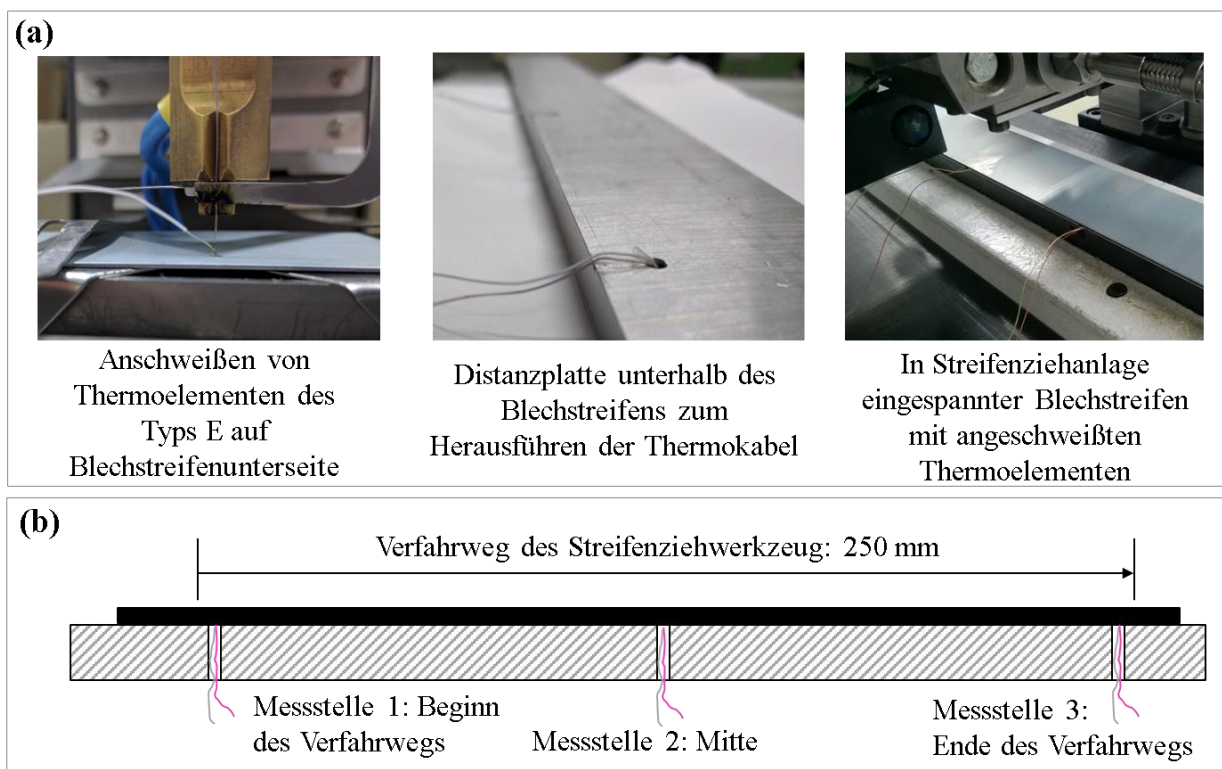


Abbildung 5-13: (a) Anbringung der Thermodrähte an die Blechstreifenunterseite im Streifenziehversuch (b) schematischer Aufbau und Position der Messstellen zur Erfassung des Temperaturverlaufs beim Streifenziehversuch mit flüssigem CO_2 als Schmiermedium.

Wie in Abbildung 5-13 dargestellt, wurden Thermodrähte des Typs E an drei Positionen auf der Blechstreifenunterseite angeschweißt. Die Thermoelemente des Typs E mit einem Drahtdurchmesser von 0,25mm bieten den Vorteil einer geringen Ansprechzeit und einer guten Temperaturerfassung aufgrund einer hohen Thermospannung auch im negativen Temperaturbereich. Über eine Distanzplatte wurden die am Blechstreifen angebrachten Thermodrähte aus dem Versuchsstand herausgeführt und an einen Messverstärker angeschlossen. Als Messstelle wurde zum einen der Beginn des Fahrwegs gewählt, an dem das Werkzeug bei Versuchsbeginn auf den Blechstreifen aufsetzt. Die zweite Messposition befand sich in der Mitte des Fahrwegs des Streifenziehwerkzeugs und die dritte am Ende des Fahrwegs. Somit konnte die Temperatur an verschiedenen Positionen des Blechstreifens erfasst und so die Temperaturentwicklung in der Wirkfuge analysiert werden.

Für die Analyse der Temperaturentwicklung wurde der gleiche Versuchsablauf wie bei allen Streifenziehversuchen in dieser Arbeit gewählt. So wurde zu Versuchsbeginn das Streifenziehwerkzeug über einen Hydraulikzylinder langsam auf die Platinenoberfläche heruntergefahren und eine definierte KNS aufgebracht. Bei der Abwärtsbewegung des Streifenziehwerkzeuges wurde das Ausströmen des CO₂ während des Absenkens bei einer Höhe von ca. 1cm über dem Blechstreifen mithilfe eines mechanischen Schalters automatisch aktiviert. Hierdurch erfolgte ein freies Ausströmen des CO₂. Wie bereits bei der Analyse des Aggregatzustands beschrieben, entsteht durch die freie Expansion des CO₂ Trockeneis. Im Temperaturverlauf an der mittleren Messposition, welcher in Abbildung 5-14 dargestellt ist, zeigte sich dieser Effekt in der starken Abkühlung des Blechstreifens. Obwohl sich die Messposition ca. 125 mm von dem frei ausströmenden CO₂ entfernt befand, reduzierte sich die Temperatur um ca. 20 °C.

Wie in Abbildung 5-14 dargestellt, begann mit Phase II der eigentliche Ziehvorgang des Blechstreifens, wodurch die Temperatur sprunghaft anstieg. Je näher die Temperaturmessstelle in der Mitte des Blechstreifens dem Streifenziehwerkzeug mit dem ausströmenden CO₂ kam, desto stärker stieg die Temperatur an. Zum Zeitpunkt t_2 schließlich, als sich das Streifenziehwerkzeug mit dem ausströmenden CO₂ direkt über der Temperaturmessstelle befand, wurde ein Temperaturniveau von 20°C erreicht. Damit bestätigen sich die Erkenntnisse aus der Analyse des Aggregatzustands, dass nach Ziehbeginn der Anteil des CO₂-Schnees in der Wirkfuge beim Streifenzugversuch deutlich absinkt und vorrangig flüssiges CO₂ in dem Kontaktbereich zwischen Werkzeugeinsatz und Blechstreifen vorliegt. Der Anteil von CO₂-Schnee, der sich zusammen mit dem flüssigen CO₂ während des Ziehvorgangs in der Wirkfuge befindet, führt demnach nur zu einer relativ geringen Abkühlung. Auch an der vorderen und hinteren Messstelle konnte dieser Zusammenhang beobachtet werden, wonach beim Passieren der jeweiligen Temperaturmessstelle unterhalb des ausströmenden CO₂ im Streifenziehwerkzeug die Temperatur sprunghaft auf RT anstieg (siehe

Anhang Abbildung 8-7). Nachdem sich die Temperaturmessstellen durch den Ziehvorgang nicht mehr unterhalb des Streifenziehwerkzeugs befanden, sank die Temperatur an allen Messstellen wieder ab, da sich das flüssige CO₂ nach dem Ausströmen aus der Wirkfuge entspannte und zu einer Abkühlung des Blechstreifens führte.

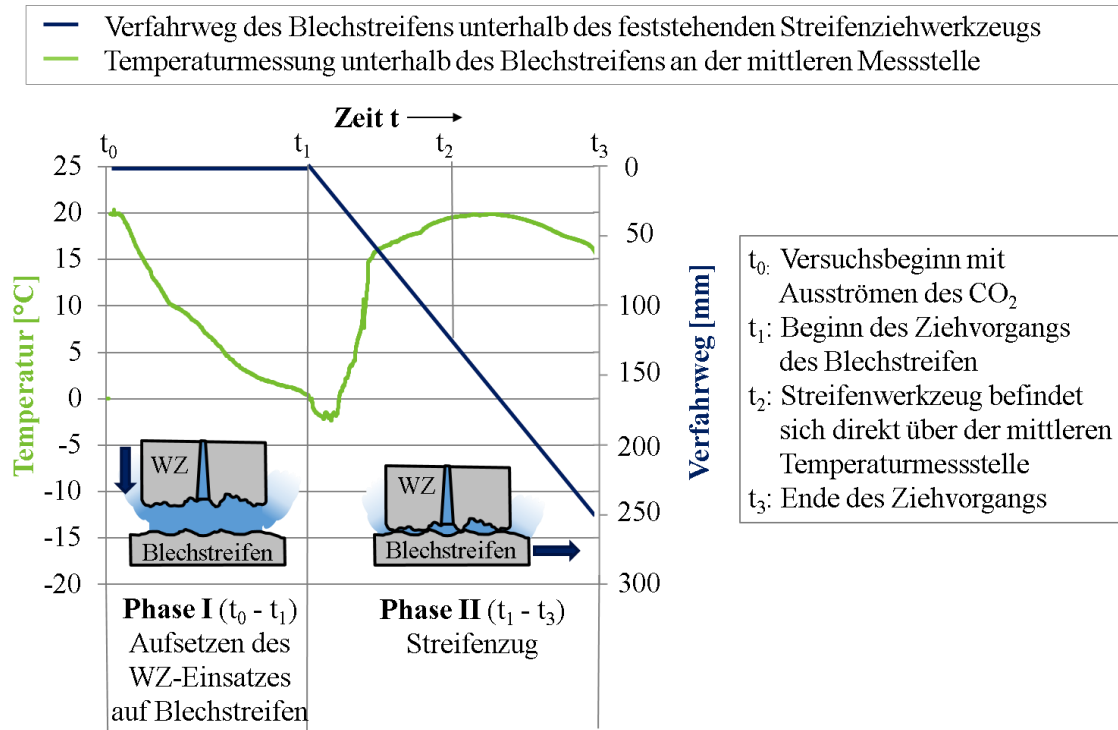


Abbildung 5-14: Temperaturentwicklung an der mittleren Messposition am Blechstreifen vor und während des Streifenziehversuchs mit einem Werkzeugeinsatz mit 9 Diffusorbohrungen ($p_N=5$ MPa und CO₂ als Zwischenstoff).

Die Versuche zur Erfassung der Temperatur zeigen, dass in der Wirkfuge während des Ziehvorgangs nahezu RT vorliegt. Das in der flüssigen Phase enthaltene Trockeneis führt demnach zu keiner entscheidenden Abkühlung im Kontaktbereich zwischen Werkzeug- und Platinenoberfläche. Verlässt das flüssige CO₂ die Wirkfuge oder kommt es zum freien Ausströmen, entsteht dagegen verstärkt CO₂-Schnee und die Temperatur wird deutlich reduziert. Somit sind im Tiefziehwerkzeug während des Tiefziehprozesses mit aerostatischer Schmierung keine extrem niedrigen Temperaturen zu erwarten, wenn eine auf den Tiefziehprozess optimierte Zu- und Abschaltung des CO₂ erfolgt.

Die hier durchgeführten Temperaturmessungen bestätigen die Erkenntnisse aus der Analyse des Aggregatzustands, dass sich in der Wirkfuge während des Ziehvorgangs vorrangig flüssiges CO₂ mit Anteilen von festem CO₂-Schnee befindet. Dennoch bleibt die Fragestellung bestehen, ob nun diese Zwischenschicht oder das generelle Vorhandensein von CO₂ und die daraus mögliche Beeinflussung der chemischen Oberflächenbeschaffenheit der Kontaktpartner die in Kapitel 4.2 gemessenen, niedrigen Reibungskräfte bewirken.

5.1.4 Reibungsuntersuchungen mit gasförmigem CO₂

Die Reibungsuntersuchungen in Kapitel 4 haben gezeigt, dass bei einer sehr guten Reinigung der Blechstreifen mit einer Schmierstoffrestmenge kleiner als 0,1 g/m² Adhäsionserscheinungen auftraten, wenn gasförmiges N₂ als Zwischenmedium verwendet wurde. Im Gegensatz dazu konnten bei der Verwendung von flüssigem CO₂ niedrige Reibungszahlen ohne Adhäsion erzielt werden. Die Untersuchung des Aggregatzustands des CO₂ in der Wirkfuge und die Korrelation des CO₂-Schneeanteils mit den Reibungszahlen im letzten Kapitel lieferten keine eindeutigen Erkenntnisse, ob nun der Aggregatzustand des CO₂ oder das Medium CO₂ an sich diesen Effekt verursacht. Daher wurden zusätzlich Untersuchungen mit gasförmigem CO₂ als Zwischenmedium durchgeführt. Sollte auch mit gasförmigen CO₂ Adhäsion bei den Reibungsuntersuchungen vermieden werden, kann die Annahme widerlegt werden, wonach allein die flüssige Zwischenschicht mit CO₂-Schnee die guten Reibungsbedingungen verursacht.

Jedoch kann ein direkter Vergleich der Reibungsbedingungen mit flüssigem und gasförmigem CO₂ bei gleichen Versuchsbedingungen nicht erfolgen, da für die verschiedenen Aggregatzustände auch ein unterschiedliches Druck- oder Temperaturniveau vorliegen muss. Um sicherzustellen, dass eine gasförmige Phase bei den Untersuchungen vorliegt, wurde ein Druckminderer mit einem Druckniveau von 5 MPa zwischen der Entnahme aus der Gasflasche und dem Ziehwerkzeug angebracht. Die Ergebnisse aus den Reibungsuntersuchungen mit gasförmigen CO₂ ($p_0 = 5$ MPa) sind in Abbildung 5-15 den Ergebnissen mit flüssigem CO₂ ($p_0 = 6$ MPa) gegenübergestellt.

Interessanterweise ergeben sich auch mit gasförmigem CO₂ bis zu einer KNS von 15 MPa niedrige Reibungszahlen und keine Adhäsionserscheinungen. Im Gegensatz dazu konnte mit gasförmigem N₂ als Zwischenmedium kein Ziehversuch ohne Materialübertrag vom Blechstreifen auf das Werkzeug durchgeführt werden (siehe Kapitel 4.3.1). Demnach liegt die Vermeidung von Adhäsion in der Verwendung des Mediums CO₂ und nicht vorrangig im Vorhandensein des flüssigen und festen Aggregatzustands begründet.

Betrachtet man den Verlauf der beiden Kurven in Abbildung 5-15 bis zu einer KNS von ca. 15 MPa genauer, so zeigt sich, dass sich durch die Einbringung des gasförmigen CO₂ mit niedrigerem Druckniveau der charakteristische Verlauf der Reibungszahl in Richtung niedrigerer KNS verschiebt. Dies entspricht den Erkenntnissen bei der Verwendung von N₂ mit unterschiedlichem Druckniveau und bestätigt die Erkenntnis, dass auch bei Grenzreibung das Druckniveau in der Wirkfuge maßgeblich die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen beeinflusst.

Bei höheren KNS entstand jedoch auch mit gasförmigem CO₂ Materialübertrag von der Platine auf den Werkzeugeinsatz. Ab 20 MPa waren minimale Adhäsionserscheinungen auf dem Ziehwerkzeug zu erkennen, die jedoch nicht die Reibungskraft beeinflussten. Ab einer KNS von 25

MPa nahm die Adhäsion dann stark zu und führte zu einer erhöhten Reibungskraft. Eine Ursache hierfür scheint, dass das gasförmige CO₂ im Gegensatz zum flüssigen CO₂ bei höheren KNS leichter aus der Wirkfuge zwischen Werkzeug und Blechstreifen verdrängt wird.

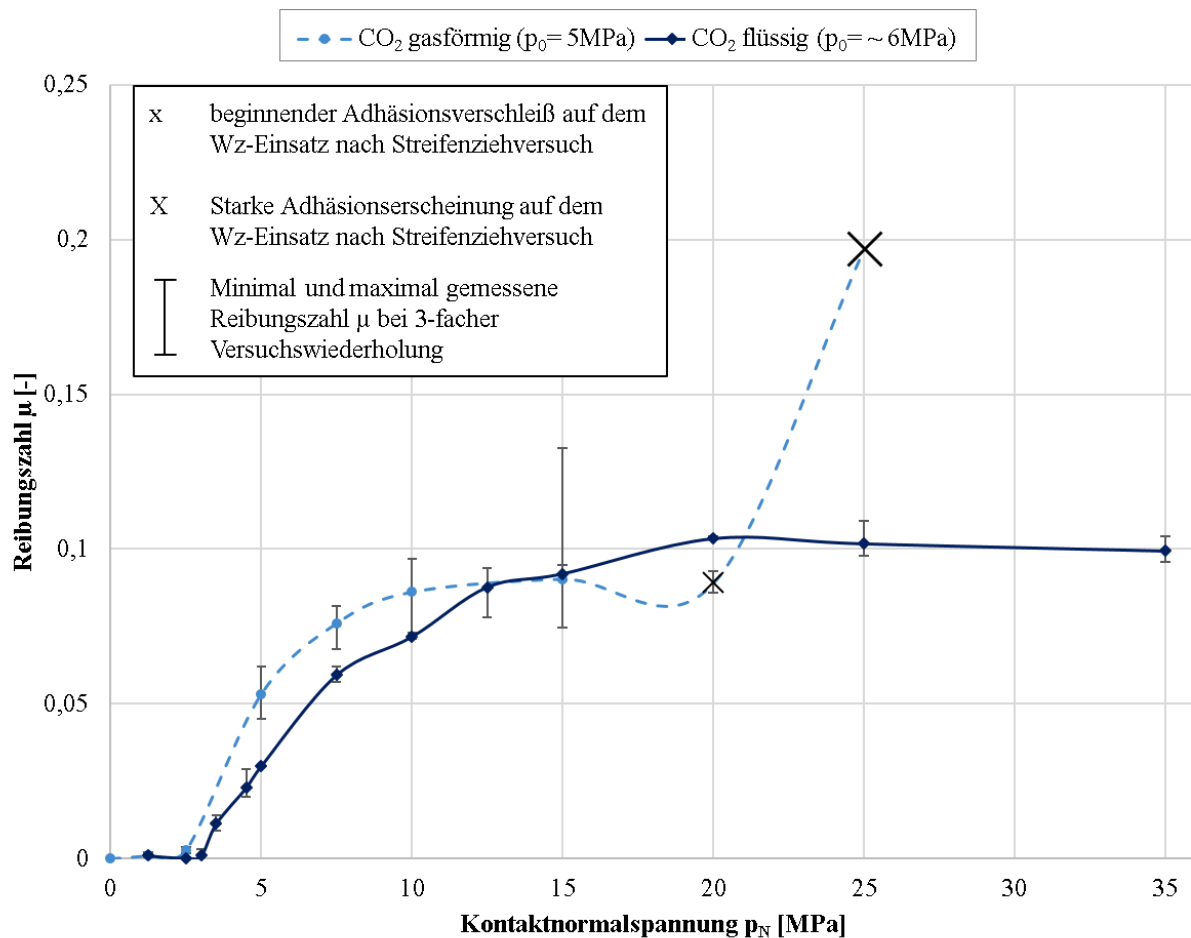


Abbildung 5-15: Vergleich der Reibungszahl μ bei Verwendung von gasförmigem und flüssigem CO₂ als Zwischenmedium im Streifenziehversuch mit DC05+ZE.

Somit zeigen die Untersuchungen, dass mit dem flüssigen CO₂ als Zwischenmedium die besten Ergebnisse in Bezug auf das Reibungs- und Verschleißverhalten im aerostatischen Schmiersystem für die Blechumformung erzielt werden. Die trennende Zwischenschicht aus flüssigem und festem CO₂ verhindert demnach Materialübertrag für den untersuchten KNS-Bereich bis 35 MPa. Dennoch stellt diese Zwischenschicht nicht die alleinige Ursache für die niedrigen Reibungskräfte dar. In Kapitel 5.3 werden diese Erkenntnisse aus den Untersuchungen zur Spalthöhe, zu dem Aggregatzustand und der Temperatur in der Wirkfuge sowie zum Reibungsverhalten mit gasförmigem CO₂ als Zwischenstoff zusammengefasst und diskutiert, um somit jene Annahmen aus Kapitel 4.5 zum Einfluss des Zwischenstoffes auf die Reibung bestätigen oder widerlegen zu können.

5.2 Untersuchung zum Einfluss des Druckniveaus in der Wirkfuge auf das Reibungsverhalten

Aus den Beobachtungen der wirkenden Reibungsmechanismen (Kapitel 4) ergab sich die Erkenntnis, dass die Druckverteilung in der Wirkfuge während des Ziehvorgangs maßgeblich das Reibungsverhalten im Streifenziehversuch beeinflusst. Darüber hinaus folgte aus diesen Beobachtungen, dass das Druckniveau wiederum durch die Anzahl und die Geometrie der Mikrobohrungen im Werkzeug gezielt beeinflusst werden kann. Um nun diese Annahmen zu bestätigen und genauere quantitative Zusammenhänge zwischen der Düsengeometrie und dem Druck in der Wirkfuge aufzeigen zu können, wurden die Druckverteilung und die Strömungsbedingungen in der Wirkfuge mit der Simulationssoftware Ansys 18.2 CFX simuliert. Dabei werden im Folgenden zunächst grundlegende Untersuchungen mit einer vereinfachten Werkzeuggeometrie zum Einfluss der Düsenform auf das Druckniveau in der Wirkfuge vorgestellt. Diese Untersuchungen helfen bei der Klärung der Forschungsfrage, wie die Reibung in einem aerostatischen Schmiersystem gezielt beeinflusst werden kann, um so einen Tiefziehprozess optimal mit geringen bzw. erforderlichen Reibungskräften auszulegen. Im Anschluss daran werden Strömungssimulationen für die reale Geometrie der Werkzeugeinsätze aus dem Streifenziehversuch vorgestellt und der Gasdruck in der Wirkfuge berechnet. Aus den Erkenntnissen über den Gasdruck im Kontaktbereich der Werkzeugeinsätze wird im Anschluss ein erster Ansatz zur empirischen Reibungsmodellierung vorgestellt und validiert.

5.2.1 Simulative Untersuchung zum Einfluss der Düsenform auf die Druckverteilung in der Wirkfuge

Um den Einfluss der Düsenform auf die Druckverteilung in der Wirkfuge zwischen Werkzeug und Blechstreifen zu untersuchen, wurde zunächst ein einfaches Strömungssimulationsmodell mit einem kreisrunden Werkzeug aufgebaut, in dem sich in der Mitte eine einzelne Mikrodüse befindet. Ziel der Untersuchung war es, den Einfluss der verschiedenen Düsengeometrien auf die Druckverteilung im Spalt vergleichend aufzuzeigen, um so eine geeignete Düsengeometrie für die aerostatische Schmierung auszuwählen.

Als Zwischenmedium wurde in der Simulation ausschließlich N_2 betrachtet, da CO_2 aufgrund der vorliegenden druck- und temperaturabhängigen Phasenumwandlungen von flüssig zu fest und gasförmig nur eingeschränkt simuliert werden kann. So sind keine Materialmodelle vorhanden, welche die drei verschiedenen Phasen und deren Umwandlung ausreichend genau abbilden. Da jedoch die Streifenziehversuche zeigten, dass die Anzahl und die Geometrie der Mikrobohrungen das Reibungsverhalten bei N_2 und CO_2 in gleicher Weise beeinflussen, können die Erkenntnisse über

die Druckverteilung aus der Strömungssimulation mit Stickstoff in erster Näherung auch auf Kohlendioxid übertragen werden.

Die Abmaße der Mikrodüsen in den Simulationsmodellen entsprechen den Düsengeometrien der realen Werkzeugeinsätze. So wurde wie bei den experimentellen Untersuchungen in Kapitel 4 neben der Düsenform (Konfusor und Diffusor) auch der kleine Düsendurchmesser d_1 (200 und 300 μm) variiert. Zudem wurde die Düsenform Zylinder mit einem über die Düsenlänge gleichbleibenden Durchmesser untersucht, um so weitere Erkenntnisse über den Einfluss der Düsengeometrie zu gewinnen. Neben der Düsenform wurde die Spalthöhe h zwischen Werkzeug und Blechstreifen in den Simulationsmodellen variiert. Basierend auf der Messung der Spalthöhe in Kapitel 5.1.1 wurden dabei Spalthöhen bis maximal 15 μm untersucht. Als minimale Spalthöhe wurde ein Wert von 2 μm definiert, um ein Ausströmen des Stickstoffs zu gewährleisten und somit Konvergenz im Lösungsalgorithmus zu erzielen.

Durch Auswertung der Druckverteilung im Spalt kann der strömungstechnische Einfluss der verschiedenen Düsenformen einfach miteinander verglichen werden. Hierbei wurde als Auswertekenngröße die auf den Blechstreifen wirkende Druckkraft verwendet. Neben der grafischen Darstellung der Druckverteilung im Spalt wird der gemittelte Gasdruck \bar{p}_{Spalt} als quantitative Zielkenngröße zur Bewertung des Druckniveaus im Spalt verwendet. Eine Zusammenfassung des Simulationsplans mit den gewählten Modellparametern und der Auswertekenngröße zeigt Tabelle 5-3.

Tabelle 5-3: Übersicht über den Simulationsplan und die gewählten Modellparameter.

Modellparameter	Düsenform	Diffusor	Konfusor	Zylinder
	Düsendurchmesser d_1 [μm]	200		300
	Spalthöhe h [μm]	2	5	10 15
	N_2 -Ausgangsdruck p_0 [MPa]	6		10
Zielkenngröße bei der Auswertung des Druckniveaus im Spalt [MPa]	Gemittelter Gasdruck im Spalt \bar{p}_{Spalt}			

In der Strömungssimulation wurde Stickstoff als ideales Gas abgebildet und als Umgebungsbedingung Atmosphärendruck bei RT angenommen. Aufgrund der gewählten Vereinfachung eines isothermen Verhaltens des Stickstoffs wurde ein Wärmeübertrag im Modell nicht berücksichtigt. Eine mögliche turbulente Strömung wurde mithilfe der Turbulenzmodelle in Ansys „Shear Stress Transport“ und „Blended Near Wall Treatment“ abgebildet.

Die Rauigkeit der Platine und des Werkzeugs wurde in den Simulationsmodellen mit kreisrundem Ausströmspalt vernachlässigt, da hier zunächst der Einfluss der verschiedenen Mikrodüsen auf die Druckverteilung im Spalt vergleichend untersucht wurde. Im Gegensatz zum Spalt wurde die

Wandreibung in der Mikrodüse berücksichtigt. Als weitere Vereinfachung wurden keine Relativbewegungen des Blechstreifens oder des Werkzeugs berücksichtigt, sondern ausschließlich das Ausströmen des Mediums in der Düse und des Spalts. Wie Vergleichsuntersuchungen mit Relativbewegung zeigten, führt diese Vereinfachung bei der komplexen Strömungssimulation mit sehr kleinen geometrischen Abmessungen zu einer gleichbleibenden Lösungsqualität mit einer erhöhten Robustheit in der Lösungsfindung und einer deutlichen Reduktion der Rechenzeit.

Die Simulationsmodelle mit den verschiedenen Mikrodüsen in der Mitte eines kreisrunden Werkzeugs wurden als Viertelmodell mit entsprechenden Symmetriebedingungen aufgebaut, um die Simulationszeit zu reduzieren. Abbildung 5-16 zeigt den Aufbau des Viertelmodells mit kreisrundem Ausströmspalt und mittiger Düsenanordnung für das Beispiel der Düsenform Diffusor und Düsendurchmesser $d_1=200\mu\text{m}$.

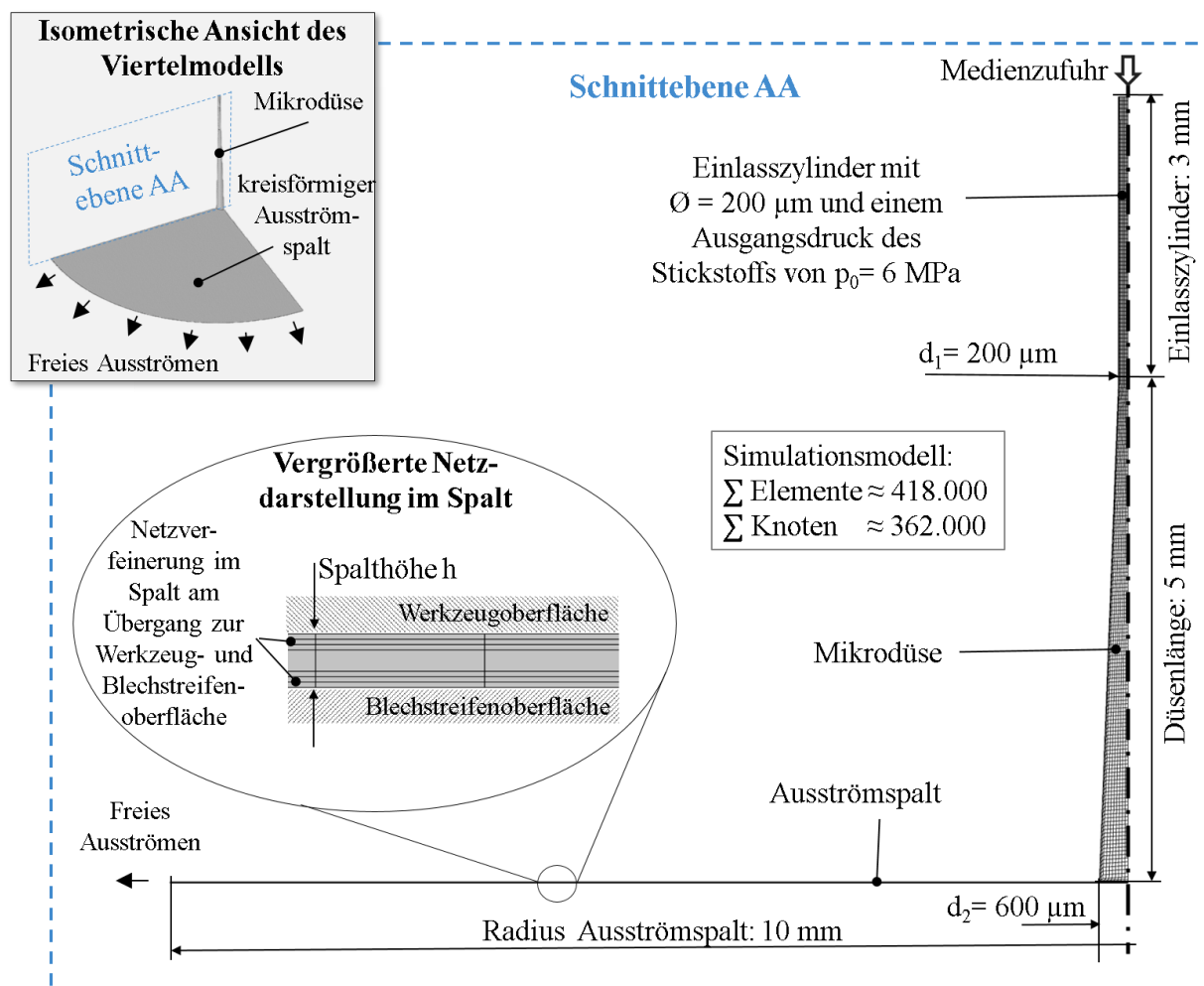
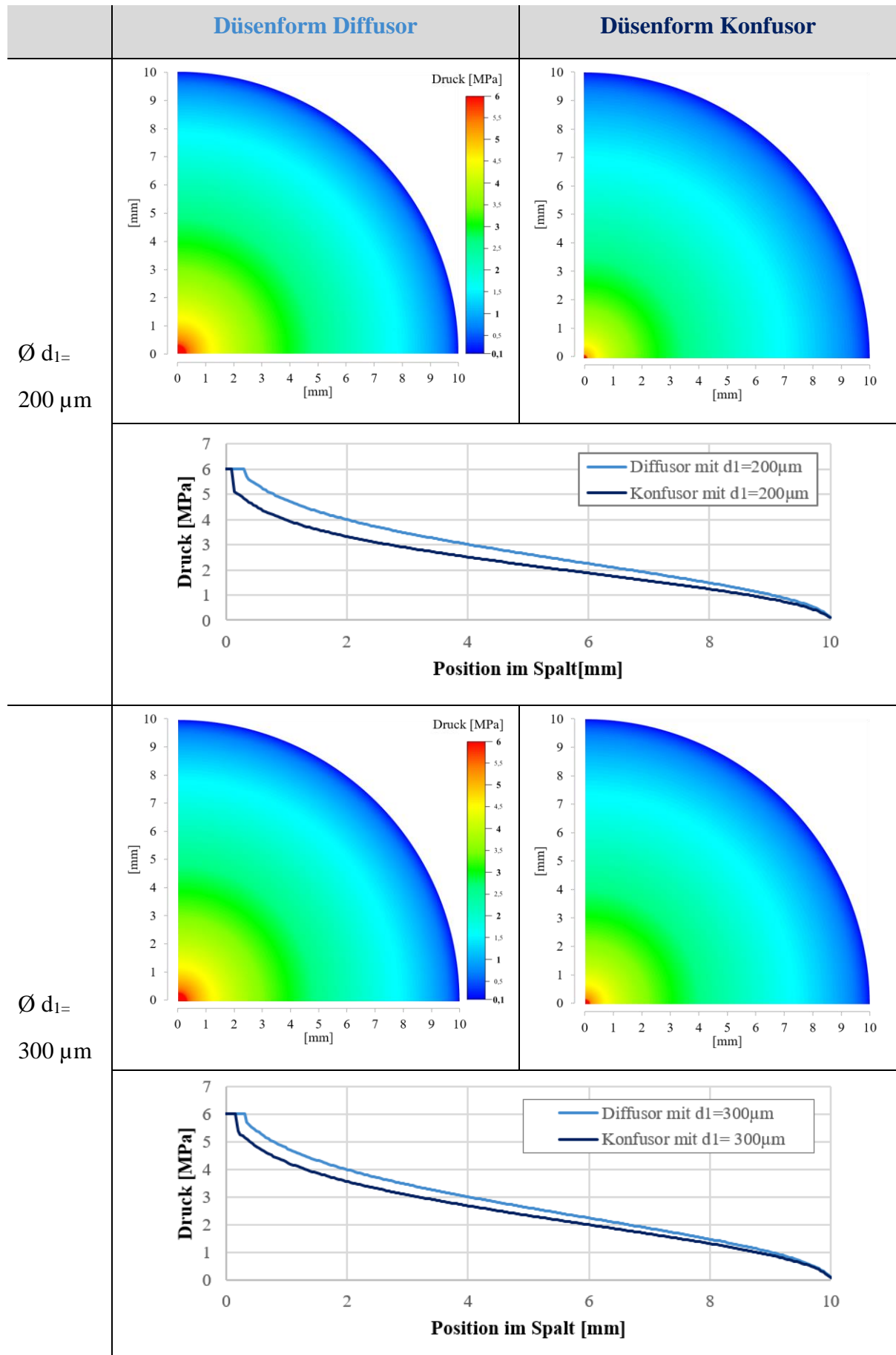


Abbildung 5-16: Aufbau des Viertelmodells für die Strömungssimulation am Beispiel der Düsenform Diffusor mit dem Durchmesser $d_1=200\mu\text{m}$ für einen kreisrunden Ausströmspalt und mittiger Düsenanordnung.

Die Ergebnisse der Strömungssimulation in Form einer grafischen Druckverteilung für die verschiedenen Düsenformen und Durchmesser bei einer Spalthöhe von $2 \mu\text{m}$ und einem Ausgangsdruck p_0 von 6 MPa zeigt Tabelle 5-4.

Tabelle 5-4: Vergleich der Druckverteilung in der Wirkfuge für die Düsenform Diffusor und Konfusor und den Düsendurchmesser $d_1 = 200 \mu\text{m}$ und $300 \mu\text{m}$ bei fester Spalthöhe von $2 \mu\text{m}$.



Die Simulationsergebnisse in Tabelle 5-4 zeigen, dass die Düsenform Diffusor bei kleinem Spalt zu einem höheren Druckniveau in der Wirkfuge führt. Dies wird durch die größere Übergangsfläche von Mikrodüse zum Spalt verursacht. So entspricht zwar der Druck bei beiden Düsenformen am Ende der Düse im Übergang zum Spalt dem Einspeisedruck von 6 MPa, jedoch wirkt diese beim Diffusor auf einer größeren Fläche als beim Konfusor. Folglich führt eine Erhöhung des kleinen Düsendurchmessers d_1 auf 300 μm beim Diffusor zu keiner Veränderung der Druckverteilung in der Wirkfuge, da die Übergangsfläche von Düse zum Spalt gleichbleibt. Dagegen ergibt sich beim Konfusor durch eine Erhöhung des Düsendurchmessers d_1 von 200 auf 300 μm ein höherer Druck im Spalt, da hier die Übergangsfläche, in der der Druck von 6 MPa wirkt, vergrößert wird. Bestätigt wird diese Erkenntnis durch den Vergleich der Druckverteilung bei den Düsenformen Konfusor und Zylinder, die beide dieselbe Austrittsfläche und auch eine nahezu identische Druckverteilung in Abhängigkeit von der Spalthöhe aufweisen (siehe Anhang 8.2.2).

Verdeutlich werden diese Zusammenhänge nochmals durch Betrachtung des gemittelten Gasdrucks im Spalt \bar{p}_{Spalt} . Der mittlere Druck \bar{p}_{Spalt} ergibt sich als Mittelwert des Gasdruckverlaufes über den gesamten Spalt von der Düsenöffnung radial bis nach außen. Anhand von diesem Kennwert kann somit direkt der Druckzustand in der Wirkfuge miteinander verglichen werden. In Abbildung 5-17 sind die Werte für \bar{p}_{Spalt} für die verschiedenen Düsenformen unter Variation der Spalthöhe h zusammengefasst.

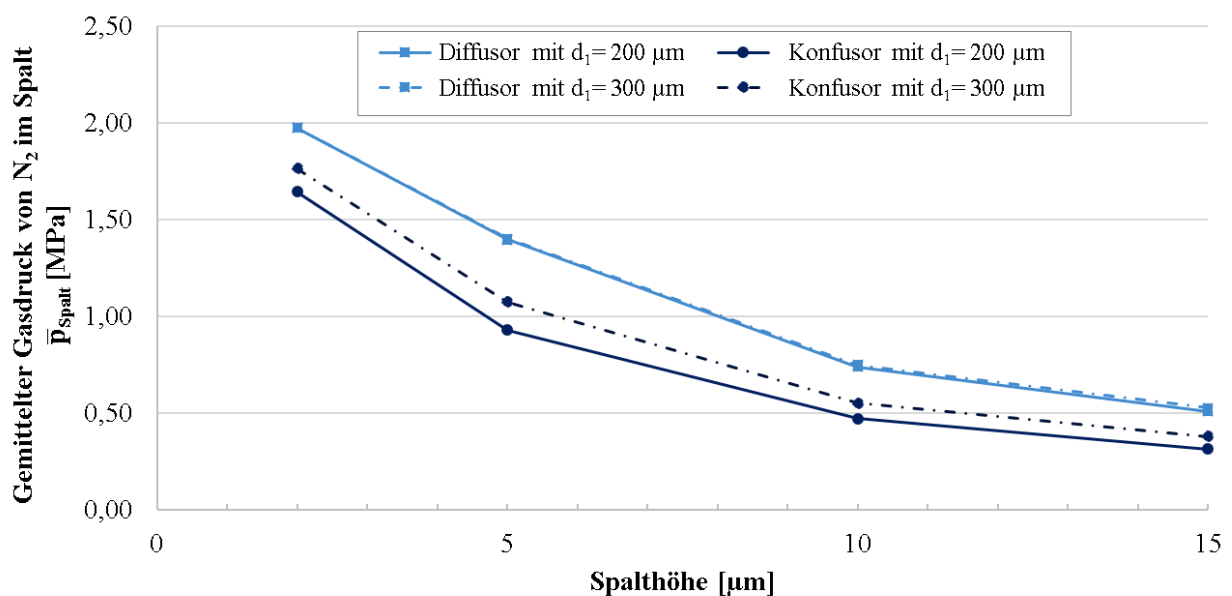


Abbildung 5-17: Vergleich des gemittelten Gasdrucks in der Wirkfuge in Abhängigkeit von der Spalthöhe für die Düsenform Konfusor und Diffusor sowie dem Düsendurchmesser $d_1=200$ und $300 \mu\text{m}$ für eine modellhafte, kreisrunde Werkzeugwirkfläche.

Für jeden Wert des Gasdrucks im Diagramm (Abbildung 5-17) wurde ein spezifisches Simulationsmodell erstellt und berechnet. Generell zeigt sich, dass bei allen Konfigurationen der Druck

mit abnehmender Spalthöhe zunimmt, da sich der radiale Strömungswiderstand im Spalt erhöht. Bei der Düsenform Diffusor hat der Düsendurchmesser d_1 keinen Einfluss auf den Druckzustand, sodass die Kurven mit identischer Charakteristik verlaufen. Beim Konfusor dagegen erhöht sich der Druck durch Vergrößerung des Düsendurchmessers.

Bei der Betrachtung der Simulationsergebnisse muss angemerkt werden, dass für die Blechumformung vorrangig die kleinsten Spalthöhen von Interesse sind, da die Platine direkt auf dem Werkzeug aufliegt. Durch die Blechrauheit ergibt sich jedoch kein flächig geschlossener Kontakt, sodass nur einzelne Blechasperiten in Kontakt mit dem Werkzeug stehen. Dieser Zustand ist vergleichbar mit einem relativ kleinen Spalt, wie er hier in der vereinfachten Simulation abgebildet wurde. Für die Interpretation der Reibungsuntersuchungen in Kapitel 4 interessiert jedoch, was bei einem Abheben des Werkzeugs vom Blechstreifen im Wirkspalt geschieht. Aus diesem Grund wurden Spalthöhen bis $15\ \mu\text{m}$ untersucht. So ist davon auszugehen, dass sich bei einem Ziehwerkzeug mit aerostatischer Schmierung ein Gleichgewichtszustand zwischen von außen aufgebrachtener KNS und dem Gasdruck in der Wirkfuge einstellt. Übersteigt der Gasdruck in der Wirkfuge die aufgebrachte KNS, so erhöht sich der Spalt zwischen Werkzeug und Platine. Wie in Abbildung 5-17 dargestellt, sinkt hierdurch der Gasdruck mit zunehmender Spalthöhe, sodass sich wieder ein Gleichgewicht mit der KNS p_N einstellt.

Zusätzlich zu den Simulationen mit einem Ausgangsdruck p_0 des Stickstoffs von 6 MPa wurde eine Simulationsreihe mit einem Ausgangsdruck von 10 MPa durchgeführt. Wie in Abbildung 5-18 dargestellt, kann durch Erhöhung des Ausgangsdrucks auch der Druck in der Wirkfuge deutlich erhöht werden. Bei beiden Düsenformen ergibt sich besonders bei kleinen Spalthöhen ein deutlich erhöhter Gasdruck. Damit besteht bei Verwendung von Stickstoff als Zwischenstoff die Möglichkeit, mithilfe des Ausgangsdrucks p_0 den Druck in der Wirkfuge gezielt anzupassen. Entsprechend der Annahme aus Kapitel 4, wonach sich die real wirkende Flächenpressung p_{real} auf den Blechstreifen aus der aufgebrachten Normalspannung p_N abzüglich des Gasdrucks p_{Spalt} zusammensetzt, kann somit mithilfe des Einspeisedrucks des Gases die real wirkende Flächenpressung auch während des Tiefziehprozesses direkt angepasst werden. Da die Flächenpressung direkten Einfluss auf die Reibung hat, ist somit eine Steuerung der Reibungskräfte bzw. der Rückhaltewirkung der Platinenkante während des Tiefziehprozesses durch Variation des Einspeisedrucks vorstellbar.

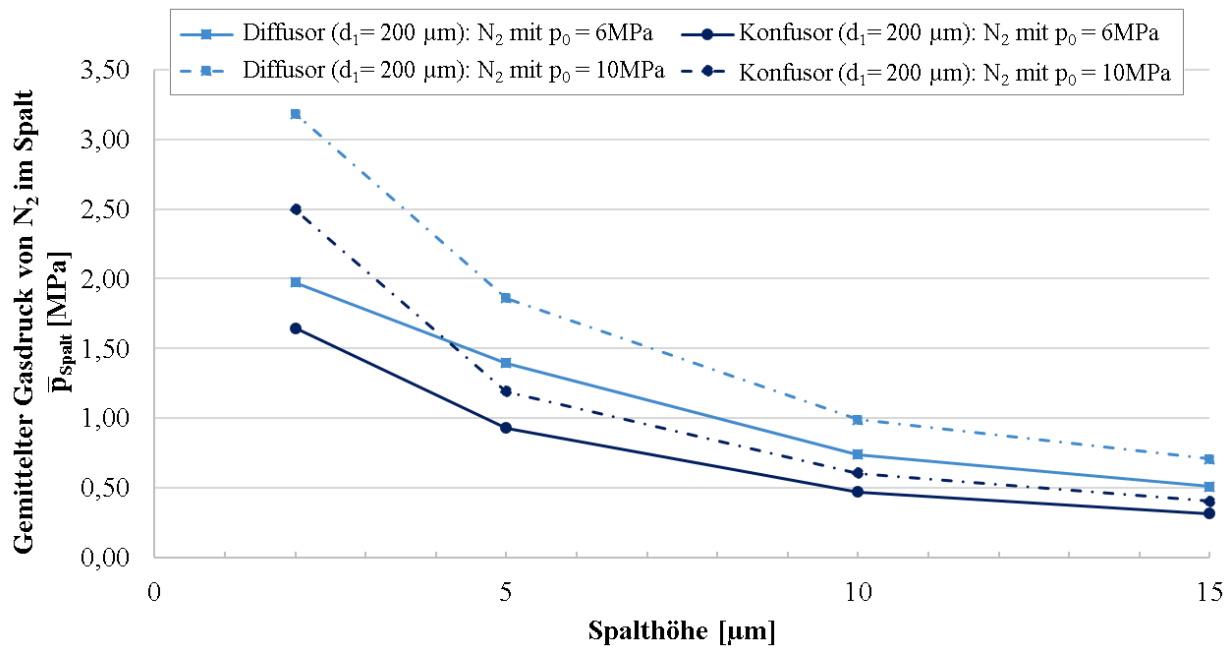


Abbildung 5-18: Vergleich des gemittelten Gasdrucks in der Wirkfuge in Abhängigkeit von der Spalthöhe für die Düsenform Konfusor und Diffusor bei unterschiedlichen Ausgangsdrücken $p_0 = 6$ und 10 MPa für eine modellhafte, kreisrunde Werkzeugwirkfläche.

Zusammenfassend kann aus den grundlegenden Untersuchungen zum Einfluss der Düsenform auf den Gasdruck im Spalt festgehalten werden, dass dieser bei kleinen Spalthöhen maßgeblich durch die Ausströmfläche der Mikrodüsen am Übergang zwischen Düse und Spalt beeinflusst wird. Da bei beiden Düsenformen kein nennenswerter Druckabfall entlang der Düsenbohrung erfolgt, ist demnach die Düsenform Diffusor gegenüber dem Konfusor deutlich von Vorteil. Unabhängig von der Düsenform kann zudem über den Einspeisedruck des Stickstoffs der Druck in der Wirkfuge angepasst werden. Die hier durchgeführten Untersuchungen mithilfe der Simulation bestätigen demnach die Annahme aus Kapitel 4, wonach die Druckverteilung in der Wirkfuge durch die Anzahl der Mikrobohrungen, die Düsenform und den Düsendurchmesser sowie den Ausgangsdruck p_0 des Zwischenstoffes gezielt beeinflusst werden kann. Dabei konnten mithilfe der Strömungssimulationen quantitative Werte für den Gasdruck in der Wirkfuge in Abhängigkeit der geometrischen Auslegung der Düsen bestimmt werden. Neben der Bestätigung der Annahmen über die Einflussfaktoren auf die Reibung unterstützen diese Untersuchungen somit die Beantwortung der Forschungsfrage, wie ein aerostatisches Schmiersystem prinzipiell ausgelegt werden muss, um einen optimalen Tiefziehprozess mit niedrigen bzw. erforderlichen Reibungskräften zu realisieren.

5.2.2 Berechnung des Druckverlaufs in der Wirkfuge eines Streifenziehwerkzeuges mit aerostatischer Schmierung

Mit den Simulationsergebnissen für eine vereinfachte Werkzeuggeometrie im vorangegangenen Unterkapitel konnte der grundlegende Einfluss der Mikrodüsen auf die Druckverteilung in der Wirkfuge und damit auch auf das Reibungsverhalten genauer beschrieben werden. Im Folgenden

werden nun Strömungssimulationen für das reale Streifenziehwerkzeug durchgeführt. Dabei soll die Annahme aus Kapitel 4 genauer untersucht werden, wonach sich die reale Flächenpressung p_{real} aus der KNS p_N abzüglich des Gasdrucks p_{Spalt} bestimmen lässt:

$$p_{\text{real}} = p_N - \bar{p}_{\text{Spalt}} \quad 4-1$$

Diese Annahme wird im folgenden Kapitel 5.2.3 als Grundlage für den Aufbau eines empirischen Reibungsmodells verwendet. Hierzu bedarf es jedoch weiterer Kenntnisse über den Gasdruck im Spalt zwischen Werkzeug- und Platinenoberfläche. Daher wird in diesem Kapitel mithilfe der Strömungssimulation der Gasdruck für die Werkzeugeinsätze des Streifenziehwerkzeugs berechnet, wie sich dieser bei unterschiedlichen Spalthöhen verhält. Basierend auf diesen Untersuchungen kann die Kenngröße $p_{N,K}$ bestimmt werden, welche beschreibt, ab welcher KNS eine Berührung zwischen Platinen- und Werkstückoberfläche vorliegt.

Tabelle 5-5: Übersicht über den Simulationsplan und die gewählten Modellparameter.

Modellparameter	Konfiguration Werkzeugeinsatz	9 Mikrobohrungen und Düsen- \emptyset $d_1 = 200 \mu\text{m}$				
	Düsenform	Diffusor			Konfusor	
	Spalthöhe h [μm]	0	2	5	10	15
	N_2 -Ausgangsdruck p_0 [MPa]	6			10	
Zielkenngröße bei der Auswertung des Druckniveaus im Spalt [MPa]		Gemittelter Gasdruck im Spalt \bar{p}_{Spalt}				

Für eine möglichst genaue Berechnung des Gasdrucks \bar{p}_{Spalt} im Kontaktbereich zwischen Werkzeugeinsatz und Platinenoberfläche wurden bei diesen Strömungssimulationen die Platinenrauigkeit mitberücksichtigt. Im Gegensatz dazu wurde die Werkzeugrauigkeit der polierten Werkzeugeinsätze im Modell als flach angenommen, da sie im Vergleich zur Rauigkeit der Platinenoberfläche vernachlässigbar klein sind. Wie in Abbildung 5-19 dargestellt, ergibt sich die im Simulationsmodell verwendete Spalthöhe $h_{\text{Simulation}}$ aus der Spalthöhe h und der Rauigkeit der verwendeten Platinen aus DC05 ($R_z = 4 \mu\text{m}$). Somit liegt bei einer Spalthöhe von $h = 0 \mu\text{m}$ das Werkzeug auf dem Blechstreifen auf, wird jedoch aufgrund der Oberflächenstruktur des Blechstreifens nicht flächig abgedichtet. Berücksichtigt wird die einseitige Rauigkeit in der Simulation über die in der Strömungslehre gebräuchliche äquivalente Sandrauigkeit der Oberfläche. In [ADA12] wird ein einfacher Lösungsansatz vorgeschlagen, um Rauigkeitswerte in die Sandrauigkeit umzurechnen. So wird in [ADA12] gezeigt, dass sich durch die Multiplikation der maximalen Rautiefe R_t mit dem Faktor 0,978 eine gute Abschätzung für die Sandrauigkeit ergibt. Da bei der Erfassung der Blechoberfläche Verunreinigungen und Fehlmessungen leicht zu einer Verfälschung des R_t - Werts führen können, wurde in dieser Arbeit die gemittelte Rautiefe

R_z der Blechoberfläche verwendet. Da zudem die real gemessenen Oberflächenkennwerte in der Praxis bisweilen stark schwanken, wurde hier die Vereinfachung Sandrauigkeit $\approx R_z$ getroffen und als Modellparameter für die Wandreibung beim Ausströmen des Stickstoffs auf der Platinenoberfläche verwendet.

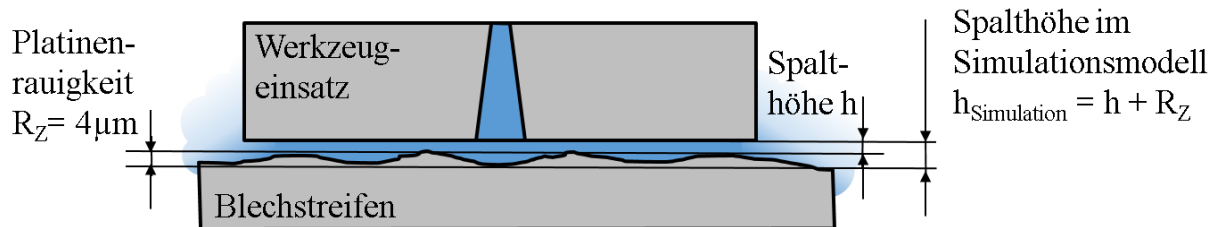


Abbildung 5-19: Schematische Darstellung zur Definition der Spalthöhe unter Berücksichtigung der Platinenrauigkeit in der Strömungssimulation.

In Abbildung 5-20 ist das Modell zur Simulation des Ausströmverhaltens in den Mikrodüsen und im Spalt zwischen dem Werkzeugeinsatz und der Platine am Beispiel des Werkzeugeinsatzes mit 9 Diffusor-Bohrungen (Düsensdurchmesser von $d_1 = 200\mu\text{m}$) dargestellt. Der reale Werkzeugeinsatz wird als Viertelmodell mit entsprechenden Symmetriebedingungen modelliert, um die Rechenzeit zur Lösung des Berechnungsalgorithmus zu reduzieren. Durch die Modellierung der Düsen und der Wirkfläche des Werkzeugeinsatzes als Viertelmodell besteht das Simulationsmodell aus einer vollständigen Mikrodüse, zwei halbierten Düsen und einer geviertelten Düse sowie aus einem Viertel der Wirkfläche (siehe Abbildung 5-20). Bei der Darstellung der Simulationsergebnisse wird durch die Berücksichtigung der Symmetriebedingungen damit virtuell ein vollständiger Werkzeugeinsatz mit 9 Mikrodüsen zusammengesetzt. Um den Einfluss der Spalthöhe h auf den Druckzustand zu verstehen, werden verschiedene Modelle aufgebaut, bei denen die Spalthöhe zwischen $15\mu\text{m}$ und $0\mu\text{m}$ variiert wird. Wie beschrieben, entspricht die Spalthöhe $h = 0\mu\text{m}$ einer Spalthöhe im Simulationsmodell von $h_{\text{Simulation}} = 4\mu\text{m}$, um so die Platinenrauigkeit zu berücksichtigen.

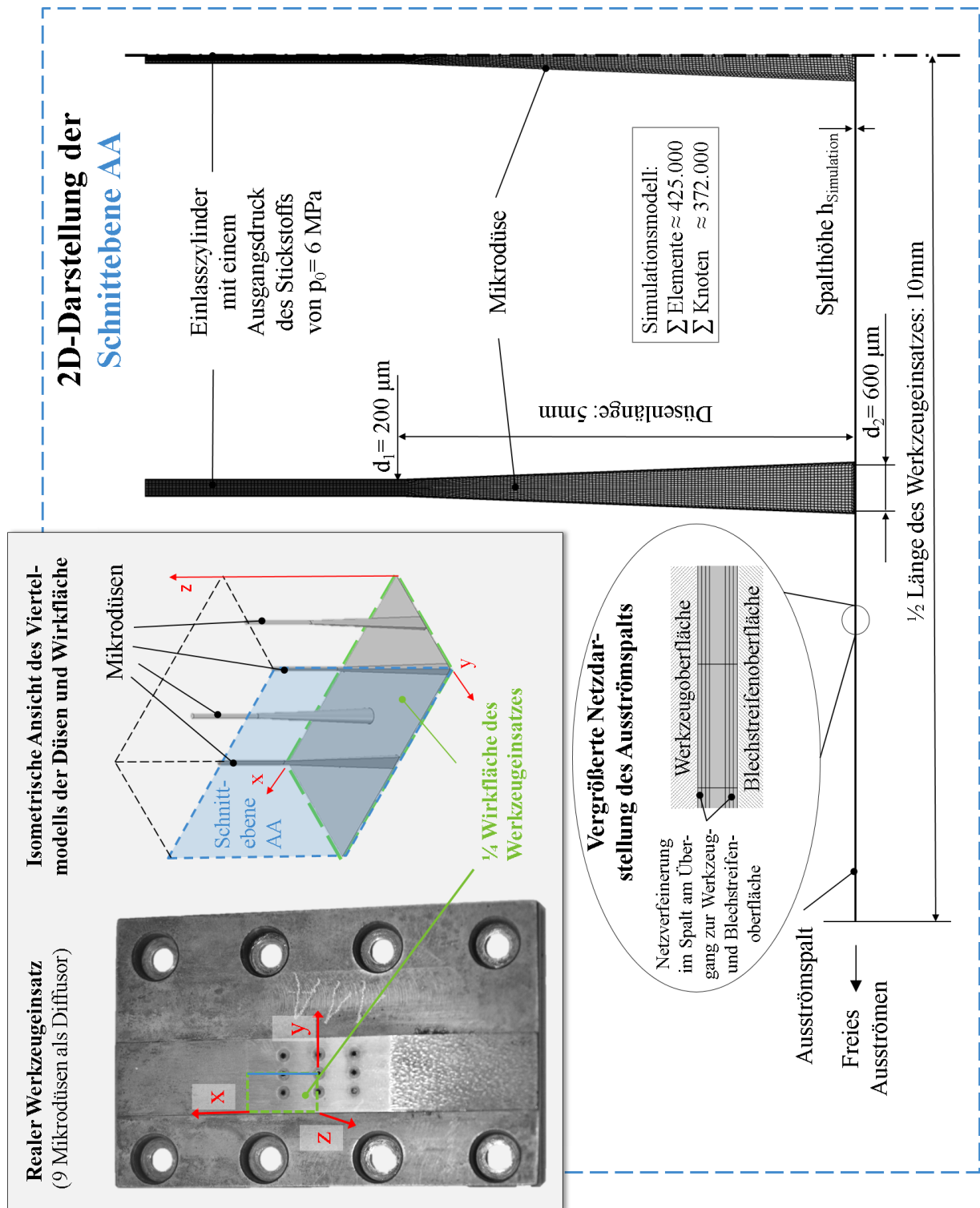


Abbildung 5-20: Modellierung der Düsen und der Wirkfläche eines Werkzeugeinsatzes als Viertelmodell für die Strömungssimulation. Die 2D-Schnittdarstellung durch die Mikrodüsen und den Spalt zeigt die geometrischen Abmessungen und die Vernetzung.

Die Ergebnisse der Simulation mit Variation der Spalthöhe sind in Abbildung 5-21 für die Werkzeugeinsätze mit Mikrodüsen als Diffusor (a) und Konfusor (b) dargestellt. In der Abbildung wird die Druckverteilung in der Wirkfuge des Werkzeugeinsatzes grafisch d.h. farblich abgebildet. Bei einer Spalthöhe von $15 \text{ } \mu\text{m}$ ergibt sich beim Diffusor am Austritt der 9 Düsen ein niedrigeres

Druckniveau als der Einspeisedruck von 6 MPa. Mit kleiner werdender Spalthöhe nimmt der Druck am Düsenaustritt zu, sodass sowohl am Düseneintritt als auch am Düsenaustritt ein Druck von 6 MPa vorliegt. Im Gegensatz dazu liegt bei der Konfuser-Düsenform für alle Spalthöhen ein Druck von 6 MPa am Düsenaustritt an (erkennbar durch die 9 roten Punkte in den Abbildungen). Jedoch führt die kleine Austrittsfläche bei dieser Düsenform zu einem deutlich niedrigeren Druckniveau zwischen den Düsen. Dagegen entspricht bei der Düsenform Diffusor der Druck im Bereich zwischen den Düsen bei kleinen Spalthöhen nahezu dem Einspeisedruck p_0 . Zum Werkzeugrand fällt der Druck dann auf Atmosphärenniveau ab.

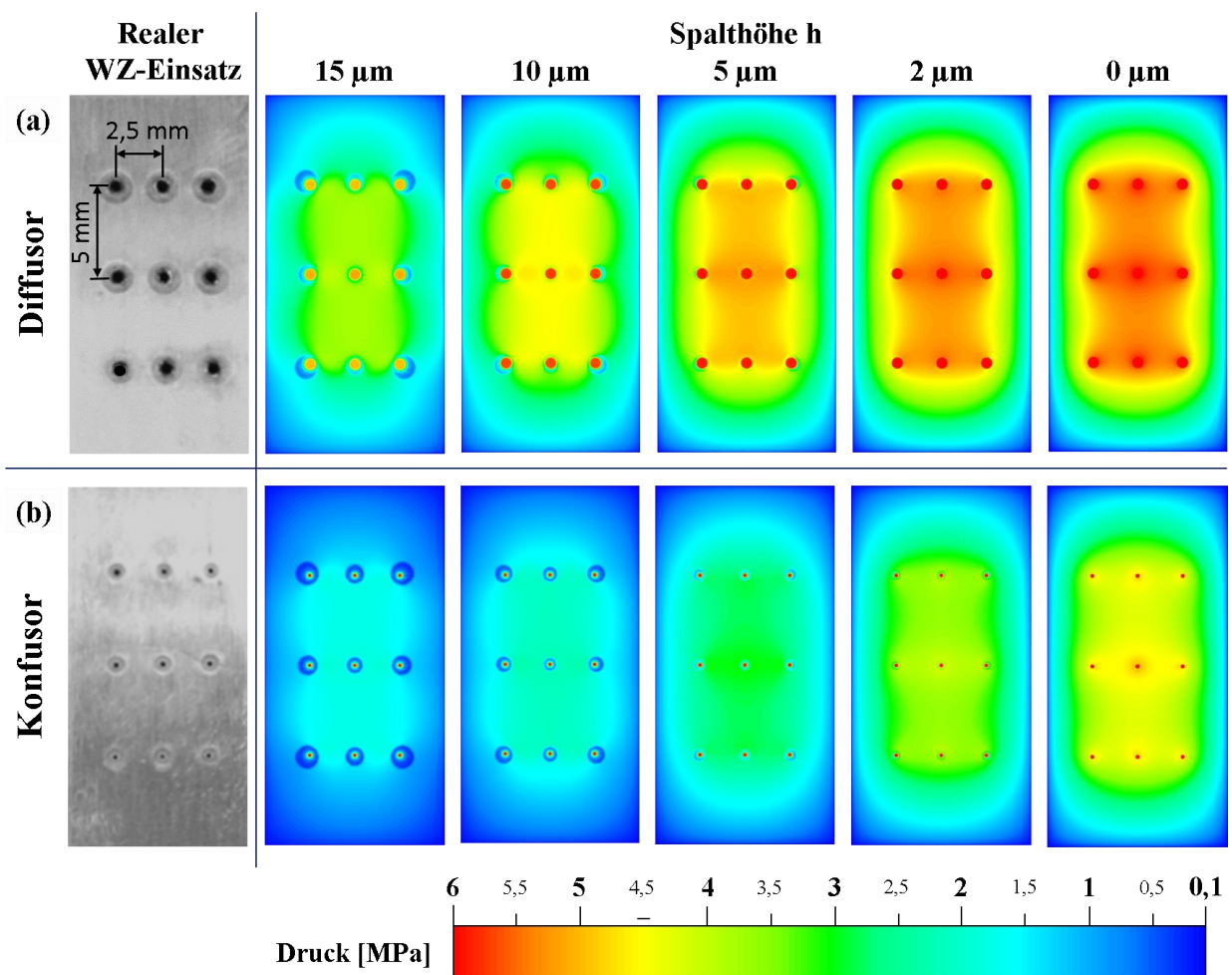


Abbildung 5-21: Vergleich der Druckverteilung bei einem Werkzeugeinsatz mit Mikrobohrungen als (a) Diffusor und (b) Konfuser bei Variation der Spalthöhe von 0 bis 15 μm und Stickstoff als Zwischenmedium.

Mit den durchgeführten Strömungssimulationen kann der genaue Wert für den mittleren Gasdruck \bar{p}_{Spalt} in der Wirkfuge bestimmt werden. Abbildung 5-22 zeigt den Verlauf von \bar{p}_{Spalt} für unterschiedliche Spalthöhen für die beiden Düsenformen. Zudem ist der Gasdruck in der Wirkfuge bei einem höheren Einspeisedruck von $p_0 = 10 \text{ MPa}$ abgebildet. Es zeigt sich, dass das Druckniveau mit dem Werkzeugeinsatz mit Diffusor nahezu linear mit abnehmender Spalthöhe zunimmt. Mit dem Werkzeugeinsatz mit Konfusordüsen steigt der Druck im Spalt dagegen verstärkt mit kleiner

werdender Spalthöhe an. Zudem zeigt sich, dass eine Erhöhung des Einspeisedrucks p_0 von 6 auf 10 MPa beim Diffusor zu einer deutlich stärkeren Druckerhöhung im Spalt führt als beim Konfusor. Demnach ergibt sich die Düsenform Diffusor auch bei höheren Einspeisedrücken als die geeignete Düsenform für die aerostatische Schmierung für die Blechumformung.

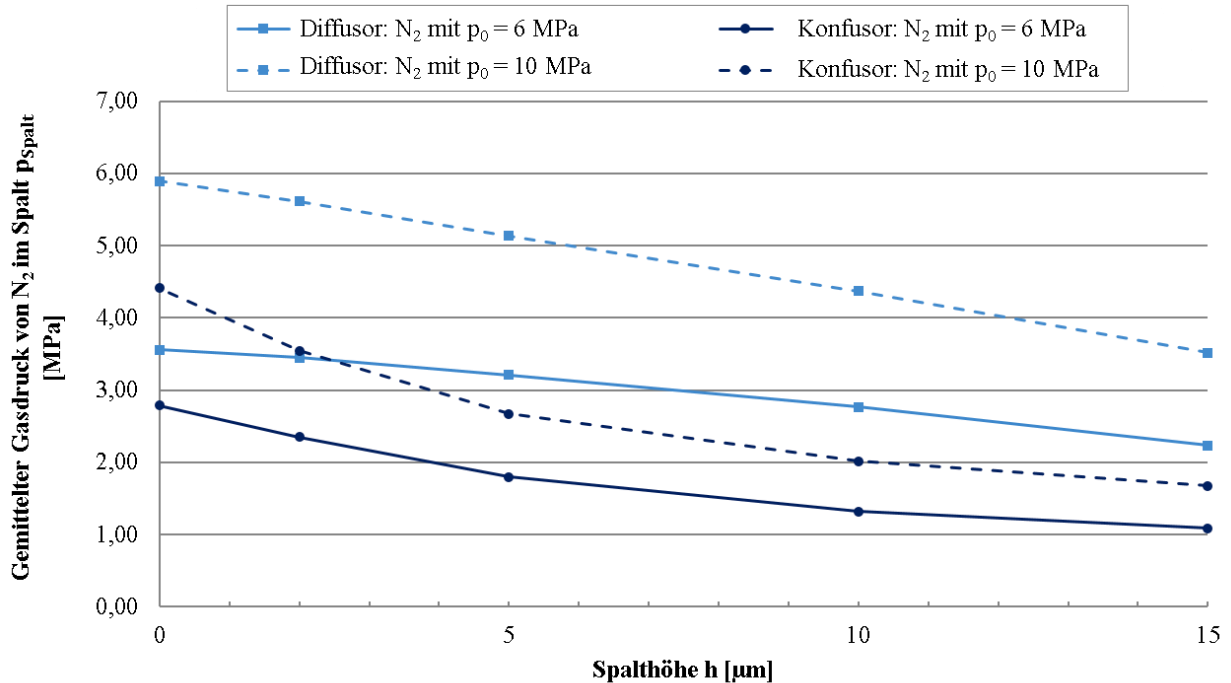


Abbildung 5-22: Vergleich der Druckverteilung in der Wirkfuge für Werkzeugeinsätze mit 9 Mikrobohrungen als Diffusor und Konfusor unter Variation der Spalthöhe und Stickstoff als Zwischenmedium mit einem Ausgangsdruck von $p_0 = 6$ und 10 MPa.

Mithilfe dieser Ergebnisse aus den Strömungssimulationen kann nun der Grenzwert $p_{N,K}$ mit den aus der Spalthöhenmessung und den realen Ziehversuchen bestimmten Werten verglichen und validiert werden. Für KNS unterhalb dieses Grenzwertes kommt es zu einem Abheben des Werkzeugs von der Platinenoberfläche, wodurch ein Spalt der Höhe h entsteht. Demnach kann aus dem Gasdruck bei Spalthöhe $h = 0 \mu\text{m}$ der Grenzwert für die KNS $p_{N,K}$ bestimmt werden.

So gilt für die Spalthöhe $h = 0$:

$$p_{\text{real}} = p_{N,K} - \bar{p}_{\text{Spalt},h=0} = 0 \quad 5-2$$

Daraus folgt für diesen Grenzfall:

$$\bar{p}_{\text{Spalt},h=0} = p_{N,K} \quad 5-3$$

Die so aus dem Gasdruck bei Spalthöhe $h=0 \mu\text{m}$ bestimmten Werte für $p_{N,K}$ sind in

Tabelle 5-6 den Ergebnissen für $p_{N,K}$ gegenübergestellt, welche aus der Spalthöhenmessung und der Reibungsuntersuchung für den Werkzeugeinsatz mit 9 Mikrobohrungen (Diffusor, $d_1=200\mu\text{m}$) ermittelt wurden. Es zeigt sich, dass die Werte aus der Strömungssimulation exakt in den ermittelten Wertebereich aus den Reibungsuntersuchungen passen und somit die Simulationsergebnisse und die gewählte Vorgehensweise für die Modellierung bestätigen.

Tabelle 5-6: Vergleich der KNS $p_{N,K}$ aus der Strömungssimulation mit den Werten aus dem Streifenziehversuch und der Spalthöhenmessung für den Werkzeugeinsatz mit 9 Mikrobohrungen (Diffusor, $d_1=200\mu\text{m}$).

	Aus Reibungsuntersuchung ermittelte Werte für $p_{N,K}$ [MPa] (Kapitel 4.3.2)	Aus Spalthöhenmessung ermittelte Werte für $p_{N,K}$ [MPa] (Kapitel 5.1.1)	Strömungssimulation $p_{N,K}$ [MPa]
CO₂	$2,5 < p_{N,K} < 5$	$4 < p_{N,K} < 5$	-
N₂ ($p_0=6$ MPa)	$2,9 < p_{N,K} < 4$	$4 < p_{N,K} < 5$	3,6
N₂ ($p_0=10$ MPa)	$5 < p_{N,K} < 7,5$	$7,5 < p_{N,K} < 10$	5,9

Wie in diesem Unterkapitel dargestellt, bietet die Strömungssimulation die Möglichkeit, die Druckverteilung in der Wirkfuge genau zu bestimmen. Als Ausblick für zukünftige Arbeiten kann somit die Düsenanordnung im Tiefziehwerkzeug gezielt optimiert werden. Zum anderen lässt sich mit der Simulation der Einspeisedruck p_0 für Stickstoff so auslegen, dass das Druckniveau in der Wirkfuge optimal auf den Tiefziehprozess abgestimmt werden kann.

Im nächsten Unterkapitel werden die Erkenntnisse aus der Simulation des instationären Gasdrucks in der Wirkfuge verwendet, um ein empirisches Reibungsmodell zur Bestimmung der Reibungszahl μ in einem aerostatischen Schmiersystem für die Blechumformung zu bestimmen und somit die getroffenen Annahmen aus Kapitel 4.5 über den Einfluss des Gasdrucks auf die Reibung quantitativ zu überprüfen.

5.2.3 Empirische Reibungsmodellierung

Aus den empirischen Beobachtungen im Kapitel 4 wurde die Annahme abgeleitet, dass sich die real wirkende KNS in der Wirkfuge p_{real} aus der KNS p_N abzüglich des Gasdruck p_{Spalt} ergibt:

$$p_{\text{real}} = p_N - p_{\text{Spalt}}$$

Der maximale Gasdruck p_{Spalt} wird erreicht, wenn die Werkzeugoberfläche auf der des Blechstreifens aufsetzt. Dieser Wert für die Spalthöhe $h = 0 \mu\text{m}$ wurde mithilfe der Strömungssimulation im letzten Kapitel bestimmt. Geht man nun von der vereinfachten Annahme aus, dass der Gasdruck in der Wirkfuge bei steigenden KNS gleichbleibt, da sich die Oberflächenstruktur im Blechhalterbereich des Tiefziehwerkzeugs bis 35 MPa nicht entscheidend ändert, kann mithilfe der Formel 4.1 die real wirkende KNS während des Ziehvorgangs im Kontaktbereich bestimmt werden. Für die Streifenziehversuche mit Stickstoff aus Kapitel 4.3.2 und einem Einspeisedruck von $p_0 = 6$ wurde ein Gasdruck von $p_{\text{Spalt},1} = 3,6$ MPa mithilfe der Strömungssimulationen bestimmt. Für den Einspeisedruck von $p_0 = 10$ MPa konnte ein Druck von $p_{\text{Spalt},2} = 5,9$ MPa berechnet werden. Trägt man nun die real gemessenen Reibungszahlen μ für die beiden Versuchsreihen mit unterschiedlichen Einspeisedrücken über den berechneten KNS p_{real} auf, so ergibt sich eine deutliche Übereinstimmung (siehe Abbildung 5-23). Dies bestätigt die Annahme, dass die unterschiedlichen Verläufe der Reibungszahlen unter sonst gleichen Bedingungen maßgeblich durch das Druckniveau in der Wirkfuge hervorgerufen werden.

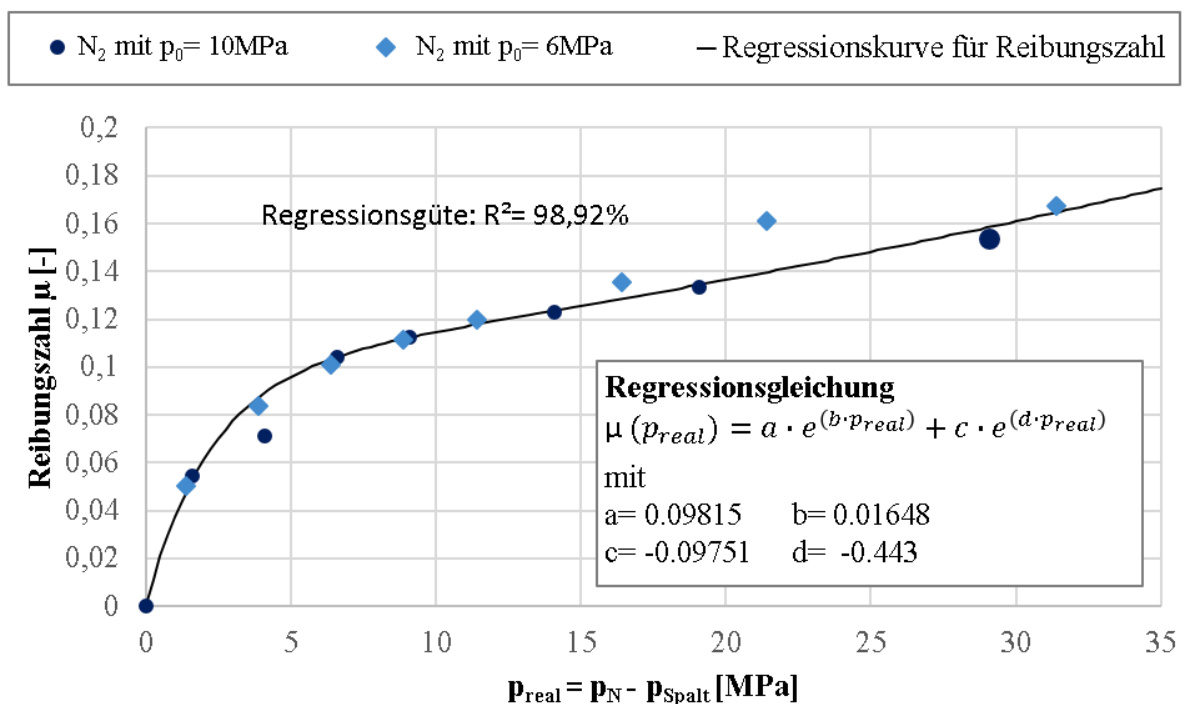


Abbildung 5-23: Vergleich der Reibungszahl für die Streifenziehversuche mit N_2 und unterschiedlichem Einspeisedruck p_0 über der berechneten KNS p_{real} .

Mithilfe einer Regressionskurve kann aus den Verläufen der Reibungszahl eine Funktion zur Beschreibung der Reibungszahl in Abhängigkeit von der real wirkenden KNS für dieses Tribo-System approximiert werden. Der Verlauf der Reibungszahl μ für dieses spezifische Tribo-System mit N_2 als Zwischenstoff, DC05+ZE als Blechwerkstoff und einer Schmierstoffmenge von

0,1 - 0,2 g/m² auf der Blechoberfläche kann mit folgender Exponentialfunktion approximiert werden, wobei die KNS p_{real} als dimensionslose Größe verwendet wird:

$$\mu(p_{real}) = 0,09815 \cdot e^{(0,01648 \cdot p_{real})} - 0,09751 \cdot e^{(-0,443 \cdot p_{real})}$$

Wird dieser approximierte Verlauf der Reibungszahl nun in einem 3D-Plot in Abhängigkeit von der wirkenden KNS p_N und dem Gasdruck p_{Spalt} aufgetragen, so ergibt sich eine Beschreibung der Reibungszahl μ als Funktion der wesentlichen Einflussfaktoren (siehe Abbildung 5-24).

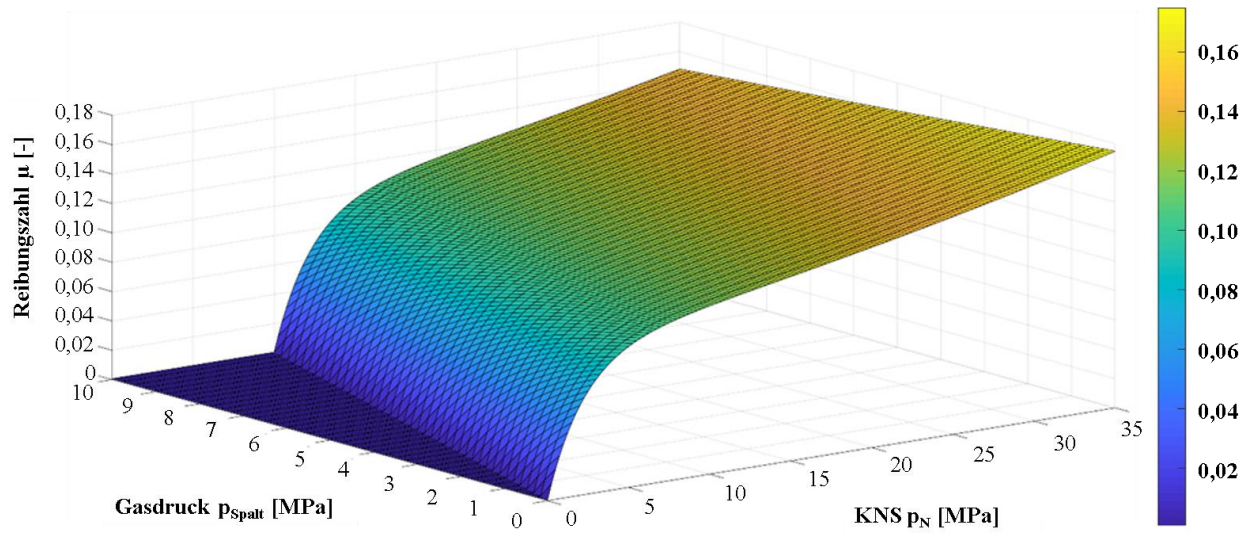


Abbildung 5-24: 3D-Darstellung der Reibungszahl als Funktion der wichtigsten Einflussfaktoren für das spezifische Tribo-System mit N₂ als Zwischenstoff und DC05+ZE als Blechwerkstoff.

Aus Abbildung 5-24 kann direkt abgelesen werden, welcher Gasdruck erforderlich ist, um bei einer bestimmten KNS p_N eine möglichst niedrige Reibungszahl μ zu erzielen. Zur Überprüfung der Reibungsfunktion werden die approximierten Werte mit den real gemessenen Reibungszahlen μ der Streifenziehversuche mit Stickstoff und dem Einspeisedruck $p_0 = 6$ und 10 MPa gegenübergestellt (Abbildung 5-25). Zur besseren Übersicht sind die Verläufe nochmals in Abbildung 5-26 als zweidimensionale Darstellung abgebildet.

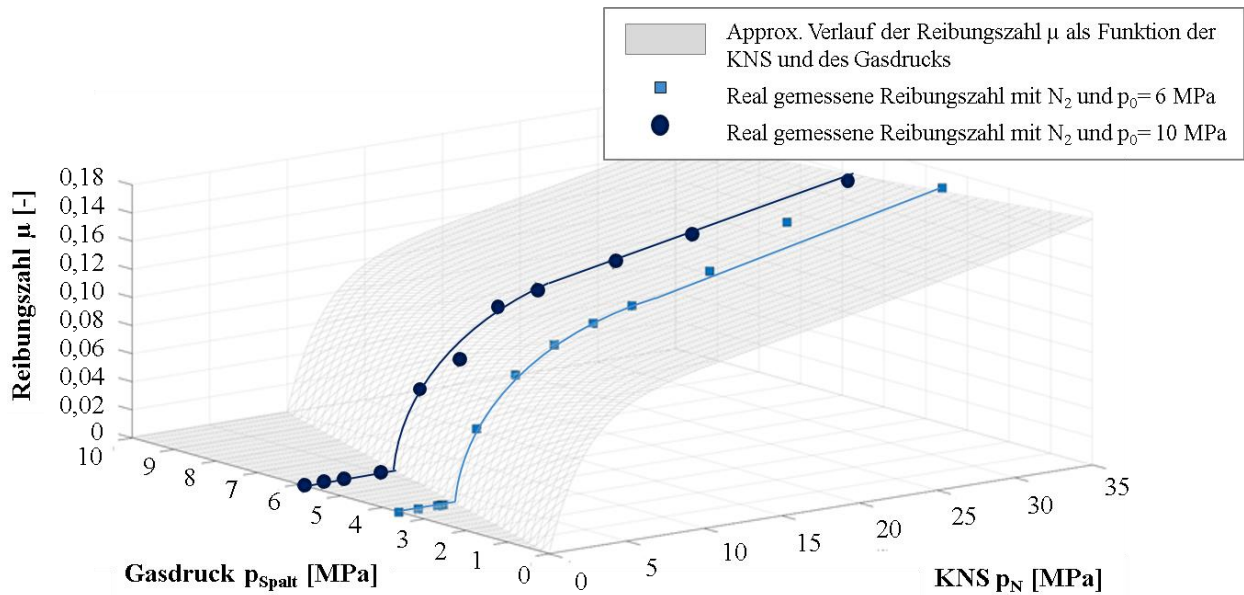


Abbildung 5-25: Vergleich der Reibungszahl μ aus der approximierten Funktion und der real gemessenen Reibungszahlen als 3D-Darstellung.

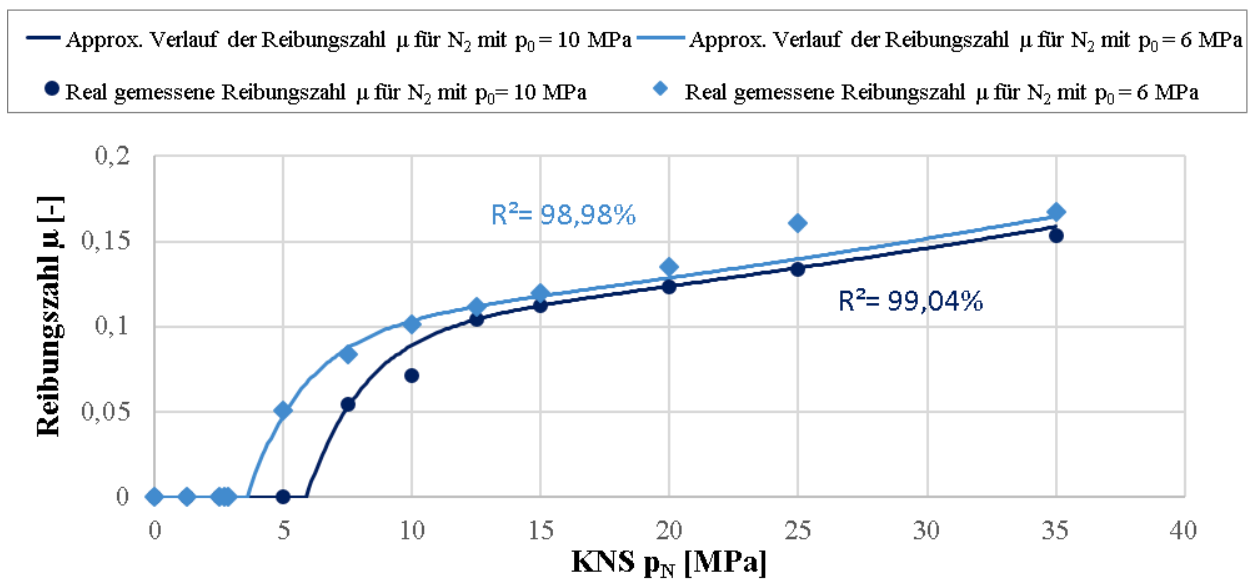


Abbildung 5-26: Vergleich der Reibungszahl μ aus der approximierten Funktion zur Beschreibung der Reibung und der real gemessenen Reibungszahlen als 2D-Darstellung.

Der Vergleich der approximierten Funktion zur Beschreibung der Reibung mit den real gemessenen Werten zeigt eine gute Übereinstimmung mit einem Bestimmtheitsmaß von ca. 99% für beide Versuchsreihen. Somit bestätigen sich die Berechnungen des Gasdrucks in der Wirkfuge aus der Strömungssimulation sowie die aus den empirischen Beobachtungen getroffene Annahme 4-1 zum Einfluss der realen KNS auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen.

Abschließend soll validiert werden, ob die empirische Reibungsfunktion auch für Streifenziehwerkzeuge mit anderer Mikrodüsenkonfiguration und anderem Einspeisedruck gültig ist. Dazu

wurden Streifenziehversuche mit einem Werkzeugeinsatz mit 7 Diffusordüsen bei einem Einspeisedruck von $p_0 = 9 \text{ MPa}$ durchgeführt. Zusätzlich wurde mithilfe der Strömungssimulation der Gasdruck p_{Spalt} für diesen Werkzeugeinsatz berechnet.

In Abbildung 5-27 ist die Reibungszahl μ aus der approximierten Funktion zur Beschreibung der Reibung den real gemessenen Reibungszahlen aus den Validierungsversuchen gegenübergestellt. Mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 91,6 \%$ ergibt sich eine gute Übereinstimmung, auch wenn die approximierte Funktion die Reibungszahlen vor allem bei hohen KNS etwas überschätzt. Für die Reibungsmodellierung eines aerostatischen Schmiersystems für die Blechumformung ist die Übereinstimmung der Schätzwerte und den realen Messwerten bemerkenswert hoch. Dabei ist hervorzuheben, dass die gemessenen Reibungszahlen bei den Validierungsversuchen nicht für die Berechnung der Reibungsfunktion verwendet wurden, sondern die Approximation ausschließlich aus der zuvor erstellten Funktion mit einem anderen Werkzeugeinsatz und unterschiedlichem Einspeisedruck p_0 erfolgte. Die Ergebnisse zeigen somit, dass für ein gegebenes Tribo-System mit aerostatischer Schmierung die wesentlichen Einflussfaktoren mit dem hier vorgestellten empirischen Reibungsmodell erfasst werden können. Zudem bestätigt sich die gewählte Methode bei der Bestimmung der Reibungszahl durch Berechnung des Gasdrucks p_{Spalt} mithilfe der Strömungssimulation.

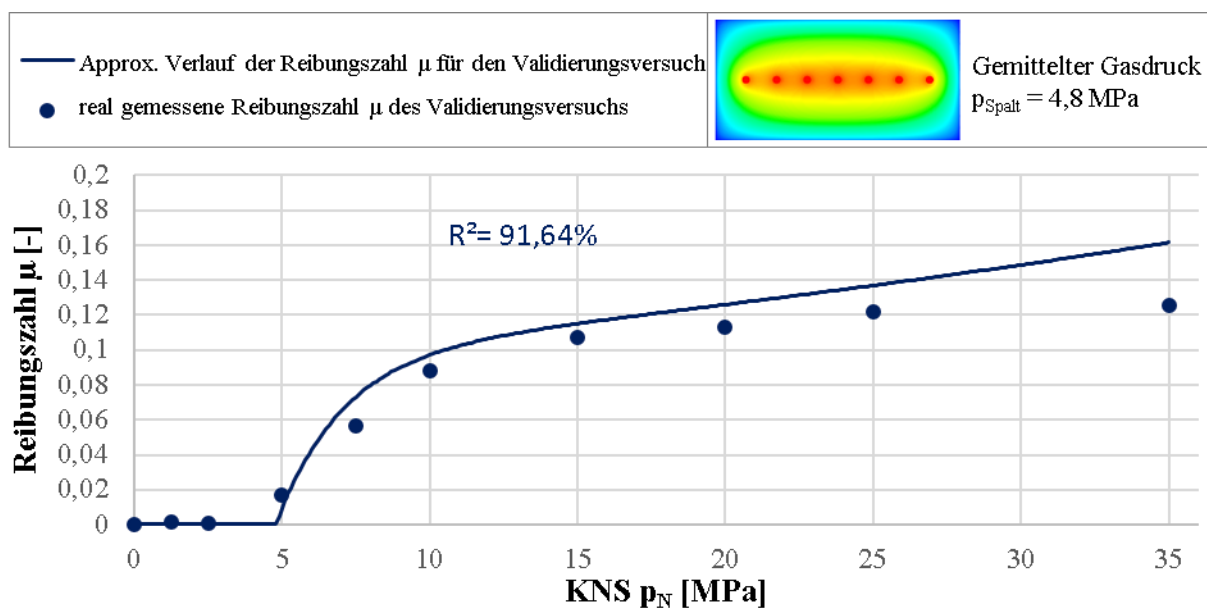


Abbildung 5-27: Vergleich der Reibungszahl μ aus der approximierten Funktion zur Beschreibung der Reibung und den real gemessenen Reibungszahlen aus den Validierungsversuchen mit einem Werkzeugeinsatz mit 7 Mikrobohrungen.

Die hier vorgestellte empirische Reibungsmodellierung eines aerostatischen Schmiersystems für die Blechumformung lieferte für die Reibungsuntersuchungen im Streifenziehversuch eine gute Vorhersage der Reibungszahlen. Damit bietet dieses Modell die Grundlage, zukünftig die Reibung

bei der Simulation eines Tiefziehprozesses mit aerostatischer Schmierung relativ zuverlässig abbilden zu können. Dazu sind jedoch Strömungssimulationen zur Bestimmung des Gasdrucks im Tiefziehwerkzeug sowie eine Anpassung der FE-Modelle zur lokalen Bestimmung einer Reibungszahl während der Simulation des Tiefziehprozesses erforderlich.

5.3 Zusammenfassung der Erkenntnisse zu den Einflussfaktoren auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen

Der Aufbau und die Charakterisierung von aerostatischen Schmiersystemen für das schmierstofffreie Tiefziehen stellen die Zielsetzung dieser Arbeit dar. Mit der Charakterisierung soll die Fragestellung beantwortet werden, ob aus technischer Sicht aerostatische Schmiersysteme für den Tiefziehprozess geeignet sind. Dazu wurde untersucht, welche Einflussfaktoren die Reibung in einem aerostatischen Schmieresystem beim Tiefziehen beeinflussen und wie diese gezielt variiert werden können, um so ein Tiefziehwerkzeug mit aerostatischer Schmierung optimal aufzubauen zu können. Aus den empirischen Untersuchungen in Kapitel 4 wurden daher Annahmen über die Einflussfaktoren auf die Reibung in aerostatischen Schmiersystemen für die Blechumformung abgeleitet, welche in diesem Kapitel 5 vertieft untersucht wurden. Abschließend werden diese Erkenntnisse hier zusammengefasst und diskutiert, in wie weit die getroffenen Annahmen zum Einfluss des Druckniveaus und Zwischenstoffes auf die Reibung aus Kapitel 4.5 bestätigt oder widerlegt werden können.

Die Annahmen über den Einfluss des Druckniveaus des Zwischenstoffes in der Wirkfuge auf die Reibung konnten vollständig bestätigt werden (Übersicht in Abbildung 5-28). Es konnte gezeigt werden, dass es in Abhängigkeit von dem Gasdruck bei niedrigen KNS zu einem Abheben des Werkzeugeinsatzes vom Blechstreifen kommen kann. Experimentelle Messungen ergaben dabei eine Spalthöhe von bis zu 25 μm für die untersuchten Werkzeugeinsätze. Durch das Abheben der Werkzeuge in der verwendeten Vorrichtung waren daher für kleine KNS nahezu keine Reibungskräfte messbar. Der Grenzwert für die minimale KNS, bei der noch ein Kontakt zwischen Platine und Werkzeug stattfindet, wurde als $p_{N,K}$ definiert. Da in der Blechumformung meist ein Kontakt zwischen den Reibungspartnern erforderlich ist, stellt $p_{N,K}$ eine zentrale Kenngröße für die Auslegung der aerostatischen Schmierung in der Blechumformung dar. Dabei ergibt sich eine direkte Abhängigkeit der Kenngröße $p_{N,K}$ vom Gasdruck p_{Spalt} in der Kontaktzone.

Der Gasdruck in der Kontaktzone wird wiederum maßgeblich von den Mikrodüsen im Werkzeug und dem Einspeisedruck p_0 des Zwischenstoffes beeinflusst. Es konnte mithilfe von Strömungssimulationen gezeigt werden, dass der Gasdruck bei kleinen Spalthöhen vorrangig durch die Ausströmfläche der Mikrodüsen am Übergang zum Spalt beeinflusst wird. Da durch den hohen Strömungswiderstand im Spalt, sowohl beim Diffusor als auch Konfusor, der Einspeisedruck p_0 am

Düsenausgang vorlag, führt die Düsenform Diffusor zu einem höheren Druckniveau. Demnach kann zudem bei Verwendung von Stickstoff als Zwischenmedium unabhängig von der Düsenform über den Einspeisedruck p_0 das Druckniveau im Spalt angepasst werden.

Im Weiteren wurde gezeigt, dass das Druckniveau im Spalt direkten Einfluss auf die Reibungskräfte aufweist. Mit dem Zusammenhang, dass die real wirkende KNS p_{real} der aufgebrachten KNS im Werkzeug p_N abzüglich des Gasdrucks im Spalt p_{Spalt} entspricht, konnte eine empirische Reibungsmodellierung für das vorliegende Tribo-System entwickelt werden. Dabei wurde der Gasdruck im Spalt p_{Spalt} mithilfe der Strömungssimulation genau bestimmt. Mit dem empirischen Reibungsmodell konnte nachgewiesen werden, dass das unterschiedliche Reibungsverhalten bei verschiedenen Einspeisedrücken des Zwischenmediums und unterschiedlichen Mikrodüsen maßgeblich durch den Druckzustand in der Kontaktzone verursacht wird. So konnte eine hohe Modellgüte von $R^2 = 99 \%$ sowie eine Prognosegüte von $R^2 = 91 \%$ für das empirische Reibungsmodell erzielt werden.

Bei einer aerostatischen Schmierung können durch den Druckaufbau im Zwischenmedium durch einen externen Speisedruck auch bei niedrigen KNS geringe Reibungszahlen erzielt werden. Im Gegensatz dazu erfolgt der Druckaufbau bei konventionellen Schmiersystemen erst bei höheren KNS durch hydrostatische und hydrodynamische Effekte. Bei niedrigen KNS, wie sie im Blechhalterbereich des Tiefziehwerkzeugs auftreten, ergeben sich demnach Vorteile bei der Anwendung der aerostatischen Schmierung gegenüber der konventionellen Schmierung. Da ein Teil der Belastung durch den aerostatischen Druck in der Wirkfuge getragen wird, können die Asperiten der Kontaktpartner besser aufeinander abgleiten, wodurch der mechanisch-physikalische Anteil der Reibung reduziert wird. Jedoch fehlt bei der aerostatischen Schmierung bei höheren KNS die trennende Wirkung zwischen den Reibungspartnern, welche bei konventionellen Schmiersystemen durch den mineralölhaltigen Schmierstoff bewirkt wird. Aus diesem Grund zeigen die grenzflächenchemischen Interaktionen in Form von Adhäsionskräften zwischen den Reibungspartnern bei der aerostatischen Schmierung einen wesentlichen Einfluss auf die Reibung.

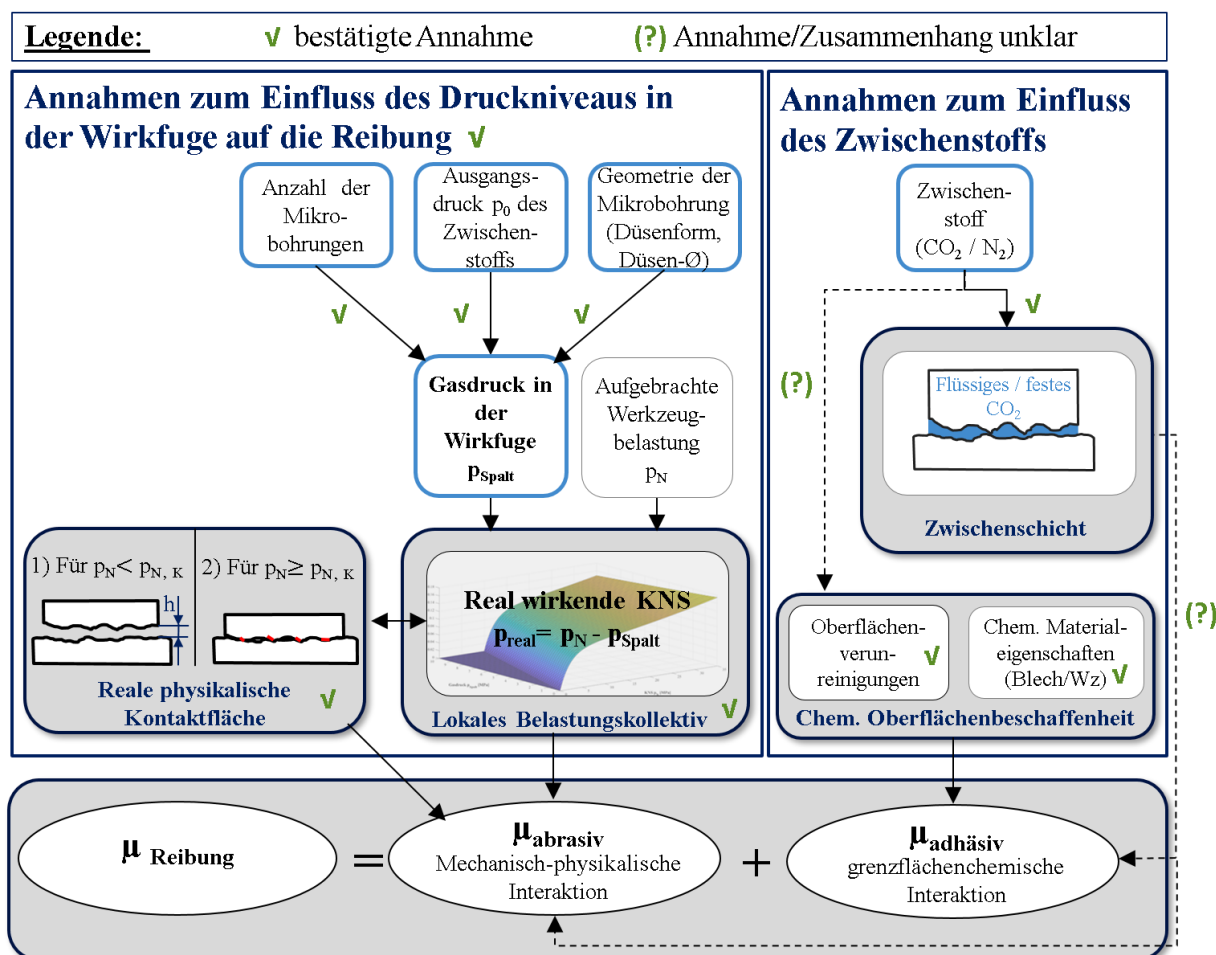


Abbildung 5-28: Zusammenfassung der Erkenntnisse zu den signifikanten Einflussfaktoren auf die Reibung in einem aerostatischen Schmiersystem für die Blechumformung.

Bereits bei der Beschreibung der empirischen Beobachtungen in Kapitel 4 wurde aufgezeigt, dass Oberflächenverunreinigungen in Form von unterschiedlichen Schmierstoffrestmengen einen signifikanten Einfluss auf das Reibungsverhalten aufweisen. Demnach ergibt sich bei aerostatischen Schmierungssystemen im Bereich der Grenzreibung insgesamt ein verstärkter Einfluss der chemischen Oberflächenbeschaffenheit der Platine auf die Ausbildung von Adhäsionskräften. Wie aus dem Stand der Technik bekannt, beeinflussen dabei die chemischen Materialeigenschaften der Blech- und Werkzeugwerkstoffe die Ausbildung von Oxidationsprodukten auf den Oberflächen und damit auch die entstehenden Adhäsionskräfte zwischen den Reibungspartnern wesentlich. Aus diesem Grund und den verstärkten grenzflächenchemischen Interaktionen zwischen den Kontaktpartnern kann die aerostatische Schmierung nicht bei Werkstoffen mit verstärkter Adhäsionsneigung wie Aluminium angewandt werden. Unabhängig davon kann festgehalten werden, dass bei der aerostatischen Schmierung die Grenzschichten einen wesentlichen Einfluss auf die Reibung aufweisen.

Zur Beantwortung der Fragestellung, warum Kohlendioxid als Zwischenmedium zu geringeren Reibungskräften führt als Stickstoff, wurden in Kapitel 4 zunächst unterschiedliche Annahmen formuliert. So wurde vermutet, dass die flüssige bzw. feste Phase des CO₂ eine Art Zwischenschicht bildet und diese trennende Schicht die Adhäsionskräfte zwischen den Kontaktpartnern als auch deren mechanisch-physikalische Interaktion reduziert. Für den Nachweis dieser Annahme wurde zunächst die Spalthöhe zwischen den Kontaktpartnern für die verschiedenen Zwischenstoffe untersucht. Bei der Verwendung von flüssigem Kohlendioxid konnte dabei kein Unterschied in der Spalthöhe im Vergleich zum gasförmigen Stickstoff gemessen werden, welcher auf das Vorhandensein einer trennenden Zwischenschicht aus flüssigem und festem CO₂ hätte schließen lassen können. Jedoch waren die Messungen im µm-Bereich bei ausströmendem Gas und elastischer Verformung des Werkzeuggrundkörpers aufgrund des hohen Druckniveaus nur statisch ohne dynamisches Verfahren des Streifenziehwerkzeugs möglich und sind daher für den Bereich der Grenzreibung mit höheren KNS nur bedingt aussagefähig. Aus diesem Grund wurde ein neuer Prüfstand mit optischer Zugänglichkeit zur Reibungszone entwickelt. Mit diesem Prüfstand konnte gezeigt werden, dass bei der Verwendung von flüssigem CO₂ als Einspeisemedium das CO₂ in der Wirkfuge vorrangig in der flüssigen Phase verbleibt und sich dabei vereinzelt CO₂-Schnee bildet. Es konnte nachgewiesen werden, dass die Entstehung von CO₂-Schnee primär von der KNS in der Wirkfuge abhängt, jedoch auch von der Düsenform und Anordnung der Düsen beeinflusst wird. Obwohl bei Streifenziehversuchen mit zusätzlich aufgebrachtem Trockeneis der prinzipielle Nachweis erbracht wurde, dass eine Zwischenschicht aus CO₂-Schnee zu reduzierten Reibungskräften führt, konnte bei den Untersuchungen mit dem neuen Prüfstand nur eine schwache Korrelation zwischen den Reibungszahlen und dem Schneeanteil in der Wirkfuge festgestellt werden. Dies liegt in dem Zusammenhang begründet, dass CO₂-Schnee bei Druckabfall entsteht, ein hoher Druck jedoch zu niedrigen Reibungskräften in aerostatischen Schmiersystemen führt. So wird der für niedrige Reibungskräfte positive Effekt eines hohen Schneeanteils durch den negativen Effekt eines niedrigen Druckniveaus in der Wirkfuge überlagert. Unabhängig davon zeigten die Untersuchungen, dass das ausströmende CO₂ auch in der Wirkfuge vorrangig im flüssigen Zustand verbleibt und sich nur vereinzelt CO₂-Schnee bildet. Erst nach Austritt des CO₂ aus der Wirkfuge expandiert das CO₂ in die gasförmige Phase, wodurch sich das CO₂ abkühlt und zum Teil kurzzeitig in die feste Phase umwandelt. Mithilfe von Temperaturmessungen konnte dieser Zusammenhang bestätigt werden. Während des Reibungsvorgangs liegt die Temperatur in der Wirkfuge bei nahezu RT. Erst außerhalb der Kontaktzone expandiert das CO₂ verstärkt und führt kurzzeitig zu einer starken Abkühlung des Blechstreifens.

Um nun nachzuweisen, dass diese flüssige Zwischenschicht mit den darin befindlichen Trockeneispartikeln zu einer echten physikalischen Trennung der Kontaktpartner führt und damit die besseren Reibungsbedingungen verursacht, wurden zusätzliche Streifenziehversuche mit gasförmigem CO₂ durchgeführt. Sollte allein die trennende flüssige Zwischenschicht die Adhäsionserscheinungen auf den Werkzeugeinsätzen vermeiden, müssten mit gasförmigem CO₂ Verschleiß und hohe Reibungszahlen im Streifenziehversuch auftreten. Interessanterweise konnte jedoch auch mit gasförmigem Kohlendioxid im Gegensatz zu gasförmigem Stickstoff Streifenziehversuche ohne Adhäsionsverschleiß für niedrige KNS bis 15 MPa durchgeführt werden. Demnach kann die flüssige Zwischenschicht nicht alleinige Ursache für die besseren Reibungsbedingungen bei der Verwendung von Kohlendioxid sein. Da sich jedoch auch bei gasförmigem CO₂ bei höheren KNS Adhäsionserscheinungen auf dem Werkzeugeinsatz zeigten, ist zudem eine Veränderung der chemischen Oberflächenbeschaffenheit durch das Medium CO₂ als alleinige Ursache für die besseren Reibungsbedingungen auszuschließen. Neben dem hohen Druckniveau in der Wirkfuge scheint eine Kombination aus dem Vorhandensein einer trennenden Zwischenschicht und der Veränderung der chemischen Oberflächenbeschaffenheit die gute Schmierwirkung des flüssigen CO₂ zu bewirken. Somit können die genauen Zusammenhänge, wie sich das Vorhandensein einer flüssigen Zwischenschicht mit Anteilen von CO₂-Schnee auf die mechanisch-physikalischen und grenzflächenchemischen Interaktionen der Kontaktpartner auswirkt, hier nicht endgültig beantwortet werden und erfordern weitere Untersuchungen. Hierzu bedarf es sehr genauer chemischer Analysen der Oberflächen vor und nach den Reibungsvorgängen zur Detektion von tribochemischen Reaktionsprodukten und der Veränderung der Oberflächengrenzschicht sowie deren Auswirkungen auf das Reibungsverhalten. Hierbei ist auf die hier aufgezeigten Wechselwirkungen zwischen dem Druckzustand in der Wirkfuge, dem Aggregatzustand des CO₂ und den Reibungskräften zu achten. Weiter muss dabei auf die lokale Verteilung der minimalen Schmierstoffmengen auf der Blechstreifenoberfläche und die chemische Beeinflussung durch das Reinigungsmittel geachtet werden.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die komplexen tribologischen Zusammenhänge in der Blechumformung durch die Verwendung einer aerostatischen Schmierung in der Komplexität zunehmen, da weitere Einflussfaktoren mit vielseitigen Wechselwirkungen hinzukommen. Wie dargelegt, weist der Druckzustand des Zwischenstoffes in der Kontaktzone einen wesentlichen Einfluss auf die Reibung auf. Durch Kenntnisse über den Gasdruck in der Wirkfuge kann mithilfe des hier vorgestellten empirischen Reibungsmodells die sich unter diesen Bedingungen einstellende Reibungszahl prognostiziert werden. Bei Verwendung von flüssigem CO₂ muss der

Wechsel des Aggregatzustands berücksichtigt werden. Zudem beeinflusst die chemische Oberflächenbeschaffenheit des Blechwerkstoffs das Reibungsverhalten in aerostatischen Schmiersystemen entscheidend und kann daher nicht vernachlässigt werden.

6 Tiefziehen eines Rechtecknapfes mit aerostatischer Schmierung

Die Zielsetzung dieser Arbeit stellt die Beantwortung der Fragestellung dar, ob eine aerostatische Schmierung aus technischer Sicht in einem Tiefziehwerkzeug implementiert werden kann. Hierzu bedarf es einer praktischen Erprobung im Tiefziehwerkzeug. Da bisher jedoch keine Anwendungen mit aerostatischen Schmiersystemen in Tiefziehwerkzeugen bekannt sind, erfolgte in Kapitel 4 und 5 dieser Arbeit zunächst eine prinzipielle Charakterisierung im Streifenziehversuch. Auf Grundlage dieser Erkenntnisse wurden ein Tiefziehwerkzeug aufgebaut und die erforderliche Prozesssteuerung gezielt ausgelegt (Kapitel 6.1). Mithilfe dieses Tiefziehwerkzeugs erfolgte dann eine experimentelle Charakterisierung der aerostatischen Schmierung mit gasförmigem N_2 und flüssigem CO_2 im realen Tiefziehprozess. Als Referenz wurden zudem Platinen mit und ohne Schmierstoff tiefgezogen. Dabei wurde für die verschiedenen Schmierungssysteme das Prozessfenster zum Tiefziehen von Gutteilen, die Ziehkräfte, die Bauteilqualität, die Temperaturentwicklung im Bauteil und die Verbrauchsmenge des Zwischenstoffes miteinander verglichen (Kapitel 6.2). Die Erfahrungen aus dem realen Tiefziehprozess sowie der Erkenntnisgewinn zu den Grenzen der Übertragbarkeit sind abschließend in Kapitel 6.3 zusammengefasst.

6.1 Werkzeug- und Prozessauslegung für die aerostatische Schmierung beim Tiefziehen

Für den Aufbau eines Tiefziehwerkzeugs mit aerostatischer Schmierung wurde als Bauteilgeometrie ein Rechtecknapf (Abmaße: 100 x 150 mm) ausgewählt, um den Tiefziehprozess mit aerostatischer Schmierung möglichst realitätsnah zu bewerten. So stellen sowohl der asymmetrische Platinenkanteneinzug, als auch die Faltenbildung eine Herausforderung für die aerostatische Schmierung dar, da hierdurch ein freies Ausströmen des Zwischenstoffes und ein Druckabfall im Werkzeug erfolgen kann.

Aus dem Herstellungsprozess der Werkzeugeinsätze für das Streifenziehwerkzeug und den Versuchen mit aerostatischer Schmierung in Kapitel 4 und 5 ergaben sich zahlreiche Erkenntnisse in Bezug auf die besonderen Anforderungen bei der Werkzeugauslegung eines Tiefziehwerkzeugs mit aerostatischer Schmierung. So begrenzt die aktuell eingesetzte Lasertechnik bei den gegebenen Abmessungen der Mikrobohrungen die maximale Bohrtiefe auf ca. 7 mm. Da zudem die Bohrungsqualität ab- und die Bohrungszeit mit steigender Bohrungstiefe zunimmt, ergibt sich die Forderung nach einer möglichst geringen Plattendicke im Bereich der Laserbohrungen. Im Gegensatz dazu steht die Anforderung nach einer ausreichenden Festigkeit des Werkzeugs durch eine möglichst hohe Plattendicke besonders im Bereich der Matrize und des Blechhalters. Auf eine ausreichende Werkzeugfestigkeit muss besonders geachtet werden, da in Forschungsarbeiten zu hydrostatischen Schmiersystemen in Tiefziehwerkzeugen (siehe Stand der Technik, Kapitel 2.2.2) mit

einem ähnlichen Werkzeugaufbau während der Versuche mehrfach Werkzeugbruch im Bereich der Mikrobohrungen auftrat.

Weitere, zu berücksichtigende Anforderungen bei der Werkzeugauslegung ergeben sich durch die Anordnung der Mikrobohrungen im Tiefziehwerkzeug. So zeigten die Untersuchungen zum Einfluss des Druckniveaus auf die Reibung, dass eine möglichst flächige Verteilung der Mikrobohrungen auf der Werkzeugoberfläche für einen möglichst hohen Druck im Kontaktbereich erforderlich ist. Dabei muss auf eine gleichmäßige Versorgung aller Mikrobohrungen über die Zuleitungen im Werkzeug geachtet werden, um ein gleichmäßiges Druckniveau in der Wirkfuge zu realisieren. Gleichzeitig sollte das Totvolumen in den Zuleitungen zwischen den Ventilen und den Mikrobohrungen möglichst gering gehalten werden, um vor allem bei der Verwendung von CO₂ ein freies Ausströmen und die damit verbundene Abkühlung des Werkzeugs zu vermeiden. Zudem führt ein geringes Totvolumen zu einem reduzierten Verbrauch des Zwischenstoffes.

Zusammenfassen lassen sich diese allgemeinen Anforderungen an die Konstruktion eines Tiefziehwerkzeugs mit aerostatischer Schmierung wie folgt:

- Möglichst geringe Tiefe der Laserbohrungen
- Ausreichende Festigkeit des Werkzeugs
- Flächige Verteilung der Mikrobohrungen
- Konstante Zuführung des Zwischenstoffes zu allen Mikrobohrungen
- Möglichst geringes Totvolumen bei der Zuleitung des Zwischenstoffes im Werkzeug
- Kein freies Ausströmen des Zwischenstoffes aus den Mikrobohrungen während der Umformung (Einlaufen der Platinkante)

Die aufgeführten Anforderungen führten bei der Auslegung des Tiefziehwerkzeugs zur Wahl eines modularen Aufbaus. So wurde mithilfe einer 20 mm dicken Grundplatte eine ausreichende Werkzeugfestigkeit gewährleistet. In diese Grundplatte wurden zudem die Zuführungskanäle für den Zwischenstoff eingebracht (siehe Abbildung 6-1 (a)). Auf die Grundplatte wurde dann eine 10 mm dicke Matrizenplatte aus gehärtetem 1.2379 mit Schrauben befestigt. Auf der Rückseite der Matrize befanden sich gefräste Zuführungskanäle mit einer Tiefe von 5 mm (siehe Abbildung 6-1 (c)). Dadurch konnte die Bohrungslänge der Mikrobohrungen auf 5 mm für die senkrechten Bohrungen reduziert werden. Die Abdichtung zwischen den beiden Platten wurde über O-Ringdichtungen in der Grundplatte realisiert. Um eine Leckage zwischen den beiden Platten aufgrund des hohen Innendrucks zu vermeiden, wurde die Matrize mit insgesamt 84 Schrauben auf der Grundplatte befestigt. Wie die Darstellung des CAD-Zusammenbaus als 3D-Drahtmodell verdeutlicht (siehe im Anhang in Kapitel 8.3), ergab sich durch diesen modularen Aufbau eine komplexe Werkzeugstruktur mit zahlreichen Bohrungen und Fräsungen im Tiefziehwerkzeug.

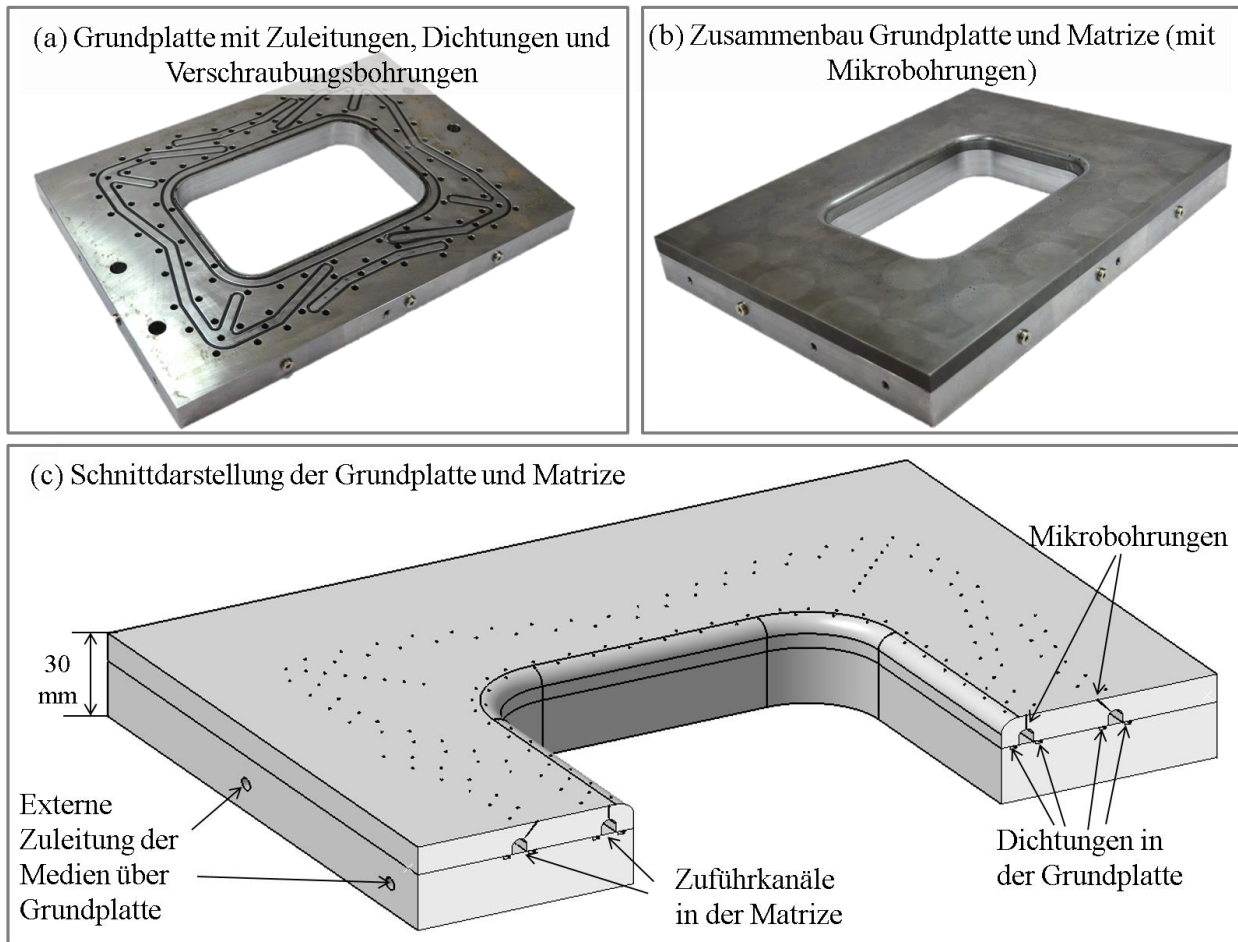


Abbildung 6-1: Aufbau der Ziehmatrize mit aerostatischem Schmiersystem: (a) Grundplatte mit Dichtungen und Bohrungen für die externe Zuleitung des Zwischenstoffes, (b) Zusammenbau der Grundplatte und Matrize mit Mikrobohrungen sowie (c) Schnittdarstellung des Werkzeugs.

Um das freie Ausströmen der Mikrobohrungen während des Tiefziehprozesses zu vermeiden, wurden separat ansteuerbare Zuführkanäle im Werkzeug angebracht, welche über Ventile flexibel zu- oder abgeschaltet werden konnten. Zudem wurden die Zuführkanäle so im Werkzeug positioniert, dass möglichst viele Kanäle bei der maximalen Ziehtiefe noch vom Tiefziehbauteil bedeckt blieben (siehe Abbildung 6-2). Dazu wurde mithilfe der FE-Simulation der Kanteneinzug der Platine für einen Tiefziehprozess mit konventioneller Schmierung bestimmt und dieser Einzug bei der Anordnung der Zuführkanäle im Tiefziehwerkzeug berücksichtigt. Mit der geometrischen Anpassung der Zuführkanäle an den Kanteneinzug bzw. Einlaufweg der Platinkante wurde gewährleistet, dass der Zwischenstoff während des Tiefziehprozesses möglichst lange ohne freies Ausströmen im Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Platine verbleibt.

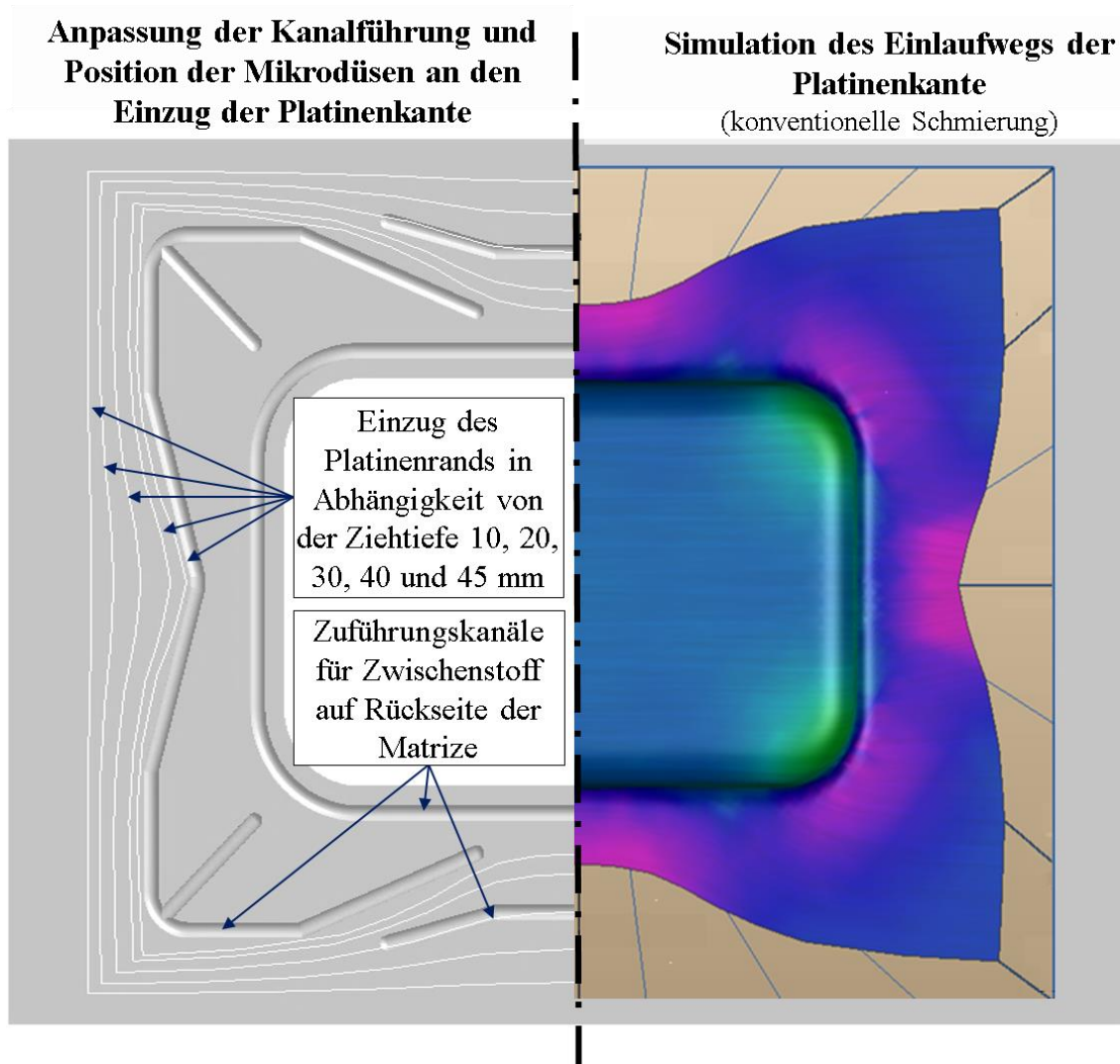


Abbildung 6-2: Simulation des Kanteneinzugs der Platine und Übertrag von dessen Verlauf auf die Werkzeugkonstruktion zur Auslegung der Zuführkanäle für den Zwischenstoff auf der Rückseite der Ziehmatrize.

Für die ebenen Werkzeugbereiche wurden die Mikrobohrungen von der Matrizen- bzw. Blechhalteroberfläche aus senkrecht in die Zuführkanäle gebohrt. Der Abstand zwischen den Laserbohrungen wurde auf 10 mm festgelegt. Um eine möglichst flächige Anordnung der Mikrobohrungen zu erzielen, wurden zudem Bohrungen in einem Winkel von 35° in die Zuführkanäle eingebracht. Auch im Matrizeneinlafradius wurden Bohrungen unter einem Winkel von 15° gebohrt. Dabei wurde auf Erkenntnisse aus den Untersuchungen von hydrostatischen Schmiersystemen beim Tiefziehen zurückgegriffen [KLÖ10], welche im Stand der Technik in Kapitel 2.2.2 aufgeführt sind. Im Ziehstempel wurde keine aerostatische Schmierung angebracht, da hier eine hohe Haftreibungszahl zu einer beabsichtigten Erhöhung der übertragbaren Ziehkraft führt.

Als Geometrie für die Laserbohrungen wurde entsprechend der Erkenntnisse aus den Streifenziehversuchen in Kapitel 4 und 5 die Düsenform Diffusor und ein Düsendurchmesser $d_1 = 200 \mu\text{m}$ ausgewählt. Neben dem erhöhten Druckniveau in der Kontaktzone weist die Düsenform Diffusor gegenüber dem Konfusor weitere Vorteile auf. So kann der Fertigungsprozess dieser Düsenform

von der Werkzeugoberfläche erfolgen, wohingegen die Düsenform Konfusor aufwändig von der Werkzeuggrückseite gebohrt werden muss. Zudem ergibt sich für die Düsenform Diffusor eine geringere Anfälligkeit zur Verstopfung der Mikrodüsen durch Schmutz im Werkzeug während des Einsatzes des Ziehwerkzeuges, da die Bohrungen durch die sich öffnende Geometrie stets wieder frei geblasen werden.

Insgesamt wurden in der Matrize eine Anzahl von 154 und im Blechhalter 100 Laserbohrungen eingebracht. Mit Ausnahme des Matrizenradius entsprach der gesamte Werkzeugaufbau des Blechhalters dem der Matrize. Die Laserbohrungen wurden vom Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW) mithilfe eines Pikosekunden-Lasers der Kilowatt-Klasse gebohrt. Weitere Informationen zum Fertigungsprozess sind in [WÖR18] veröffentlicht.

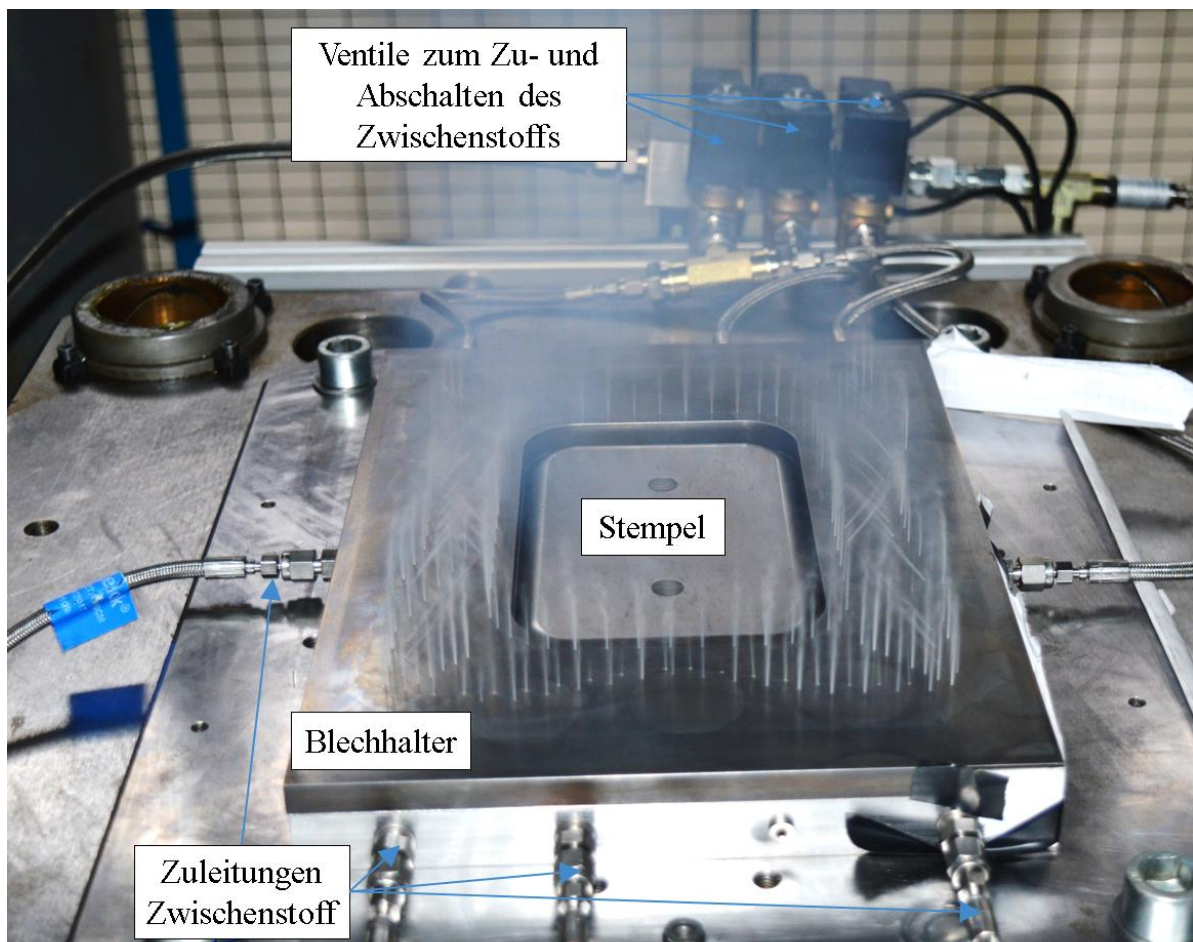


Abbildung 6-3: Freies Ausströmen des Kohlendioxids aus den Mikrobohrungen des Blechhalters zu Demonstrationszwecken.

Abbildung 6-3 zeigt den eingebauten Blechhalter im Tiefziehwerkzeug mit frei ausströmendem CO_2 , wodurch die Mikrobohrungen in der Abbildung gut zu erkennen sind. Weitere Abbildungen dazu befinden sich im Anhang der Arbeit. Das Zwischenmedium für die aerostatische Schmierung wurde aus Gasflaschen entnommen und über Zuleitungen, Verteilerblöcke und mittels am Werkzeug angebrachten Ventilen dem Blechhalter bzw. der Matrize zugeführt. Über jeweils 3 Ventile

an der Werkzeugvorderseite und 3 an der Rückseite konnte das Zwischenmedium individuell in den verschiedenen Werkzeugbereichen des Blechhalters und der Matrize zu- und abgeschaltet werden. Somit wurden im Tiefziehwerkzeug insgesamt 12 Ventile zur Steuerung des Zwischenstoffes verbaut. Die Ansteuerung der Ventile erfolgte über den Stößelweg, welcher über einen potentiometrischen Wegaufnehmer erfasst und über einen A/D-Wandler in ein digitales Messsignal umgewandelt wurde. Mithilfe der DAQ Software Catman von HBM wurden die digitalen Signale verarbeitet und die Ventile über eine Triggerung des Stößelwegsignals zu- und abgeschaltet. Abbildung 6-4 gibt eine Übersicht über die eingesetzte Messtechnik und die Prozesssteuerung der Ventile.

Mit diesem Aufbau zur Zuführung und Steuerung des Zwischenstoffes lassen sich sehr flexible Schmierungskonzepte für die aerostatische Schmierung realisieren. In den Tiefziehversuchen zur Charakterisierung der aerostatischen Schmierung wurde ein Steuerungskonzept umgesetzt, bei dem die Ventile kurz vor dem Aufsetzen der Matrize auf die Platine sowohl im Blechhalter, als auch in der Matrize eingeschaltet wurden. Kurz vor Ende des Tiefziehprozesses wurde die Einbringung des Zwischenstoffes in die Wirkfuge dann über die Ventile abgeschaltet. Im Gegensatz dazu erfolgte an den seitlichen Zufuhrkanälen des Werkzeugs vorab eine Abschaltung der aerostatischen Schmierung, um ein freies Ausströmen des Zwischenstoffes zu vermeiden.

Neben dem Stößelweg wurden mit der Messsoftware weitere Messgrößen erfasst. So wurde im Ziehstempel eine Stempelkraft gemessen, der Druck des Zwischenstoffes in den Zuleitungen mithilfe von Drucktransmittern überwacht und die Durchflussmenge in der Zuleitung zum Werkzeug mit einem Coriolis-Durchflussmessgerät erfasst. Somit konnte mit der im Versuchsstand integrierten Sensorik eine durchgängige Überwachung und Analyse des aerostatischen Schmiersystems in den experimentellen Tiefziehversuchen erfolgen, um mögliche Korrelationen zwischen den Prozessgrenzen beim Tiefziehen und der Wirksamkeit der aerostatischen Schmierung aufzeigen zu können.

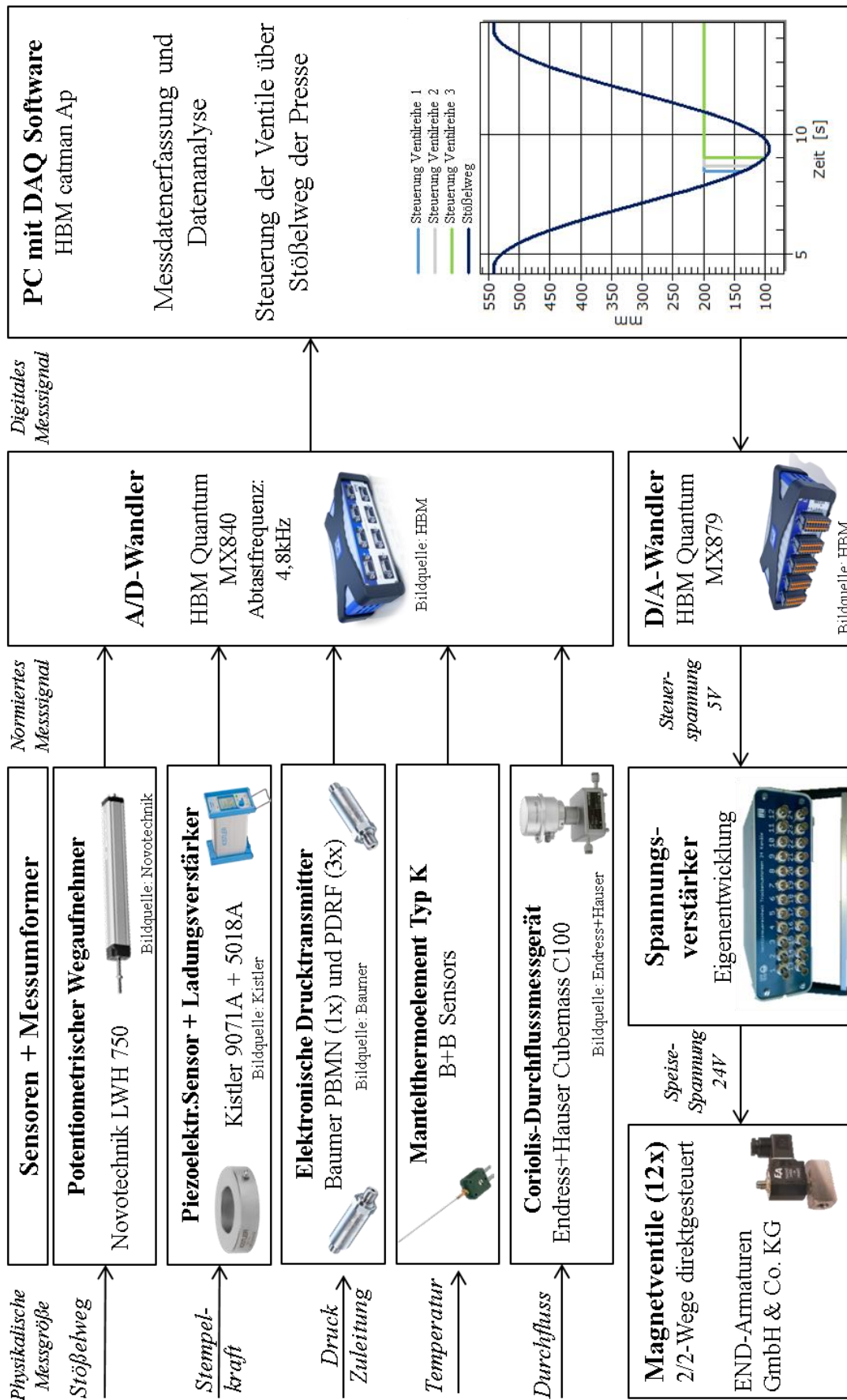



Abbildung 6-4: Übersicht über die eingesetzte Messtechnik und die Ansteuerung der Ventile.

6.2 Experimentelle Charakterisierung der aerostatischen Schmierung im realen Tiefziehprozess

Mithilfe der Charakterisierung einer aerostatischen Schmierung im Tiefziehprozess wird in dieser Arbeit eine Abschätzung über die Anwendbarkeit und die Grenzen der aerostatischen Schmierung in der Blechumformung gegeben. Hierzu wurde zunächst das Prozessfenster untersucht, in dem reißen- und faltenfreie Bauteile in Abhängigkeit von der Ziehtiefe und der Blechhalterkraft tiefgezogen werden können (Kapitel 6.2.1). Durch die Bestimmung der Prozessfenster für die verschiedenen Zwischenstoffe können die unterschiedlichen Schmierungssysteme über ein breites Anwendungsspektrum einfach miteinander verglichen werden. Da für die Bestimmung des Prozessfensters zahlreiche Versuche unter verschiedenen Prozessbedingungen erforderlich sind, eignen sich die Versuche ideal, um umfangreiche Erfahrungen mit dem aerostatischen Schmiersystem zu sammeln. In den Versuchen zur Bestimmung des Prozessfensters wurden zudem Ziehkräfte erfasst, um so die wirkenden Reibungskräfte in aerostatischen Schmiersystemen mit verschiedenen Zwischenstoffen mit denen einer mineralölbasierten Schmierung zu vergleichen (Kapitel 6.2.2). Abschließend wird eine Bewertung über den Einfluss der Mikrobohrungen auf die Qualität der Bauteiloberfläche gegeben (Kapitel 6.2.3) und die Temperaturentwicklung der Bauteile sowie die Verbrauchsmenge des Zwischenstoffes während des Tiefziehens mit aerostatischer Schmierung untersucht (Kapitel 6.2.4).

Die Versuche zur Bestimmung des Prozessfensters wurden auf einer mechanischen Servopresse mit einer Nennkraft von 6300 kN durchgeführt. Die Blechhalterkraft wurde in 25 kN Schritten variiert, wobei die minimale Blechhalterkraft 50 kN betrug. Die Hubgeschwindigkeit wurde mit 6 Hub/min so gewählt, dass die Matrize beim Auftreffen auf die Platine eine Geschwindigkeit von ca. 100 mm/sec aufwies. Alle Versuche wurden mit dem elektrolytisch verzinkten Feinblech DC05+ZE durchgeführt. Als zu untersuchender Zwischenstoff wurde neben flüssigem CO₂ gasförmiges N₂ mit einem Ausgangsdruck von $p_0 = 6 \text{ MPa}$ und 10 MPa ausgewählt. Zur Bewertung der aerostatischen Schmiersysteme für die Blechumformung wurde zudem das Prozessfenster mit einem konventionellen mineralöhlhaltigen Schmierstoff bestimmt. Die gewählten Versuchsparameter sind in Tabelle 6-1 zusammengefasst.

Tabelle 6-1: Versuchsparemeter für die experimentelle Charakterisierung der aerostatischen Schmierung im Tiefziehprozess.

Presse	Servopresse AIDA mit 6.300 kN Nennkraft			
Blechhalterkraft	50 - 1300 kN			
Ziehtiefe	25 – 57,5 mm			
Hubgeschwindigkeit	6 [Hub/min]			
Platinenwerkstoff	Elektrolytisch verzinktes Feinblech DC05+ZE			
Schmierung	WISURA ZO3368 (1,5g/m ²)	Flüssiges CO ₂ (ca. 6 MPa)	N ₂	
			6 MPa	10 MPa

6.2.1 Bestimmung des Prozessfensters

Mit dem Prozessfenster wird für einen Tiefziehprozess der Bereich angegeben, für den in Abhängigkeit von der Ziehtiefe und der Blechhalterkraft fehlerfreie Bauteile hergestellt werden können. Der Bereich für die Herstellung von Gutteilen wird durch die Fal tengrenze und die Reißergrenze beschränkt. Risse im Bauteil entstehen in der Regel, wenn die über den Stempel eingeleiteten Zugkräfte im Zargenbereich des Bauteils zu hoch werden (siehe Abbildung 6-5 (a)). Die zu übertragenden Zugkräfte setzen sich dabei aus der ideellen Umformkraft, der Biegekraft um den Ziehradius herum, der Rückbiegekraft und der Reibungskraft zusammen. Da sich die Bauteilgeometrie bei den hier durchgeführten Versuchen nicht ändert, ergeben sich bei den unterschiedlichen Schmierungsarten identische Biege- und Umformkräfte. Demnach deutet eine Veränderung der Reißergrenze im Prozessfenster bei den unterschiedlichen Schmierungsarten auf eine Veränderung der Reibungskraft im Tiefziehprozess hin. Somit kann die Reibung beim Tiefziehen mit den in Tabelle 6-1 dargestellten unterschiedlichen Schmierungsarten gut miteinander verglichen werden, obwohl eine direkte Messung der Reibung während des Tiefziehens nicht möglich ist.

Dagegen entstehen Falten im Flanschbereich des Bauteils, wenn die tangentialen Druckspannungen die Knickgrenze überschreiten und der Flansch nicht durch eine ausreichend

hohe KNS im Blechhalter an der Faltenbildung gehindert wird [BIR13]. Um nun zu überprüfen, wie sich eine Reduktion der real wirkenden KNS in der Kontaktzone mit aerostatischer Schmierung auf die Faltenentstehung auswirkt, bedarf es zudem der Bestimmung der Faltengrenze für die unterschiedlichen Schmierungsarten.

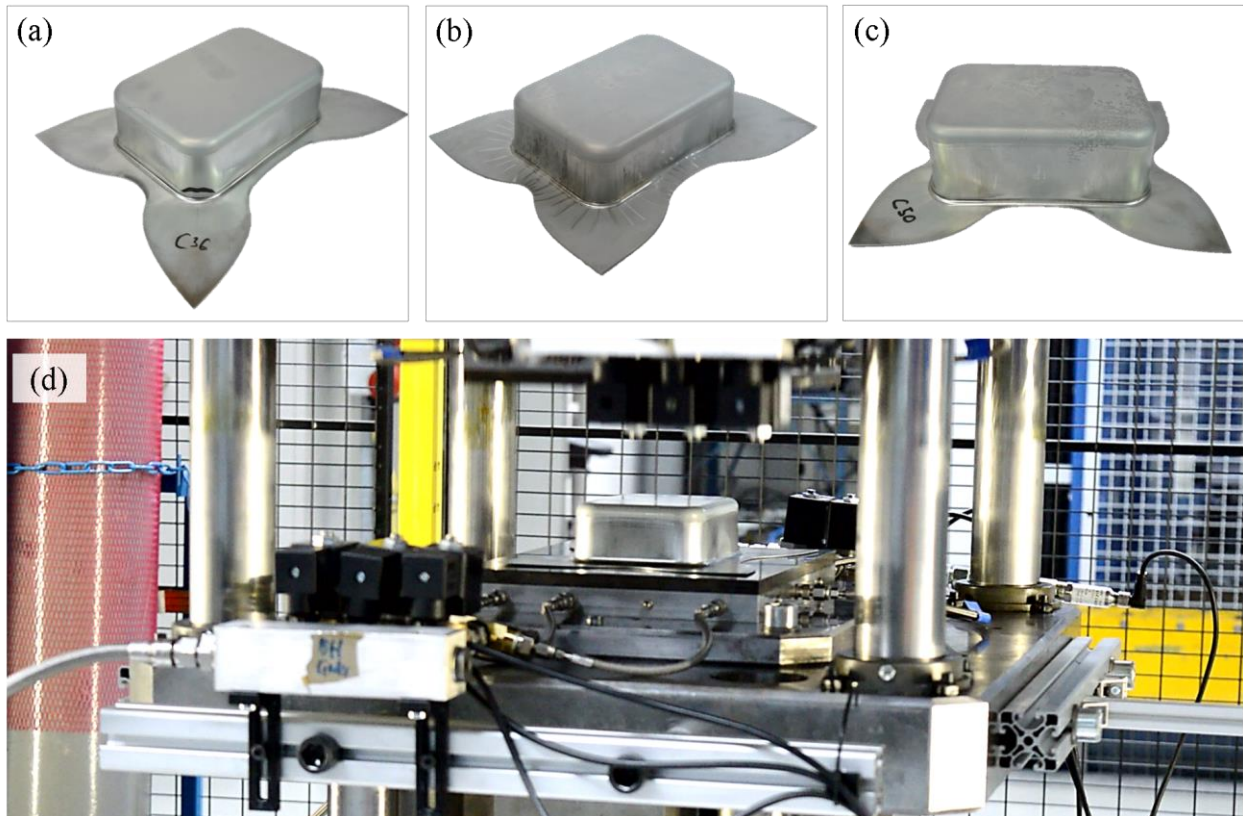


Abbildung 6-5: Rechtecknapf mit (a) Reißen, (b) Faltenbildung im Flanschbereich und (c) ohne Bauteilfehler tiefgezogen mit einem (d) Tiefziehwerkzeug mit aerostatischer Schmierung.

Für die Bestimmung des Prozessfensters wurde ausgehend von der Ziehtiefe von 25 mm diese schrittweise um 5 mm erhöht und dabei die Blechhalterkraft im Bereich der zu erwartenden Falten- und Reißergrenze in 25 kN Schritten variiert. Bei der Darstellung des Prozessfensters wird in dieser Arbeit neben der Ziehtiefe und der Ziehkraft auch die gemittelte KNS im Blechhalterbereich angegeben, welche aus der Ziehkraft und der Kontaktfläche zwischen Werkzeug- und Platinenoberfläche bei Ziehbeginn bestimmt wird.

Abbildung 6-6 zeigt das Referenzprozessfenster für das Tiefziehen mit dem Schmierstoff WISURA ZO3368. Mit dem mineralöhlhaltigen Schmierstoff konnte eine maximal Bauteiltiefe von 50 mm erreicht werden. Unterhalb einer konstanten Ziehkraft von 100 kN bzw. einer gemittelten KNS von 2,5 MPa entstanden Falten im Flanschbereich. Dagegen nahm die Blechhalterkraft, bei der Bauteilreißer entstanden, mit zunehmender Ziehtiefe ab, sodass sich eine typische Dreiecksform für das Prozessfenster ergibt.

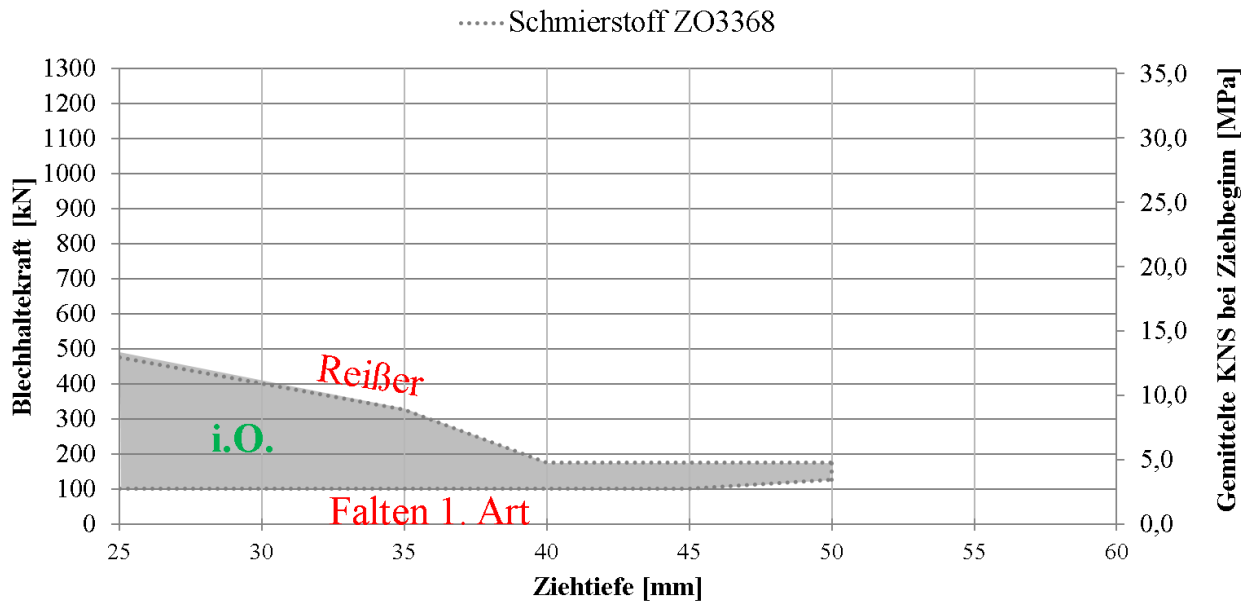


Abbildung 6-6: Prozessfenster für das Tiefziehen mit dem mineralölbasierten Referenzschmierstoff ZO3368.

Entsprechend der Vorgehensweise zur Bestimmung des Referenzprozessfensters wurden auch die Prozessfenster für die aerostatische Schmierung mit CO_2 und N_2 als Zwischenstoff erstellt. Es zeigte sich, dass die aerostatische Schmierung im Tiefziehprozess anwendbar ist und riss- und faltenfreie Bauteile gezogen werden können. Dabei bestätigen sich die aus den Streifenziehversuchen gewonnenen Erkenntnisse, dass mit der aerostatischen Schmierung relativ niedrige Reibungskräfte erzielt werden können, auch bei der erstmaligen Anwendung der aerostatischen Schmierung in einem realen Tiefziehwerkzeug. Wie in Abbildung 6-7 dargestellt, konnte mit beiden Zwischenstoffen die Ziehtiefe auf 57,5 mm und damit um 15% gegenüber der Referenzschmierung gesteigert werden. Diese Ziehtiefe entspricht dabei der technisch mit diesem Aufbau maximal möglichen Ziehtiefe aufgrund einer mechanischen Begrenzung in dem verwendeten Tiefziehwerkzeug.

Die Erhöhung der Ziehtiefe entsteht durch eine deutliche Reduktion der Reibungskräfte im Tiefziehwerkzeug, welche auch in der signifikanten Erhöhung der Reißergrenze ersichtlich wird. Für die Ziehtiefe von 25 mm konnten Gutteile bis zu einer Blechhalterkraft von 1025 kN gezogen werden. Dies entspricht einer Steigerung von über 100% gegenüber der Referenzschmierung mit mineralölbasiertem Schmierstoff. Für die Ziehtiefe von 45 mm konnte mit CO_2 sogar eine Steigerung von 275 % erzielt werden. Dies verdeutlicht das große Potenzial zur Reduktion der Reibungskräfte bei der Verwendung einer aerostatischen Schmierung für das Tiefziehen. Zwar wird aus wirtschaftlichen Gründen generell eine möglichst niedrige Blechhalterkraft angestrebt. Jedoch ermöglichen die niedrigen Reibungszahlen bei hohen Flächenpressungen prinzipiell eine höhere Flexibilität bei der Auslegung von Tiefziehprozessen mit komplexeren Bauteilgeometrien. Generell

führt ein größeres Prozessfenster zu einem robusteren Prozess in der Produktionspraxis und zu einer verbesserten Möglichkeit zur Anpassung des Tiefziehprozesses bei auftretenden Prozessschwankungen.

Auch mit Stickstoff mit einem Einspeisedruck von $p_0 = 6$ MPa ergab sich eine deutliche Erweiterung des Prozessfensters gegenüber dem Referenzprozess. Jedoch zeigte sich für die Ziehtiefen zwischen 50 und 57,5 mm nur ein kleines Prozessfenster für das Ziehen von fehlerfreien Bauteilen. Im Gegensatz dazu konnte bei der Verwendung von flüssigem CO_2 auch für diese Ziehtiefen Gutteile im Bereich der Blechhalterkraft von 200 bis 300 kN gezogen werden. Somit bestätigt sich die bessere Schmierwirkung des flüssigen CO_2 im Vergleich zum gasförmigen N_2 auch bei den komplexen Reibungsvorgängen im Tiefziehwerkzeug.

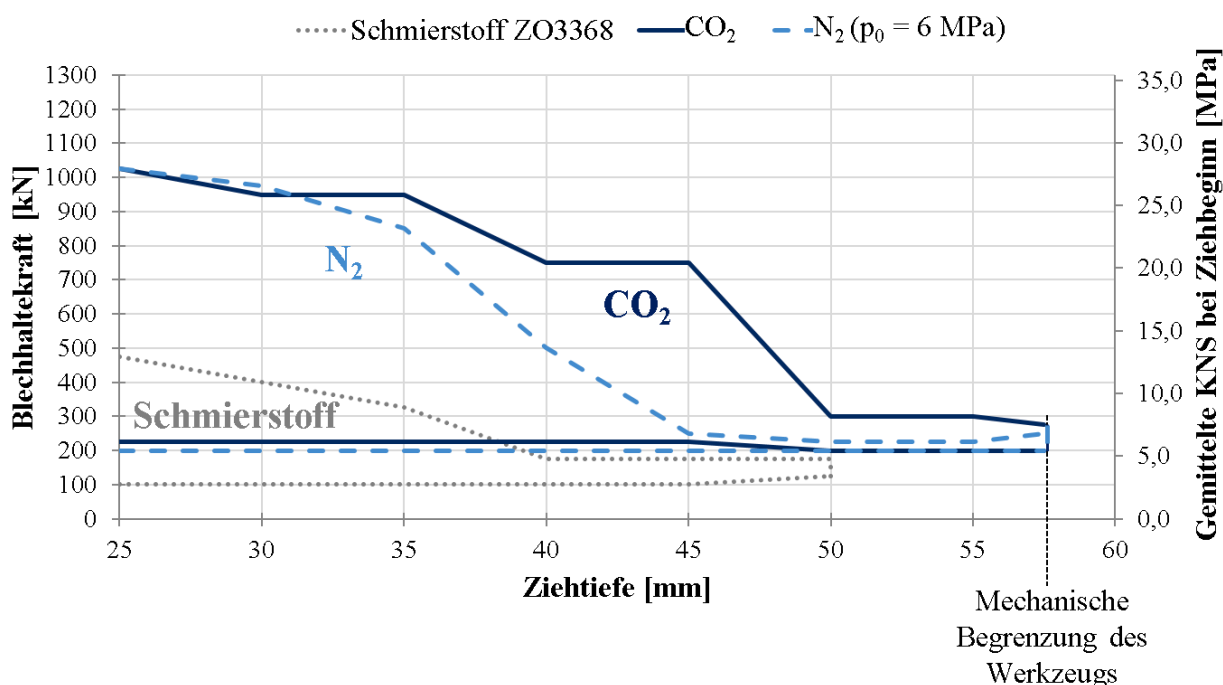


Abbildung 6-7: Vergleich der Prozessfenster für das Tiefziehen mit Schmierstoff (hellgrau), CO_2 (dunkelblau) und N_2 (hellblau) als Zwischenstoff.

Die Anwendung einer aerostatischen Schmierung führte neben der Steigerung der Reißergrenze und der maximalen Ziehtiefe auch zu einer Erhöhung der Faltegrenze. Wie in Abbildung 6-7 zu sehen, stieg die Faltegrenze für die Ziehtiefe von 25 mm von 100 kN (Schmierstoff) auf 200 kN (N_2) bzw. 225 kN (CO_2) an. Ursache hierfür stellt die Reduktion der real wirkenden KNS durch den Gasdruck in der Wirkfuge dar. Der Gasdruck verstärkt das Auffedern des Werkzeugs durch die tangentialen Druckspannungen im Flanschbereich der Platine. Bestätigt wird dieses Erkenntnis durch Versuche mit Stickstoff als Zwischenstoff, bei denen der Ausgangsdruck p_0 auf 10 MPa erhöht wurde. Wie in Kapitel 5 mithilfe von Strömungssimulationen aufgezeigt wurde, führt eine

Erhöhung des Ausgangsdrucks p_0 auch zu einer Erhöhung des Gasdrucks p_{Spalt} im Kontaktbereich des Werkzeugs, wodurch die real wirkende KNS p_{real} reduziert wird. Die reduzierte KNS führt nun zu einer Verschiebung der Faltegrenze, wie in Abbildung 6-8 zu sehen ist. Demnach kann über den Gasdruck die Faltegrenze beim Tiefziehen angepasst werden. Hierdurch ergeben sich neue Möglichkeiten zur gezielten Beeinflussung des Tiefziehprozesses. So ist es vorstellbar, den Gasdruck während des Tiefziehprozesses mit Proportionalventilen lokal und zeitlich variierend so anzupassen, dass eine niedrige Faltegrenze mit niedrigen Reibungszahlen zu einem optimalen Tiefziehergebnis kombiniert werden.

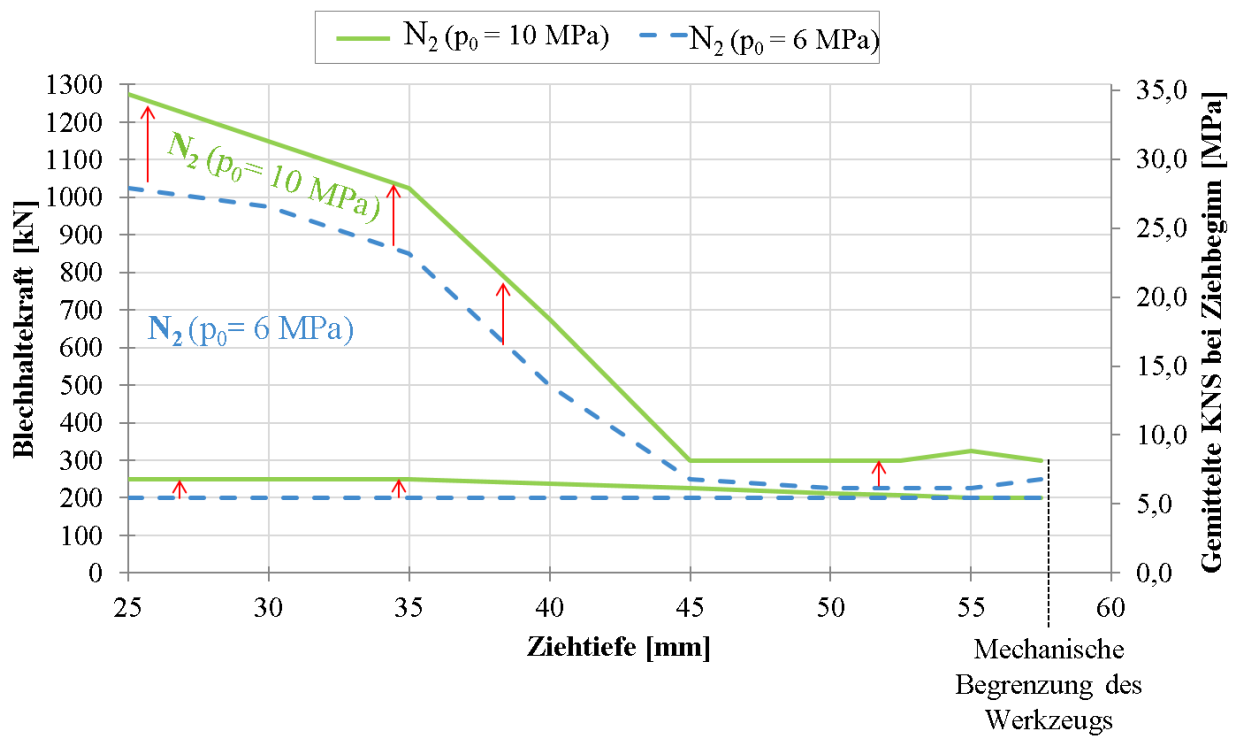


Abbildung 6-8: Vergleich der Prozessfenster für das Tiefziehen mit Stickstoff bei unterschiedlichen Einspeisedrücken von $p_0 = 6$ MPa (hellblau) und $p_0 = 10$ MPa (hellgrün).

Wie die Versuche mit unterschiedlichem Einspeisedruck zeigten, können bei der aerostatischen Schmierung im Gegensatz zu mineralölbasierten Schmierstoffen die Reibungskräfte flexibel angepasst werden. So erhöht sich durch den erhöhten Gasdruck in der Kontaktzone die Reißergrenze nochmals deutlich. So konnte für die Ziehtiefe von 25mm die Reißergrenze im Gegensatz zur Referenzschmierung um 150 % gesteigert werden. Auch für die Ziehtiefe von 45 bis 57,5 mm vergrößert sich das Prozessfenster deutlich, wodurch sich ein robusterer Prozess realisieren lässt.

Die Erweiterung des Prozessfensters bei der Verwendung einer aerostatischen Schmierung wird neben den reduzierten Reibungskräften im Flanshbereich zusätzlich durch die reduzierten Reibungskräfte im Ziehradius erzielt. Durch eine individuelle Anpassung des Gasdrucks im Ziehradius besteht bei der aerostatischen Schmierung demnach die einzigartige Möglichkeit, die Reibungskräfte im Ziehradius unabhängig von der Blechhalterkraft zu beeinflussen. Somit lässt sich

zukünftig eine ausreichende Blechhalterkraft zur Vermeidung von Faltenbildung im Flanschbereich mit niedrigen Reibungszahlen im Ziehradius kombinieren. Für die gezielte Auslegung der Mikrobohrungen im Ziehradius sind zukünftig Untersuchungen zur Bestimmung der Reibungszahl im Ziehradius in Abhängigkeit des Druckniveaus sowie entsprechende Strömungssimulationen erforderlich. Wie die hier durchgeführten Tiefziehversuche zeigten, konnte jedoch auch ohne optimierte Mikrobohrungen im Ziehradius eine starke Erweiterung des Prozessfensters erzielt werden. Die Verbesserung wird nochmals durch den Vergleich aller Prozessfenster mit unterschiedlicher Schmierungsarten in einem Diagramm (siehe Anhang 8.3.2) und dem Vergleich der Ziehkräfte im nächsten Unterkapitel ersichtlich.

6.2.2 Vergleich der Ziehkräfte

Beim Tiefziehen einer Bauteilgeometrie mit unterschiedlichen Schmierungsarten unterscheiden sich die gemessenen Ziehkräfte maßgeblich durch die unterschiedlichen Reibungskräfte während des Tiefziehprozesses. Bei der aerostatischen Schmierung bestimmt jedoch auch der Zeitpunkt des Ein- und Ausschaltens des Zwischenstoffes die Höhe der Reibungskräfte. Da die Steuerung der aerostatischen Schmierung über den Stößelwegverlauf erfolgte, waren für die verschiedenen Ziehtiefen unterschiedliche Steuerungsprogramme zum Aktivieren der aerostatischen Schmierung erforderlich, welche zu einem leicht unterschiedlichen Ein- und Ausschaltzeitpunkt des Zwischenstoffes führten. Um diese Störgröße bei der Betrachtung der Ziehkräfte auszuschließen, sind in Abbildung 6-9 ausschließlich die maximalen Ziehkräfte der Versuche für die Ziehtiefe von 25 mm dargestellt. Aus dem direkten Vergleich eines gesamten Ziehkraftverlaufs für einen Hub für verschiedene Schmierungsarten sind keine zusätzlichen Erkenntnisse zu gewinnen (Beispiel siehe Anhang, Abbildung 8-12) und werden daher hier nicht näher betrachtet.

Die Übersicht über die maximalen Ziehkräfte für die Ziehtiefe von 25 mm zeigt für alle Schmierungsarten eine Zunahme der Ziehkräfte mit steigender Blechhalterkraft. Vor allem bei höheren Blechhalterkräften sind die gemessenen maximalen Ziehkräfte bei CO_2 und N_2 ($p_0 = 6 \text{ MPa}$) als Zwischenstoff sehr ähnlich. Dies entspricht der Erkenntnis aus der Bestimmung des Prozessfensters, dass für beide Medien dieselbe Prozessgrenze für Bauteilreißen bei dieser Ziehtiefe von 25 mm erreicht wurde. Durch Erhöhung des Ausgangsdrucks bei N_2 auf $p_0 = 10 \text{ MPa}$ konnte die Ziehkraft im Durchschnitt um ca. 10 kN reduziert werden. Daher waren auch noch mit einer erhöhten Blechhalterkraft bis 1275 kN reißenfreie Bauteile tiefziehbar. Vergleicht man nun die maximalen Ziehkräfte beim Ziehen mit einem mineralölbasierten Schmierstoff mit jenen Ziehkräften unter Anwendung der aerostatischen Schmierung, so wird der Vorteil des aerostatischen Schmiersystems hinsichtlich der niedrigeren Reibungskräfte ersichtlich. So ergaben sich bei Anwendung der aerostatischen Schmierung um ca. 20 bis 25 kN niedrigere Ziehkräfte, welche auf die reduzierten Reibungskräfte zurückzuführen sind.

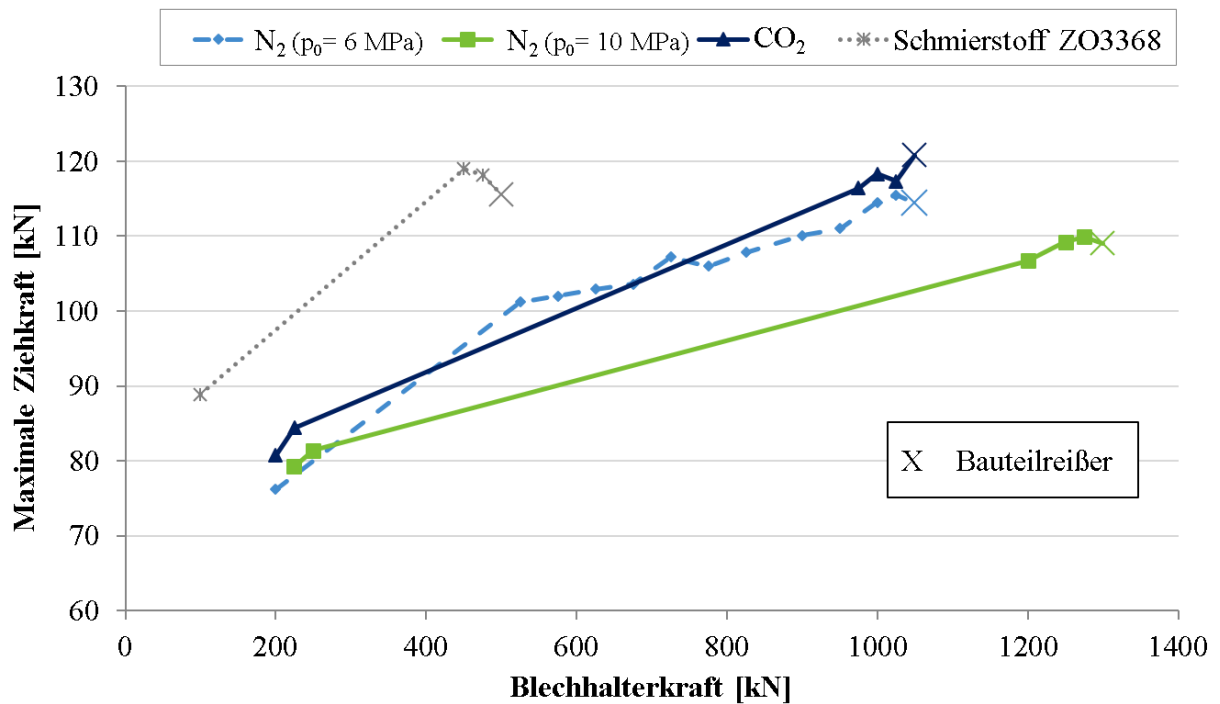


Abbildung 6-9: Vergleich der maximalen Ziehkräfte für die Ziehtiefe von 25 mm für unterschiedliche Blechhalterkräfte und unterschiedliche Schmierungsarten.

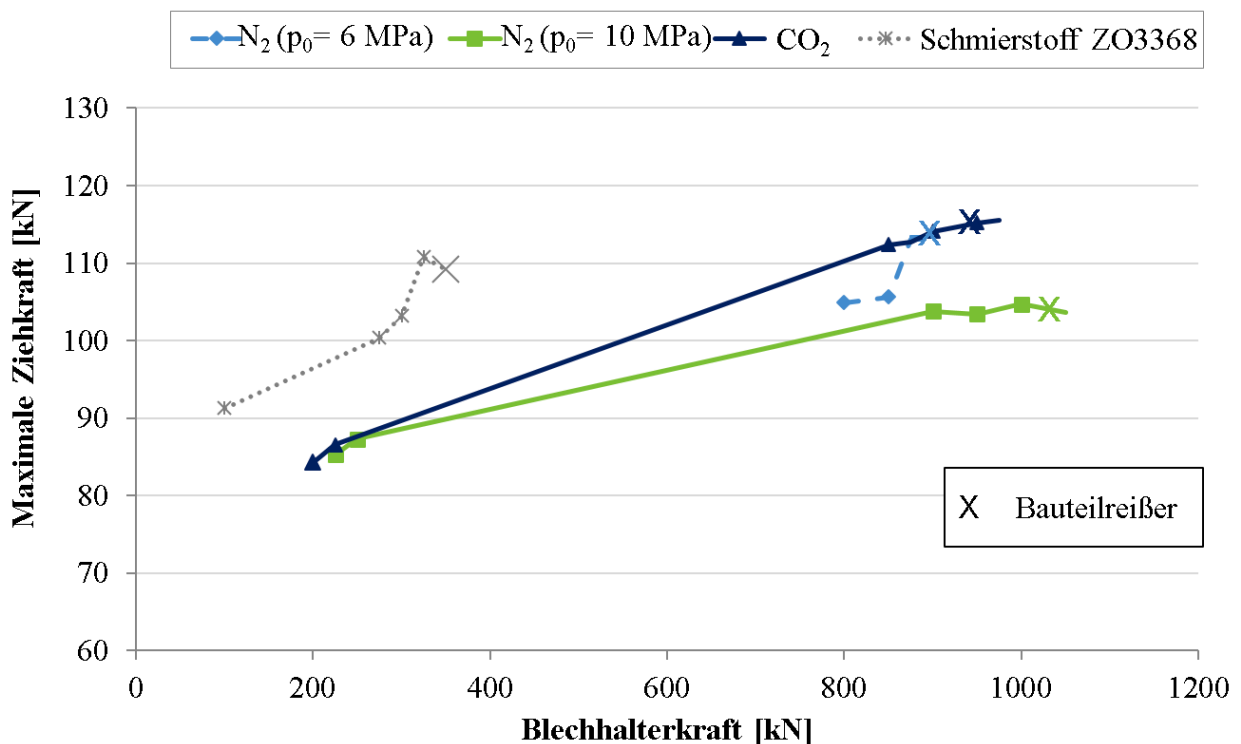


Abbildung 6-10: Vergleich der maximalen Ziehkräfte für die Ziehtiefe von 35 mm für unterschiedliche Blechhalterkräfte und unterschiedliche Schmierungsarten.

Für die Ziehtiefe von 35 mm zeigten sich prinzipiell dieselben Zusammenhänge über den Einfluss der unterschiedlichen Schmierungsarten auf die Ziehkräfte. Wie in Abbildung 6-10 dargestellt, ergaben sich für die Tiefziehversuche mit mineralöhlhaltigem Schmierstoff im Vergleich zu den

Versuchen mit aerostatischer Schmierung um ca. 10-15 kN höhere Ziehkräfte bei gleicher Blechhalterkraft. Zudem zeigten die Versuche mit N_2 und einem Ausgangsdruck von 10 MPa auch für die Ziehtiefe von 35 mm die niedrigsten Ziehkräfte.

Zusammenfassend kann aus der Betrachtung der Ziehkräfte festgehalten werden, dass auch im realen Tiefziehprozess mit einem komplexeren Werkzeugaufbau und verschiedenen Reibungszonen im Tiefziehwerkzeug die Ziehkräfte mit der aerostatischen Schmierung aufgrund der niedrigeren Reibungskräfte reduziert werden können. Da die maximal übertragbaren Ziehkräfte erst bei höheren Blechhalterkräften auftreten, erweitert sich dadurch das Prozessfenster. Somit bestätigen die quantitativen Zusammenhänge aus der Betrachtung der Ziehkräfte die qualitativen Erkenntnisse aus der Bestimmung des Prozessfensters. Zudem bekräftigen die Tiefziehversuche die Ergebnisse aus den Streifenziehversuchen, dass bei ausgewählten Tribo-Systemen die aerostatische Schmierung nicht nur Schmierstoff gleichwertig ersetzen kann, sondern auch zu einer deutlichen Reduktion der Reibungskräfte bzw. Ziehkräfte führt.

6.2.3 Bewertung der Bauteilqualität beim Tiefziehen mit aerostatischer Schmierung

Um eine gute Oberflächenqualität von tiefgezogenen Bauteilen zu gewährleisten, müssen auch die Aktivflächen eines Tiefziehwerkzeugs eine möglichst hohe Oberflächenqualität aufweisen. Daher stellt sich die Frage, wie die Mikrobohrungen in der Werkzeugoberfläche die Bauteilqualität der tiefgezogenen Bauteile beeinflussen und ob sich durch die Mikrobohrungen Kratzer in der Bauteiloberfläche abzeichnen. Dabei liegt ein besonderes Augenmerk auf den Mikrobohrungen im Matrizenradius, da hier die größten KNS wirken.

Die optische Begutachtung der tiefgezogenen Rechtecknapfe zeigte, dass die Mikrobohrungen vereinzelt leichte Kratzer auf der Blechoberfläche hinterlassen. Jedoch zeichnet sich nur die Kontur einiger weniger Mikrobohrungen auf der Bauteiloberfläche ab. Dabei zeigte sich, dass weniger die Mikrobohrungen an sich als vielmehr die Fertigungsqualität der Mikrobohrungen zum Entstehen von Kratzern führten. Aufgrund der Größe und des Gewichts des Umformwerkzeugs entstanden technische Schwierigkeiten bei der Einbringung der Laserbohrungen in das Umformwerkzeug. Da für die Abmessung des Umformwerkzeugs keine CNC-gesteuerte Bewegung des Werkstücks beim Laserbohren mit den gegebenen Anlagen möglich war, mussten bei der Herstellung der Mikrobohrungen am IFSW der Universität Stuttgart improvisierte Halterungen zur Aufnahme des Werkzeugs eingesetzt werden. Weitere Herausforderungen ergaben sich bei der Herstellung der Mikrobohrungen, da bei der geforderten Bohrungstiefe mit den minimalen Bohrungsdurchmessern ein Kompromiss zwischen der Genauigkeit und Bearbeitungsdauer bei der Auslegung des Bohrungsprozesses gefunden werden musste. Diese Umstände führten vereinzelt zu einer reduzierten Qualität der Mikrobohrungen. Die größte Abweichung von der Sollgeometrie ergab sich

im Eckenbereich des Matrizenradius. Wie in Abbildung 6-11 dargestellt, wiesen 2 Bohrungen einen Austrittsdurchmesser von ca. 1,4 mm anstatt 0,6 mm auf. Durch diese zu großen Mikrobohrungen traten leichte Abschabungen an der Bauteiloberfläche auf. Jedoch bestand eine starke Abhängigkeit der Spanbildung von der gewählten Blechhalterkraft (BHK). Bei niedrigen BHK waren an dieser Stelle nur leichte Kratzer auf der Bauteiloberfläche und keine Späne zu erkennen. Bei höheren BHK konnte dagegen eine Spanbildung in diesem Bereich festgestellt werden, welche mit zunehmenden BHK auch weiter zunahm. Im Gegensatz dazu traten an den restlichen Eckenbereichen mit korrekten Durchmessern der Mikrobohrungen keine Bauteilfehler auf. Dies bestätigt, dass mit korrekt gebohrten Mikrodüsen eine ausreichende Bauteilqualität erzielt werden kann. Durch eine leichte Abrundung der Kanten an der Austrittsfläche mithilfe des Lasersystems kann zudem die Gefahr einer Beschädigung der Bauteiloberfläche durch Krater weiter reduziert werden.

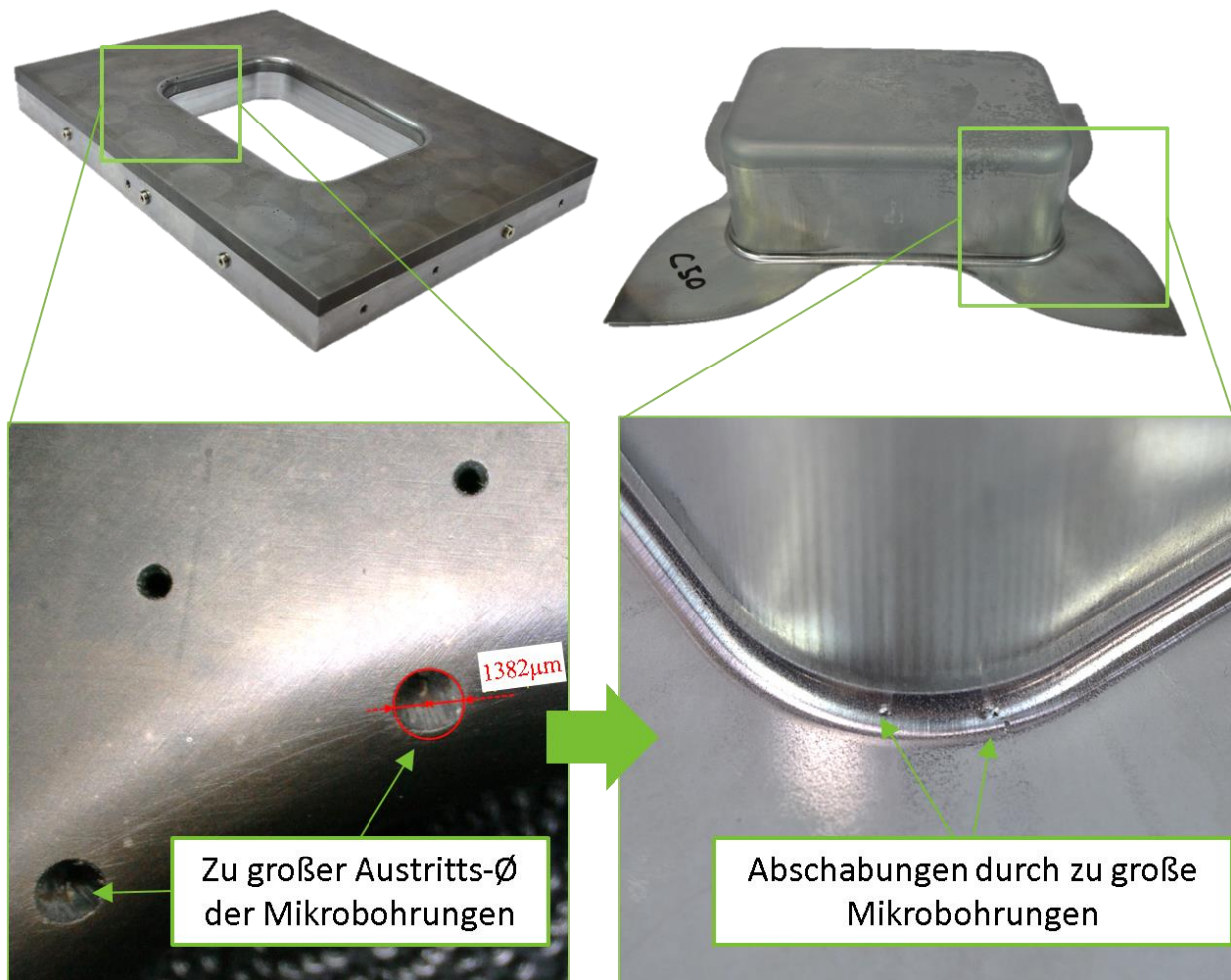


Abbildung 6-11: Leichte Abschabungen an der Platinenoberfläche aufgrund zu großer Mikrobohrungen in einem Eckenbereich des Ziehradius der Matrize.

6.2.4 Untersuchung zur Temperaturentwicklung der Bauteile und der Verbrauchsmenge des Zwischenstoffes während des Tiefziehens mit aerostatischer Schmierung

Zur Beantwortung der Fragestellung, ob eine aerostatische Schmierung aus technischer Sicht für die Anwendung in der Blechumformung geeignet ist, muss neben der Bauteilqualität auch die Temperaturentwicklung im Tiefziehprozess speziell bei der Verwendung von flüssigem CO₂ untersucht werden. Da das flüssige CO₂ bei Expansion auf Atmosphärendruck stark abkühlt, stellt sich die Frage, wie sich diese Abkühlung auf die Bauteil- und Werkzeugtemperatur auswirkt und ob dadurch ein negativer Einfluss auf den Tiefziehprozess bzw. den Werkzeugwerkstoff entsteht. Für diese Untersuchung wurde in einer Versuchsreihe die Temperatur direkt nach dem Tiefziehen mit einer Thermokamera erfasst. Um gleiche Prozessbedingungen bei den verschiedenen Schmierungsarten zu gewährleisten, wurde die Temperatur unter gleichen Ziehbedingungen für die Ziehtiefe von 35 mm und einer Blechhalterkraft von 275 kN erfasst. Tabelle 6-2 zeigt die Auswertung der maximalen, minimalen und durchschnittlichen Temperatur für die verschiedenen Schmierungsarten. Beim trockenen Ziehen ohne Schmierstoff wirkten die relativ höchsten Reibungskräfte, wodurch die höchsten Temperaturen im Eckenbereich des Rechtecknapfes sowie ein Riss im Bauteil entstanden. Nach dem Tiefziehprozess mit mineralöhlhaltigem Schmierstoff und Stickstoff konnten in etwa ähnliche Temperaturen gemessen werden. Im Gegensatz dazu kam es bei der Verwendung von Kohlendioxid als Zwischenstoff zu einer deutlichen Abkühlung des Bauteils. Die maximal gemessene Temperatur lag um ca. 10°C unterhalb der maximalen Temperatur beim Tiefziehen mit Schmierstoff bzw. Stickstoff. Als minimale Temperatur wurden im Flanschbereich sogar -2°C erreicht.

Tabelle 6-2: Untersuchung der Temperaturentwicklung beim Tiefziehen mithilfe einer Thermokamera für unterschiedlichen Schmierungsarten für die Ziehtiefe von 35 mm und einer Blechhalterkraft von 275 kN. In den Abbildungen wurde der Bauteilboden zur besseren Sichtbarkeit markiert.

	Trocken	Schmierstoff ZO3368	N ₂		CO ₂
	-	1,5 g/m ²	6 MPa	10 MPa	6 MPa
Ergebnis	Reißer	Gut	Gut	Gut	Gut
Max. T [°C]	35,1	30,1	33,8	29,4	19,8
Min. T [°C]	18,4	18,3	17,6	17,2	-2,2
Ø T [°C]	21,5	21,0	20,7	19,6	13,6

Zusätzlich zu den vergleichenden Untersuchungen mit unterschiedlichen Schmierungsarten wurden auch bei den Versuchen zur Bestimmung des Prozessfensters mit CO_2 als Zwischenstoff (Kapitel 6.1.3) die Temperaturen nach dem Tiefziehen mit einer Thermokamera erfasst. Dabei konnten für die minimale Temperatur ähnliche Werte vorrangig im Bereich zwischen $+5$ und 0°C gemessen werden. Zum besseren Verständnis des Abkühlprozesses wurde untersucht, ob die minimale Temperatur eine Abhängigkeit von der gewählten Ziehtiefe und Blechhalterkraft aufweist. Hierbei konnte jedoch keine Korrelation festgestellt werden (siehe Anhang 8.3, Abbildung 8-13). Zusätzlich wurde eine qualitative Analyse der Abkühlung der verschiedenen Bauteilbereiche unter Verwendung von flüssigem CO_2 durchgeführt. Dazu zeigt Abbildung 6-12 vergrößert die Temperaturverteilung im Rechtecknapf nach dem Tiefziehen mit flüssigem CO_2 als Zwischenstoff. Die einzelnen Bauteilbereiche mit direktem Kontakt mit den Mikrobohrungen kühlten stärker ab. Diese Abkühlung entstand vorrangig nach dem Ende des Tiefziehprozesses beim Öffnen des Werkzeugs. Hierbei strömte das noch in den Zuführungskanälen des Werkzeugs enthaltene CO_2 (Totvolumen) durch die Mikrobohrungen frei aus und führte zu einer kurzzeitigen, starken Abkühlung am Austritt der Mikrodüsen. Am Rand des Bauteilflansches konnte ein ähnlicher Effekt beobachtet werden. An dieser Stelle kommt es während und nach dem Tiefziehprozess zu einer Expansion des CO_2 und somit zur Abkühlung. Der restlichen Bereiche des Bauteilflansches, welcher während des Tiefziehens in Kontakt mit dem CO_2 standen, kühlten dagegen nur unwesentlich ab.

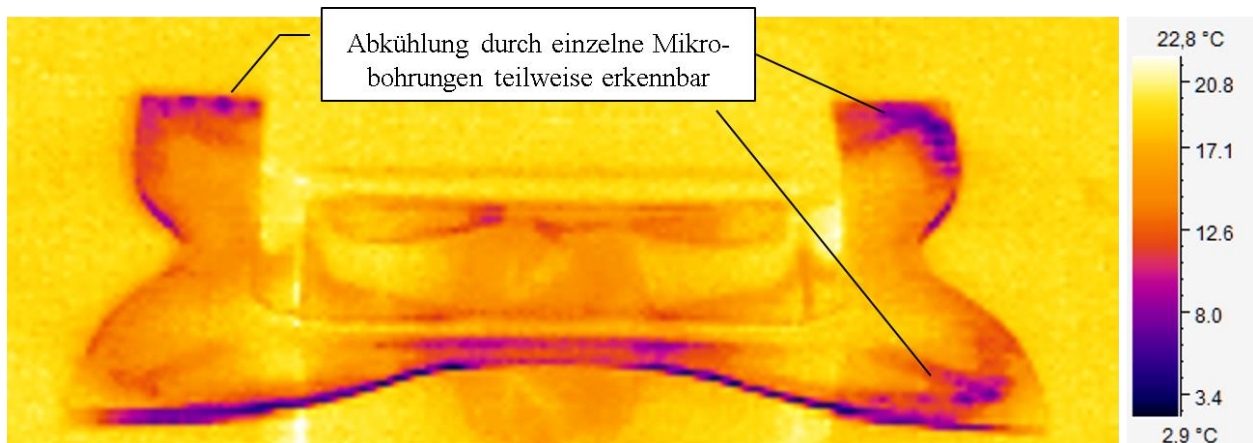


Abbildung 6-12: Vergrößerte Aufnahme eines Rechtecknapfes mit einer Thermokamera nach dem Tiefziehen mit flüssigem CO_2 als Zwischenstoff.

Zusammenfassend kann über die Temperaturentwicklung beim Tiefziehen mit CO_2 als Schmiermedium festgehalten werden, dass eine lokale Abkühlung des Bauteils erfolgt, wodurch jedoch keine negativen Auswirkungen auf den Tiefziehprozess oder das Umformwerkzeug zu erkennen sind. So wurden in der Versuchsreihe zur Bestimmung des Prozessfensters über 100 Bauteile mit

flüssigem CO₂ als Zwischenmedium tiefgezogen und dabei keine Beeinträchtigung durch die Abkühlung des Bauteils oder der Tiefziehwerkzeugs festgestellt. Für eine abschließende Bewertung des Einflusses der Temperatur müssen jedoch zukünftig Dauerlaufversuche mit aerostatischer Schmierung durchgeführt werden.

Anhand der hier gewonnenen Erkenntnisse über die Temperaturentwicklung im Tiefziehprozess mit aerostatischer Schmierung kann zukünftig durch eine konstruktive Optimierung des Werkzeugs die Abkühlung des Bauteils reduziert werden. So besteht zum Beispiel die Möglichkeit, durch Reduktion des Totvolumens im Werkzeug oder Anbringung von Dichtungen am Werkzeugrand sowie durch eine Optimierung der Prozesssteuerung mit einer verbesserten Zu- und Abschaltung des CO₂ die Abkühlung im Werkzeug zu reduzieren. Zudem ist es vorstellbar, die Abkühlung durch das CO₂ gezielt zu nutzen. So wird in vielen Umformprozessen eine Reduktion der Temperatur gewünscht, um zum Beispiel die Martensitbildung im Bauteil zu beeinflussen. Mit der aerostatischen Schmierung und einer geeigneten Ansteuerung des CO₂ bieten sich dabei neue Möglichkeiten, um für diese Prozesse eine schnelle und gezielte Abkühlung des Bauteils zu realisieren. Um eine aerostatische Schmierung zukünftig in einem realen Produktionsprozess zu realisieren, stellen neben der Bauteilqualität und der Temperaturentwicklung vor allem die Verbrauchsmenge des Zwischenstoffes und die damit verbundenen Kosten wichtige Aspekte dar. Aus diesem Grund wurden die Verbrauchsmengen für die Herstellung eines Rechtecknapfes für die verschiedenen Zwischenstoffe und die unterschiedlichen Prozesseinstellungen untersucht, indem die Durchflussmenge in der Zuleitung mit Hilfe eines Coriolis-Durchflussmessgerät der Fa. Endress+Hauser erfasst wurde. Da für eine ausreichende Versorgung mit CO₂ bzw. N₂ der Blechhalter und die Matrize jeweils an separaten Gasflaschen angeschlossen waren und nur ein Durchflussmessgerät zur Verfügung stand, konnte ausschließlich der Verbrauch des Blechhalters bestimmt werden. Da der Blechhalter und die Matrize prinzipiell ähnlich aufgebaut sind, wurde für eine erste Abschätzung des Gesamtverbrauchs der gemessene Wert verdoppelt, wodurch der tatsächliche Verbrauch etwas unterschätzt wird. Dennoch geben die Werte einen ersten Anhaltspunkt über den zu erwartenden Verbrauch bei der Anwendung einer aerostatischen Schmierung am Beispiel der Ziehtiefe 35 mm (Abbildung 6-13).

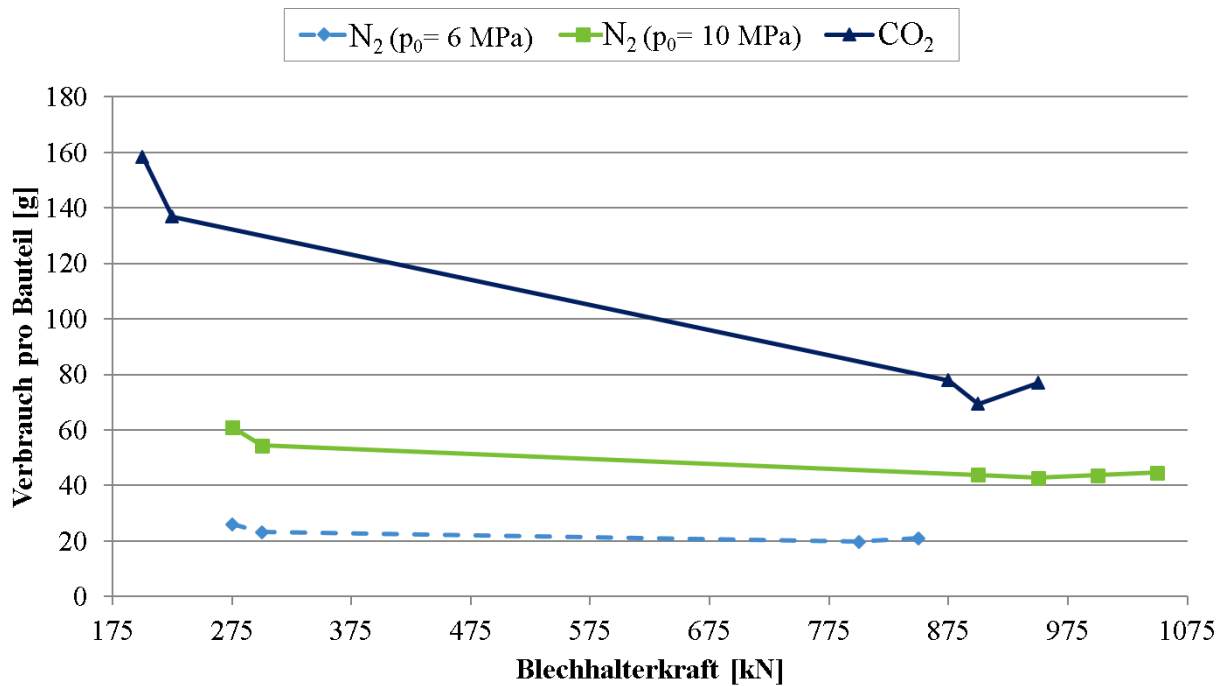


Abbildung 6-13: Gemessener Verbrauch für das Tiefziehen eines Rechtecknapfes mit aerostatischer Schmierung für die Ziehtiefe von 35 mm bei unterschiedlichen Blechhalterkräften und verschiedenen Medien als Zwischenstoff.

Bei der Verwendung von Stickstoff mit einem Ausgangsdruck von $p_0 = 6$ MPa ergab sich ein konstanter Verbrauch von ca. 20 g pro tiefgezogenem Rechtecknapf. Wurde die Blechhalterkraft zu niedrig gewählt, entstanden Falten im Flanschbereich und die Verbrauchsmenge nahm stark zu (siehe Anhang, Abbildung 8-14). Diese Tendenz zeigt sich in Abbildung 6-11 auch bei der Verwendung von CO₂ als Zwischenstoff. So ergibt sich bei einer niedrigen BHK von 200 kN ein hoher Verbrauch von ca. 160 g pro Bauteil. Bei höheren BHK halbiert sich der Verbrauch des CO₂. Demnach steigt mit zunehmender Blechhalterkraft die Abdichtung zwischen Werkzeug und Platine, wodurch der Verbrauch reduziert wird. Da der Verbrauch zur besseren Vergleichbarkeit in Gramm angegeben ist, ergibt sich bei der Verwendung von flüssigem Kohlendioxid aufgrund der höheren Dichte ein insgesamt höherer Verbrauchswert als bei Stickstoff.

Bei der Verwendung von Stickstoff mit höherem Ausgangsdruck von $p_0 = 10$ MPa erhöht sich der Verbrauch gegenüber einem niedrigen Ausgangsdruck deutlich um ca. 20 g auf 40 g pro Bauteil. Dabei bestätigt sich die Erkenntnis, dass selbst bei hohen Blechhalterkräften keine komplette Abdichtung der Mikrobohrungen stattfindet, sondern durch die Blechrauigkeit ein kleines Luftpolster zwischen Werkzeug und Platine vorhanden ist. Dabei berühren einzelne Asperiten der Platinenoberfläche die Werkzeugoberfläche. Gleichzeitig wird ein Teil der Belastung vom Luftpolster getragen. Durch den höheren Druck kann dabei mehr Gas über das Luftpolster abströmen, wodurch der Verbrauch erhöht wird.

Generell sei hier angemerkt, dass der Verbrauch stark von der gewählten Prozesssteuerung der Ventile abhängt. Wird der Zwischenstoff zu früh ein- oder zu spät abgeschaltet, kommt es zu einer freien Expansion und damit zu einer relativ starken Zunahme des Verbrauchs. Durch eine Optimierung der Prozesssteuerung kann hier eine Anpassung des Verbrauchs erfolgen. Bezüglich der Kosten für die Herstellung eines Rechtecknapfes mit aerostatischer Schmierung kann daher nur eine grobe Abschätzung vorgenommen werden. Bei einem Preis von ca. 20 Euro pro Stickstoffflasche ergeben sich bei einem Verbrauch von 20 g pro Bauteil Kosten für die Schmierung von ca. 1 Cent je Bauteil. Somit sind die Kosten für den Schmierstoff bei Verwendung von N_2 zu vernachlässigen. Vielmehr müssen die aufwändigere Werkzeugperipherie sowie die Herstellung und Wartung des Tiefziehwerkzeugs als Kostenfaktor betrachtet werden. Bei Verwendung von CO_2 ergeben sich dagegen deutlich höhere Kosten von ca. 15 Cent für den Zwischenstoff pro Bauteil. Jedoch wurden hierbei keine Optimierung der Prozesssteuerung oder reduzierte Einkaufspreise bei der Abnahme von Großmengen berücksichtigt.

Die hier ermittelten Werte für die Durchflussmenge beim Tiefziehen mit aerostatischen Schmiersystemen helfen für eine erste Abschätzung des zu erwartenden Verbrauches und unterstützen dadurch die Dimensionierung und Auslegung von Tiefziehwerkzeugen mit aerostatischer Schmierung.

6.3 Zusammenfassung des Erkenntnisgewinns aus dem realen Tiefziehprozess und Grenzen der Übertragbarkeit

Mit der Anwendung einer aerostatischen Schmierung in einem Tiefziehwerkzeug konnte erfolgreich ein Trockenumformprozess realisiert werden. Dabei konnten mit der aerostatischen Schmierung zusätzlich die Ziehkräfte reduziert sowie das Prozessfenster und die maximale Ziehtiefe gegenüber der Verwendung eines mineralölbasierten Schmierstoffs deutlich gesteigert werden. So wurde die Reißergrenze für die Ziehtiefe von 45 mm bei der Verwendung von CO_2 als Zwischenstoff im Vergleich zum Tiefziehen mit mineralölbasiertem Schmierstoff um bis zu 275% erweitert. Damit bestätigen sich die Erkenntnisse aus den Streifenziehversuchen auch im realen Tiefziehprozess, wonach mit der aerostatischen Schmierung für niedrige KNS bis ca. 35 MPa sehr niedrige Reibungszahlen realisiert werden können. Es bestätigt sich zudem, dass mit flüssigem CO_2 die besten Reibungsbedingungen erzielt werden. Zwar kommt es bei der Anwendung von flüssigem CO_2 als Zwischenstoff zu lokalen Abkühlungen des Bauteils, diese wirken sich jedoch nicht negativ auf das Tiefziehen aus. Auch mit Stickstoff werden sehr niedrige Reibungskräfte erzielt. Dabei ergeben sich bei Verwendung von Stickstoff die Vorteile von niedrigen Beschaffungskosten und eine einfache Anpassung der Reibungskräfte durch Variation des Ausgangsdrucks.

Die Untersuchungen zeigten zudem, dass auch ein Rechtecknapf mit unterschiedlich ausgeprägtem Kanteneinzug und erhöhter Tendenz zur Faltenbildung im Eckenbereich mit der aerostatischen Schmierung erfolgreich tiefgezogen werden kann. Durch die richtige Werkzeugauslegung und Gestaltung der Mikrodüsen können diese Herausforderungen bei der Anwendung einer aerostatischen Schmierung gelöst werden. Im Gegensatz zu Forschungsarbeiten mit hydrostatischer Schmierung für das Tiefziehen, bei denen der hohe Schmierstoffdruck zu verstärkter Faltenbildung im Bauteil und damit zu einem Abbruch der Schmierwirkung führte (siehe Kapitel 2.2.2), können mit der aerostatischen Schmierung faltenfreie Bauteile tiefgezogen werden. Durch die niedrige Viskosität der Medien kann eine Einbringung in die Reibungszone über sehr kleine Düsen erfolgen, wodurch eine flächige Anordnung der Düsen in der gesamten Kontaktzone des Werkzeugs ermöglicht wird. Jedoch ist hierfür ein komplexer Werkzeugaufbau erforderlich. Die Untersuchungen in Kapitel 6 zeigten dabei, dass ein modularer Aufbau von Vorteil ist. Damit kann die Zuleitung der Medien über die Grundplatte des Werkzeugs erfolgen, wohingegen die Mikrodüsen nur durch eine dünne Matrizendeckplatte gebohrt werden müssen.

Die komplexe Werkzeugkonstruktion für die Zuführung des Zwischenstoffes und die aufwändige Herstellung der Mikrobohrungen zeigt sich als wesentlicher Nachteil der aerostatischen Schmierung. Zudem bedarf es eine auf den Tiefziehprozess abgestimmten Steuerung für die Einbringung des Zwischenstoffes. Als weiterer Nachteil kann die erhöhte Faltengrenze im Prozessfenster genannt werden. Dieser Nachteil lässt sich bei Stickstoff durch die gezielte Anpassung des Ausgangsdrucks jedoch vermeiden. Nachteilig sind zudem die leichten Oberflächendefekte auf der Platinenoberfläche, welche vor allem bei höheren KNS durch einzelne Mikrobohrungen entstehen können. Es konnte gezeigt werden, dass die Ursache hierfür in der unzureichenden Qualität bei der Herstellung einzelner Laserbohrungen begründet lag. Jedoch besteht bei weichen Blechwerkstoffen unabhängig davon die Gefahr einer Beeinträchtigung der Platinenoberfläche durch die Mikrobohrungen.

Wie in den Streifenziehversuchen gezeigt wurde, hängt eine erfolgreiche Anwendung der aerostatischen Schmierung stark von der gewählten Materialpaarung zwischen Blech- und Werkzeuwerkstoff und deren chemische Oberflächenbeschaffenheiten ab. So ergeben sich Grenzen für die Anwendbarkeit der aerostatischen Schmierung beim Tiefziehen von Blechwerkstoffen, welche zu Kaltaufschweißungen neigen. Somit sind Blechwerkstoffe wie Edelstahl oder Aluminium nur bedingt mit dem aerostatischen Schmiersystem tiefziehbar. Jedoch besteht die Möglichkeit, die aerostatische Schmierung mit speziellen Werkzeugbeschichtungen zum Trockenumformen zu kombinieren und so die geringe Adhäsionsneigung dieser Beschichtung mit den Vorteilen der aerostatischen Schmierung zu kombinieren.

Als mögliche Einsatzgebiete für die aerostatische Schmierung ergeben sich Tiefziehoperationen von gängigen Tiefziehstählen, bei denen aus ökologischen oder anwendungsspezifischen Gründen auf mineralölbasierte Schmierstoffe verzichtet werden soll. Neben dem Aspekt der Trockenumformung ergibt sich durch die aerostatische Schmierung die Möglichkeit, die Reibungskräfte während des Tiefziehprozesses individuell anzupassen. Durch eine flexible Zu- und Abschaltung des Zwischenstoffes sowie über die Anpassung des Gasdrucks kann der Ort, die Wirkdauer und die Höhe der Reibungskräfte in einem Umformwerkzeug während des Tiefziehprozesses prinzipiell verändert werden. Dadurch ergeben sich neue Möglichkeiten zur Regelung des Tiefziehprozesses über eine transiente Anpassung der Reibungskräfte.

Neben der flexiblen Anpassung der Reibungskräfte können die sehr niedrigen Reibungszahlen als wesentlicher Vorteil der aerostatischen Schmierung genannt werden. So zeigte sich für das Tiefziehen des Rechtecknapfes, dass mit der aerostatischen Schmierung durch Reduktion der Reibungskräfte die Ziehtiefe deutlich gesteigert werden kann. Durch die Erweiterung der Prozessgrenzen ergeben sich mit der aerostatischen Schmierung neue Möglichkeiten, Tiefziehteile mit hohen Bauteiltiefen durch eine gezielte Anpassung der verschiedenen Reibungszonen herzustellen. Der Gasdruck im Flanschbereich muss dabei so eingestellt werden, dass sich niedrige Reibungskräfte ohne Faltenentstehung im Bauteil ergeben. Der Gasdruck im Ziehradius sollte dagegen möglichst hoch gewählt werden, um auch dort niedrige Reibungszahlen zu erzielen. Zudem können durch einen Ziehstempel ohne aerostatische Schmierung die Reibungskräfte im Stempelbereich gezielt erhöht und so die Übertragung der Ziehkräfte in die Umformzone unterstützt werden.

Unabhängig von der Zielsetzung des Trockenumformens besteht die Möglichkeit, die aerostatische mit der konventionellen Schmierung zu kombinieren. Durch diese Kombination können die Reibungskräfte auf ein Minimum reduziert und so das Grenzziehverhältnis gesteigert werden. Zudem ist eine lokal begrenzte Anwendung einer aerostatischen Schmierung in Bauteilbereichen vorstellbar, in denen niedrige Reibungskräfte zur Vermeidung von Bauteilreißen erforderlich sind. Damit könnte die Schmierstoffmenge auf der Platine reduziert und die aerostatische Schmierung gezielt lokal zur Verbesserung der Reibungseigenschaften eingesetzt werden.

Im Allgemeinen ergibt sich als großer Vorteil der aerostatischen Schmierung, dass auch bei niedrigen KNS sehr niedrige Reibungszahlen erzielt und diese zudem flexibel eingestellt werden können. Im Gegensatz dazu bedarf es für das Tiefziehen mit mineralöhlhaltigem Schmierstoff eine ausreichend hohe KNS, um hydrostatische Effekte für den Druckaufbau im Schmierstoff zu bewirken. Somit ergeben sich für die aerostatische Schmierung neben der Realisierung von schmierölfreien Tiefziehprozessen zahlreiche weitere Anwendungsmöglichkeiten in der Blechumformung.

7 Zusammenfassung und Ausblick

In der Blechumformung besteht derzeit ein verstärktes Interesse an der Reduktion bzw. Vermeidung von mineralölbasierten Schmierstoffen. Neben ökonomischen Faktoren liegt das Anliegen zum Verzicht auf mineralölbasierte Schmierstoffe vor allem in ökologischen Aspekten begründet. Ein vollständig neuer Forschungsansatz für das Trockenumformen stellt die Anwendung von aerostatischen Schmiersystemen für das Tiefziehen dar. Mit dieser Arbeit wurde nun wissenschaftlich untersucht, ob sich aerostatische Schmiersysteme aus technischer Sicht für das schmierstofffreie Tiefziehen eignen. Unter anderem ergaben sich daraus die konkreten Fragestellungen, wie die Mikrobohrungen für die Einbringung des Zwischenmediums ausgelegt werden müssen, wie viele Mikrobohrungen an welcher Stelle im Werkzeug anzubringen sind und welches Zwischenmedium sich am besten für den Umformprozess eignet. Um diese Fragestellungen ganzheitlich beantworten zu können, musste zunächst analysiert werden, welche Faktoren die Reibungskräfte in einem aerostatischen Schmiersystem beim Tiefziehen beeinflussen. Basierend auf diesen Erkenntnissen wurden ein Tiefziehwerkzeug mit aerostatischer Schmierung aufgebaut und damit experimentell die Einsatzmöglichkeiten bzw. Grenzen von aerostatischen Schmiersystemen beim Tiefziehen bestimmt.

7.1 Zusammenfassung des Erkenntnisgewinns

Da keine wissenschaftlichen Erkenntnisse für das Tiefziehen mit aerostatischen Schmiersystemen und den dabei wirkenden Reibungsmechanismen bekannt sind, wurde in dieser Arbeit ein induktiver Forschungsansatz gewählt. So wurde zunächst in einem Reibungsprüfstand überprüft, welche Komponenten des aerostatischen Tribo-Systems einen wesentlichen Einfluss auf die Reibungskräfte aufweisen. Durch Untersuchungen zum Einfluss der Mikrobohrungen, des Blechwerkstoffes und des Zwischenmediums auf die Reibung bei aerostatischen Schmiersystemen in der Blechumformung konnten insgesamt 10 wesentliche empirische Beobachtungen gewonnen werden. Die Beobachtungen zeigten, dass die Komplexität des Tribo-Systems in der Blechumformung durch die aerostatische Schmierung erhöht wird, da weitere Einflussfaktoren und Wechselwirkungen im Vergleich zur Verwendung von konventionellen Ziehölen hinzukommen. Auf Basis dieser 10 empirischen Beobachtungen konnten zwei allgemeine Schlussfolgerungen zu den wirkenden Reibungsmechanismen und den Einflussfaktoren auf die Reibungskräfte abgeleitet werden:

1. Die aerostatische Schmierung bewirkt eine Veränderung des **lokalen Belastungskollektivs** und der **realen Kontaktfläche** durch den Gasdruck in der Wirkfuge, welcher wiederum wesentlich durch die Mikrodüsen beeinflusst wird.
2. Die aerostatische Schmierung führt zu einem verstärkten Einfluss der **chemischen Oberflächenbeschaffenheit** der Kontaktpartner auf die Reibung.

Aus den Beobachtungen und Schlussfolgerungen wurden Annahmen zu dem Einfluss des Druckniveaus in der Wirkfuge und dem Einfluss des Zwischenstoffes auf die Reibung in einem aerostatischen Schmiersystem formuliert (siehe Abbildung 7-1). Diese Annahmen wurden in Kapitel 5 auf Basis weiterführender Untersuchungen gezielt überprüft. So konnte mit Hilfe von experimentellen Versuchen gezeigt werden, dass es in Abhängigkeit vom wirkenden Gasdruck in der Kontaktzone bei niedrigen KNS zu einem Abheben des Werkzeugs von der Platine kommt. Dadurch entsteht ein minimaler Spalt im μm -Bereich, wodurch die Reibungskräfte vernachlässigbar klein werden. Da für das Tiefziehen jedoch stets ein Kontakt zwischen Platine und Werkzeug erforderlich ist, stellt der Grenzwert $p_{N,K}$ eine wichtige Kenngröße für die Anwendung der aerostatischen Schmierung dar. Dieser Grenzwert beschreibt, ab welcher KNS Reibungskräfte größer Null gemessen werden können. Dabei kann dieser spezifische Grenzwert durch Variation des Gasdrucks im Kontaktbereich gezielt angepasst werden. So konnte für Stickstoff als Zwischenmedium der Gasdruck in den Mikrobohrungen und im Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Platine mit Hilfe von Strömungssimulationen ermittelt werden. Die Ergebnisse zeigten dabei eine exakte Übereinstimmung mit den Erkenntnissen aus den realen Versuchen im Streifenziehversuch. Somit eignet sich die Strömungssimulation als wichtiges Werkzeug zur Bestimmung und Auslegung des Gasdrucks beim Einsatz der aerostatischen Schmierung. Neben dem Einsatz der Simulation zum Nachweis der getroffenen Annahmen wurden mit Hilfe der Strömungssimulation auch allgemeine Zusammenhänge über den Einfluss der Mikrobohrungen auf den Druckzustand aufgezeigt. So konnte gezeigt werden, dass bei kleinem Spalt zwischen Werkzeug und Platine, welcher durch die gegebene Blechrauheit entsteht, der Gasdruck in der Wirkfuge maßgeblich durch die Austrittsfläche der Mikrobohrungen bestimmt wird. Das Druckniveau am Austritt der Mikrobohrung entspricht dabei bei beiden Düsenformen und unterschiedlichen Düsendurchmessern dem Einspeisedruck. Demnach hat eine als Diffusor ausgelegte Mikrobohrung einen deutlichen Vorteil gegenüber der Konfusordüse. Zudem zeigte sich, dass durch Erhöhung des Einspeisedrucks auch der Gasdruck in der Wirkfuge erhöht werden kann. Da der Gasdruck in der Wirkfuge jedoch von zahlreichen weiteren Einflussfaktoren, wie zum Beispiel der Blechrauheit oder den Werkzeugabmaßen, abhängt, bedarf es für die quantitative Bestimmung des Gasdrucks der Anwendung der Strömungssimulation.

Mithilfe dieser Erkenntnisse wurde auf Grundlage der Annahme zu den Einflussfaktoren ein empirisches Reibungsmodell für die aerostatische Schmierung beim Tiefziehen entwickelt. Dabei konnte für ein ausgewähltes Tribo-System die Reibungszahl μ mithilfe von empirischen Reibungsdaten und der Bestimmung der real wirkenden KNS, welche sich aus der aufgebrachten KNS p_N und dem Gasdruck p_{Spalt} ergibt, in einem Modell abgebildet werden. Dabei konnte eine hervorragende Modellgüte von $R^2 = 99\%$ erzielt werden. Auch die Prognosegüte für die Reibungszahl eines

weiteren Werkzeugeinsatzes, dessen Reibungszahlen nicht bei der Erstellung des empirischen Reibungsmodells verwendet wurden, zeigte sich mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 92\%$ von hoher Genauigkeit. Somit konnte die aus den empirischen Beobachtungen abgeleitete Annahme zum Einfluss des Gasdrucks in der Wirkfuge auf die Reibungskräfte bestätigt, quantifiziert und zudem eine Methodik zur Prognose von Reibungszahlen in aerostatischen Schmiersystemen erarbeitet werden.

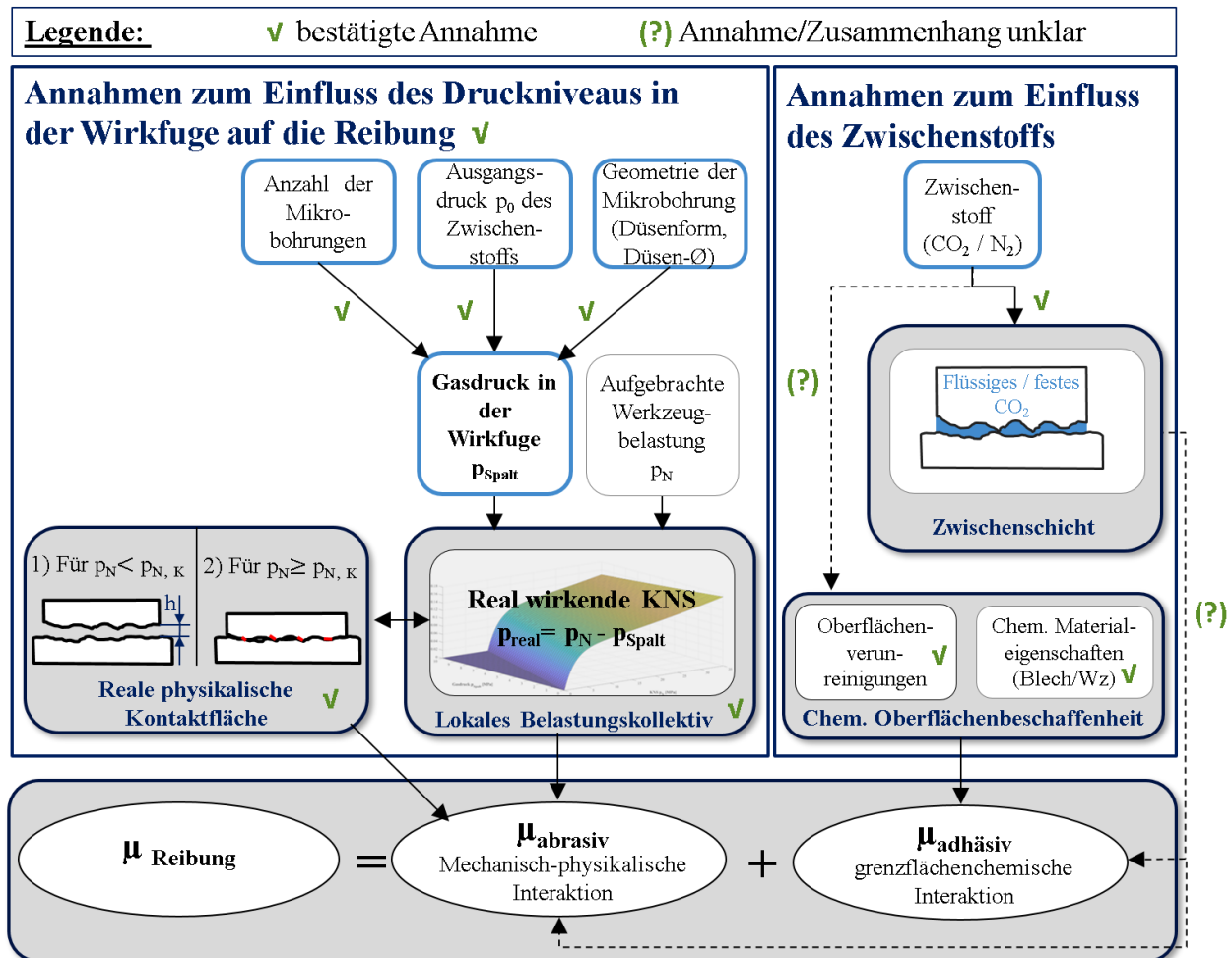


Abbildung 7-1: Zusammenfassung der Annahmen zu den signifikanten Einflussfaktoren auf die Reibung in einem aerostatischen Schmiersystem für die Blechumformung.

Neben der Veränderung der realen physikalischen Kontaktfläche und des lokalen Belastungskollektivs beeinflusst zudem die chemische Oberflächenbeschaffenheit die Reibungskräfte in einem aerostatischen Schmiersystemen für die Blechumformung in hohem Maße. So zeigten die Untersuchungen in dieser Arbeit, dass Oberflächenverunreinigungen in Form von unterschiedlichen Schmierstoffrestmengen auf der Platinenoberfläche das Reibungsverhalten signifikant beeinflussen. Im Bereich der Grenzreibung entsteht eine verstärkte grenzflächenchemische Interaktion zwi-

schen den Oberflächengrenzschichten der Kontaktpartner. Hierdurch können Werkstoffe mit verstärkter Adhäsionsneigung wie zum Beispiel Aluminium mit der aerostatischen Schmierung nicht tiefgezogen werden.

Da Kohlendioxid eine bessere Schmierwirkung als Stickstoff in aerostatischen Schmiersystemen aufweist, wurden zudem Annahmen zum Einfluss des Zwischenstoffes untersucht. Dabei stellte sich die Frage, welcher Aggregatzustand des CO_2 in der Wirkfuge vorliegt und ob hierdurch die Reibungskräfte beeinflusst werden. Mithilfe eines neu entwickelten Prüfstands mit optischer Zugänglichkeit zur Reibungszone und Temperaturmessungen konnte gezeigt werden, dass bei der Verwendung von flüssigem CO_2 dieses in der Wirkfuge vorrangig in der flüssigen Phase verbleibt und dabei nur vereinzelt CO_2 -Schnee gebildet wird. Das Maß der Schneebildung hängt dabei stark von den Prozess- und Werkzeugbedingungen ab, deren Zusammenhänge in dieser Arbeit aufgezeigt wurden. Zudem wurde untersucht, ob eine verstärkte Schneebildung in der Kontaktzone zu niedrigeren Reibungskräften führt. Zwar wurde der Nachweis erbracht, dass eine Zwischenschicht aus CO_2 -Schnee prinzipiell zu guten Reibungsbedingungen führt. Dennoch konnte bei den Untersuchungen nur eine schwache Korrelation zwischen den Reibungszahlen und dem Schneeanteil in der Wirkfuge festgestellt werden. Dies liegt in dem Zusammenhang begründet, dass CO_2 -Schnee bei Druckabfall entsteht, ein hoher Druck jedoch zu niedrigeren Reibungskräften in aerostatischen Schmiersystemen führt. Somit wird der positive Effekt eines hohen Schneeanteils durch den negativen Effekt eines niedrigen Druckniveaus in der Wirkfuge überlagert.

Da auch mit gasförmigem CO_2 für KNS bis 15 MPa Streifenziehversuche mit niedrigen Reibungszahlen ohne Adhäsionsverschleiß möglich waren, kann zudem der flüssige Aggregatzustand in der Wirkfuge nicht allein die besseren Reibungsbedingungen im Vergleich zu N_2 als Zwischenstoff verursachen. Demnach scheint bei der Verwendung von flüssigem CO_2 neben dem hohen Druckniveau in der Wirkfuge eine Kombination aus dem Vorhandensein einer trennenden Zwischenschicht und der Veränderung der chemischen Oberflächenbeschaffenheit die gute Schmierwirkung des Kohlendioxids zu bewirken. Somit können die genauen Zusammenhänge zu dem Einfluss der vorliegenden, flüssigen Zwischenschicht mit Anteilen von CO_2 -Schnee auf die mechanisch-physikalischen und grenzflächenchemischen Interaktionen der Kontaktpartner hier nicht endgültig beantwortet werden und erfordern weitere Untersuchungen. Dabei sollte geklärt werden, ob eine Veränderung der chemischen Oberflächenbeschaffenheit durch Entstehung von tribochemischen Reaktionsprodukten in Kombination mit den eingesetzten Zwischenstoffen, welche in Reibungsuntersuchungen von [VEL14] unter verschiedenen Gasatmosphären nachgewiesen wurden, das spezifische Reibungsverhalten auch bei der aerostatischen Schmierung beeinflusst.

Auf Grundlage der Erkenntnisse zu den Einflussfaktoren auf die Reibung wurde ein Tiefziehwerkzeug mit aerostatischer Schmierung aufgebaut. Mit diesem Werkzeug konnte ein Trockenumformprozess ohne mineralöhlhaltigen Schmierstoff erfolgreich realisiert werden. Dabei konnten mit der aerostatischen Schmierung die Ziehkräfte reduziert sowie das Prozessfenster und die maximale Ziehtiefe gegenüber der Verwendung einer konventionellen Schmierung deutlich gesteigert werden. So wurde die Reißergrenze zum Teil um bis zu 275 % erweitert. Damit bestätigten sich die Erkenntnisse aus den Streifenziehversuchen auch im realen Tiefziehprozess, wonach sich mit der aerostatischen Schmierung für niedrige KNS bis ca. 35 MPa sehr niedrige Reibungszahlen ergeben. Die Untersuchungen zeigen, dass auch die Geometrie eines Rechtecknapfes mit unterschiedlichem Kanteneinzug und erhöhter Tendenz zur Faltenbildung im Eckenbereich mit der aerostatischen Schmierung erfolgreich tiefgezogen werden kann. Durch die richtige Werkzeugauslegung und Gestaltung der Mikrodüsen können diese Problematiken, welche zu einem ungewollten, freien Ausströmen des Zwischenstoffes führen, bei der Anwendung einer aerostatischen Schmierung gelöst werden.

Als optimale Geometrie für die Mikrobohrungen ist die Düsenform Diffusor zu nennen. Neben den Vorteilen bei der Herstellung durch das Bohren von der Werkzeugoberfläche aus, führen das erhöhte Druckniveau in der Wirkfuge und die dadurch reduzierten Reibungszahlen zu Vorteilen beim Tiefziehen. Zudem wird durch die Düsengeometrie Diffusor verhindert, dass die Mikrobohrungen durch die sich öffnende Form verstopfen. Als geeignete Diffusor-Geometrie aus strömungstechnischer Sicht unter Berücksichtigung der Herstellbarkeit zeigte sich ein Abmaß von 200 auf 600 μm . Die Auswahl des richtigen Zwischenstoffes hängt dagegen von dem jeweiligen Anwendungsfall ab. Aus reibungstechnischer Sicht eignet sich flüssiges CO_2 am besten als Zwischenstoff für die aerostatische Schmierung, obwohl das Reibungsverhalten bei der Verwendung von CO_2 aufgrund der wechselnden Aggregatzustände eine hohe Komplexität aufweist. Nachteilig zeigt sich die lokale Abkühlung des Bauteils, die jedoch nicht negativ den Tiefziehprozess beeinflusst. Für Stickstoff sprechen die niedrigen Kosten und die flexible Anpassung des Einspeisedrucks. Jedoch können bei der Verwendung von Stickstoff bei Schmierstoffrestmengen auf den Platinenoberflächen von kleiner 0,1 g/m^2 Adhäsionsverschleiß bei verzinkten Feinblechen auftreten.

Als wesentlicher Nachteil der aerostatischen Schmierung zeigt sich die komplexe Werkzeugkonstruktion für die Zuführung des Zwischenstoff und die aufwändige Einbringung der Mikrobohrungen. Im Gegensatz dazu stellt die erhöhte Faltengrenze beim Tiefziehen aufgrund der reduzierten KNS, welche sich durch den Gasdruck im Kontaktbereich ergibt, keinen Nachteil dar. So kann zukünftig die Faltengrenze über den Gasdruck gezielt verändert werden, indem eine lokale Anpassung der Mikrobohrungen im Werkzeug bzw. eine gezielte Anpassung des Ausgangsdrucks bei

der Verwendung von Stickstoff erfolgt. Grenzen für die Anwendbarkeit der aerostatischen Schmierung ergeben sich für das Tiefziehen von Materialien, welche zu Kaltaufschweißungen neigen. Wie in den Streifenziehversuchen gezeigt wurde, ist die Realisierbarkeit der aerostatischen Schmierung stark von der gewählten Materialpaarung zwischen Blech- und Werkzeugwerkstoff und deren chemischen Oberflächenbeschaffenheit abhängig. Somit können Blechwerkstoffe wie Edelstahl oder Aluminium ohne weitere Anpassung nur bedingt mit dem aerostatischen Schmiersystem tiefgezogen werden. Die Untersuchungen in dieser Arbeit zeigen zudem, dass es Grenzen für die Anwendbarkeit der aerostatischen Schmierung bei sehr hohen KNS gibt.

Dem gegenüber steht der große Vorteil der aerostatischen Schmierung, dass auch bei niedrigen KNS sehr niedrige Reibungszahlen erzielt und diese zudem sehr flexibel an den Tiefziehprozess angepasst werden können. Im Gegensatz dazu ist für das Tiefziehen mit Schmierstoff eine ausreichend hohe KNS erforderlich, um hydrostatische Effekte zum Druckaufbau im Schmierstoff zu gewährleisten. Neben dem Einsatz zur Vermeidung von mineralölbasierten Schmierstoffen ergeben sich somit für die aerostatische Schmierung zahlreiche Anwendungsmöglichkeiten in der Umformtechnik, wofür mit dieser Arbeit erste theoretische und praktische Grundlagen gelegt wurden.

7.2 Ausblick

In dieser Arbeit konnten gezeigt werden, dass neben dem Druckniveau und dem Aggregatzustand des Zwischenstoffes in der Wirkfuge die chemische Oberflächenbeschaffenheit der Kontaktpartner einen wesentlichen Einfluss auf die Reibungsverhältnisse beim Tiefziehen mit aerostatischer Schmierung aufweisen. Für weiterführende Untersuchungen besteht das Interesse, ob bei der Verwendung von CO₂ als Zwischenstoff spezielle tribochemische Reaktionsprodukte auf der Blechoberfläche gebildet werden und ob diese zu niedrigen Reibungszahlen führen. Hierfür sind zukünftig spezielle chemische Analysen der Blechoberflächen nach dem Tiefziehen erforderlich. Dabei muss der genaue Belastungszustand beim Ziehen und der Reinigungszustand der Platinen berücksichtigt werden. Von Interesse ist dabei auch, die exakte Temperatur- und Druckverteilung im Kontaktbereich zu kennen. Hierzu sind Strömungssimulationen mit CO₂ erforderlich, die jedoch aufgrund der Phasenumwandlung und der komplexen Strömungsgeometrie in den Mikrodüsen und im Spalt sehr aufwändig durchzuführen sind.

Weitere Forschungsarbeit besteht in der Implementierung und Validierung des empirischen Reibungsmodells in ein FE-Programm, um eine gezielte simulative Auslegung des Tiefziehprozesses mit aerostatischer Schmierung zu ermöglichen. Eine simulative Auslegung stellt dabei die Grundlage für eine zukünftige industrielle Anwendung der aerostatischen Schmierung dar. Die Implementierung des empirischen Reibungsmodells in ein FE-Programm erfordert eine lokale Berück-

sichtigung der Reibungskräfte. In den meisten Simulationsanwendungen wird dagegen eine globale Reibungszahl verwendet. Zudem bedarfs es einer Kopplung der Strömungs- mit der Tiefziehsimulation, um den Gasdruck in der Kontaktzone zwischen Platinen- und Werkzeugoberfläche lokal genau zu bestimmen.

Für eine weitere Anwendungen der aerostatischen Schmierung muss zudem eine Absicherung der hier gewonnenen Erkenntnisse in Dauerlaufversuchen erfolgen. Zwar lassen die niedrigen Reibungszahlen generell auf einen geringen Verschleiß schließen, jedoch bedarf es des Nachweises einer ausreichenden Werkzeugstandzeit unter Anwendung der aerostatischen Schmierung. Zudem sollte in Dauerlaufversuchen die allgemeine Prozessfähigkeit und die Temperaturentwicklung bei Verwendung von CO₂ untersucht werden.

Als mögliche Einsatzgebiete für die aerostatische Schmierung ergeben sich Tiefziehoperationen von gängigen Tiefziehstählen, bei denen aus ökologischen oder anwendungsspezifischen Gründen auf mineralölbasierte Schmierstoffe verzichtet werden soll. Neben dem Aspekt der Trockenumformung kann durch die aerostatische Schmierung die Reibung während des Tiefziehprozesses individuell angepasst werden. Durch die flexible Zu- und Abschaltung des Zwischenstoffes sowie über die Anpassung des Gasdrucks kann der Ort, die Wirkdauer und die Höhe der Reibung in einem Umformwerkzeug während des Tiefziehprozesses verändert werden, wodurch sich zukünftig neue Möglichkeiten zur Regelung des Tiefziehprozesses über die Reibungskräfte ergeben.

Unabhängig von dem Aspekt der Trockenumformung erscheinen Ansätze zur Kombination der aerostatischen mit der konventionellen Schmierung vielversprechend, um bei ausgewählten Bauteilgeometrien die Reibungskräfte auf ein Minimum zu reduzieren und so die Grenzziehbarkeit zu steigern. Zudem besteht die Möglichkeit einer lokalen begrenzten Anbringung einer aerostatischen Schmierung in Bauteilbereichen, in denen niedrige Reibungskräfte zur Vermeidung von Bauteilreißen erforderlich sind. Damit kann insgesamt die Schmierstoffmenge auf dem Blech reduziert und die aerostatische Schmierung gezielt lokal zur Verbesserung der Reibungseigenschaften eingesetzt werden.

Im Allgemeinen betrachtet bietet die aerostatische Schmierung zahlreiche Vorteile für die Anwendung in einem Tiefziehprozess, denen jedoch wie dargelegt einige Nachteile gegenüberstehen. Somit eignet sich diese Schmierungsart nicht für eine allgemeine Anwendung in allen Bereichen der Blechumformung. Für ausgewählte Tribo-Systeme und Anwendungsfälle führen die extrem niedrigen Reibungszahlen und die Möglichkeit zur flexiblen Anpassung der Reibungskräfte während des Umformens durch die aerostatische Schmierung jedoch zu einer Erweiterung bestehender

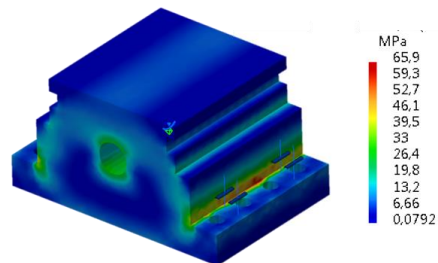
Prozessgrenzen. Neben dem Einsatz zur Vermeidung von mineralölbasierten Schmierstoffen ergeben sich somit für die aerostatische Schmierung zahlreiche neue Anwendungsmöglichkeiten in der Blechumformung.

8 Anhang

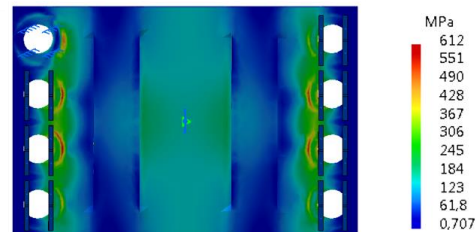
8.1 Anhang zu Kapitel 4

8.1.1 Statische Festigkeitsberechnung des Streifenziehwerkzeugs

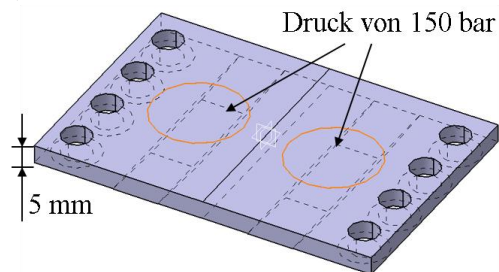
(a) Werkzeuggrundkörper:
Von Mises-Spannung



(c) Werkzeugeinsatz : Von Mises-Spannung



(b) Werkzeugeinsatz: Aufbau



(d) Werkzeugeinsatz: Verschiebungsvektor

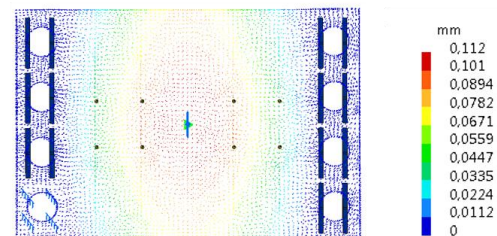

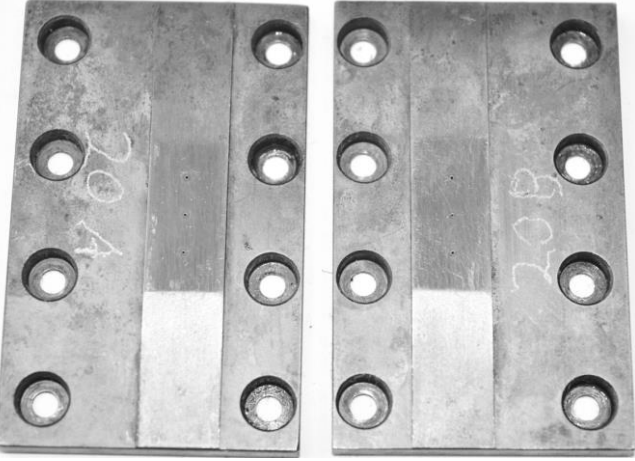


Abbildung 8-1: Statische Festigkeitssimulation des Streifenziehwerkzeugs ohne geteilten Werkzeugeinsatz mit einem Innendruck des Mediums von 150 bar: (a) Von Mises Vergleichsspannung im Werkzeuggrundkörper bei 150 bar Innendruck, (b) Aufbau des Werkzeugeinsatzes, (c) Von Mises Vergleichsspannung im Werkzeugeinsatz und (d) Auffederung des Werkzeugeinsatzes durch Druck des Mediums.

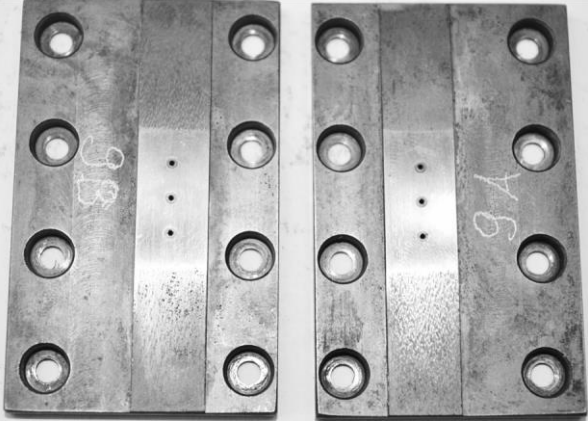
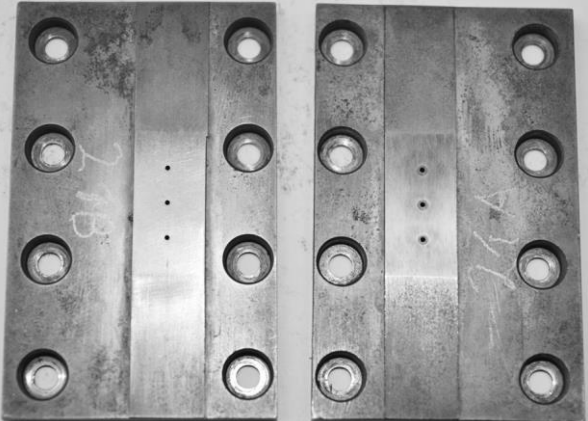
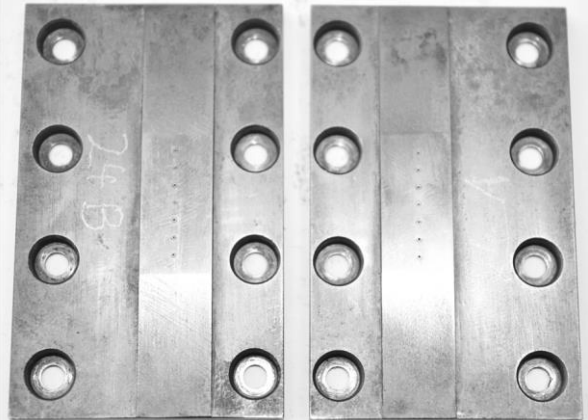
8.1.2 Mechanische Werkstoffeigenschaften der verwendeten Blechwerkstoffe




Werkstoff	Walz-	E	R _{p0,2}	R _m	A _{gl}	A ₈₀	n	r
	richtung							
	[°]	[GPa]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]	[%]	[-]	[-]
DC05+ZE 0,7 mm	0	158	162	296	24,18	48,89	0,24	1,79
	45	178	170	303	23,14	45,32	0,23	1,79
	90	175	166	292	21,8	48,99	0,24	2,69
DC05 0,7 mm	0	154	171	323	22,39	44,06	0,24	1,94
	45	183	181	324	22,2	43,34	0,23	1,93
	90	180	180	319	21,61	44,29	0,23	2,39
DP500+Z 0,8 mm	0	197	335	582	18,59	26,5	0,21	1,06
	45	209	340	583	18,78	27,19	0,21	0,87
	90	191	322	558	18,48	26,98	0,22	0,86
Al5182 1 mm	0	65	133	277	19,56	26,71	0,31	0,79
	45	67,29	131	273	24,4	27,04	0,29	0,83
	90	66,53	130	266,8	22,63	25,45	0,3	0,8


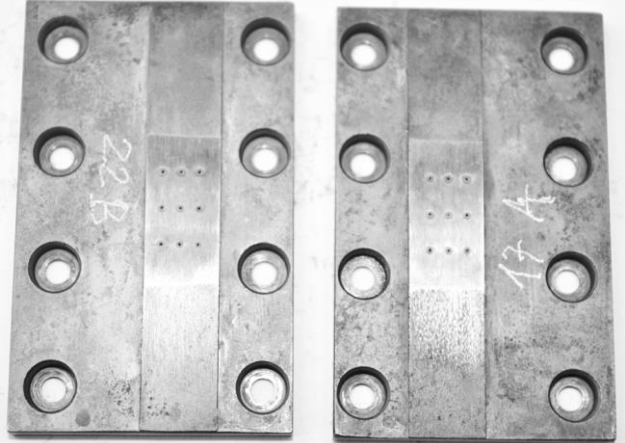
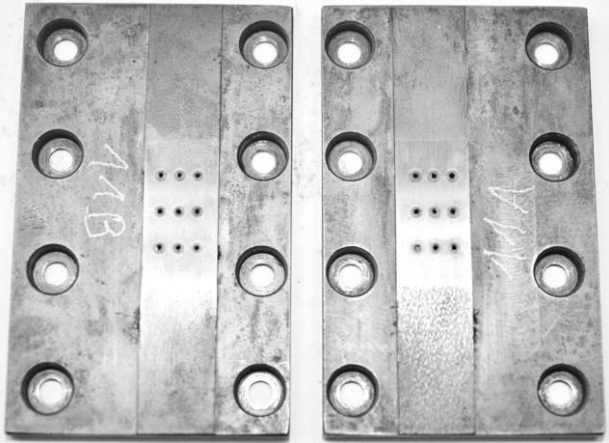
8.1.3 Verwendete Werkzeugeinsätze für die Streifenziehanlage

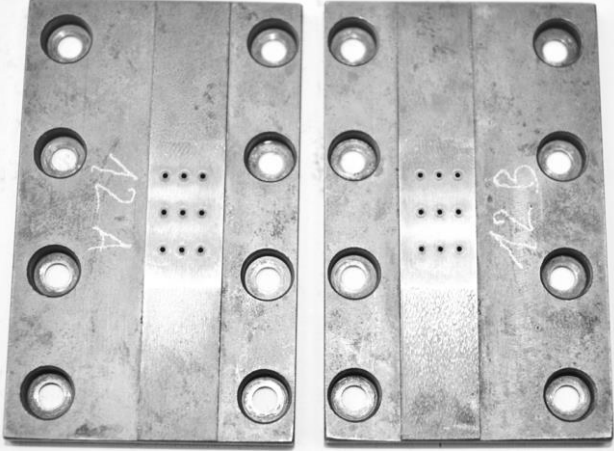
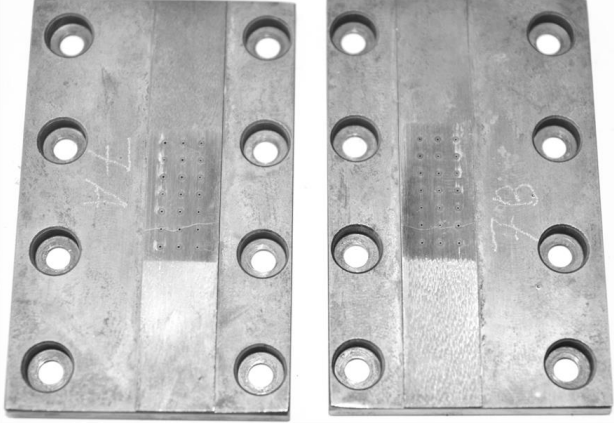

Anzahl Bohrungen	Düsenform	Kleiner Düsen-Ø d1 [µm]	Abbildung der Werkzeugeinsätze	Rauheit $S_a^{2)}$ [µm]
3	Konfusor	200		0,18
3	Konfusor	300		0,2



² Der hier genannte Rauheitswert S_a wurde aus dem Mittelwert von je 3 Rauheitsmessungen pro Werkzeugeinsatz mit dem Konfokalmikroskop μ Surf bestimmt. Die Rauheitsmessung erfolgte vor den ersten Streifenziehversuchen.

Anzahl Bohrungen	Düsenform	Kleiner Düsen-Ø d1 [µm]	Abbildung der Werkzeugeinsätze	Rauheit Sa [µm]
3	Diffusor	200		0,13
3	Diffusor	300		0,17
7	Konfusor	200		0,18

Anzahl Bohrungen	Düsenform	Kleiner Düsen-Ø d1 [µm]	Abbildung der Werkzeugeinsätze	Rauheit Sa [µm]
7	Konfusor	300		0,18
7	Diffusor	200		0,17
7	Diffusor	300		0,21

Anzahl Bohrungen	Düsenform	Kleiner Düsen-Ø d1 [µm]	Abbildung der Werkzeugeinsätze	Rauheit Sa [µm]
9	Konfusor	200		0,18
9	Konfusor	300		0,18
9	Diffusor	200		0,18

Anzahl Bohrungen	Düsenform	Kleiner Düsen-Ø d1 [µm]	Abbildung der Werkzeugeinsätze	Rauheit Sa [µm]
9	Diffusor	300		0,17
21	Konfusor	200		0,22
21	Konfusor	300		0,19

Anzahl Bohrungen	Düsenform	Kleiner Düsen-Ø d1 [µm]	Abbildung der Werkzeugeinsätze	Rauheit Sa [µm]
21	Diffusor	200		0,17
21	Diffusor	300		0,15

8.1.4 Vergleich der Reibungszahl in Abhängigkeit von der Schmierstoffrestmenge auf den Blechstreifen

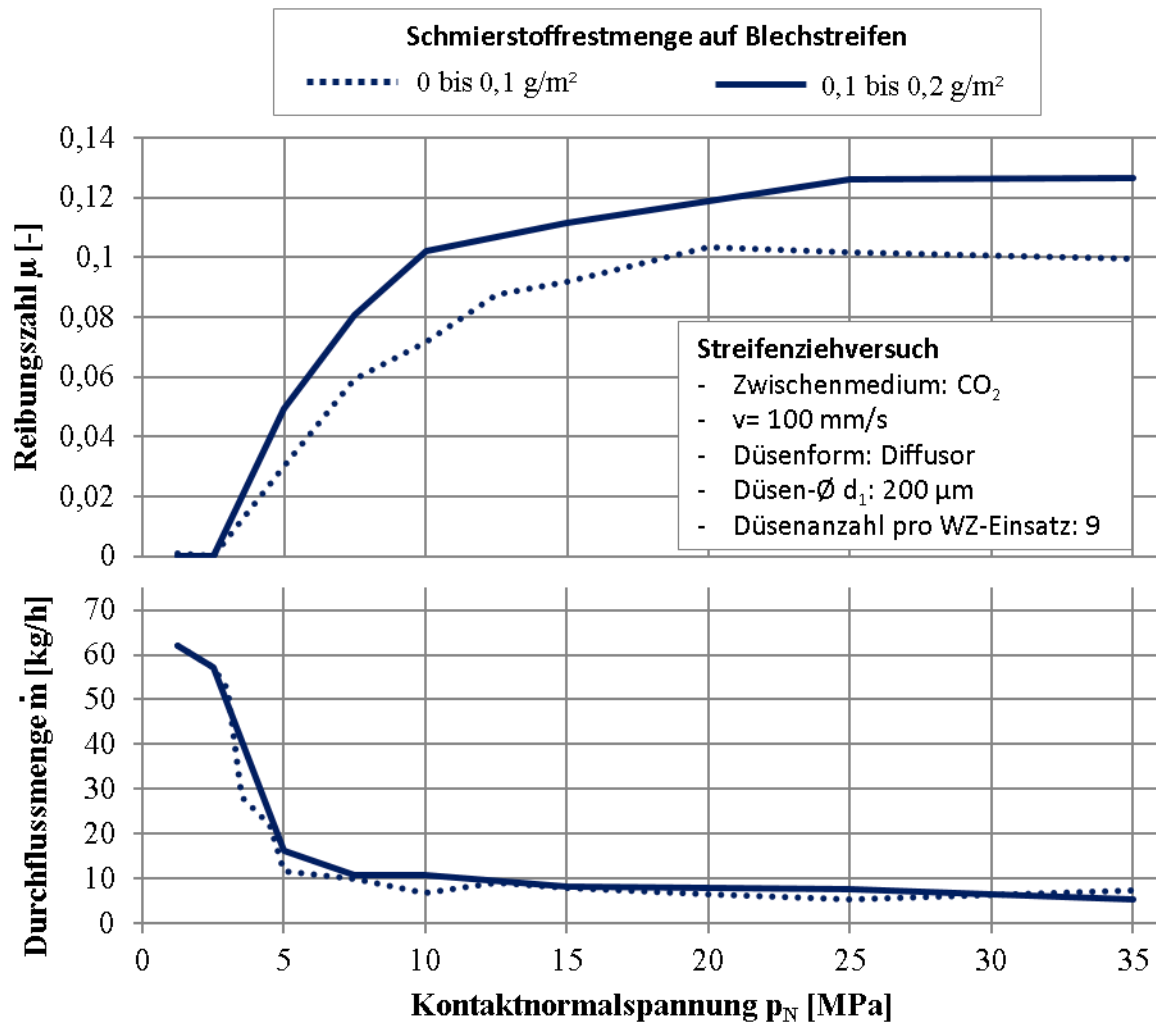


Abbildung 8-2: Vergleich der Reibungszahl μ für Schmierung mit CO₂ als Zwischenstoff und einer Schmierstoffrestmenge von 0 bis 0,1 g/m² (gestrichelt) und einer Restmenge von 0,1 bis 0,2 g/m² (fett).

8.1.5 Vergleich der CO₂-Durchflussmenge bei Variation der Blechwerkstoffe im Streifenziehversuch

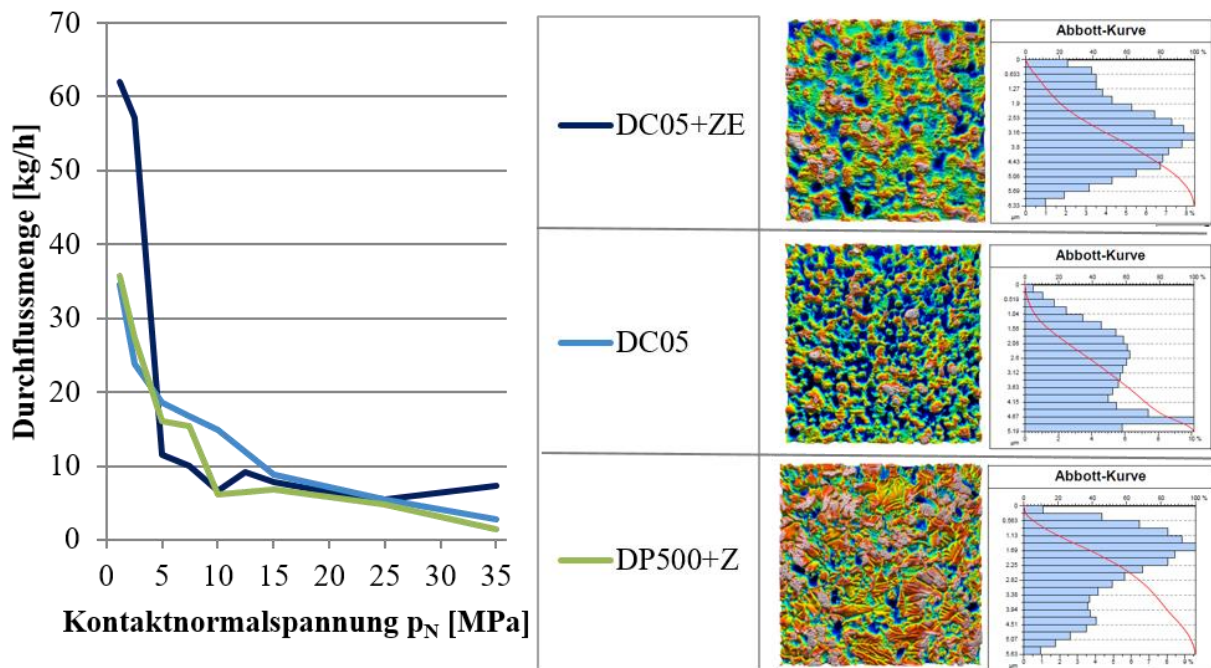


Abbildung 8-3: CO₂-Durchflussmengenmessung zu den Versuchen in Kapitel 4.4, bei denen die Blechwerkstoffe im Streifenziehversuch variiert wurden. Für die drei verschiedenen Blechwerkstoffe sind jeweils die Oberflächenstruktur und die Höhenverteilung der Oberfläche in einer Abbott-Kurve dargestellt.

8.2 Anhang zu Kapitel 5

8.2.1 Spalthöhenmessung

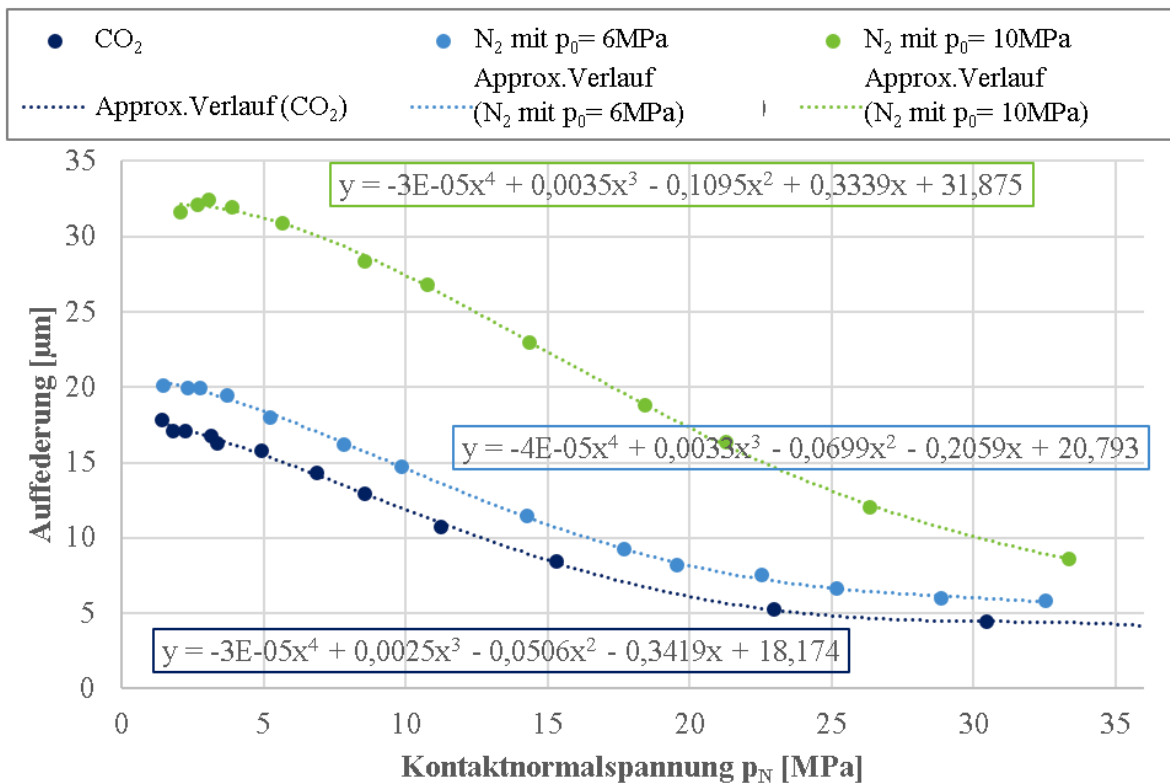


Abbildung 8-4: Gemessene Werkzeugauffederung in Abhängigkeit von der aufgetragenen KNS für CO₂ und N₂ als Zwischenstoff und Variation des Ausgangsdrucks p₀ bei N₂. Die Auffederung entspricht der gemittelten Höhenänderung der beiden Messtaster beim Einbringen des Zwischenstoffes.

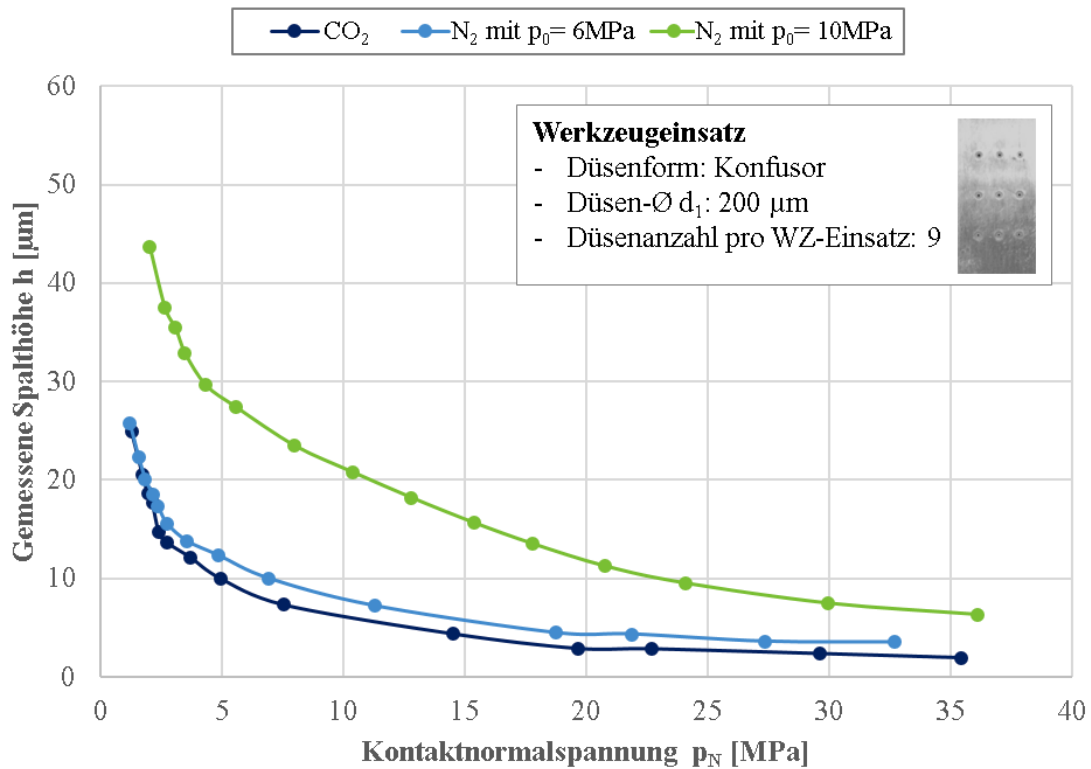


Abbildung 8-5: Gemessene Spalthöhe für den Werkzeugeinsatz mit 9 Mikrobohrungen und der Düsenform Konfusor in Abhängigkeit von der aufgetragenen KNS für CO₂ und N₂ als Zwischenstoff und Variation des Ausgangsdrucks p_0 bei N₂.

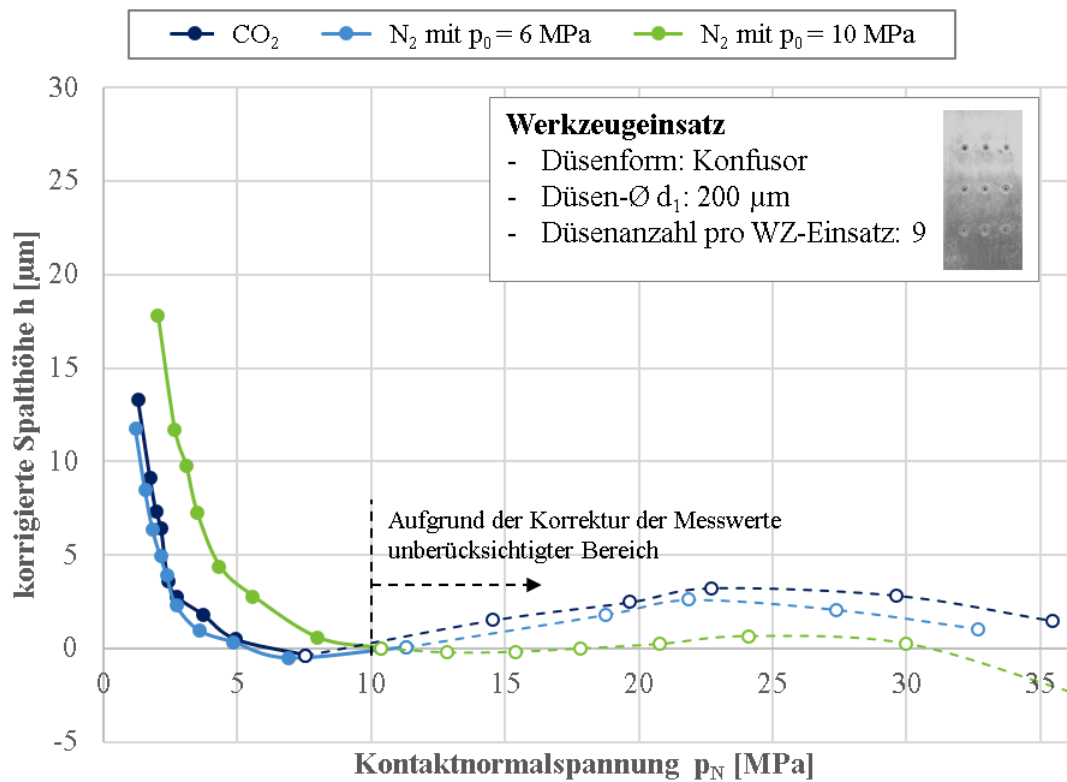


Abbildung 8-6: Um die Auffederung des Werkzeugs und die Messfehler korrigierte Spalthöhe zwischen Blech und Werkzeug in Abhängigkeit von der aufgetragenen KNS für CO₂ und N₂ als Zwischenstoff und Variation des Ausgangsdrucks p_0 bei N₂.

8.2.2 Temperaturmessung im Streifenziehversuch

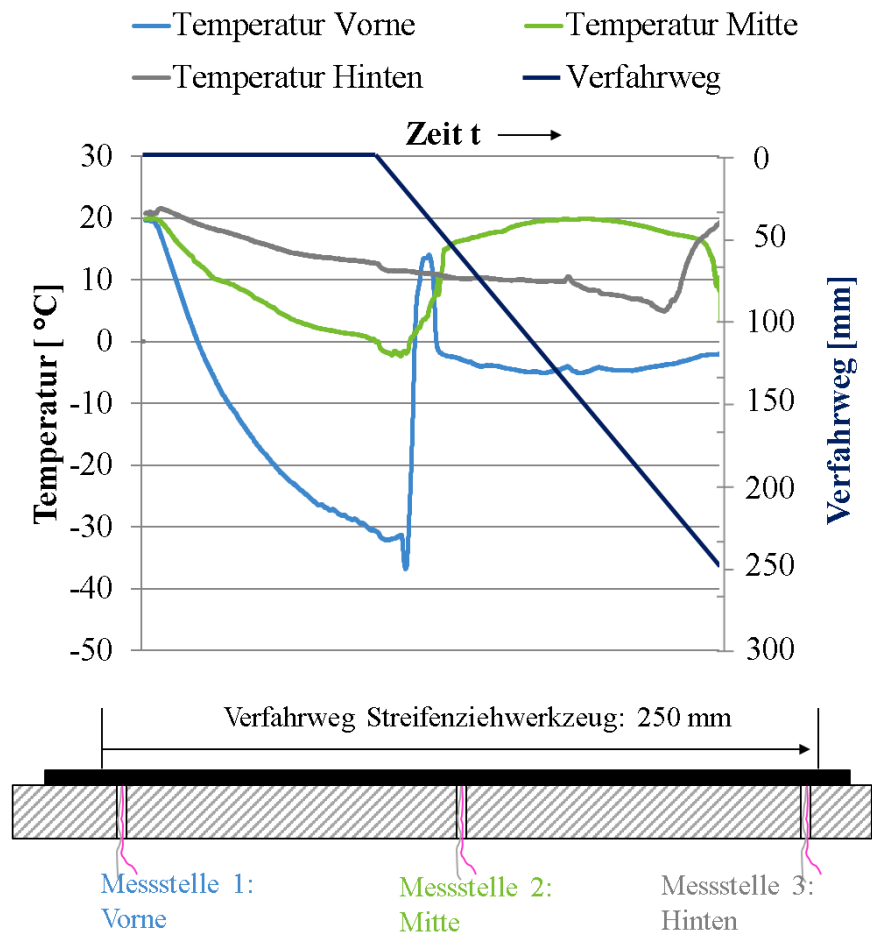


Abbildung 8-7: Temperaturentwicklung an den drei Messstellen am Blechstreifen in Abhängigkeit von dem Verfahrensweg des Streifenziehwerkzeugs vor und während des Streifenziehversuchs mit einem Werkzeugeinsatz mit 9 Diffusorbohrungen ($p_N = 5 \text{ MPa}$ und CO_2 als Zwischenstoff).

8.2.3 Simulation des Druckzustands

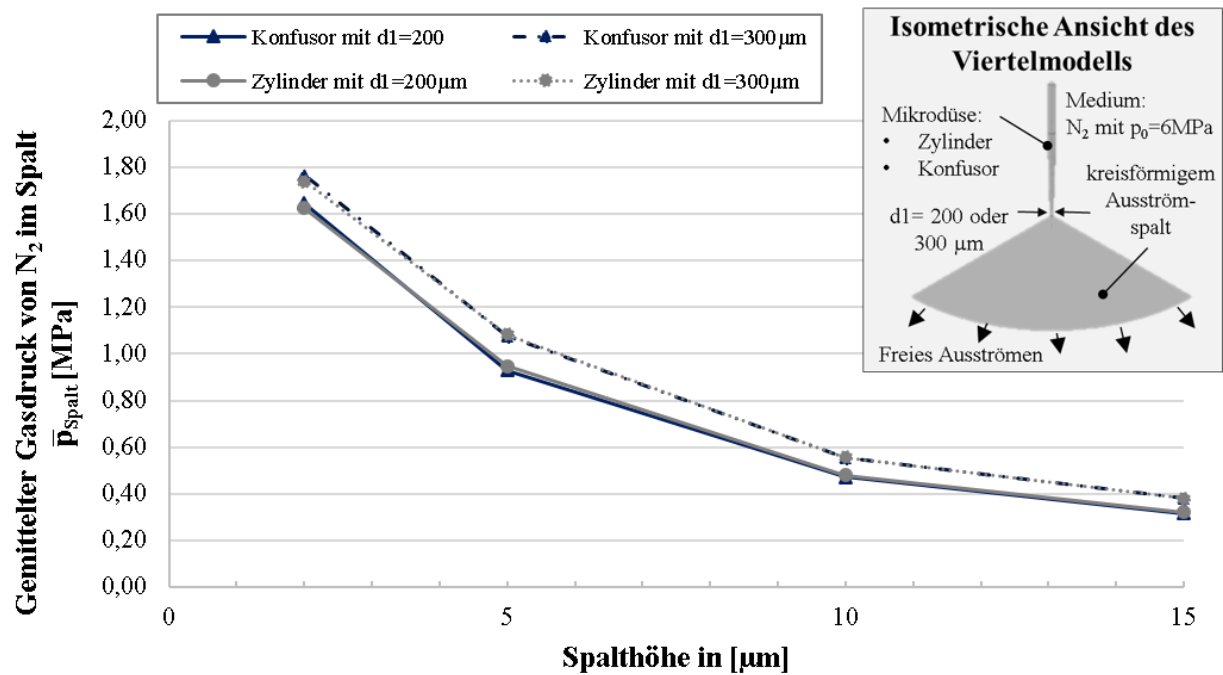
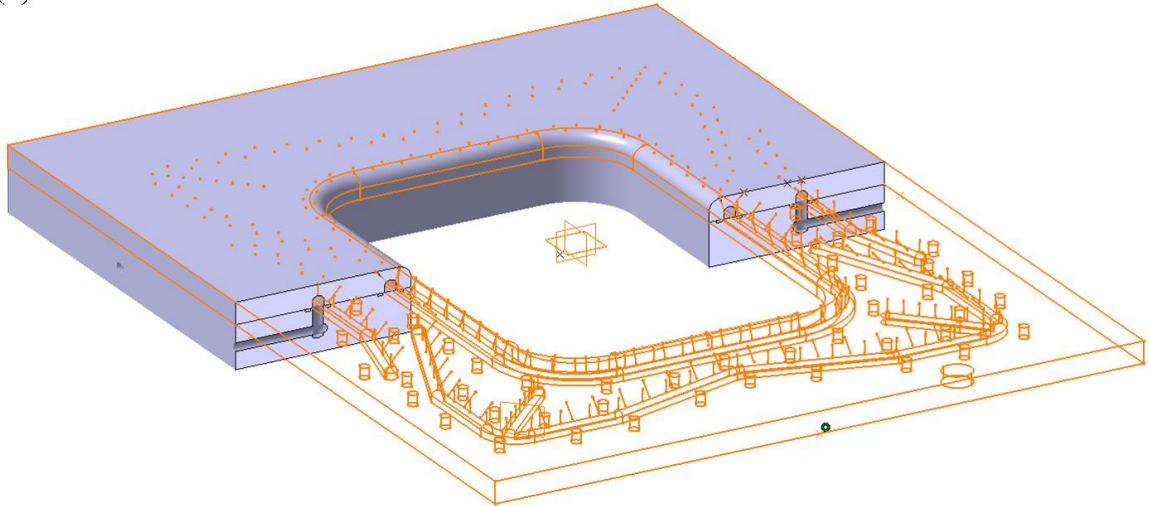


Abbildung 8-8: Vergleich des gemittelten Gasdrucks in einer kreisrunden Wirkfuge für die Düsenform Konfusor (dunkelblau) und Zylinder (grau) mit Durchmesser $d_1 = 200$ und 300 μm und Variation der Spalthöhe.

8.3 Anhang zu Kapitel 6

8.3.1 Matrizenkonzeption für Rechtecknapf

(a)



(b)

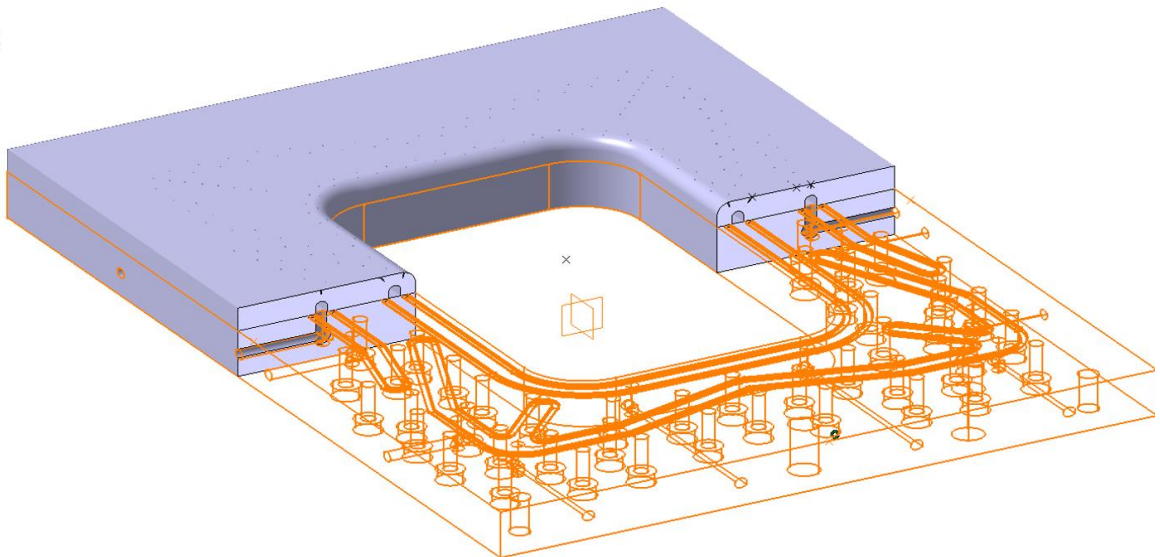
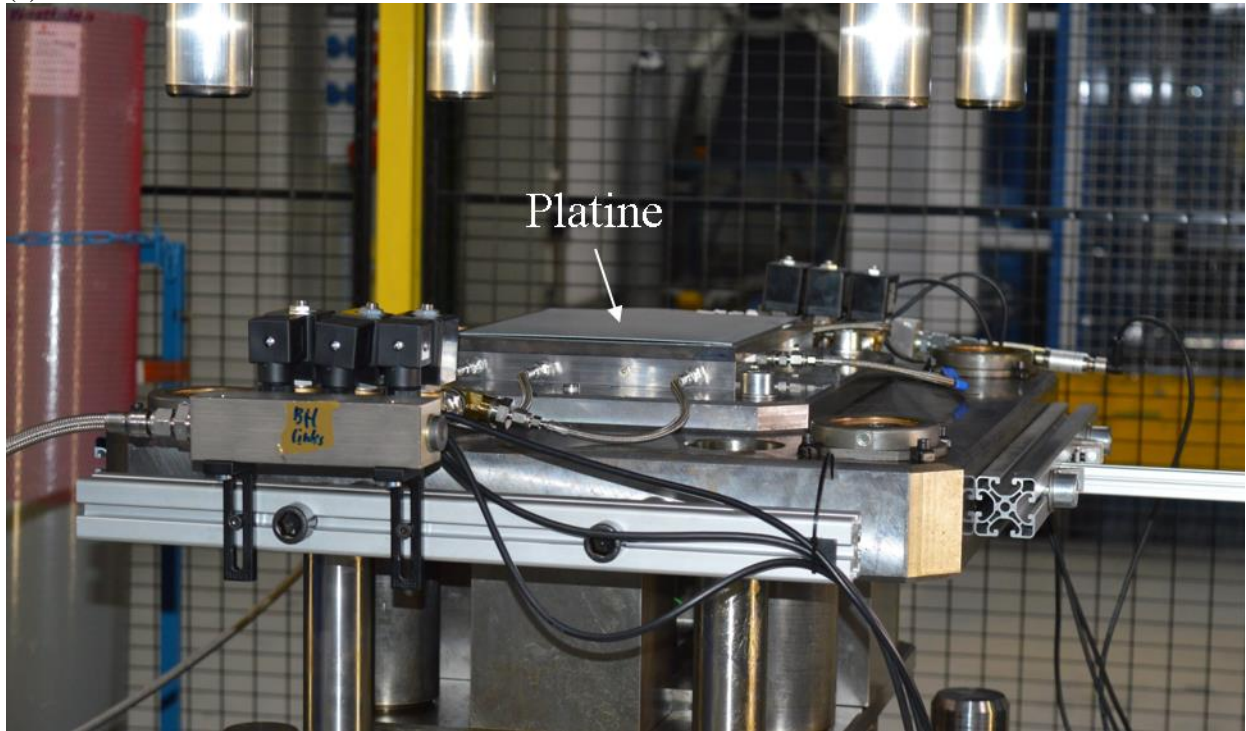


Abbildung 8-9: Schnittdarstellung der Matrize (a) und der Grundplatte (b) als 3D-Drahtmodell.

(a)



(b)



Abbildung 8-10: Werkzeugunterteil mit Blechhalter (a) vor dem Tiefziehprozess mit eingelegter Platine und (b) frei ausströmendem CO₂

8.3.2 Prozessfenster, Ziehkräfte, Temperaturentwicklung und Durchflussmenge für das Tiefziehen mit aerostatischer Schmierung

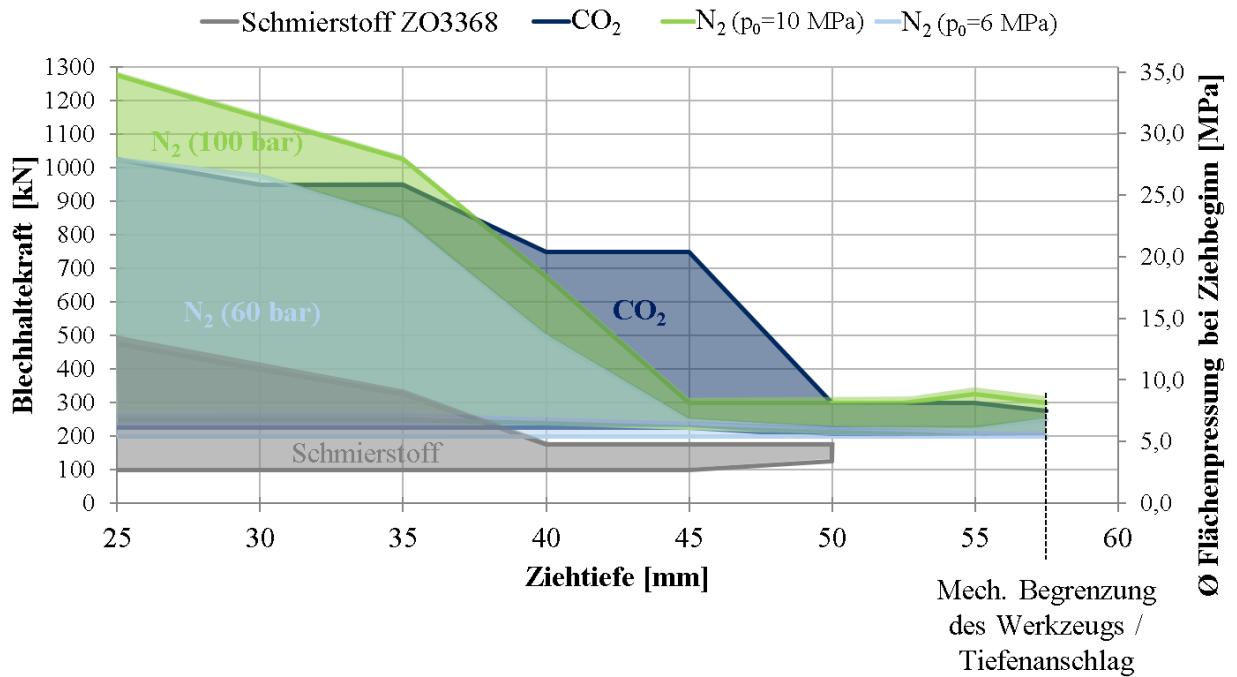


Abbildung 8-11: Vergleich der Prozessfenster für verschiedene Schmierungsarten beim Tiefziehen.

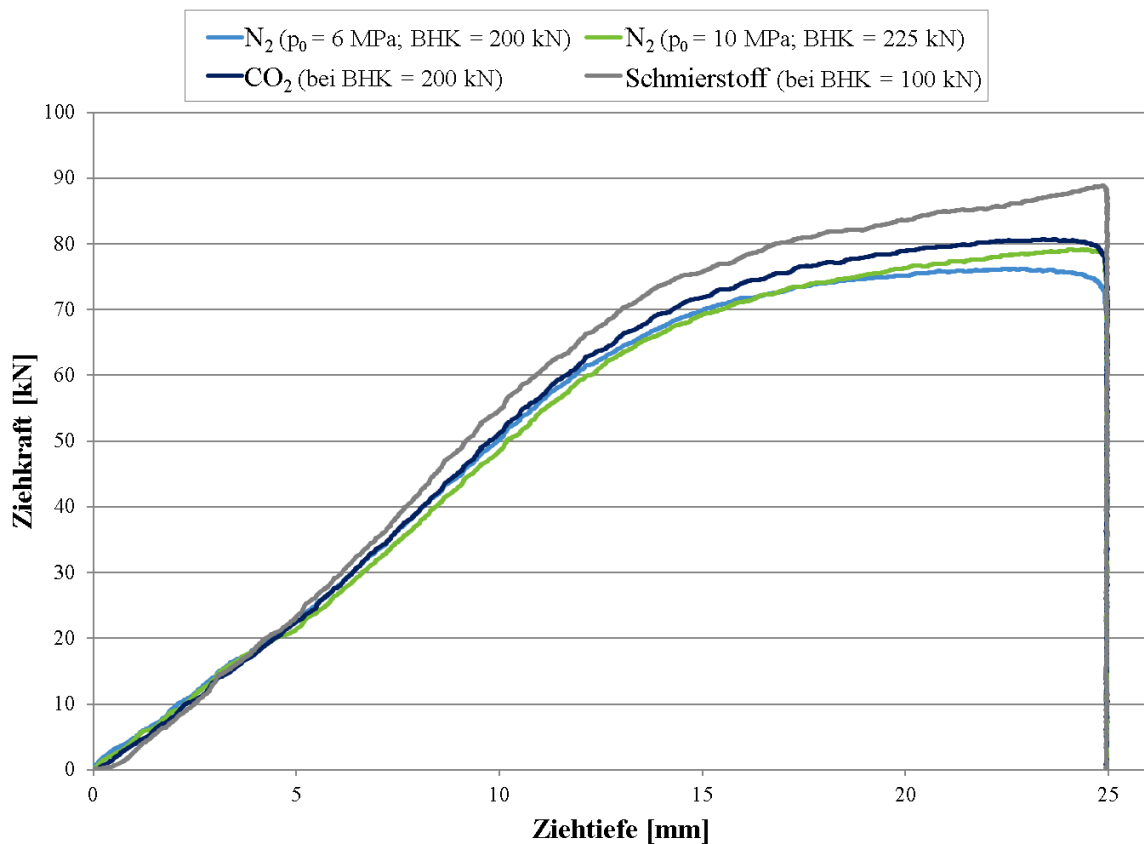


Abbildung 8-12: Vergleich der maximalen Ziehkräfte bei 25mm Ziehtiefe für unterschiedliche Schmierungsarten und unterschiedliche Blechhalterkräfte (BHK): Tiefziehen mit mineralölbasiertem Schmierstoff bei 100 kN BHK, mit N₂ bei 200 kN und CO₂ bei 225 kN.

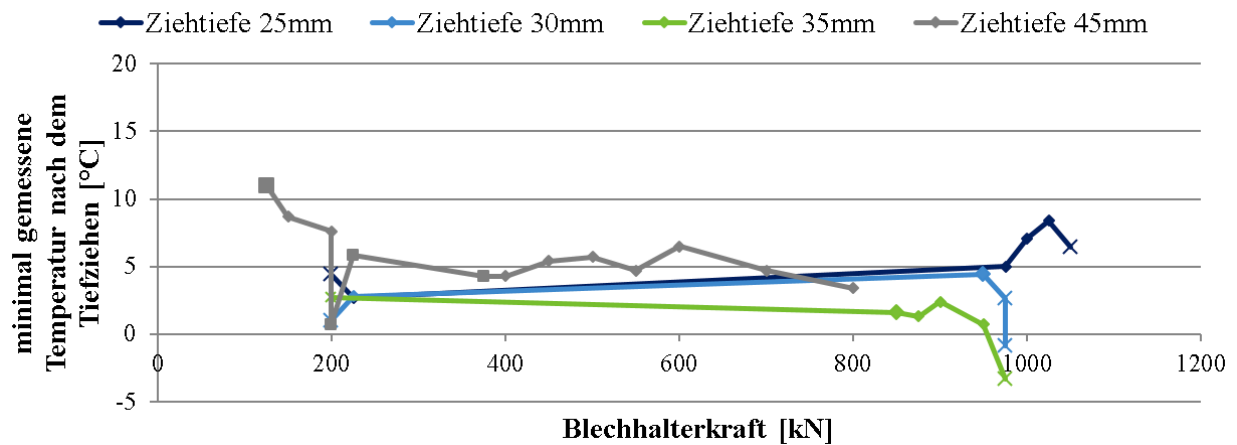


Abbildung 8-13: Untersuchung der minimalen Temperatur nach dem Tiefziehen mit CO₂ als Zwischenstoff in Abhängigkeit von der Ziehtiefe und der Blechhalterkraft.

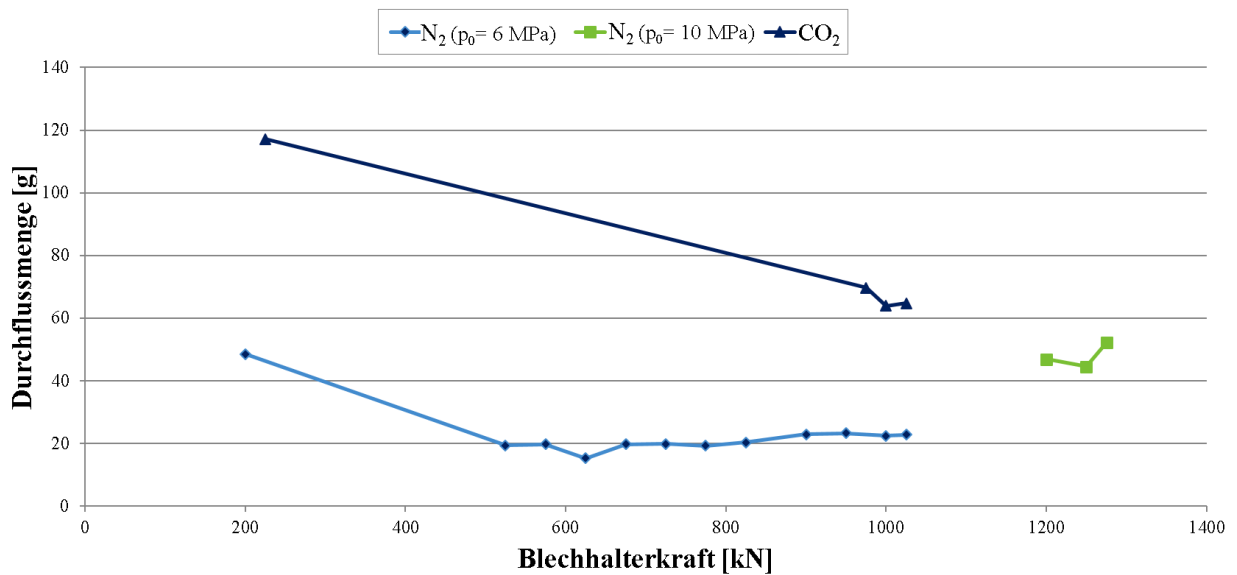


Abbildung 8-14: Durchflussmenge für das Tiefziehen mit aerostatischer Schmierung für die Ziehtiefe von 25 mm für verschiedene Zwischenstoffe in Abhängigkeit von der Blechhalterkraft.

9 Literaturverzeichnis

- [ABB33] Abbott, E.; Firestone, F.: Specifying Surface Quantity; in: *Mechanical Engineering* (1933), Heft 55, S. 569–572.
- [ABE16] Abe, Y.; Mori, K., et al.: Improvement of seizure resistance in ironing of stainless steel cup with cermet die having fine lubricant pockets; in: *Journal of Materials Processing Technology* (2016), Heft 234, S. 195–207.
- [ABR16] Abraham, T.; Bräuer, G., et al.: Evaluation of silicon-modified DLC coatings in a dry sliding contact against aluminum EN AW-5083; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal 2* (2016), S. 11–17.
- [ADA12] Adams, T.; Grant, C., et al.: A Simple Algorithm to Relate Measured Surface Roughness to Equivalent Sand-grain Roughness; in: *International Journal of Mechanical Engineering and Mechatronics 1* (2012), Heft 1, S. 66–71.
- [ALM17] Almohallami, A.; Arghavani, M., et al.: How dry is dry? A critical analysis of surface conditions used in dry metal forming; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal 3* (2017), S. 90–94.
- [AMO99] Amontons, G.: *Histoire de l'Academie Royale des Sciences avec les Memoires*, Academie Royale des Sciences, Paris, 1699.
- [AND06] Andreasen, J.; Olsson, D., et al.: Bending Under Tension Test with Direct Friction Measurement; in: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 220* (2006), Heft 1, S. 73–80.
- [ARC53] Archard, J.: Contact and Rubbing of Flat Surfaces; in: *Journal of Applied Physics 24* (1953), Heft 8, S. 981–988.
- [AZU92] Azushima, A.; Yamamiya, M., et al.: Investigation of Factors Affecting the Coefficient of Friction and Surface Properties with a Sheet Drawing Test; in: *CIRP Annals - Manufacturing Technology 41* (1992), Heft 1, S. 259–262.
- [AZU95] Azushima, A.; Kudo, H.: Direct Observation of Contact Behaviour to Interpret the Pressure Dependence of the Coefficient of Friction in Sheet Metal Forming; in: *CIRP Annals - Manufacturing Technology 44* (1995), Heft 1, S. 209–212.

- [BAL88] Balbach, R.: Optimierung der Oberflächenmikrogeometrie von Aluminiumfeinblech für das Karosserieziehen; Dissertation, Universität Stuttgart, 1988.
- [BAN10] Banabic, D.: Sheet metal forming processes, Constitutive modelling and numerical simulation, Springer-Verlag, 2010.
- [BAR88] Bartz, W.: Zur Geschichte der Tribologie, Expert-Verlag, 1988.
- [BAR13] Bart, J.: Biolubricants, Science and technology, Woodhead Publishing, 2013.
- [BAR14] Bartz, W.: Luftlagerungen, Grundlagen und Anwendungen; 3.Aufl., Expert-Verlag, 2014.
- [BAT01] Batalha, G.; Stipkovic Filho, M.: Quantitative characterization of the surface topography of cold rolled sheets - new approaches and possibilities; in: Journal of Materials Processing Technology 113 (2001), Heft 1-3, S. 732–738.
- [BAY76] Bay, N.; Wanheim, T.: Real area of contact and friction stress at high pressure sliding contact; in: Wear 38 (1976), Heft 2, S. 201–209.
- [BAY08] Bay, N.; Olsson, D., et al.: Lubricant test methods for sheet metal forming; in: Tribology International 41 (2008), Heft 9-10, S. 844–853.
- [BAY10] Bay, N.; Azushima, A., et al.: Environmentally benign tribo-systems for metal forming; in: CIRP Annals - Manufacturing Technology 59 (2010), Heft 2, S. 760–780.
- [BAY14] Bay, N.; Ceron, E.: Off-Line Testing of Tribo-Systems for Sheet Metal Forming Production; in: Advanced Materials Research 966-967 (2014), S. 3–20.
- [BEC99] Bech, J.; Bay, N., et al.: Entrapment and escape of liquid lubricant in metal forming; in: Wear 232 (1999), Heft 2, S. 134–139.
- [BER10] Berglund, J.; Brown, C., et al.: Milled die steel surface roughness correlation with steel sheet friction; in: CIRP Annals - Manufacturing Technology 59 (2010), Heft 1, S. 577-580.
- [BIL13] Bilz, M.: Markt- und Trendanalyse in der Industriellen Teilereinigung 2012, Fraunhofer-Allianz Reinigungstechnik, Berlin, 2013.

- [BIR12] Birkhofer, H.; Kümmerle, T.: Feststoffgeschmierte Wälzlager, Einsatz, Grundlagen und Auslegung, Springer-Verlag, 2012.
- [BIR13] Birkert, A.; Haage, S., et al.: Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile, Springer-Verlag, 2013.
- [BLA12] Blaich, Christian: Robuster Tiefziehprozess durch Erfassung und Optimierung der örtlichen Bauteilqualität; Dissertation, Universität Stuttgart, 2012.
- [BOW54] Bowden, F.; Tabor, D.: The friction and lubrication of solids, Oxford, 1954.
- [BOW56] Bowden, F.; Rowe, G.: The Adhesion of Clean Metals; in: Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences 233 (1956), Heft 1195, S. 429–442.
- [BOW58] Bowden, F.: A review of the friction of solids; in: Wear 1 (1958), Heft 4, S. 333–346.
- [BOY10] Boyanov, B.; Paneva, D., et al.: Mössbauer study of steels cooled to dry ice temperature; in: Journal of Physics: Conference Series 217 (2010), Heft 1, 12074.
- [BRE17] Brecher, C.; Weck, M.: Werkzeugmaschinen Fertigungssysteme, Springer-Verlag, 2017.
- [BRO16] Brosius, A.; Mousavi, A.: Lubricant free deep drawing process by macro structured tools; in: CIRP Annals - Manufacturing Technology 65 (2016), Heft 1, S. 253–256.
- [BRU81] Brunner, G.; Peter, S.: Zum Stand der Extraktion mit komprimierten Gasen; in: Chemie Ingenieur Technik 53 (1981), Heft 7, S. 529–542.
- [BUS75] Bush, A.; Gibson, R., et al.: The elastic contact of a rough surface; in: Wear 35 (1975), Heft 1, S. 87–111.
- [ÇAK04] Çakır, O.; Kıyak, M., et al.: Comparison of gases applications to wet and dry cuttings in turning; in: Journal of Materials Processing Technology 153-154 (2004), S. 35–41.
- [CAR05] Carlsson, P.: Surface engineering in sheet metal forming, Dissertation, Uppsala University, 2005.

- [CAR06] Carlsson, P.; Olsson, M.: PVD coatings for sheet metal forming processes—a tribological evaluation; in: *Surface and Coatings Technology* 200 (2006), Heft 14-15, S. 4654–4663.
- [CER14a] Ceron, E.; Olsson, M., et al.: Lubricant Film Breakdown and Material Pick-Up in Sheet Forming of Advanced High Strength Steels and Stainless Steels when Using Environmental Friendly Lubricants; in: *Advanced Materials Research* 966-967 (2014), S. 219-227.
- [CER14b] Ceron, E.: New tribo-systems for sheet metal forming of advanced high strength steels and stainless steels; Dissertation, 2014.
- [CHA79] Challen, J.; Oxley, P.L.B.: An explanation of the different regimes of friction and wear using asperity deformation models; in: *Wear* 53 (1979), Heft 2, S. 229–243.
- [CHA87] Chang, W.; Etsion, I., et al.: An Elastic-Plastic Model for the Contact of Rough Surfaces; in: *Journal of Tribology* 109 (1987), Heft 2, S. 257-263.
- [CHA13] Charki, A.; Diop, K., et al.: Numerical simulation and experimental study of thrust air bearings with multiple orifices; in: *International Journal of Mechanical Sciences* 72 (2013), S. 28–38.
- [CZI15] Czichos, H.; Habig, K.-H.: *Tribologie-Handbuch*, Springer Vieweg Verlag, 2015.
- [DER67] Derjaguin, B.; Smilga, V.: Electronic Theory of Adhesion; in: *Journal of Applied Physics* 38 (1967), Heft 12, S. 4609–4616.
- [DIE16] Dietrich, J.: *Praxis der Zerspantechnik, Verfahren, Werkzeuge, Berechnung*, Springer Vieweg Verlag, 2016.
- [DIN09] DIN 8584-3: *Fertigungsverfahren Zugdruckumformen - Teil 3: Tiefziehen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe*, Beuth Verlag, 2009.
- [DIN12] DIN EN ISO 25178-2: *Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft - Teil 2: Begriffe und Oberflächen-Kenngrößen*, Beuth Verlag, 2012.
- [DOE10] Doege, E.; Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik*, Springer-Verlag, 2010.

- [DOR02] Dormann, J.: Strömungssimulation von Luftlagern mit diskreter Düsenverteilung; Dissertation, 2002.
- [DUB07] Dubbel, H.; Feldhusen, J., et al.: Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau; 22.Aufl., Springer-Verlag, 2007.
- [EDE11] Edeler, C.: Modellierung und Validierung der Krafterzeugung mit Stick-Slip-Antrieben für nanorobotische Anwendungen; Dissertation, Carl-von-Ossietzky Universität Oldenburg, 2011.
- [ELS14] Elshwain, A.; Redzuan, N., et al.: Effect of Nitrogen Gas and Nitrogen-Oil-Mist Conditions when Turning of STAVAX ESR Steel; in: Applied Mechanics and Materials 660 (2014), S. 13–17.
- [FEN54] Feng, I.; Uhlig, H.: Fretting corrosion of mild steel in air and in nitrogen; in: Journal of Applied Mechanics 21 (1954), Heft 4, S. 395–400.
- [FIL04] Filzek, J.: Kombinierte Prüfmethode für das Reib-, Verschleiß- und Abriebverhalten beim Tief- und Streckziehen; Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2004.
- [FIL11] Filzek, J.; Ludwig, M., et al.: Improved FEM Simulation of Sheet Metal Forming with Friction Modelling using Laboratory Tests; in: IDDRG 2011 Conference Proceedings, Bilbao/Spain, 5. – 8. Juni 2011.
- [FOG73] Fogg, B.: An industrial Application of Hydrostatic Pressure Lubrication to Sheet Metal Forming; in: International Institution for Production Engineering Research 22 (1973), Heft 1, S. 81-82.
- [FRA99] Frank, C.: Kunststoff als Werkzeugwerkstoff für das Tiefziehen von Feinblechen; Dissertation, Universität Hannover, 1999.
- [FRA06] Fratini, L.; Lo Casto, S., et al.: A technical note on an experimental device to measure friction coefficient in sheet metal forming; in: Journal of Materials Processing Technology 172 (2006), Heft 1, S. 16–21.
- [FRA10] Franzen, V.; Witulski, J., et al.: Textured surfaces for deep drawing tools by rolling; in: International Journal of Machine Tools and Manufacture 50 (2010), Heft 11, S. 969–976.

- [FRO90] Frontzek, H.: Beitrag zur Bestimmung der Reibungsverhältnisse in der Blechumformung; Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1990.
- [GAR96] Garzino-Demo, G.; Lama, F.: The effect of surface finish and of materials matching on friction and wear of uncoated and unlubricated sliding bodies; in: *Surface and Coatings Technology* 86-87 (1996), S. 603–609.
- [GEI00] Geiger, M.; Neudecker, T., et al.: Micro Texturing of Ceramic Tool Surfaces and its Influence on Friction in Sheet Metal Forming Processes; in: *Production Engineering* 2 (2000), Heft 7, S. 107-110.
- [GER91] Gerke, M.: Auslegung von ebenen und zylindrischen aerostatischen Lagern bei stationärem Betrieb; Dissertation, Technische Universität München, 1991.
- [GES02] N.N.: Gesellschaft für Tribologie. Arbeitsblatt 7, Tribologie, 2002.
- [IFA18] N.N.: GESTIS-Stoffdatenbank des IFA, Institut für Arbeitsschutz der Deutschen gesetzlichen Unfallversicherung, 2018.
- [GIL16] Gil, I.; Galdos, L., et al.: Influence of the pressure dependent coefficient of friction on deep drawing springback predictions; in: *Tribology International* 103 (2016), S. 266-273.
- [GIR00] Girschewski, B.; Pfestorf, M.: Einfluss von Trockenschmierstoff und Oberflächenstruktur auf das Umformverhalten von Aluminium-Blechen; In: *Neuere Entwicklungen in der Blechumformung*, Fellbach, 23. - 24. Mai 2000.
- [GRA85] Grahnert, R.: Die Reibungsverhältnisse im Flanschbereich beim Tiefziehen rechteckiger Teile; Dissertation, Universität Hannover, 1985.
- [GRE66] Greenwood, J.; Williamson, J.: Contact of Nominally Flat Surfaces; in: *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 295 (1966), Heft 1442, S. 300–319.
- [GRO03] Groche, P.; Hennig, R.: Tribologische Untersuchung des Abriebverhaltens verzinkter Tiefziehbleche, EFB-Forschungsbericht Nr. 200, 2003.

- [GRO06] Groche, P.; Nitzsche, G.: Reduction of Friction in Deep Drawing of Aluminium Alloys by Generating Local Hydrostatic-Pressure Lubrication; in: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 220 (2006), Heft 1, S. 43–48.
- [GRO09] Groche, P.; Klöpsch, C., et al.: Generierung lokaler, hydrostatischer Druckschmierungszustände beim Tiefziehen, EFB-Forschungsbericht Nr. 303, 2009.
- [GRO11] Groche, P.; Klöpsch, C., et al.: Hydrostatische Druckschmierung beim Tiefziehen; in: Werkstatttechnik online 101 (2011), Heft 5, S. 339–346.
- [GRO12] Groche, P.; Möller, N.: Tribologische Optimierung beim Tiefziehen durch Servopressen, EFB-Forschungsbericht Nr. 350, 2012.
- [GRU09] Grueebler, R.; Hora, P.: Temperature dependent friction modeling for sheet metal forming; in: International Journal of Material Forming 2 (2009), Heft 1, S. 251–254.
- [GUI01] Guillon, O.; Roizard, X., et al.: Experimental methodology to study tribological aspects of deep drawing — application to aluminium alloy sheets and tool coatings; in: Tribology International 34 (2001), Heft 11, S. 757–766.
- [GÜN97] Günther, F.: Verfahren und Vorrichtung zur Verminderung der Wandreibung beim Innenhochdruck-Umformprozess, Patentschrift, DE19751413A114.11.1997.
- [HAB80] Habig, K.-H.: Verschleiss und Härte von Werkstoffen, Hanser Verlag, 1980.
- [HAL88] Halling, J.; Arnell, R., et al.: The Elastic—Plastic Contact of Rough Surfaces and its Relevance in the Study of Wear; in: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science 202 (1988), Heft 4, S. 269-274.
- [HAO99] Hao, S.; Klamecki, B.E., et al.: Friction measurement apparatus for sheet metal forming; in: Wear 224 (1999), Heft 1, S. 1–7.
- [HAS02] Hasenmaier, W.: Verfahren zum Umformen und Vorrichtung hierfür, Patentschrift, DE000010202201A122.01.2002.
- [HEN06] Hengelhaupt, J.; Vulcan, M.: Robuste Prozesse beim Ziehen großflächiger Karosserieteile; in: Neuere Entwicklungen in der Blechumformung (2006), S. 291–318.

- [HEN19] Henneberg, J.; Rothhammer, B., et al.: Analysis of tribological behavior of surface modifications for a dry deep drawing process; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 5 (2019), S. 13–24.
- [HEW94] Hewstone, R.: Environmental health aspects of lubricant additives; in: *Science of The Total Environment*, 156 (1994), Heft 3, S. 243–254.
- [HIR96] Hirvonen, J.-P.; Koskinen, J., et al.: Present progress in the development of low friction coatings; in: *Surface and Coatings Technology*, 80 (1996), Heft 1-2, S. 139–150.
- [HOF12] Hoffmann, H.; Neugebauer, R., et al.: *Handbuch Umformen*, Hanser Verlag, 2012.
- [HOL12] Hol, J.; Cid Alfaro, M., et al.: Advanced friction modeling for sheet metal forming; in: *Wear* 286-287 (2012), S. 66–78.
- [HOL13] Hol, J.: *Multi-scale friction modeling for sheet metal forming*; Dissertation, University of Twente, 2013.
- [HOL14] Hol, J.; Wiebenga, J., et al.: A software solution for advanced friction modeling applied to sheet metal forming; in: *IDDRG 2014 Conference Proceedings* (2014), S. 344-349.
- [HOL15a] Hol, J.; Meinders, V., et al.: Multi-scale friction modeling for sheet metal forming; in: *Tribology International* 81 (2015), S. 112–128.
- [HOL15b] Hol, J.; Meinders, V., et al.: Multi-scale friction modeling for sheet metal forming; in: *Tribology International* 85 (2015), S. 10–25.
- [HOR01] Hortig, D.: *Werkzeugbeschichtungen mit Trockenschmierstoffeigenschaften für das Tiefziehen*; Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2001.
- [HOR12] Horiuchi, T.; Yoshihara, S., et al.: Dry deep drawability of A5052 aluminum alloy sheet with DLC-coating; in: *Wear* 286-287 (2012), S. 79–83.
- [HOR14] Horikoshi, Y.; Kuboki, T., et al.: Deep Drawing with High-pressured Water Jet Using Ditch-engraved Die; in: *Procedia Engineering* 81 (2014), S. 893–898.
- [HOR15] Horikoshi, Y.; Kuboki, T., et al.: Die design for deep drawing with high-pressured water jet utilizing computer fluid dynamics based on Reynolds' equation; in: *Journal of Materials Processing Technology* 218 (2015), S. 99–106.

- [HOS17] Hoshino, K.; Nagoshi, M., et al.: Effect of Al-based Oxide Layer on Frictional Properties of Hot-dip Galvanized Steel Sheets; in: *ISIJ International* 57 (2017), Heft 5, S. 895–904.
- [JÄH19] Jähniq, T.; Mousavi, A., et al.: Friction reduction in dry forming by using tetrahedral amorphous carbon coatings and laser micro-structuring; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 5 (2019), S. 25–30.
- [JON98] Jonasson, M.; Wihlborg, A., et al.: Analysis of surface topography changes in steel sheet strips during bending under tension friction test; in: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 38 (1998), Heft 5-6, S. 459–467.
- [KAR12] Karupannasamy, D.; Hol, J., et al.: Modelling mixed lubrication for deep drawing processes; in: *Wear* 294-295 (2012), S. 296–304.
- [KAT04] Kataoka, S.; Murakawa, M., et al.: Tribology of dry deep-drawing of various metal sheets with use of ceramics tools; in: *Surface and Coatings Technology* 177-178 (2004), S. 582–590.
- [KEL95] Keller, U.: Einrichtung zur Regelung des Niederhalterdrucks und zur Schmierung beim Tiefziehen, Patentschrift, DE000019532963C207.09.1995.
- [KIM07] Kim, H.; Sung, J., et al.: Evaluation of stamping lubricants using the deep drawing test; in: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47 (2007), Heft 14, S. 2120–2132.
- [KIM09] Kim, H.; Altan, T., et al.: Evaluation of stamping lubricants in forming advanced high strength steels (AHSS) using deep drawing and ironing tests; in: *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009), Heft 8, S. 4122–4133.
- [KIR12] Kirkhorn, L.; Frogner, K., et al.: Improved Tribotesting for Sheet Metal Forming; in: *Procedia CIRP* 3 (2012), S. 507–512.
- [KIR14] Kirkhorn, L.; Akujärvi, V., et al.: Multi parameter study of dynamic friction behavior in flat-die strip drawing; in: *IDDRG 2014 Conference Proceedings* (2014), S. 354-359.
- [KLE09] Klement, J.: *Technologie der elektrischen Direktantriebe*, Expert-Verlag, 2009.
- [KLO07] Klocke, F.; König, W.: *Fertigungsverfahren 4, Umformen*, Springer-Verlag, 2007.

- [KLÖ10] Klöpsch, C.: Generierung lokaler, hydrostatischer Druckschmierungszustände beim Tiefziehen; Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2010.
- [KÖH85] Köhler, H.: Druckgespeiste Gaslager mit flächig verteilten Mikrodüsen; Dissertation, Technische Universität München, 1985.
- [KOP05] Kopp, R.: Erweiterung der Formgebungsgrenzen bei Umformprozessen, Abschlussbericht zum DFG-Schwerpunktprogramm 1074, 2005.
- [KOS06] Kosanov, J.; Lenard, J., et al.: The effect of lubricant additives on the coefficient of friction in the flat-die test; in: *Materials Science and Engineering: A* 427 (2006), Heft 1-2, S. 274–281.
- [KRI08] Krieg, M.: Analyse der Effekte beim Trockeneisstrahlen; Dissertation, Technische Universität Berlin, 2008.
- [KUB12] Kuboki, T.; Saito, H., et al.: Lubrication characteristics of deep drawing with high-pressure water jet; in: *Proceedings of the 14th International Conference on Metal Forming*, Kraków/Poland, 16.-19. September 2012, S. 355–358.
- [KÜH16] Kühn, R.; Prieske, M., et al.: Lokale Beeinflussung der Oberflächenrauheit von Silizium dotiertem CVD-Diamant durch funkenerosive Mikrobearbeitung; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 2 (2016), S. 50–55.
- [KUN93] Kunst, H.; Freller, H., et al.: Verschleisshemmende Schichten, Grundlagen des Verschleissverhaltens von Eisenwerkstoffen und praktische Massnahmen zur Verschleissminderung, Expert-Verlag, 1993.
- [KUN16] Kunze, T.; Mousavi, A., et al.: Tribological Optimization of Dry Forming Tools; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 2 (2016), S. 78–82.
- [KUW07] Kuwer, C.-J.: Verschleissreduktion beim Tiefziehen von X5 CrNi 18-10; Dissertation, Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 2007.
- [LAN90] Lange, K.: Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft Band 3: Blechbearbeitung, Springer-Verlag, 1990.
- [LEE08] Lee, H.; Park, H., et al.: Influence of 3-D Surface Parameters on Friction Behavior of Steel Sheets, in: *Proceedings of the 9th International Conference on Technology of Plasticity*, Gyeongju/Korea, 7.-11. September 2008, S. 230–234.

- [LEM13] Lemu, H.; Trzepieciński, T.: Numerical and Experimental Study of Frictional Behavior in Bending Under Tension Test; in: SV-JME – Journal of Mechanical Engineering 59 (2013), Heft 01, S. 41–49.
- [LES14] Lesch, F.: Einfluss von Substrateigenschaften auf die Abscheidung übergangsmetallsaltzhaltiger Korrosionsschutzmaterialien; Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU), 2014.
- [LIE10] Liewald, M.; Wagner, S., et al.: Influence of Surface Topography on the Tribological Behaviour of Aluminium Alloy 5182 with EDT Surface; in: Tribology Letters, 39 (2010), Heft 2, S. 135–142.
- [LIE15] Liewald, M.; Graf, T., et al.: Tribosysteme für die Kaltumformung auf der Basis von flüchtigen Schmiermedien und laserstrukturierten Oberflächen; in: Dry Metal Forming Open Access Journal 1 (2015), S. 22–33.
- [LIE19] Liewald, M.; Tovar, G., et al.: Tribological Conditions Using CO₂ as Volatile Lubricant in Dry Metal Forming; in: International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology 11 (2019), Heft 3, S. 361-367.
- [LIU09] Liu, X.; Liewald, M., et al.: Effects of Rolling Direction and Lubricant on Friction in Sheet Metal Forming; in: Journal of Tribology 131 (2009), Heft 4, S.1–8.
- [LOH13] Lohninger, H.: pT-Phasendiagramm von Reinstoffen (2013); Quelle: http://anorganik.chemie.vias.org/phasendiagramm_pt_reinstoffe.html; zuletzt geprüft am 20.04.2018.
- [LÖH06] Löhr, M.; Spaltmann, D., et al.: In situ Acoustic Emission for wear life detection of DLC coatings during slip-rolling friction; in: Wear 260 (2006), Heft 4-5, S. 469–478.
- [LUD17] Ludwig, M.: Bewertung von Einflussgrößen auf die Reibverhältnisse in der Blechumformung und deren Korrelation mit numerisch ermittelten Belastungsverläufen; Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2017.
- [MA10] Ma, X.; Rooij, M.; et al.: A load dependent friction model for fully plastic contact conditions; in: Wear 269 (2010), Heft 11-12, S. 790–796.
- [MAT00] Matuszak, A.: Factors influencing friction in steel sheet forming; in: Journal of Materials Processing Technology 106 (2000), Heft 1-3, S. 250–253.

- [MEI05] Meiler, M.; Jaschke, H.: Lubrication of Aluminium Sheet Metal within the Automotive Industry; in: *Advanced Materials Research* 6-8 (2005), S. 551–558.
- [MER14] Merklein, M.; Zöllner, F., et al.: Experimental and Numerical Investigations on Frictional Behaviour under Consideration of Varying Tribological Conditions; in: *Advanced Materials Research* 966-967 (2014), S. 270–278.
- [MER15a] Merklein, M.; Schmidt, M., et al.: Development and Evaluation of Tool Sided Surface Modifications for Dry Deep Drawing of Steel and Aluminum Alloys; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 1 (2015), S. 121–133.
- [MER15b] Merklein, M.; Schmidt, M., et al.: Investigation of Tribological Systems for Dry Deep Drawing by Tailored Surfaces; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 1 (2015), S. 42–56.
- [MER16] Merklein, M.; Schmidt, M., et al.: Tailored modifications of amorphous carbon based coatings for dry deep drawing; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 2 (2016), S. 25–39.
- [MIS95] Mishina, H.: Chemisorption of diatomic gas molecules and atmospheric characteristics in adhesive wear and friction of metals; in: *Wear* 180 (1995), Heft 1-2, S. 1–7.
- [MIT03] Mitsuo, A.; Akhadejdamrong, T., et al.: Self-Lubrication of Cl-Implanted Titanium Nitride Coating for Dry Metal Forming; in: *Materials Transactions* 44 (2003), Heft 7, S. 1295–1302.
- [MOC10] Mochel, F.; Schinköthe, W.: Neuer Gestaltungsansatz bei aerostatisch geführten Ein- und Mehrkoordinatenantrieben; in: *Beitrag zur 8. ETG/GMM-Fachtagung Innovative Klein- und Mikroantriebstechnik*, Würzburg, 23. September 2010.
- [MÖL02] Möller, U.; Nassar, J.: *Schmierstoffe im Betrieb*; Springer-Verlag, 2002.
- [MOU14] Mousavi, A.; Schomäcker, M., et al.: Macro and Micro Structuring of Deep Drawing's Tools for Lubricant Free Forming; in: *Procedia Engineering* 81 (2014), S. 1890–1895.
- [MOU15] Mousavi, A.; Brosius, A.: Tool concepts for dry forming; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 1 (2015), S. 79–82.

- [MOU17] Mousavi, A.; Kunze, T., et al.: Deep drawing process without lubrication – an adapted tool for a stable, economic and environmentally friendly process; in: *Procedia Engineering* 207 (2017), S. 48–53.
- [MUR95] Murakawa, M.; Koga, N., et al.: Deep-drawing of aluminum sheets without lubricant by use of diamond-like carbon coated dies; in: *Surface and Coatings Technology* 76-77 (1995), S. 553-558.
- [MUR01] Murata, M.; Miyamoto, H.: Deep Drawing Using High-Pressured Water with Cleanser; in: *Proceedings of the 9th International Conference on sheet metal*, Leuven/Belgium, 2. – 4. April 2001 S. 191–198.
- [MUR02] Murata, M.; Miyamoto, H.: Characteristic and benefit of new deep drawing using high-pressured water; in: *Proceedings of the 7th International Conference on Technology of Plasticity*, Yokohama/Japan, 27. Oktober -1. November 2002, S. 1645–1650.
- [MUR03] Murakawa, M.; Takeuchi, S.: Evaluation of tribological properties of DLC films used in sheet forming of aluminum sheet; in: *Surface and Coatings Technology*, 163-164 (2003), S. 561–565.
- [MÜS03] Müser, M.: Der mikroskopische Ursprung der Reibung; in: *Physik Journal* (2003), Heft 9, S. 43–48.
- [NET95] Netsch, T.: Methode zur Ermittlung von Reibmodellen für die Blechumformung; Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1995.
- [NEU04] Neudecker, T.: Tribologische Eigenschaften keramischer Blechumformwerkzeuge – Einfluss einer Oberflächenendbearbeitung mittels Excimerlaserstrahlung; Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 2004.
- [NEU07] Neugebauer, R.: *Hydro-Umformung*, Springer-Verlag, 2007.
- [NIT07] Nitzsche, G.: Reduzierung des Adhäsionsverschleißes beim Umformen von Aluminiumblechen; Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2007.
- [OPI56] Opitz, H.; Axer, H.: Beeinflussung des Verschleißverhaltens bei spanenden Werkzeugen durch flüssige und gasförmige Kühlmittel und elektrische Maßnahmen, VS Verlag für Sozialwissenschaften, 1956.

- [OSA00] Osakada, K.; Matsumoto, R.: Fundamental Study of Dry Metal Forming with Coated Tools; in: CIRP Annals - Manufacturing Technology 49 (2000), Heft 1, S. 161–164.
- [PAH51] Pahlitzsch, G.: Kühlen von Schneidwerkzeugen mit gasförmigen Kühlmitteln; in: Industrie-Anzeiger 73 (1951), Heft 69/70, S. 51.
- [PAN99] Panknin, W.; Hoffmann, H., et al.: Tool for transformation of workable metallic workpieces has at least one shape tool part with surface determining form of transformed material, Patentschrift, DE 19944722A117.1999.
- [PAT78] Patir, N.; Cheng H (1978) An average flow model for determining effects of three dimensional roughness on partial hydrodynamic lubrication; in ASME Journal of Lubrication Technology 100 (1978), S.12–17.
- [PAT79] Patir, N.; Cheng, H.: Application of Average Flow Model to Lubrication Between Rough Sliding Surfaces; in: Journal of Lubrication Technology 101 (1979), Heft 2, S. 220–229.
- [PFE97] Pfestorf, M.: Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen in der Umformtechnik; Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 1997.
- [POD06] Podgornik, B.; Hogmark, S.: Surface modification to improve friction and galling properties of forming tools; in: Journal of Materials Processing Technology 174 (2006), Heft 1-3, S. 334–341.
- [POD12] Podgornik, B.; Jerina, J.: Surface topography effect on galling resistance of coated and uncoated tool steel; in: Surface and Coatings Technology 206 (2012), Heft 11-12, S. 2792–2800.
- [PRI18] Prieske, M.; Börner, R., et al.: Influence of the surface microstructure on the adhesion of a CVD-diamond coating on steel with a CrN interlayer; in: MATEC Web of Conferences, 190 (2018), Heft 7, S. 1–10.
- [PUL72] Pullen, J.; Williamson, J.: On the Plastic Contact of Rough Surfaces; in: Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences 327 (1972), Heft 1569, S. 159–173.

- [RAA04] Raabe, D.: Einfluß der Rauheit metallischer Oberflächen auf Reibung und Rückfederung, Max-Planck Project Report, Max-Planck Institut für Eisenforschung Düsseldorf, 2004.
- [RAO80] Rao, N.: Analysis of aerostatic porous rectangular thrust bearings with offset loads; in: *Wear* 59 (1980), Heft 2, S. 333–344.
- [REC17] Recklin, V.; Dietrich, F., et al.: In-situ-measurement of the friction coefficient in the deep drawing process; in: *Journal of Physics: Conference Series* 896 (2017), 12027.
- [ROI09] Roizard, X.; Pothier, J., et al.: Experimental device for tribological measurement aspects in deep drawing process; in: *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009), Heft 3, S. 1220–1230.
- [RÖM97] Römpp, H.; Falbe, J., et al: *Römpp Lexikon Chemie*, 3, 1997.
- [ROO98] Rooij, M.: Tribological aspects of unlubricated deep drawing processes; Dissertation, University of Twente, 1998.
- [ROW63] Rowe, G.; Smart, E.: The importance of oxygen in dry machining of metal on a lathe; in: *British Journal of Applied Physics* 14 (1963), Heft 12, S. 924.
- [SAH94] Saha, P.; Wilson, W.: Influence of plastic strain on friction in sheet metal forming; in: *Wear* 172 (1994), Heft 2, S. 167–173.
- [SCH88] Schipper, D.: Transitions in the lubrication of concentrated contacts; Dissertation, University of Twente, 1988.
- [SCH95] Schroter, A.: Ausgleichsvorgänge und Strömungsgeräusche bei aerostatischen Lagern mit flächig verteilten Mikrodüsen; Dissertation, Technische Universität München, 1994.
- [SCH97a] Schey, J.: A Critical Review of the Applicability of Tribotesters to Sheet Metal working; SAE Technical Paper 970714, 1997.
- [SCH97b] Schmoeckel, D.; Prier, M., et al.: Topography Deformation of Sheet Metal during the Forming Process and Its Influence on Friction; in: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 46 (1997), Heft 1, S. 175–178.

- [SCH99] Schulz, B.: Herstellung von aerostatischen Lagern mit Laserendbearbeitung; Dissertation, Technische Universität München, 1999.
- [SCH07] Schenk, C.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen an ebenen aerostatischen Gaslagerelementen unter Hochvakuumbedingungen; Dissertation, Technische Universität Ilmenau, 2007.
- [SEV09] Severo, V.; Vilhena, L., et al.: Tribological behaviour of W–Ti–N coatings in semi-industrial strip-drawing tests; in: *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009), Heft 10, S. 4662–4667.
- [SHA63] Shaw, M.: The role of friction in deformation processing; in: *Wear* 6 (1963), Heft 2, S. 140–158.
- [SIE55] Siebel, E.; Beisswänger, H.: *Tiefziehen*, Hanser-Verlag, 1955.
- [SIE92] Siegert, K.; Werle, T.: Verfahrenskombination verbessert Umformteile aus Blech; in: *Wissenschaft und Technik* 4, S. 66–68, 1992.
- [SIG15] Sigvant, M.; Hol, J., et al.: Friction Modelling in Sheet Metal Forming Simulations: Application and Validation on an U-bend Product; in: *Proceedings of the 8th Forming Technology Forum*, Zurich/Switzerland, 29.-30.Juni 2015, S. 135-142.
- [SIG18] Sigvant, M.; Pilthammar, J., et al.: Friction in Sheet Metal Forming Simulations: Modelling of New Sheet Metal Coatings and Lubricants; in: *IOP Conference Series: Materials Science Engineering* 418 (2018), 12093.
- [SIM89] Simon H: Rechnergestützte Ziehteilauslegung mit elementaren Berechnungsmethoden; Dissertation, Universität Hannover, 1989.
- [SIN83] Singh, K.; Rao, N.: Static Characteristics of Aerostatic Porous Rectangular Thrust Bearings With Offset Load; in: *Journal of Lubrication Technology* 105 (1983), Heft 1, S. 143-146.
- [SIN16] Singer, M.; Liewald, M.: In-Situ-measurement of restraining forces during forming of rectangular cups; in: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 159 (2016), 12020.
- [SMI86] Smith, A.: Influence of environment on the unlubricated wear of 316 stainless steel at room temperature; in: *Tribology International* 19 (1986), Heft 1, S. 3–10.

- [SOB92] Sobis, T.; Engel, U., et al.: A theoretical study on wear simulation in metal forming processes; in: *Journal of Materials Processing Technology* 34 (1992), Heft 1-4, S. 233-240.
- [SOB96] Sobis, T.: Beitrag zur Mechanik der Mischreibung in der Wirkfuge umformtechnischer Prozesse; Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 1996.
- [SØR94] Sørensen, F.; Petersen, H.: Formulation and Recycling of Water-Based Degreasing Agents; in: *Hazardous Waste and Hazardous Materials* 11 (1994), Heft 3, S. 361–370.
- [SOU06] Souza, J. de; Liewald, M.: Neue Methode zur Abschätzung der Standzeit von Tiefziehwerkzeugen aus Kunststoff; in: *Reibung, Schmierung und Verschleiß: Forschung und praktische Anwendungen*, 2, GfT, Aachen, 2006.
- [SOU08] Souza, J. de: New design approaches for sheet metal forming dies using polymeric materials; Dissertation, Universität Stuttgart, 2008.
- [SPU10] Spurk, J.; Aksel, N.: *Strömungslehre, Einführung in die Theorie der Strömungen*; Springer-Verlag, 2010.
- [STA98] Staeves, J.: Beurteilung der Topografie von Blechen im Hinblick auf die Reibung bei der Umformung; Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1998.
- [STA03] Staeves, J.: Tribologie, Schmierung und Topografie in der Prozesskette Rohkarosserie; *Lehrgang Tribologie und Schmierung in der Blechumformung und –bearbeitung*, Esslingen, Ostfildern, 2003.
- [STE96] Steinhoff, K.; Rasp, W., et al.: Development of deterministic-stochastic surface structures to improve the tribological conditions of sheet forming processes; in: *Journal of Materials Processing Technology* 60 (1996), Heft 1-4, S. 355–361.
- [STE03] Steinicke, M.: Modifiziertes Reibgesetz für die Finite-Elemente-Simulation des Tiefziehens; Dissertation, Universität Stuttgart, 2003.
- [STE15] Steitz, M.; Stein, P., et al.: Influence of Hammer-Peened Surface Textures on Friction Behavior; in: *Tribology Letters* 58 (2015), Heft 2, S. 404.
- [STE16] Steiner, J.; Andreas, K., et al.: Investigation of surface finishing of carbon based coated tools for dry deep drawing of aluminium alloys; in: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 159 (2016), 12022.

- [STE17] Steiner, J.; Häfner, T., et al.: Analysis of tool-sided surface modifications for dry deep drawing of deep drawing steel and aluminum alloys in a model process; in *Dry Metal Forming Open Access Journal* 3 (2017), S. 30–40.
- [STR82] Strackerjahn, W.: Die Voraussage des Versagenfalls beim Tiefziehen rechteckiger Teile; Dissertation, Universität Hannover, 1982.
- [STR02] Stribeck, R.: Die wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager; in: *VDI-Zeitung* 46, 1902.
- [SUL17] Sulaiman, M.; Christiansen, P., et al.: Influence of tool texture on friction and lubrication in strip reduction; in: *Procedia Engineering* 207 (2017), S. 2263-2268.
- [TAB59] Tabor, D.: Junction Growth in Metallic Friction. The Role of Combined Stresses and Surface Contamination. In: *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 251 (1959), S. 378–393.
- [TAM07] Tamaoki, K.; Kataoka, S., et al.: Applying CVD diamond film to alloy tool steels; in: *Proceedings of the 2007 Japanese spring conference for the technology of plasticity, Nagoya/Japan, 25. – 27. Mai 2007*.
- [TAM10] Tamaoki, K.; Manabe, K.-i., et al.: Electroconductive ceramic tooling for dry deep drawing; in: *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010), Heft 1, S. 48-53.
- [TAU94] Taube, K.; Grischke, M., et al.: Improvement of carbon-based coatings for use in the cold forming of non-ferrous metals; in: *Surface and Coatings Technology* 68-69 (1994), S. 662–668.
- [TAU98] Taube, K.: Carbon-based coatings for dry sheet-metal working; in: *Surface and Coatings Technology* 98 (1998), Heft 1-3, S. 976–984.
- [TRZ17] Trzepieciński, T.; Fejkiel, R.: On the influence of deformation of deep drawing quality steel sheet on surface topography and friction; in: *Tribology International* 115 (2017), S. 78–88.
- [TSU09] Tsuji, Y.; Yoshihara, S., et al.: Effect of DLC Coating on Limiting Drawing Ratio of AZ31 Magnesium Alloy Sheet; in: *Proceedings of the International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Florida/USA, 13. – 19. November 2009* S. 313-318.

- [VEL14] Velkavrh, I.; Ausserer, F., et al.: The effect of gaseous atmospheres on friction and wear of steel–steel contacts; in: *Tribology International* 79 (2014), S. 99–110.
- [VOL13] Volk, R.: *Rauheitsmessung, Theorie und Praxis*; Beuth Verlag, 2013.
- [VOL14] Vollertsen, F.; Schmidt, F.: Dry metal forming; in: *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology* 1 (2014), Heft 1, S. 59–62.
- [WAG96] Wagner, S.: *3D-Beschreibung der Oberflächenstrukturen von Feinblechen*; Dissertation, Universität Stuttgart, 1996.
- [WAG11] Wagner, S.: Ermittlung von Reibungszahlen und Verschleiß bei der Blechumformung; in: *Lehrgang Tribologie und Schmierung bei der Blechumformung*, Ostfildern, 23.-24. Februar 2011.
- [WAN74] Wanheim, T.; Bay, N., et al.: A theoretically determined model for friction in metal working processes; in: *Wear* 28 (1974), Heft 2, S. 251–258.
- [WAN04] Wang, Z.: Tribological approaches for green metal forming; in: *Journal of Materials Processing Technology* 151 (2004), Heft 1-3, S. 223–227.
- [WEC06] Weck, M.: *Werkzeugmaschinen 2*, Springer-Verlag, 2006.
- [WEI07] Weidel, S.; Engel, U.: Surface characterisation in forming processes by functional 3D parameters; in: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 33 (2007), Heft 1-2, S. 130–136.
- [WES01] Westeneng, J. D.: *Modelling of contact and friction in deep drawing processes*; Dissertation, University of Twente, 2001.
- [WER95] Werle, T.: *Superplastische Aluminiumblechumformung unter besonderer Beachtung der Formänderungsgeschwindigkeit*; Dissertation, Universität Stuttgart, 1995.
- [WIH99] Wihlborg, A.; Crafoord, R.: Frictional study of uncoated steel sheets; in: *Advanced technology of plasticity* (1999), Springer, Berlin, Heidelberg, S. 355–364.
- [WIH00a] Wihlborg, A.; Jonasson, M., et al.: Surface Indentation Test (SIT) for Sheet Metal; in: *Tribology Series* 38 (2000), S. 447–455.

- [WIH00b] Wihlborg, A.; Gunnarsson, L.: A frictional study of uncoated EBT steel sheets in a bending under tension friction test; in: *Wear* 237 (2000), Heft 1, S. 129–136.
- [WIK08] Wiklund, D.; Rosén, B.-G., et al.: Frictional mechanisms in mixed lubricated regime in sheet metal forming; in: *Wear* 264 (2008), Heft 5-6, S. 474–479.
- [WIL77a] Williams, J.: The Action of Lubricants in Metal Cutting; in: *Journal of Mechanical Engineering Science* 19 (1977), Heft 5, S. 202–212.
- [WIL77b] Williams, J.; Tabor, D.: The role of lubricants in machining; in: *Wear* 43 (1977), Heft 3, S. 275–292.
- [WIL84] Wilson, W.; Wang, J.: Hydrodynamic Lubrication in Simple Stretch Forming Processes; in: *Journal of Tribology* 106 (1984), Heft 1, S. 70.
- [WIL88] Wilson, W.; Sheu, S.: Real area of contact and boundary friction in metal forming; in: *International Journal of Mechanical Sciences* 30 (1988), Heft 7, S. 475–489.
- [WIL95] Wilson, W.; Hsu, T.-C., et al.: A Realistic Friction Model for Computer Simulation of Sheet Metal Forming Processes; in: *Journal of Engineering for Industry* 117 (1995), Heft 2, S. 202.
- [WIL15] Willems, W.: Der Beweis: CO₂ tatsächlich schuld am Treibhauseffekt (2015); Quelle: http://www.focus.de/wissen/klima/klimaschutz/endlich-bewiesen-forscher-messen-treibhauseffekt-durch-co2_id_4507677.html; zuletzt geprüft am 30.11.2017.
- [WIT80] Witthüser, K.-P.: Untersuchung von Prüfverfahren zur Beurteilung der Reibungsverhältnisse beim Tiefziehen; Dissertation, Universität Hannover, 1980.
- [WÖR17] Wörz, C.; Umlauf, G., et al.: Tiefziehen eines U-Profiles mit flüchtigen Medien als Schmierstoffersatz; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 3 (2017), S. 50–61.
- [WÖR18] Wörz, C.; Reichardt, G., et al.: Dry deep drawing of a rectangular cup assisted by volatile media injected from laser-drilled microholes; in: *Dry Metal Forming Open Access Journal* 4 (2018), S. 1–8.
- [WU04] Wu, X.; Cong, P., et al.: Tribological Behaviors of 52100 Steel in Carbon Dioxide Atmosphere; in: *Tribology Letters* 17 (2004), Heft 4, S. 925–930.

- [WUL15] Wulff, D.; Yilkiran, D., et al.: Selective oxidation of 1.2379 tool steel surfaces – an approach for Dry Metal Forming; in: Dry Metal Forming Open Access Journal 1 (2015), S. 72–78.
- [YAM96] Yamasaki, Y.: Tiefziehen eines Bleches mittels einer Presse und Tiefziehvorrichtung, Patenschrift, DE69605706T207.05.1996.
- [YIL16] Yilkiran, D.; Wulff, D., et al.: Selectively Oxidised Tool Steel Surfaces for Sheet Metal Forming; in: Proceedings of the 12th International Conference The "A" Coatings, Hannover, 31. März - 01. April 2016, S.179-184.
- [YIL17] Yilkiran, D.; Wulff, D., et al.: Wear behaviour of thermally oxidised tool surfaces as low-friction separation layers for dry sheet metal forming; in: Wear 376-377 (2017), S. 1789–1803.
- [ZHA97] Zhang, Z.; Chen, L.: Study of the friction characteristics of lubricants and their affecting factors during drawing; in: Journal of Materials Processing Technology 63 (1997), Heft 1-3, S. 144–147.
- [ZHA10] Zhang, Y.; Han, L., et al.: Study on Effect of Gases as Coolant and Lubricant on Machined Surface; in: Advanced Materials Research 135 (2010), S. 424–428.
- [ZIE15] Zierep, J.; Bühler, K.: Grundzüge der Strömungslehre, Springer-Verlag, 2015.
- [ZÖL16] Zöllner, F.: Erarbeitung von Grundlagen zur Abbildung des tribologischen Systems in der Umformsimulation; Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU), 2016.
- [ZUM81] Zum Gahr, K.: Abrasiver Verschleiß metallischer Werkstoffe, VDI-Verlag, 1981.
- [ZUM83] Zum Gahr, K.-H.: Reibung und Verschleiß, Verlag: Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, 1983.

Curriculum Vitae

PERSÖNLICHE DATEN

Name	Christoph Wörz
Geburtsdatum	14.06.1983
Geburtsort	Herrenberg
Familienstand	Verheiratet

SCHULISCHE AUSBILDUNG

1994	Besuch des Otto-Hahn-Gymnasiums in Böblingen
bis 2003	Abschluss: Allgemeine Hochschulreife

UNIVERSITÄRE AUSBILDUNG

2004	Studium des Maschinenwesens an der
bis 2010	Universität Stuttgart,
	Hauptfächer: Fabrikbetrieb und Umformtechnik
	Abschluss: Diplom-Ingenieur
2010	Wissenschaftliche Hilfskraft an der Forschungsgesell-
bis 2011	schaft für Umformtechnik

BERUFLICHER UND WISSENSCHAFTLICHER WERDEGANG

2012	Projektingenieur an der Forschungsgesellschaft
bis 2013	Umformtechnik mbH, Stuttgart
2013	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für
bis 2018	Umformtechnik, Universität Stuttgart
2016	Leiter der Arbeitsgruppe
2018	Umform- und Schneidverfahren
seit 2020	Metal Stamping & Forming Engineer bei der MD Elektronik GmbH, Waldkraiburg