

Technische Universität München  
TUM School of Engineering and Design

# **Adhäsionsentstehung beim Scherschneiden und Tiefziehen unter Berücksichtigung von Temperatur und thermoelektrischen Strömen**

**Philipp Maximilian Tröber**

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grads eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigten Dissertation.

**Vorsitzender:**

Prof. Dr.-Ing. Karsten Stahl

**Prüfende der Dissertation:**

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Prof. Dr.-Ing. Noomane Ben Khalifa
3. Prof. Dr.-Ing. Thomas Bergs

Die Dissertation wurde am 27.09.2022 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 30.01.2023 angenommen.



## **Vorwort und Danksagung**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München. Da die tatkräftige Unterstützung von Vorgesetzten, Kollegen und Studenten nicht unwesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat, bin ich ihnen zu großem Dank verpflichtet.

Meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, sowie dem ehemaligen Ordinarius Herrn Prof. i.R. Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann danke ich für die Wertschätzung, die fachliche Unterstützung und Förderung sowie das entgegengebrachte Vertrauen. Daneben sei Herrn Dr.-Ing. Roland Golle für die stets gute Zusammenarbeit, die konstruktiven Präsentationsdurchsprachen und motivierenden Gespräche gedankt.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Noomane Ben Khalifa, Professor für Fertigungstechnik – Innovative Fertigungstechnologien an der Leuphana Universität Lüneburg, und Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Bergs MBA, Inhaber des Lehrstuhls für Technologie der Fertigungsverfahren am Werkzeugmaschinenlabor WZL der RWTH Aachen, danke ich für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Koreferats sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Karsten Stahl, Ordinarius des Lehrstuhls für Maschinenelemente der Technischen Universität München, für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Darüber hinaus möchte ich allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Lehrstuhls für die angenehme und produktive Zusammenarbeit danken. Hervorheben möchte ich hierbei Herrn Dr.-Ing. Peter Demmel, der den Grundstein dieser Arbeit legte, mich stets förderte und mir als kompetenter Ansprechpartner immer beiseite stand. Auch meinen ehemaligen Bürokollegen Herrn Dr.-Ing. Thomas Kopp, Dr.-Ing. Hannes A. Weiss und Markus Welm, M.Sc. danke ich zutiefst für die gemeinsame Zeit, die fruchtbaren Diskussionen sowie die wertvollen Beiträge zu dieser Arbeit. Stellvertretend für meine fleißigen Studenten bedanke ich mich vor allem bei Herrn Lukas Dröse, B.Sc., für seine hilfreiche Unterstützung.

Der größte Dank gebührt jedoch meinen Eltern, Helga und Peter, für die beständige Unterstützung sowie in besonderem Maße meiner Frau Karin für den bedingungslosen Rückhalt, die unerschöpfliche Geduld sowie das liebevolle Aufbauen nach Rückschlägen während meiner gesamten Zeit am Lehrstuhl. Zu guter Letzt danke ich Sarah, Lena und Felix für die oftmals nötige und wohltuende Ablenkung. Euch ist diese Arbeit gewidmet.



## **Kurzfassung**

Das Stanzen, die Kombination von Scherschneid- und Kaltumformprozessen nimmt aufgrund der hohen Ausbringung und dem Blechnutzungsgrad im industriellen Umfeld eine herausragende Stellung ein. Um den stetig steigenden Anforderungen hinsichtlich Qualität und Wirtschaftlichkeit, trotz höherer Bauteilkomplexität, gerecht zu werden, gilt es, den Werkzeugverschleiß zu reduzieren und die Prozessstabilität zu steigern. Aufgrund der frühen Initiierung sowie hohen Verschleißraten stellen Adhäsion und die dadurch entstehenden Kaltaufschweißungen an den Werkzeugaktivelementen eine der größten Herausforderungen dar. Um diesen entgegenzuwirken, ist ein tiefgreifendes Prozessverständnis sowie die Kenntnis aller Einflussfaktoren auf die Adhäsionsentstehung Grundvoraussetzung.

Während des Scherschneidens und Umformens bewirkt die Dissipation plastischer Arbeit sowie Reibung einen Temperaturanstieg in der Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück. Neben dem direkten Einfluss auf die Adhäsionsentstehung kommt es dadurch zur Entstehung thermoelektrischer Ströme, deren Auswirkungen auf den Werkzeugverschleiß im Bereich der spanlosen Fertigungsverfahren bislang nicht betrachtet wurden. Aus diesem Grund ist das Ziel dieser Arbeit, den Zusammenhang zwischen Temperatur, thermoelektrischen Strömen und der Adhäsionsentstehung beim Scherschneiden zu untersuchen sowie den Übertragbarkeitsbereich der Wechselwirkungen auf andere Verfahren zu identifizieren.

Um die Zusammenhänge möglichst allumfassend zu analysieren, wurden zunächst alle Versuchswerkstoffe hinsichtlich ihres thermoelektrischen Verhaltens charakterisiert. Darauf aufbauend erfolgte eine zeitlich aufgelöste Ermittlung der beim Scherschneiden auftretenden Temperaturen und Thermostrome in Abhängigkeit der verwendeten Werkstoffe, des Schneidspalts sowie des Beölungszustands. Anhand eines speziellen Messkonzepts auf Basis eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelements konnten so grundlegende Zusammenhänge zwischen den Größen identifiziert werden. In Kombination mit einer detaillierten Analyse der sich jeweils an der Stempelmantelfläche gebildeten Adhäsionen sowie einer definierten Beeinflussung entstehender Thermostrome wurde der Einfluss thermoelektrischer Ströme auf die Adhäsionsentstehung gezeigt. Abschließend erfolgte eine Ableitung grundlegender Wirkzusammenhänge sowie eine Bewertung deren Übertragbarkeit auf andere Umformverfahren anhand des Tiefziehprozesses. Die erarbeiteten Erkenntnisse leisten einen Beitrag zur Verbesserung des Verständnisses des Scherschneid- und Umformprozesses sowie der Entstehungsmechanismen der Adhäsion. Dadurch können adhäsive Phänomene erstmals genauer erklärt sowie Kaltaufschweißungen an den Werkzeugaktivelementen durch eine wissensbasierte Beeinflussung thermoelektrischer Ströme signifikant reduziert werden.

## **Abstract**

Stamping, the combination of blanking and cold forming processes, occupies an important position in the industrial environment due to high output and degree of sheet metal utilization. In order to meet increasing requirements concerning component quality and cost-effectiveness, despite greater complexity, the main aim is to minimize tool wear and increase process stability. Due to an early initiation as well as high wear rates, adhesion and galling are considered to be one of the biggest challenges in this context. To counteract adhesion, a profound understanding of the process and knowledge of all influencing factors is a basic requirement.

During blanking and cold metal forming, a temperature rise occurs in the contact zone between tool and workpiece due to the dissipation of plastic work as well as frictional heat. Besides the direct impact on adhesion formation, the resulting temperature gradient causes thermoelectric currents. Their influence on adhesion formation has not been considered in the field of blanking and forming so far. For this reason, the aim of this work is to investigate the relationship between temperature, thermoelectric currents and adhesion formation during blanking and to evaluate the transferability of these interactions.

In order to analyze the relationships as comprehensively as possible, all materials were first characterized with regard to their thermoelectric behavior. Based on this, a time-resolved determination of the temperatures and thermocurrents occurring during blanking were carried out with varying materials, cutting gaps and lubrication conditions. Fundamental correlation between these factors could be revealed by using a special measurement concept based on a tool-workpiece-thermocouple. The impact of thermoelectric currents on adhesion formation was shown by defined influence of the thermocurrents and an analysis of adhesions formed on the lateral surface of the punch. Finally, basic interactions were derived and verified on the basis of a deep-drawing process. The findings obtained contribute to an improved understanding of the blanking and forming process as well as the formation mechanisms of adhesions. Consequently, adhesive phenomena can be explained for the first time and galling can be reduced significantly on a knowledge-based basis.

---

## Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>I</b>
<b>Verzeichnis der Kurzzeichen.....</b>	<b>V</b>
<b>Verzeichnis der Abkürzungen.....</b>	<b>VIII</b>
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse.....</b>	<b>3</b>
2.1 Scherschneiden .....	3
2.1.1 Einordnung und Verfahrensprinzip .....	3
2.1.2 Kinematischer und kinetischer Verfahrensablauf.....	6
2.1.1 Theoretische Berechnung der Schneidkraft und -arbeit .....	11
2.1.2 Qualitätsbewertung schergeschnittener Bauteile.....	12
2.2 Tiefziehen .....	13
2.3 Grundlagen der Tribologie und des Verschleißes .....	15
2.3.1 Atomarer Aufbau metallischer Werkstoffe .....	16
2.3.2 Aufbau, Gestalt und Kontakt technischer Oberflächen.....	17
2.3.3 Verschleißmechanismen.....	18
2.4 Temperaturentwicklung beim Scherschneiden und Umformen .....	21
2.4.1 Grundlegende Mechanismen der Temperaturentstehung .....	22
2.4.2 Ermittelte Temperaturen beim Scherschneiden und Tiefziehen.....	24
2.5 Elektrophysikalische Grundlagen beim Scherschneiden und Tiefziehen.....	26
2.5.1 Thermoelektrizität .....	26
2.5.2 Elektrische Eigenschaften von Mikrokontakten.....	28
2.5.3 Joule'sche Wärme.....	29
2.5.4 Elektromigration.....	30
2.6 Ausgewählte Einflussgrößen auf Verschleiß und Adhäsionsentstehung .....	30
2.6.1 Kontaktausprägung, Reibsituation und Werkstoff .....	31
2.6.2 Temperatur .....	34
2.6.3 Elektrischer Strom .....	36
2.7 Fazit und Forschungsbedarf .....	44

---

<b>3</b>	<b>Zielsetzung und Aufgabenstellung .....</b>	<b>46</b>
3.1	Problemstellung .....	46
3.2	Zielsetzung .....	46
3.3	Lösungsansatz .....	47
<b>4</b>	<b>Versuchsanlagen und Messeinrichtungen .....</b>	<b>49</b>
4.1	Mechanische Schnellläuferpresse .....	49
4.2	Optische Messeinrichtungen .....	49
4.2.1	Laserkonfokalmikroskop .....	49
4.2.2	Auflichtmikroskop .....	50
4.3	Zug-Druck-Prüfmaschine.....	50
4.4	Funkenemissionsspektrometer .....	50
4.5	Source-Measure-Unit .....	50
4.6	Strommesszange .....	51
<b>5</b>	<b>Versuchswerkstoffe.....</b>	<b>52</b>
5.1	Blechwerkstoffe .....	52
5.2	Aktivelementwerkstoffe.....	54
5.3	Schmierstoffe .....	55
<b>6</b>	<b>Thermoelektrische Messmethodik und deren Realisierung .....</b>	<b>56</b>
6.1	Das Versuchswerkzeug .....	56
6.1.1	Auswahl des Temperaturmesskonzepts .....	56
6.1.2	Werkzeug-Werkstück-Thermoelement .....	57
6.1.3	Messung und Beeinflussung thermoelektrischer Ströme.....	59
6.1.4	Implementierung der Konzepte im Versuchswerkzeug .....	60
6.1.5	Messdatenverarbeitung .....	63
6.2	Thermoelektrische Werkstoffcharakterisierung.....	64
6.2.1	Konzept der thermoelektrischen Charakterisierung.....	65
6.2.2	Realisierung des Konzepts .....	68
<b>7</b>	<b>Versuchsbeschreibung und -durchführung .....</b>	<b>73</b>
7.1	Thermoelektrische Charakterisierung .....	73

---

7.1.1	Ermittlung der Messgenauigkeit.....	73
7.1.2	Durchführung der thermoelektrischen Charakterisierung.....	73
7.1.3	Aufbereitung der Thermospannungskurven.....	74
7.2	Experimentelle Versuche.....	75
7.2.1	Scherschneiduntersuchungen.....	75
7.2.2	Bewertung der Übertragbarkeit.....	77
7.3	Bewertung der Adhäsionsmenge.....	78
<b>8</b>	<b>Versuchsergebnisse.....</b>	<b>80</b>
8.1	Thermoelektrische Charakterisierung.....	80
8.1.1	Verifizierung der thermoelektrischen Charakterisierung.....	80
8.1.2	Thermoelektrische Charakterisierung der Versuchswerkstoffe.....	81
8.1.3	Kalibrierkurve des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements.....	86
8.2	Temperatur- und Thermostromverlauf beim Scherschneiden.....	87
8.2.1	Charakteristik des Temperaturverlaufs.....	87
8.2.2	Charakteristik des Thermostromverlaufs.....	90
8.3	Temperatur, Thermostrom und Adhäsionsentstehung beim Scherschneiden.....	92
8.3.1	Einfluss des Schneidspalts.....	92
8.3.2	Einfluss des Blechwerkstoffs.....	96
8.3.3	Einfluss der Beölung.....	98
8.4	Diskussion des Einflusses der Prozessparameter auf Temperatur, Thermostrom und Adhäsionsentstehung.....	99
8.4.1	Schneidspalt.....	99
8.4.2	Blechwerkstoff.....	103
8.4.3	Beölungszustand.....	105
8.5	Einfluss des materialspezifischen Seebeck-Koeffizienten auf die Adhäsionsentstehung.....	108
8.5.1	Seebeck-Koeffizient und Thermostromverlauf.....	109
8.5.2	Seebeck-Koeffizient und Adhäsionsentstehung.....	112
8.6	Auswirkungen extern geregelter Ströme auf die Adhäsionsentstehung.....	113

---

8.6.1	Charakteristik des geregelten Stromverlaufs .....	114
8.6.2	Untersuchung des Blechwerkstoffs EN AW 5083.....	115
8.6.3	Untersuchung des Blechwerkstoffs 1.4301.....	118
<b>9</b>	<b>Diskussion und Ableitung von Wirkzusammenhängen .....</b>	<b>120</b>
9.1	Grundlegende Adhäsionsinitiierung .....	120
9.2	Auswirkungen des Thermostroms auf die Adhäsionsentstehung .....	121
9.3	Auswirkung eines extern geregelten Stroms auf die Adhäsionsentstehung .....	126
<b>10</b>	<b>Übertragbarkeit der Erkenntnisse auf den Tiefziehprozess.....</b>	<b>129</b>
10.1.1	Charakteristik der Temperatur- und Thermostromverläufe .....	129
10.1.2	Externe Beeinflussung thermoelektrischer Ströme.....	131
<b>11</b>	<b>Anwendung der Erkenntnisse .....</b>	<b>135</b>
11.1	Ableitung eines mathematischen Zusammenhangs .....	135
11.1.1	Ohne Beeinflussung des Thermostroms .....	135
11.1.2	Mit externer Beeinflussung des Thermostroms .....	137
11.2	Industrielle Umsetzung und Handlungsempfehlungen.....	139
<b>12</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>141</b>
<b>A</b>	<b>Abbildungsverzeichnis .....</b>	<b>147</b>
<b>B</b>	<b>Tabellenverzeichnis .....</b>	<b>152</b>
<b>C</b>	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>153</b>
<b>D</b>	<b>Normenverzeichnis .....</b>	<b>181</b>
<b>13</b>	<b>Anhang.....</b>	<b>183</b>
13.1	Charakterisierung des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter.....	183
13.2	Seebeck-Koeffizienten ausgewählter Reinelemente .....	185
13.3	Adhäsionsinitiierung .....	186
13.4	Kalibrierkurve zur Ermittlung der Temperatur beim Tiefziehen.....	187
13.5	Parameter des mathematischen Modells für Thermostromversuche .....	188
13.6	Parameterset des mathematischen Modells mit externer Beeinflussung .....	190

## Verzeichnis der Kurzzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$A_g$	%	Gleichmaßdehnung
$A_{\text{Ref,A}}$	$\mu\text{m}^3$	Referenzfläche zur Ermittlung des Adhäsionsvolumens
$A_{\text{Ref,R}}$	$\mu\text{m}^3$	Referenzfläche zur Ermittlung des Rauigkeitsvolumens
$b_K$	mm	Breite der wahren Kontaktzone
$c$	-	Beiwert
$f$	-	Scherfaktor
$F_H$	kN	Horizontalkraft am Stempel
$F_{H^*}$	kN	Horizontalkraft am Matrizenkanal
$F_{S,\text{max}}$	kN	Schneidkraftmaximum
$F_{\text{NH}}$	kN	Niederhalterkraft
$F_S$	kN	Schneidkraft
$F_Q^*$	kN	Querkraft
$F_Z$	kN	Ziehkraft
$F_{S^*}$	kN	Reaktionskraft
$F_V$	kN	Vertikale Kraftkomponente am Stempel
$F_{V^*}$	kN	Vertikale Kraftkomponente an der Matrize
$h_B$	mm	Bruchflächenhöhe
$h_E$	mm	Kanteneinzugshöhe
$h_G$	mm	Schnittgrathöhe
$h_S$	mm	Glattschnitthöhe
$K_{W;B}$	$\mu\text{mmA}^{-2}$	Gewichtungsfaktor der Werkstoffkombination bei externer Beeinflussung
$K_W$	$\mu\text{mmA}^{-1}$	Gewichtungsfaktor der Werkstoffkombination ohne externer Beeinflussung
$K_{\text{ITh}}$	$\mu\text{m}$	Stromäquivalent

<b>Formelzeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$K_{ES}$	mA	Gewichtungsfaktor externe Stromstärke
$K_P$	-	Gewichtungsfaktor Prozessparameter
$K_{P;B}$	-	Gewichtungsfaktor Prozessparameter bei externer Beeinflussung
$K_T$	-	Gewichtungsfaktor der Temperatur
$I_{ES}$	mA	Externe Stromstärke
$I_{Th}$	mA	Thermostrom
$I_{Th,n}$	mA	Thermostrom der n-ten Stromquelle
$k_S$	Nmm <sup>-2</sup>	Schneidwiderstand
$l_H$	mm	Hebelarm horizontal
$l_S$	mm	Länge der gesamten Schnittlinie
$l_V$	mm	Hebelarm vertikal
$M_B$	Nm	Biegemoment am Butzen
$M_G$	Nm	Biegemoment am Stanzgitter
$R$	$\Omega$	Elektrischer Widerstand
$R_n$	$\Omega$	Innenwiderstand der n-ten Strom-/Spannungsquelle
$R_a$	$\mu\text{m}$	Mittenrauwert
$R_{ges}$	$\Omega$	Elektrischer Widerstand des gesamten Stromkreises
$R_Z$	$\mu\text{m}$	Rautiefe
$R_m$	Nmm <sup>-2</sup>	Zugfestigkeit des Blechwerkstoffs
$R_{p0,2}$	Nmm <sup>-2</sup>	Streckgrenze
$S$	$\mu\text{V}^\circ\text{C}^{-1}$	Absoluter Seebeck-Koeffizient
$S_X$	$\mu\text{V}^\circ\text{C}^{-1}$	Absoluter Seebeck-Koeffizient des Werkstoffs $X$
$s_0$	mm	Blechdicke
$T$	$^\circ\text{C}$	Temperatur
$T_h$	$^\circ\text{C}$	Temperatur an der Warmstelle

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$T_{\text{ref}}$	°C	Referenztemperatur
$T_{\text{kalt}}$	°C	Kaltstellentemperatur
$T_{\text{warm}}$	°C	Warmstellentemperatur
$T_{\text{Ref}}$	°C	Referenztemperatur
$T_1$	°C	Exemplarische Kontaktstellentemperatur
$T_2$	°C	Exemplarische Messstellentemperatur
$u$	$\mu\text{m} / \%$	Absoluter Schneidspalt / relativer Schneidspalt
$U_{\text{Th}}$	mV	Thermoelektrische Spannung
$U_{\text{Th,TRef}}$	mV	Resultierende Thermospannung der Paarung Werkstoff 1 und Werkstoff 2 bezogen auf $T_{\text{Ref}}$
$U_{\text{WKX,TRef}}$	mV	Resultierende Thermospannung der Paarung Werkstoff X und Referenzwerkstoff bezogen auf $T_{\text{Ref}}$
$U_{\text{Bl,TRef}}$	mV	Thermospannung der Paarung Blech-Referenzwerkstoff bezogen auf $T_{\text{Ref}}$
$U_{\text{St,TRef}}$	mV	Thermospannung der Paarung Stempel- Referenzwerkstoff bezogen auf $T_{\text{Ref}}$
$U_{\text{Th,TRef}}$	mV	Resultierende Thermospannung des Werkzeug- Werkstücks-Thermoelements bezogen auf $T_{\text{Ref}}$
$U_{\text{Th,T1}}$	mV	Resultierende Thermospannung des Werkzeug- Werkstücks-Thermoelements bezogen auf $T_1$
$V_{\text{Adhäsion}}$	$\mu\text{m}^3$	Volumen der entstandenen Adhäsionen
$V_{\text{Rauigkeit}}$	$\mu\text{m}^3$	Volumen der Oberflächenrauigkeiten
$W_{\text{S}}$	Nm	Schneidarbeit
$z$	mm	Ortskoordinate längs des Leiterkreises
$z_{\text{ges}}$	mm	gesamter Stempelweg
$z_{\text{St}}$	mm	Stempelweg
$\beta$	°	Bruchflächenwinkel
$\mu$	-	Reibbeiwert

---

**Verzeichnis der Abkürzungen**

<b>Abkürzung</b>	<b>Bedeutung</b>
AW	Aluminium-Knetlegierung
DIN	Deutsches Institut für Normung
EN	Europäische Norm
FEM	Finite Elemente Methode
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
GFT	Gesellschaft für Tribologie
hdp	Hexagonal dichteste Packung
ISO	International Organization for Standardization
kfz	Kubisch flächenzentriertes Gitter
krz	Kubisch raumzentriertes Gitter
MAH	Mittlere Adhäsionshöhe
PM	Pulvermetallurgisch
REM	Rasterelektronenmikroskop
RTSI	Real Time System Integration
SD	Standardabweichung
SK	Seebeck-Koeffizient
SMU	Source-Measure-Unit
Ssp	Schneidspalt
UT	Unterer Umkehrpunkt
utg	Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen
VDI	Verein Deutscher Ingenieure

## 1 Einleitung

Der technische Werkstoff Aluminium wird heutzutage nicht mehr nur allein in der Luft-, Raumfahrt- oder Verpackungsmittelindustrie eingesetzt, sondern stellt nach Eisen den zweitwichtigsten metallischen Werkstoff dar. Dementsprechend nahm die Produktionsmenge von Primäraluminium in den letzten zehn Jahren um mehr als 50 % zu und wird, Prognosen zufolge, auch weiterhin steigen (International Aluminium Institute, 2022, Unnerstall, 2021, S. 142). Grund für das stetig wachsende Anwendungsspektrum in annähernd allen industriellen Bereichen sind die charakteristischen Eigenschaften dieses Werkstoffs. Beispielhaft seien hier seine elektrische und thermische Leitfähigkeit, die Korrosionsbeständigkeit, die Lebensmittelverträglichkeit, die gute Formbarkeit sowie das geringe spezifische Gewicht genannt (Ostermann, 2014, S. 2f.). Daher stellt Aluminium mittlerweile nicht nur einen der wichtigsten Leichtbauwerkstoffe der Automobilindustrie dar, sondern findet immer häufiger als Substitutionswerkstoff für das deutlich teurere Kupfer in der Elektroindustrie, als Fassaden- und Dachwerkstoff in der Bauindustrie, als Verpackungswerkstoff in der Lebensmittel- und Arzneiindustrie sowie als Designapplikation in der Weißwarenindustrie Verwendung. Zudem zeichnet sich Aluminium durch eines der höchsten Recyclingpotentiale aller recyclingfähigen Werkstoffe aus und kann daher bei einer sortenreinen Entsorgung ohne Qualitätsverlust mit einer Energieeinsparung von 95 %, verglichen mit der Herstellung von Primäraluminium, wiederaufbereitet werden (Prillhofer, Prillhofer und Antrekowitsch, 2008, Mayer, 2020, S. 64).

Eine Vielzahl dieser Bauteile wird aus dem Halbzeug Blech hergestellt, bei dessen Verarbeitung das Scherschneiden das mit Abstand wichtigste Fertigungsverfahren darstellt. Nahezu jedes Blechbauteil wird entweder aus zuvor geschnittenen Rohteilen gefertigt oder als Fertigteil ausgeschnitten. Vor allem aber die Kombination des Scherschneidens mit verschiedenen Umformprozessen wie dem Tiefziehen gemeinhin als „Stanzen“ betitelt, ermöglicht die Herstellung eines breiten Produktspektrums unterschiedlichster Geometrien unter einer hohen Werkstoffausnutzung und Ausbringung (Lange, 2002, S. 6, Fritz, 2018, S. 227). Um den stetig steigenden Anforderungen hinsichtlich Bauteilqualität und Genauigkeit bei immer höherer Komplexität der Bauteile ökonomisch und ökologisch gerecht zu werden, werden sowohl die Prozesse als auch eingesetzten Werkstoffe kontinuierlich verbessert. Um diese Neuerungen jedoch vollumfänglich nutzen zu können, reicht empirisches Wissen nicht aus, sondern es bedarf eines wissenschaftlich fundierten tiefgreifenden Prozessverständnisses.

Vor diesem Hintergrund stellt der an den Aktivelementen des Werkzeugs auftretende Verschleiß eine der größten Herausforderungen dar. Sein Fortschritt bestimmt sowohl die Lebensdauer der Werkzeuge, die Qualität der Bauteile sowie die Prozessstabilität, wodurch diesem Faktor der größte Einfluss auf die Profitabilität zukommt. Im Regelfall entsteht

Werkzeugverschleiß aus einer Überlagerung der Verschleißmechanismen Abrasion, Adhäsion, Oberflächenzerrüttung und tribochemischer Reaktion. Bei der Verarbeitung von rostfreiem Stahl, Kupfer, Titan oder auch dem zuvor erwähnten Aluminium dominiert indes der Mechanismus Adhäsion, welcher bereits mit dem ersten Kontakt von Werkzeug und Werkstück entstehen kann und sich durch hohe Verschleißraten auszeichnet. Nach Czichos und Habig (2015, S. 11) stellt Adhäsion den zweithäufigsten Schadensmechanismus über alle Industriezweige dar. In dessen Folge kommt es zu Anhaftungen von Blechwerkstoff in Form von Kaltaufschweißungen an den Aktivelementen des Werkzeugs, welchen im Bereich der Blechumformung 71 % der gesamten Werkzeugaufbereitungskosten zugeschrieben werden (Moghadam et al., 2018). Um der Adhäsion entgegenzuwirken werden aktuell Hartstoffbeschichtungen und Schmierstoffe eingesetzt, deren Wahl meist erfahrungsbasiert erfolgt, da bislang nicht alle zu Adhäsion führenden Wechselwirkungen sowie deren Einflussfaktoren bekannt sind.

Im Rahmen dieser Arbeit wird mit thermoelektrischen Strömen ein nur bedingt bekannter Einflussfaktor untersucht, welcher jedoch aufgrund des Seebeck-Effekts bei annähernd jeder Art der Metallbearbeitung entsteht. Obwohl ihr Einfluss auf den Werkzeugverschleiß bereits seit den 1950er Jahren immer wieder Gegenstand wissenschaftlicher Arbeiten im Bereich der spanenden Fertigungsverfahren war, konnten bislang keine grundlegenden Zusammenhänge identifiziert werden. So beobachtete Opitz (1954) beim Drehen durch einen angelegten Strom eine Verdoppelung der Standzeit, während andere Untersuchungen keinen Einfluss oder auch eine Verringerung der Standzeit feststellten (Nardgren, 1955, Ellis und Barrow, 1968).

Ziel dieser Arbeit ist es daher, die Wechselwirkungen zwischen Temperatur, thermoelektrischen Strömen und der Entstehung von Kaltaufschweißungen beim Scherschneiden zu untersuchen. Basis bildet hierbei die thermoelektrische Charakterisierung aller verwendeten Werkstoffe durch Ermittlung des Seebeck-Koeffizienten. Im Rahmen experimenteller Untersuchungen erfolgt im Anschluss die Messung der Prozesstemperatur und der auftretenden thermoelektrischen Ströme unter variierenden Prozessparametern. Abschließend soll diese Arbeit durch eine systematische Beeinflussung der thermoelektrischen Ströme grundlegende Wirkzusammenhänge aufdecken, deren Übertragbarkeit auf andere Umformprozesse bewerten und letztendlich einen großen Beitrag zum besseren Verständnis des Adhäsionsentstehungsprozesses leisten.

## 2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse

Um die Untersuchungen und Schlussfolgerungen dieser Arbeit hinsichtlich Temperatur, Thermoelektrizität und Adhäsion beim Scherschneiden und Tiefziehen zu verstehen, werden in diesem Kapitel zunächst die hierfür nötigen Grundlagen beleuchtet. Einleitend erfolgt die Beschreibung des Scherschneid- und Tiefziehprozesses sowie der relevanten Bereiche der Tribologie und des Werkzeugverschleißes. Ferner zeigt dieses Kapitel auf, warum es beim Scherschneiden und Umformen zu einem Anstieg der Temperatur in der Kontaktzone von Werkzeug und Werkstück kommt, welche elektrophysikalische Effekte dadurch hervorgerufen werden sowie die sich daraus ergebenden Folgen für den Stanzprozess. Abschließend wird der sich aus diesem Kapitel ergebende Forschungsbedarf zusammengefasst.

### 2.1 Scherschneiden

#### 2.1.1 Einordnung und Verfahrensprinzip

Scherschneiden ist nach DIN 8588 (2003-09) definiert als das „Zerteilen von Werkstücken zwischen zwei Schneiden, die sich aneinander vorbeibewegen“. Im Ordnungssystem der DIN 8580 (2003-09) ist dieses Verfahren der Hauptgruppe „Trennen“ sowie der Gruppe „Zerteilen“ zugeordnet. Die Aufhebung des Werkstoffzusammenhalts erfolgt ohne den Anfall von Spänen oder anderen formlosen Stoffen. Zu den weiteren Fertigungsverfahren dieser Gruppe zählen Messerschneiden, Beißschneiden, Reißen, Brechen und Spalten. Ihnen kommt aufgrund ihrer geringen Schnittflächenqualität meist eine deutlich geringere wirtschaftliche Bedeutung als dem Scherschneiden zu (Lange, 1990, S. 237).

Eine Differenzierung innerhalb der Untergruppe Scherschneiden kann zunächst verfahrenstypologisch vorgenommen werden. Am häufigsten wird das einhubige Scherschneiden, „bei dem der Schnitt entlang der gesamten Schnittlinie in einem Hub erfolgt“, eingesetzt (DIN 8588, 2003-09). Daneben kann die Herstellung der Bauteilkontur in mehreren Hübten mit fortschreitendem Vorschub oder auch kontinuierlich durch den Einsatz von Rollmessern erfolgen (Hoffmann et al., 2012, S. 679f.).

Eine weitere Unterscheidung erfolgt nach Aus- beziehungsweise Bewegungsrichtung der Schneiden. Liegen diese parallel zur Blechoberseite, erfolgt ein vollkantiger Schnitt, wobei „die Schneide von Beginn an in der vollen Länge der Schnittlinie wirkt“ (DIN 8588, 2003-09). Bei einer winkligen Anstellung einer Schneide wird vom kreuzenden Schnitt gesprochen, bei welchem die Schneide partiell in das Werkstück eindringt. Dem Vorteil einer Verringerung der maximalen Schneidkraft steht bei diesem Verfahren eine Verformung des Blechstreifens und des ausgeschnittenen Teils sowie eine erhöhte Eintauchtiefe, welche einen gesteigerten Mantelflächenverschleiß bedingt, gegenüber (Demmel, 2014, S. 6f.). Ferner entstehen

Querkräfte im Werkzeug, welche sich negativ auf den Stanzprozess auswirken können (Kopp et al., 2016). Hinsichtlich der Bewegungsrichtung der Schneiden kann der Schnitt entweder drückend und somit senkrecht zur Schneide, oder ziehend im Falle einer davon abweichenden Bewegungsrichtung erfolgen (Bednarz, 2014, S. 8–10).

Weiterhin erfolgt nach DIN 9870 - Blatt2 (1972-10) eine Distinktion zwischen offener und geschlossener Schnittlinie. Während bei ersterer sowohl Beginn als auch Ende der Schnittlinie mit dem Rand der Platine beziehungsweise des Blechstreifens zusammenfallen, bildet letztere eine in sich geschlossene Kontur. Die Herstellung einer Außenkontur erfolgt anhand des Ausschneidens, eine Innenkontur wird durch Lochen hergestellt. Dementsprechend kann das Stanzgitter oder das ausgeschnittene Blech, auch als Butzen bezeichnet, Abfall oder Schnittteil darstellen (Hoffmann et al., 2012, S. 680f.). Da sich diese Arbeit auf das einhubige Scherschneiden im geschlossenen, drückend vollkantigen Schnitt fokussiert, wird im Folgenden nur auf diese Verfahrensvariante genauer eingegangen.

Je nach Komplexität des Bauteils erfolgt eine Schneidoperation alleine oder wird mit anderen Schneid- und Umformprozessen kombiniert, was nach DIN 9870-Blatt 1 (1974-10) als „Stanzen“ bezeichnet wird. Die Prozesse werden dabei in Einzelwerkzeugen, Stufenwerkzeugen, die einer Aufreihung von Einzelwerkzeugen entsprechen, oder Folgeverbundwerkzeugen, in welchen der Blechstreifen in einem einzigen Werkzeug mehrere Schneid- oder Umformprozesse durchläuft, realisiert (N. N., 1996, S. 123–127). Das Einbringen des Blechwerkstoffs in das Werkzeug erfolgt üblicherweise durch einen Rollenvorschub an der Presse oder durch Einlegen, je nachdem ob der Ausgangswerkstoff in Form vorgeschchnittener Platinen, Streifen oder als zum Coil aufgewickeltes Band vorliegt.

Analog zu den meisten Blechumformverfahren bilden beim Scherschneiden immer die beiden formgebenden Elemente Schneidstempel und Matrize, auch als Schneidplatte bezeichnet, die Basis eines jeden Werkzeugs. Aufgrund ihrer zentralen Beteiligung am eigentlichen Formgebungsprozess werden sie Aktivelemente genannt. Neben Stempel und Matrize kann optional ein Nieder- beziehungsweise Blechhalter eingesetzt werden, der das Blech mit einer definierten Kraft  $F_{NH}$  auf die Stirnfläche der Matrize klemmt. Folglich wird ein durch die auftretenden Kräfte bedingtes Abheben des Blechrands von der Matrize verhindert, was die Prozesssicherheit steigert. Auch beeinflusst der Niederhalter den Werkstofffluss in die Scherzone und die Qualität der erzeugten Schnittflächen sowie den Verschleißfortschritt an den Aktivelementen (Bing und Wallbank, 2008, Buchmann, 1963). Beim Rückhub des Stempels fungiert der Niederhalter als Abstreifer und schiebt das Stanzgitter vom Stempel (DIN 9869-2, 1969-11). Nach Hellwig und Kolbe (2012, S. 32) kann die dazu benötigte Kraft beim Lochen bis zu 30 % der Schneidkraft betragen und im Falle von Blechwerkstoffen mit geringer

Zugfestigkeit auch 40 % übersteigen (Dies, 1960). Die genaue Höhe hängt vor allem von Werkzeugparametern wie Schneidspalt, Werkzeugschmierung, Schneidkantengeometrie sowie der Oberflächenrauheit der Aktivelemente ab. Auch der Verschleißzustand der Schneidstempel spielt eine entscheidende Rolle (Timmerbeil, 1953).

Der grundlegende Aufbau eines konventionellen Scherschneidwerkzeugs für den geschlossenen Schnitt mit Niederhalter ist in Abbildung 2-1 dargestellt. Werkzeugseitig existieren eine Vielzahl geometrischer Gestaltungsmöglichkeiten, welche sich direkt oder indirekt auf den Schneidprozess und die Qualität des daraus resultierenden Bauteils auswirken. Zu den wichtigsten Merkmalen zählt der Schneidspalt  $u$  (Abbildung 2-1 - Detailansicht). Definiert als der Abstand zwischen den Schneiden von Matrize und Stempel senkrecht zur Stößelbewegungsrichtung, wird er meist relativ bezogen auf die Blechdicke in Prozent angegeben. Beim konventionellen Scherschneiden oder Normalschneiden beträgt der Schneidspalt in der Regel zwischen 5 % und 15 % der Blechdicke (Demmel, 2014, S. 6). Scherschneidverfahren mit kleineren Schneidspalten werden nach Garreis (1976) unter dem Begriff Genauschnitten zusammengefasst und zeichnen sich durch eine größtenteils glatte Schnittflächen aus. Eine komplett glatte Schnittfläche kann mit dem Verfahren Feinschneiden hergestellt werden, bei welchem kleine Schneidspalte von 0,5 % sowie Ringzacken an Matrize und/oder Niederhalter einen Druckspannungszustand in der Scherzone begünstigen und so die Rissbildung im Blechwerkstoff verhindern beziehungsweise hinauszögern (Klocke, 2017, S. 514f., Schmidt und Birzer, 2007, S. 171, Fritsch, 2002, S. 21). Bei diesem Verfahren wird daneben ein Gegenhalter eingesetzt, welcher den Blechwerkstoff an die Stempelstirnfläche drückt und so die Butzendurchbiegung reduziert (Krämer, 1969, S. 23).

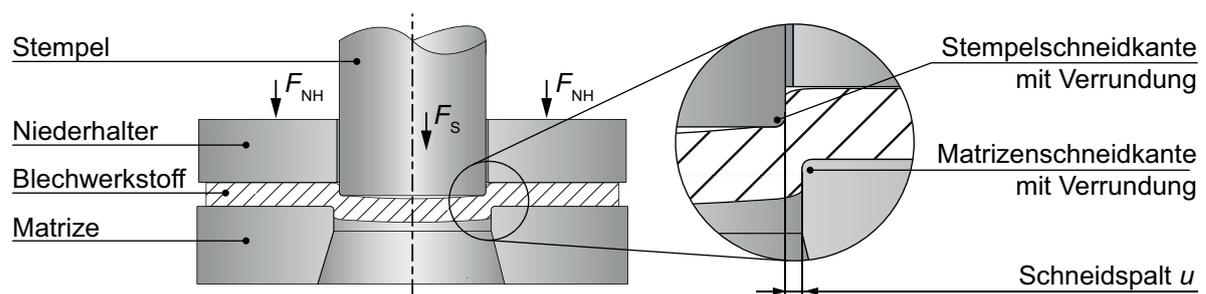


Abbildung 2-1: Prinzipieller Aufbau eines Scherschneidwerkzeugs für den geschlossenen Schnitt mit Niederhalter nach (DIN 9869-2, 1969-11)

Ein weiteres Gestaltungsmerkmal stellt die geometrische Form der Schneidkanten dar. Beim Normalschneiden werden die Schneidkanten nach dem Schleifen meist abgezogen, wodurch der Schleifgrat entfernt wird und ein Radius von etwa  $15 \mu\text{m}$  entsteht (Hörmann, 2008, S. 7, Herold, 2003). Auf diese Weise werden Ausbrüche der Schneidkante durch eine definierte Geometrie verhindert (Ulrich, 1996).

### 2.1.2 Kinematischer und kinetischer Verfahrensablauf

Der Ablauf eines Scherschneidvorgangs kann auf Basis der Werkzeugkinematik sowie der fortschreitenden elastischen und plastischen Deformation des Blechwerkstoffs in verfahrenscharakteristische Abschnitte eingeteilt werden. Wird das Aufsetzen des Niederhalters sowie der Rückhub in den Schneidprozess miteinbezogen und somit ein vollständiger Zyklus beschrieben, ergibt sich eine Aufteilung in sechs Phasen, wie in Abbildung 2-2 a) dargestellt (Toussaint, 2000, S. 4–7, Siegert, 2015, S. 227–229, Johnson und Slater, 1967). Aus den in den einzelnen Phasen ablaufenden Wechselwirkungen und den dadurch eingebrachten Kräften resultieren wiederum weitere Kräfte sowie Momente, welche als Grundlage zur Auslegung des Scherschneidwerkzeugs und der verwendeten Werkzeugmaschine herangezogen werden (Zünkler und Bokelmann, 1977). In diesem Zusammenhang gelten vor allem die maximale Schneidkraft  $F_{S,max}$  sowie die geleistete Schneidarbeit  $W_s$  als zentrale Kenngrößen. Der Verlauf der Schneidkraft  $F_s$  wird dabei als Funktion der Zeit, häufiger jedoch bezogen auf den Stempelweg  $z_{St}$ , erfasst. Abbildung 2-2 b) zeigt qualitativ die charakteristischen Schneidkraft-Stößelweg-Verläufe eines Normalschneidvorgangs im geschlossenen Schnitt für kleine und große Schneidspalte. Anhand dessen können Aussagen über die Höhe der Durchdrück-beziehungsweise Rückzugskräfte sowie der Ausprägung des Schnittschlags getroffen werden.

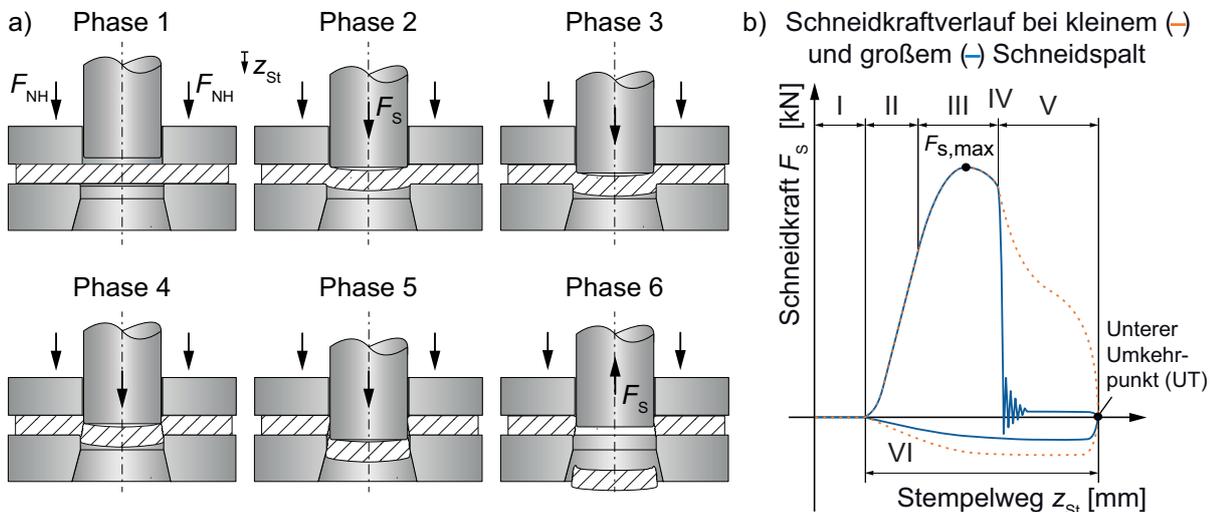


Abbildung 2-2: Ablauf eines Scherschneidvorgangs mit qualitativen Schneidkraftverläufen für kleine und große Schneidspalte nach (Demmel, 2014, S. 7 & 13, Klocke, 2017, S. 494)

#### Phase 1 - Aufsetzen des Niederhalters und des Schneidstempels

Nach dem Einlegen der zu bearbeitenden Platine beziehungsweise dem Vorschub des Blechwerkstoffs wird dieser zwischen Niederhalter und Matrizenstirnfläche mit einer an den Werkstoff und die Schneidkraft angepassten Kraft  $F_{NH}$  geklemmt und so fixiert (Hesse, 1995, S. 141). Die Kraft wird beim Normalschneiden in einfachwirkenden Pressen meist passiv, durch Gasdruck- oder Spiralfedern aufgebracht (Dolmetsch et al., 2011, S. 78).

Eine Auswirkung im Schneidkraft-Weg-Verlauf ist dadurch nicht gegeben, da sich der Niederhalter außerhalb des Kraftflusses im Werkzeug befindet. Die Phase endet mit dem Kontakt von Stempelstirnfläche und Blechoberseite. Die Stößelgeschwindigkeit in diesem Moment, auch Anschnitt- oder Auftreffgeschwindigkeit genannt, wird aufgrund der sich bei mechanischen Werkzeugmaschinen kontinuierlich über den Stößelhub ändernden Geschwindigkeit als Referenzwert verwendet (Guidi, 1963). Im Gegensatz dazu ist diese bei hydraulischen Pressen oft von der Belastung abhängig und bei Werkzeugmaschinen mit Servoantrieb völlig frei einstellbar (Dietrich, 2018, S. 383–387, Osakada et al., 2011).

### **Phase 2 - Elastische Verformung**

Mit fortschreitender Stößelbewegung induziert die durch die Presse über den Schneidstempel senkrecht in den Blechwerkstoff eingeleitete Kraft Schubspannungen, die zu Winkeländerungen im Werkstoffgitter führen. Da die Fließgrenze des Werkstoffs in dieser Phase nicht überschritten wird, ist der Vorgang elastisch und reversibel (Bargel und Schulze, 2018, S. 16f.). Dennoch resultieren aus der eingeleiteten Kraft horizontal und vertikal wirkenden Kraftkomponenten und Momente, deren Wirkung für eine differenzierte Analyse des Scherschneidprozesses unerlässlich sind. Daher zeigt Abbildung 2-3 das in dieser Phase entstehende statische Kräftegleichgewicht nach Romanowski (1979, S. 15f.).

Mit dem Auftreffen des Stempels auf den Blechwerkstoff bewirkt die Schneidkraft  $F_S$  eine Reaktionskraft  $F_{S^*}$ , welche über das jeweilige Aktivelement in Form einer vertikalen Kraftkomponente  $F_V$  beziehungsweise  $F_{V^*}$  in den Blechwerkstoff eingeleitet wird. Da diese beiden Kräfte nicht auf einer Wirklinie liegen, sondern im Abstand  $l_V$ , entsteht am Blechwerkstoff ein Biegemoment  $M_X$ , dessen Größe mit dem Schneidspalt steigt (Kühne, 1991). In der Folge bewirkt dieses Moment ein Abheben des Blechwerkstoffs von der Stempel- sowie Matrizenstirnseite. Während eine angepasste Niederhalterkraft das Abheben stempelseitig reduziert, wird das Abheben matrizenseitig dadurch völlig verhindert (Cammann, 1986, S. 9, Bing und Wallbank, 2008). Unter diesen Bedingungen begrenzt sich die Krafteinleitung auf einen schmalen ringförmigen Bereich  $b$  neben den Schneidkanten von Stempel und Matrize (Bach, 1924, Romanowski, 1979, S. 15f., Veenstra und Ramaekers, 1978).

Die auftretende elastische Verformung begrenzt sich in dieser Phase nicht nur auf den Blechwerkstoff, sondern betrifft alle im Kraftfluss liegenden Komponenten, wie Werkzeug und Werkzeugmaschine. Aus diesem Grund ist die Schneidkraftkurve in dieser Phase von einem linearen Anstieg gekennzeichnet, dessen Steigung neben der Schneidgeometrie und dem Blechwerkstoff von der Steifigkeit aller im Kraftfluss befindlicher Komponenten abhängt (Hoffmann 1973, S. 24-26 und 30-31; Timmerbeil 1957, S. 232; Kopp 2017, S. 24–26).

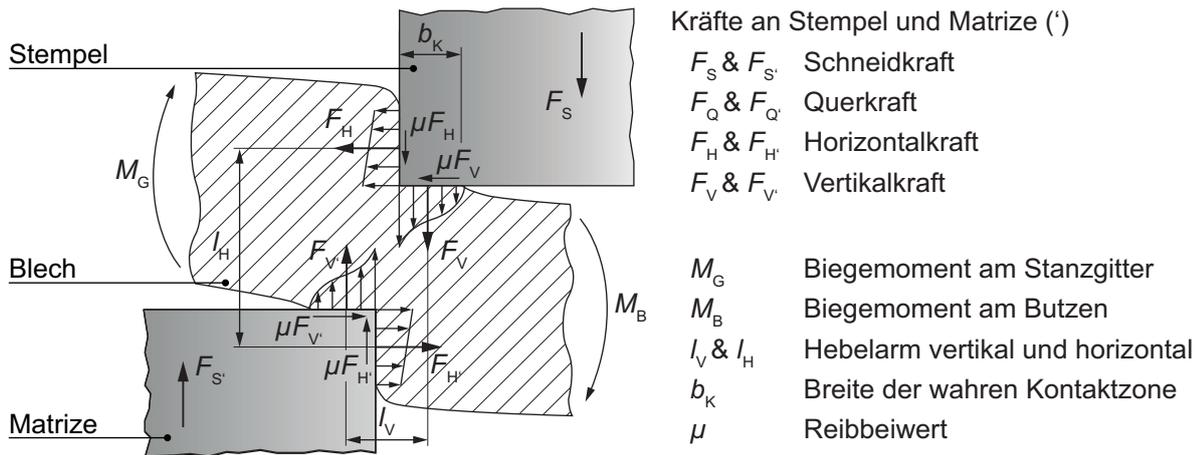


Abbildung 2-3: Qualitative Kräfte und Momente beim Scherschneiden im geschlossenen Schnitt nach (Romanowski, 1979, S. 15)

### Phase 3 - Plastische Verformung des Blechwerkstoffs

Überschreiten die induzierten Schubspannungen im Inneren des Blechwerkstoffs einen kritischen Wert, findet primär ein Abgleiten in Form translatorischer Verschiebungen von Atomebenen im Kristallgitter eines Kornes statt, wodurch eine plastische und irreversible Formänderung entsteht (Bargel und Schulze, 2018, S. 17–20, Kochendörfer, 1952, Rösler, Bäker und Harders, 2006, S. 165–175). Basis dieses Mechanismus ist das Wandern von eindimensionalen Gitterbaufehlern, den Versetzungen (Bargel und Schulze, 2018, S. 18). Neben dem kristallographischen Gleiten kann die plastische Gestaltänderung auch ohne Änderung der Kristallstruktur durch Diffusionsvorgänge und mechanische Zwillingsbildung erfolgen. Von welchen Mechanismen die Deformation getragen wird, ist stark von der vorherrschenden Temperatur abhängig (Gottstein, 2007, S. 229–235 & 330).

Die höchsten Umformgrade werden in dieser Phase in der Scherzone erreicht. Diese Zone entspricht näherungsweise dem Volumen, welches durch den Abstand der Schneiden und der Blechdicke abzüglich der Eintauchtiefe des Stempels in den Blechwerkstoff begrenzt wird (Demmel, 2014, S. 112f.). Nach Weiss (2019, S. 30) kann eine Änderung des Eigenspannungszustands des Blechwerkstoffs über ein noch größeres Werkstoffvolumen, welches als Schneideinflusszone bezeichnet wird, nachgewiesen werden.

Aufgrund der hohen Umformgrade im Schneidspalt kommt es mit fortschreitender Stempelbewegung zu einem Nachfließen des Blechwerkstoffs. Dieser Vorgang bewirkt Reibkräfte, deren Wirkrichtung sowohl in horizontaler als auch vertikaler Richtung verläuft (Kopp et al., 2016, Romanowski, 1979, S. 15, Kienzle, Timmerbeil und Jordan, 1959). Während sich diese Kräfte im geschlossenen Schnitt bei rotationssymmetrischen Schnittlinienkonturen nach Timmerbeil (1957, S. 236) insgesamt aufheben, können sie im offenen Schnitt zu einer Verlagerung beziehungsweise Verkippung des Obermessers führen, was sich direkt auf die Bauteilqualität auswirkt (Kopp, 2017, S. 33f. & 121f.).

Daneben führen die in den Blechwerkstoff eingebrachten vertikalen Kräfte zu horizontalen Kraftkomponenten, die sowohl an der Stempelmantelfläche  $F_H$  als auch am Matrizenkanal  $F_{H'}$  angreifen (Abbildung 2-3). Diese wirken zwar dem bereits in Phase 2 erwähnten und nach wie vor wirkendem Moment entgegen, sind jedoch zu schwach, um eine irreversible Durchbiegung des Butzens zu verhindern (Fugger, 1984, S. 24). Dennoch entstehen hohe Flächenpressungen zwischen Stempelmantelfläche respektive Matrizenlochwand und dem Blechwerkstoff, wodurch hohe Reibkräfte entstehen (Pfaff, 1972, S. 48–51).

Mit Blick auf das Schneidkraft-Stempelweg-Diagramm steigt die Kraftkurve vom Beginn der plastischen Werkstoffverformung bis zum Erreichen des Schneidkraftmaximums  $F_{\max}$  degressiv. Dieses Verhalten kann auf zwei Mechanismen zurückgeführt werden. Während die mit dem Umformgrad ansteigende Versetzungsdichte das Abgleiten der Atomebenen erschwert und somit die Werkstofffestigkeit steigert, reduziert die abnehmende Werkstoffdicke die benötigte Umformkraft, was der Kaltverfestigung entgegenwirkt (Demmel et al., 2015, Gottstein, 2014, S. 330). Letzterer Mechanismus wird nach Auftreten der maximalen Schneidkraft dominant und führt zu einem Kraftabfall (Johnson und Slater, 1967).

#### **Phase 4 - Rissinitiierung und Werkstofftrennung**

Mit zunehmender elasto-plastischen Umformung des Blechwerkstoffs erreicht die induzierte Schubspannung die werkstoffspezifische Schubbruchgrenze. An diesem Punkt ist das maximale Formänderungsvermögen lokal erschöpft und es entstehen erste Mikrorisse. Diese bilden sich vorrangig durch Ablösen der Werkstoffmatrix von nicht metallischen Einschlüssen, Bruch spröder Einschlüsse beziehungsweise Ausscheidungen, aber auch innerhalb der Matrix durch Versetzungsreaktionen beziehungsweise -aufstauen an Gleithindernissen (Rösler, Bäker und Harders, 2006, S. 111–112). Mit fortschreitender Verformung vergrößern sich die dadurch entstehenden Hohlräume und vereinen sich zu Makrorissen. Letztendlich kommt es zu einem Abscheren der Bereiche zwischen den Löchern, woraus ein Gleitbruch resultiert, welcher sich optisch durch eine verzerrte Wabenstruktur auszeichnet (Dahl, 1993, S. 317–320, Rösler, Bäker und Harders, 2006, S. 162 f.).

Im Falle identischer Schneidkantengestaltung von Stempel und Schneidplatte wird bei dem hier beschriebenen geschlossenen Schnitt der Rissbeginn an der Matrizen Schneidkante initiiert, da sich dort die Zugspannungen aus der Werkstoffstreckung und der Butzendurchbiegung überlagern. Erst im Anschluss kommt es zur Rissbildung an der Stempelschneidkante (Eckstein, 1969, S. 50). In diesem Bereich kompensieren die durch den Stempel eingebrachten Druckspannungen teilweise die aus der Blechstreckung resultierenden Zugspannungen (Timmerbeil, 1957, S. 234 f.). Die höchsten radialen Zugspannungen treten am Auslauf der Schneidkantenradien zum Matrizenkanal respektive Stempelmantelfläche auf, weswegen der

Anriss zumeist hier erfolgt (Jahnke, Retzke und Weber, 1981, S. 254, Crasemann, 1959, S. 50). Mit fortschreitendem Eindringen des Stempels und unter Voraussetzung abgestimmter Prozessparameter verlaufen die Risse entlang der maximalen Schubspannung aufeinander zu, was letztendlich zur endgültigen Aufhebung des Werkstoffzusammenhalts zwischen Butzen und Stanzgitter führt (Eckstein, 1969, S. 45). Bei falsch abgestimmten Prozessparametern, wie beispielsweise einem zu kleinen Schneidspalt, oder auch bei Blechwerkstoffen mit einer Zugfestigkeit unter  $500 \text{ Nmm}^{-2}$  verlaufen die Risse aneinander vorbei und es kommt zur Zipfelbildung (Lange, 1990, S. 112-116). Der dabei entstehende Werkstoffzipfel wird mit fortschreitender Stößelbewegung zunächst vom Stempel umgebogen und dann abgeschert (Dahl, 1993, S. 256–257). Daraus resultiert eine Schnittfläche, welche mehrere, voneinander getrennte Bruch- und Glattschnittbereiche aufweist. Die nicht an den Kanteneinzug angrenzenden Glattschnittbereiche werden auch Sekundärglattschnitt genannt (Bednarz, 2014, S. 13, Demmel, 2014, S. 107).

In der Schneidkraftkurve äußert sich dieses Phänomen in einem oder mehreren Wendepunkten nach dem Schneidkraftmaximum, wie in Abbildung 2-2 b) zu sehen ist (Lange, 1990, S. 114–116). Die Schneidarbeit nimmt in diesem Fall bis zu 40 % zu (Oehler, 1938, S. 41). Bei ausreichend großem Schneidspalt kommt es hingegen zu einem plötzlichen Abfall der Schneidkraft. In der Folge wird die in Werkzeugmaschine und Werkzeug gespeicherte potentielle Federenergie schlagartig in kinetische Energie umgewandelt und es entsteht Schnittschlag, eine Schwingung in alle drei Freiheitsgrade (Ghiotti et al., 2010). Dieser Ausschwingvorgang verlängert den Reibweg zwischen Stempelmantelfläche und Blechwerkstoff, was wiederum zu erhöhtem abrasivem Verschleiß führt (Hirsch, 2011, S. 81, Doege, Schmidt und Neumann, 1977). Die Zeitdauer und das Ausmaß des Schnittschlags hängen neben der Pressensteifigkeit vom Blechwerkstoff und den Prozessparametern, insbesondere dem Schneidspalt, ab (Schürr, 1981, Mair, 2016, S. 79–82).

### **Phase 5 - Durchstoßen und Auswerfen des Butzens**

Nach der endgültigen Werkstofftrennung entlang der Schnittlinie erfährt neben der Werkzeugmaschine auch der Blechwerkstoff eine partielle Entlastung. Die freiwerdenden elastischen Spannungen führen beim Blechwerkstoff zu einer Verkleinerung des Lochdurchmessers am Stanzgitter sowie einer Vergrößerung des Butzens. Die dadurch entstehenden Presspassungen zwischen Stanzgitter und Schneidstempel respektive Butzen und Matrizenkanal bewirken hohe Reibkräfte, weswegen die Schneidkraft nach der Werkstofftrennung im geschlossenen Schnitt mit ausreichend kleinen Schneidspalt nicht auf null abfällt, sondern bis zum unteren Umkehrpunkt (UT) auf einem erhöhten Niveau bleibt (Zünkler, 1963, Iliescu und Neagoe, 1988a). Die zum Ausstoßen des Butzens benötigte Kraft

hängt von der Rückfederung des Butzens, der Rauheit des Matrizenkanals und der Anzahl an Butzen im Matrizenkanal ab (Iliescu und Neagoe, 1988b).

### Phase 6 – Abstreifen des Stanzgitters im Rückhub

Mit der Umkehrung der Stößelbewegungsrichtung wird der Stempel aus dem Stanzgitter herausgezogen, wobei die dazwischen wirkende Reibkraft  $F_R$  zu einer Zugbelastung des Stempels führt, die sich in einer negativen Schneidkraft widerspiegelt. Deren Höhe hängt in erster Linie vom Grad der elastischen Rückfederung ab, welcher wiederum von den Verhältnissen Schneidspalt/Blechdicke und Stempeldurchmesser/Blechdicke sowie der Zähigkeit des Werkstoffs bestimmt wird (Hoffmann et al., 2012, S. 685f., Reichel und Katz, 1968). Auch die adhäsiv bedingte Entstehung von Kaltaufschweißungen an der Stempelmantelfläche führt zu einer Zunahme der Rückzugskraft (Iliescu und Neagoe, 1988a, Pfaff, 1972, S. 34–37). In dieser Phase fungiert der Niederhalter als Abstreifer und verhindert ein Abheben des Blechstreifens von der Matrize.

Mit dem Abheben des Niederhalter vom Blech ist der Schneidzyklus beendet.

#### 2.1.1 Theoretische Berechnung der Schneidkraft und -arbeit

Um einen Scherschneidprozess wirtschaftlich zu betreiben, muss die Werkzeugmaschine und das Werkzeug auf Basis der auftretenden Kräfte dimensioniert werden (Fishekov, 1991). Während die maximale Schneidkraft  $F_{S,max}$  für die Wahl der Nennpresskraft der Werkzeugmaschine und die statische Werkzeugauslegung herangezogen wird, muss das Arbeitsvermögen der Presse die benötigte Schneidarbeit  $W_S$  auch im Dauerhub aufbringen können. Die maximale Schneidkraft kann dabei nach Formel 2-1 abgeschätzt werden (Hoffmann et al., 2012, S. 685f.).

$$F_{S,max} = l_s * s * k_s = l_s * s * R_m * f \quad \text{Formel 2-1}$$

mit

$F_{S,max}$	maximale Schneidkraft	[N]
$l_s$	Länge der gesamten Schnittlinie	[mm]
$s$	Dicke des Blechwerkstoffs	[mm]
$k_s$	Schneidwiderstand	[Nmm <sup>-2</sup> ]
$R_m$	Zugfestigkeit des Blechwerkstoffs	[Nmm <sup>-2</sup> ]
$f$	Scherfaktor	[-]

Der Schneidwiderstand  $k_s$  stellt im Gegensatz zu den restlichen Faktoren weder einen Werkstoffkennwert noch eine Konstante dar, sondern hängt von einer Vielzahl an Prozessparametern und Randbedingungen wie beispielsweise Schneidspalt, Werkzeugverschleiß, Schnittflächenkontur, Prozesstemperaturen und Beölungszustand ab

(Hoffmann et al., 2012, S. 685–687). Während Jahnke et al. (1981, S. 277) für Aluminiumlegierungen einen Wert von 0,6 angeben, kann dieser für austenitischen Edelstahl nach Pfaff (1972, S. 25–26) aufgrund der zusätzlichen Verfestigung durch spannungsinduzierte Martensitbildung Werte bis 1,2 annehmen. Insgesamt beschränken sich die meisten in der Literatur angegebenen Werte auf den Bereich zwischen 0,6 und 0,9 (Klocke, 2017, S. 492).

Die benötigte Schneidarbeit pro Hub ergibt sich nach Hoogen (1999, S. 11–13) aus der Fläche unter der Schneidkraft-Stößelweg-Kurve und kann somit durch Integration der Schneidkraft nach Formel 2-2 theoretisch ermittelt werden.

$$W_S = \int_0^{z_{\text{ges}}} F_S(z) dz \quad \text{Formel 2-2}$$

mit

$W_S$	Schneidarbeit pro Hub	[Nm]
$F_S$	momentane Schneidkraft	[N]
$z$	Stempeleindringweg	[mm]
$z_{\text{ges}}$	gesamter Stempelweg	[mm]

Eine vorangehende Abschätzung kann nach (Formel 2-3) erfolgen. Unberücksichtigt bleiben bei dieser Formel die Ausstoß- und Rückzugskraft (Lange, 1990, S. 123f.).

$$W_S = F_{S,\text{max}} * s * c \quad \text{Formel 2-3}$$

mit

$W_S$	Schneidarbeit pro Hub	[Nm]
$F_{S,\text{max}}$	maximale Schneidkraft	[N]
$s$	Blechdicke	[mm]
$c$	Beiwert	[-]

Anhand des werkstoff- und prozessabhängigen Beiwerts  $c$  wird der tatsächliche Kraftverlauf beim Schneiden und die gewählten Prozessparameter berücksichtigt. Dieser Faktor nimmt Werte zwischen 0,4 für spröde Werkstoffe, große Schneidspalte und dicke Bleche und 0,7 für weiche Werkstoffe, kleine Schneidspalte und dünne Bleche an (N. N., 1996, S. 276).

### 2.1.2 Qualitätsbewertung schergeschnittener Bauteile

Schnittflächen schergeschnittener Bauteile weisen eine für das Verfahren charakteristische Ausprägung auf, welche sich klar von anderen Trennverfahren der DIN 8580 (2003-09) unterscheidet und in Abbildung 2-4. Da diese im Allgemeinen von einer idealen Lochgeometrie, gekennzeichnet durch Zylindrizität und niedriger Oberflächenrauheit, abweicht, werden zur Bewertung der Lochqualität die in der VDI-Richtlinie 2906 – Blatt 2

(1994-05) definierten Schnittflächenkenngrößen als Kriterium herangezogen (Jahnke, Retzke und Weber, 1981, S. 256–257). Danach wird die Schnittfläche grundsätzlich anhand der Höhen des Kanteneinzugs  $h_E$ , Glattschnitts  $h_S$ , der Bruchfläche  $h_B$  sowie des Grats  $h_G$  bewertet. Wird, wie beim Genau- oder Feinschneiden, ein möglichst hoher Glattschnittanteil angestrebt, müssen weitere Schnittflächenmerkmale nach VDI 2906 - Blatt 5 (1994-05) in die Bewertung miteinfließen. Beispielhaft seien hier Einrisse, welche die Bruchfläche zwischen Glattschnitt und Sekundärglattschnitt unterteilen, oder Abrisse am Ende der Schnittfläche genannt (Birzer et al., 2014, S. 29). Die schematischen Profile beider Schnittflächenausprägungen sind in Abbildung 2-4 dargestellt.

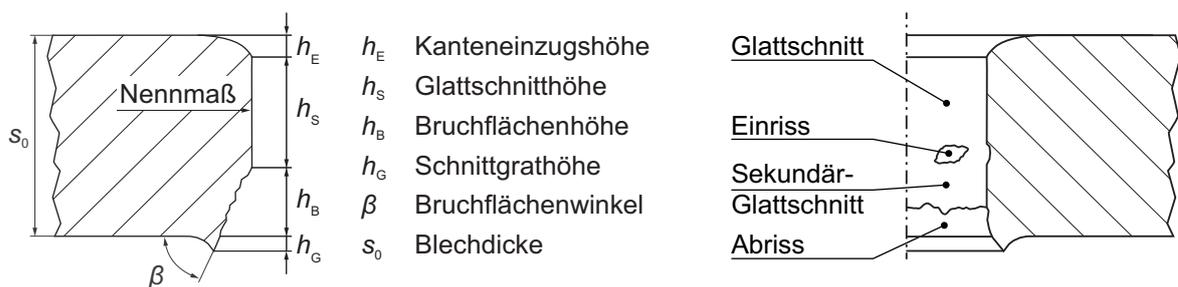


Abbildung 2-4: Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 und Blatt 5 (1994-05, 1994-5)

Die Bewertung der Schnittflächenqualität richtet sich dabei vor allem nach dem späteren Einsatzzweck des Bauteils. Während bei der Herstellung von Zahnrädern eine möglichst hohe Glattschnitthöhe  $h_S$  zur Kraftübertragung und Positioniergenauigkeit von Bedeutung ist, erfüllen einfache Stanzbauteile, wie beispielsweise Beilagscheiben oder Winkelverbinder, auch ohne Glattschnittanteil die Qualitätsanforderungen (Oehler, 1938, S. 40–49). Daneben kann eine Bewertung hinsichtlich der Maßhaltigkeit der Schnittlinie gemäß DIN 6930 Blatt 2 (2016-11) beziehungsweise den in DIN EN ISO 1101 (2017-10) festgelegten form- und lagetolerierten Produktspezifikationen erfolgen.

## 2.2 Tiefziehen

Tiefziehen stellt eines der bedeutendsten Verfahren der Blechumformung dar und ist nach DIN 8584-3 (2003-09) definiert als das „Zugdruckumformen eines Blechzuschnitts zu einem Hohlkörper ohne beabsichtigte Veränderung der Blechdicke“ (Fritz, 2018, S. 177, Klocke, 2017, S. 352). Im Ordnungssystem der DIN 8580 (2003-09) ist dieses Verfahren der Hauptgruppe „Umformen“ sowie der Gruppe „Zugdruckumformen“ zugeordnet.

Die folgende Verfahrensbeschreibung erfolgt anhand des Tiefziehens mit starrem Werkzeug im Erstzug für Runde Näpfe, welches sich nach Oehler und Kaiser (1993, S. 301) in die in Abbildung 2-5 dargestellten vier charakteristischen Phasen unterteilen lässt.

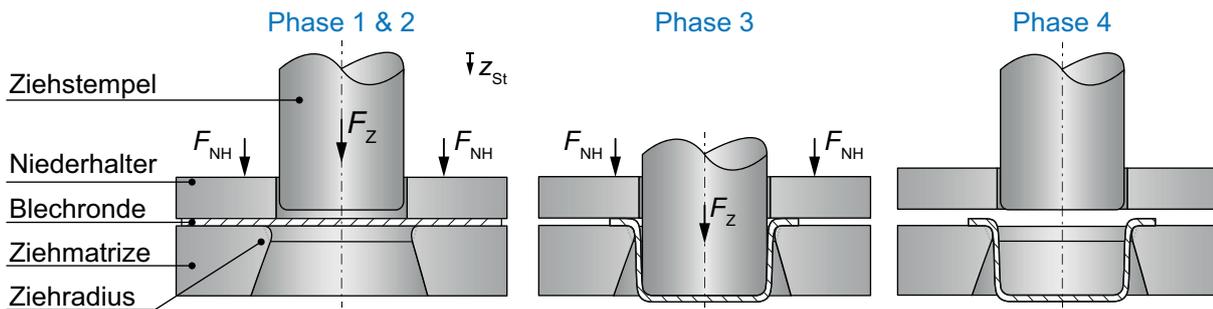


Abbildung 2-5: Charakteristische Phasen des Tiefziehprozesses

Während in Phase 1 die Blechronde, welche das Halbzeug darstellt, auf die Ziehmatrize, bei runden Näpfen auch Ziehring genannt, gelegt wird, beginnt in Phase 2 der eigentliche Tiefziehvorgang analog zum Scherschneiden mit dem Klemmen der Ronde im Außenbereich durch den Niederhalter. Mit dem Kontakt von Ziehstempel und Blech in Phase 3 formt sich zunächst der Bodenbereich des Ziehteils aus. Das Blech legt sich an den Stempelkanten- und Ziehradius an und der Werkstoff fließt aus der Blechdicke und nicht aus dem Flanschbereich. Daher ist diese Phase durch eine Streckziehbeanspruchung gekennzeichnet (Doege und Behrens, 2016, S. 251–252, Fritz, 2018, S. 179–180). Die maximalen Umformgrade treten in der Zone des Ziehringradius auf (Otto, 2003, S. 6). Mit fortschreitendem Stempelweg  $z_{St}$  beginnt die Platine über den Ziehring in den Zargenbereich des Werkstücks hineinzulaufen, wodurch sich die Umformzone in den Flanschbereich verlagert (Hoffmann et al., 2012, S. 445). Im Bereich des Ziehteilbodens findet in dieser Phase nahezu keine Umformung statt (Singer, 2019). Die Einleitung der Ziehkraft  $F_Z$  erfolgt während des Tiefziehens mittelbar auf den Boden des Werkstücks, von wo aus sie über die Zarge in die eigentliche Umformzone übertragen wird (Doege und Behrens, 2016, S. 254). Der Beanspruchungszustand des Blechwerkstoffs wechselt in eine Tiefziehbeanspruchung, gekennzeichnet durch eine Überlagerung von Zug- und Druckkräften. Im Bereich des Ziehrings entstehen in dieser Phase durch ein An- und Abdrücken des Blechwerkstoffs die höchsten Flächenpressungen, weswegen dieser Bereich besonders verschleißgefährdet ist (Groche und Nitzsche, 2004). Im Hinblick auf den Stofffluss und der Bauteilqualität spielt die Niederhalterkraft  $F_{NH}$  eine entscheidende Rolle. Während eine zu geringe Kraft zur Entstehung von Falten im Flanschbereich führt, kommt es im gegenteiligen Fall zu Bodenreißen (Hoffmann et al., 2012, S. 453). Nach Überschreiten des unteren Umkehrpunkts der Presse dreht sich die Stempelbewegungsrichtung um und Phase 4 beginnt, in welcher der Napf im Falle eines vorhandenen Flansches am Niederhalter abgestreift wird.

Der Stempelkraft-Weg-Verlauf beim Tiefziehen, auch Ziehkraftdiagramm genannt, setzt sich aus verschiedenen, beim Tiefziehen auftretenden, Kräften zusammen. Einerseits seien hier die zur Überwindung der Reibung zwischen Blech und Niederhalter sowie Blech und Ziehring nötigen Kräfte genannt. Daneben fließt die zur Biegung sowie Rückbiegung des Blechs an der

Ziehradius nötige Kraft sowie die erforderliche ideelle Kraft zur Blechumformung in der Umformzone ohne Verluste mit ein (Dietrich, 2018, S. 114–119). Daneben wird die Höhe der Kraft eines zylindrischen Hohlkörpers signifikant von der mittleren Formänderungsfestigkeit, dem Ziehdurchmesser, dem Rondendurchmesser und der Blechdicke bestimmt. In den meisten Fällen ist er geprägt durch einen Anstieg der Kraft in Phase 3, welcher beim Ziehen von Werkstücken mit Flansch bis zum Kraftmaximum anhält. Treten keine Schäden am Werkstück auf, wird dieses Maximum mit der eingestellten Ziehtiefe am unteren Umkehrpunkt der Presse erreicht. Im Anschluss fällt die Kraft durch die Bewegungsumkehr des Stempels schlagartig ab (Klocke, 2017, S. 360).

### 2.3 Grundlagen der Tribologie und des Verschleißes

Prozesssicherheit, Bauteilqualität, Standmenge, aber auch Werkzeug- und Prozessauslegung gehören zu den zentralen Themen der Stanztechnik. Sie alle sind eng verknüpft mit der auftretenden Reibung und dem Verschleiß. Reibung kann dabei „als der Verlust an mechanischer Energie bei Beginn, Ablauf oder Beenden einer Relativbewegung sich berührender Stoffbereiche“ verstanden werden (Zum Gahr, 1985). Nach der Gesellschaft für Tribologie (2002) ist Verschleiß als „der fortschreitende Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers, hervorgerufen durch mechanische Ursachen, das heißt Kontakt und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers“ definiert.

Da beide Erscheinungen nicht auf einzelne Ursachen, sondern auf komplexe Zusammenspiele zwischen zwei Oberflächen zurückgeführt werden können, wurde diese Forschungsgebiet unter dem Begriff Tribologie zusammengefasst. Nach Jost (1966) werden damit alle Interaktionen zwischen sich relativ zueinander bewegenden Oberflächen untereinander und der Umgebung verstanden. Das tribologische System besteht demnach aus den vier Elementen Grund- und Gegenkörper, Zwischenstoff sowie Umgebungsmedium beziehungsweise Atmosphäre (Deters et al., 2002). Nach Raedt (2002, S. 3-4) stellt in der Blechverarbeitung das Werkzeug den Grundkörper, das Werkstück den Gegenkörper, der Schmierstoff das Zwischenmedium und Luft das Umgebungsmedium dar. Das Zusammenspiel aus Kinetik, Geschwindigkeit, Temperatur und Beanspruchungsdauer ergibt ein komplexes Belastungskollektiv, in welchem sowohl physikalische als auch chemische Prozesse ablaufen, die zu Verlusten in Form von Energie und Material sowie Oberflächenänderungen führen (Zum Gahr, 1985).

Um bei der Blechbearbeitung die elementaren Vorgänge und Wechselwirkungen, aber auch die zum Verschleiß führenden Wirkzusammenhänge einordnen, bewerten und bei Bedarf beeinflussen zu können, muss die Tribologie des Fertigungsprozesses bestmöglich verstanden werden. Der technologische Fortschritt ermöglichte in den vergangenen Jahrzehnten den Zugang zu Untersuchungen auf der mikro- und nanoskopischen Ebene, auf welcher

Entstehungsprozesse makroskopisch sichtbarer Auswirkungen ablaufen und somit deren Ursachen mit den Wechselwirkungen im Auflösungsbereich der Mikrostruktur technischer Oberflächen, aber auch auf atomarer Ebene, erklärt werden (Urbakh und Meyer, 2010, Bhushan, Israelachvili und Landman, 1995, Czichos und Habig, 2015, S. 19-20). Mittlerweile zeigen „zahlreiche grundlegende Untersuchungen der Tribophysik und Tribochemie, dass die Elementarprozesse von Reibung und Verschleiß als dissipative, nichtlineare, dynamisch-stochastische Vorgänge in zeitlich und örtlich verteilten Mikrokontakten innerhalb der makroskopischen Wirkfläche ablaufen“ (Czichos und Habig, 2015, S. 8). Da auf der mikro- und nanoskopischen Ebene jedoch physikalische Modellvorstellungen häufig an ihre Grenzen stoßen und Effekte dadurch als unerklärlich erscheinen, ist eine Einbindung unterschiedlicher abstrakter Modellvorstellungen auf den unterschiedlichen Betrachtungsebenen, wie sie Abbildung 2-6 zeigt, notwendig (Schimrosczyk, 2020, S. 32, Müser, 2003, Ziman, 1962, Popov, 2015, S. 222, Feynman, 1960).

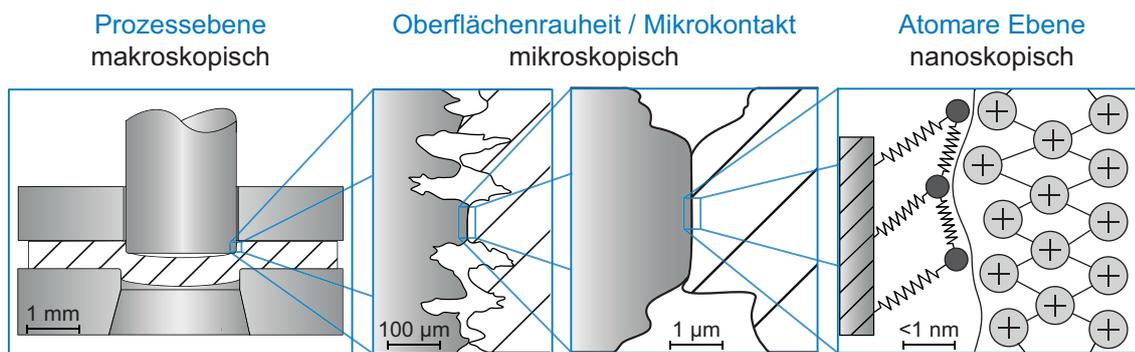


Abbildung 2-6: Skalenabhängige Betrachtung der Interaktion von Stempel und Blechwerkstoff nach (Demmel, 2014, S. 20)

### 2.3.1 Atomarer Aufbau metallischer Werkstoffe

Feste Materie setzt sich immer aus einzelnen Atomen zusammen, welche eine Bindung miteinander eingehen. Nach Gottstein (2014, S. 12–14) wird zwischen der Ionenpaar-, kovalenten beziehungsweise Elektronenpaar- sowie der metallischen Bindung unterschieden. Alle beruhen dabei auf dem Austausch von Elektronen. Lediglich die van-der-Waals-Bindung ist versetzten Ladungsschwerpunkten der Elektronenhülle zuzuschreiben, wodurch eine anziehende Wechselwirkung mit anderen Atomen entsteht.

Metalle und Legierungen weisen im festen Zustand eine Kristallstruktur mit streng periodischer Anordnung der Atomrümpfe auf. Diese ist schematisch in Abbildung 2-6 zu sehen. Am häufigsten ist eine kubisch-raumzentrierte (krz), kubisch-flächenzentrierte (kfz) oder hexagonale Gitterstruktur zu beobachten. Da Metallatome grundsätzlich Elektronen abgeben, existieren in einem reinen Metall keine Elektronenakzeptoren (Bargel und Schulze, 2018, S. 1–4). Die abgegebenen Valenzelektronen sind daher zwischen den Atomrümpfen delokalisiert

und chaotisch in den Gitterzwischenräumen verteilt und bilden das quantenmechanische Fermigas, auch Elektronengas genannt. Die Ungebundenheit und Bewegungsfreiheit der Elektronen ist ursächlich für die gute elektrische und thermische Leitfähigkeit der Metalle. Der Verbund aus Elektronengas und Atomrümpfen wird durch elektrostatische Kräfte zusammengehalten, was die metallische Bindung auszeichnet (Hornbogen, Warlimont und Skrotzki, 2019, S. 95–96, Briehl, 2021, S. 29–30). In diesem Verbund kommt es zu einem regellosen Austausch von Elektronen zwischen den Atomen. Infolge eines elektrischen Feldes kann dieser Austausch gerichtet werden und ein elektrischer Strom fließt. Dabei werden die Elektronen immer wieder durch Kollisionen mit dem Kristallgitter, deren Anzahl mit der Schwingungsamplitude der Atome bei höheren Temperaturen und der Versetzungsdichte zunimmt, abgebremst (Hornbogen, Warlimont und Skrotzki, 2019, S. 95–102, Bargel und Schulze, 2018, S. 14). Aufgrund dieser Wechselwirkungen sind neben den Phononen auch die Elektronen an der Wärmeleitung beteiligt (Ibach und Lüth, 2009, S. 135).

### **2.3.2 Aufbau, Gestalt und Kontakt technischer Oberflächen**

Die Entwicklung moderner Fertigungsmaschinen und hochtechnologischer Werkzeuge hat im Laufe der Zeit die Genauigkeit und Qualität technischer Oberflächen stark verbessert. Verfahren wie Polieren, Honen oder Schleifen lassen Oberflächen auf einer makroskopischen Ebene ideal Glatt wirken, doch auf mikroskopischer Ebene sind diese stets durch Erhebungen und Täler sowie von überlagerten Wellenstrukturen charakterisiert, wie in Abbildung 2-6 zu erkennen (Bowden und Thomas, 1954, S. 5). Diese Gestaltabweichungen werden im Rahmen der DIN 4760 charakterisiert und in sechs Ordnungen mit abnehmenden Maßstab kategorisiert. Neben Formabweichungen (1. Ordnung), kann die Ist-Oberfläche eine Welligkeit (2. Ordnung) aufweisen. Im mikroskopischen Maßstab wird darüber hinaus zwischen gröberen und feineren Oberflächenrauheiten unterschieden. Die Rauheit aufgrund der Gefügestruktur des Werkstoffs schließt die Oberflächencharakteristik ab. Während die ersten vier Ordnungen nach Postnikov (1964, S. 94–96) Höhen zwischen 0,5 µm und 200 µm aufweisen, liegen die letzten zwei Ordnungen im Ångström-Bereich (Whitehouse, 2011, S. 837–840).

Beim Kontakt zweier Körper begrenzt die beschriebene Oberflächenstruktur die Kontaktfläche auf statistisch verteilte diskrete Berührstellen, auch Mikrokontakte genannt (Schmaltz, 1936, S. 9–10). Eine Addition dieser Berührungspunkte ergibt die wahre Kontaktfläche, die einem Bruchteil der nominellen Berührfläche entspricht (Feng, 1954, Deters et al., 2002, Nielsen, Martins und Bay, 2016). Im Falle zweier Stahlkörper kann dies im Bereich von 0,1 % liegen (Zum Gahr, 1985). Daher wird zwischen der wahren physikalischen Kontaktfläche und der scheinbaren geometrischen Kontaktfläche, welche sich aus deren äußeren Abmessungen ergibt, unterschieden (Kragelsky und Demkin, 1960). Aufgrund der elastischen und plastischen

Deformation der Mikrokontakte hängt dieser Anteil neben der Oberflächenrauheit, vor allem von der Flächenpressung zwischen den Körpern, der Werkstoffhärte, der Kristallstruktur sowie der Temperatur ab (Herbertz und Cho, 1983). Eine Relativbewegung zwischen den Körpern vergrößert die Fläche um das Zwei- bis Dreifache, da der in den Mikrokontakten wirkenden Normal- eine Schubkraft überlagert wird (Krause und Christ, 1976, Bowden und Tabor, 1939).

Weil das makroskopische Coulomb'sche Reibungsgesetz auf atomarer Ebene seine Gültigkeit verliert, wird zur Beschreibung nanoskopischer dynamischer tribologischer Vorgänge in den Mikrokontakten meistens auf das Modell nach Prandtl-Tomlinson zurückgegriffen, welches Abbildung 2-6 zeigt. Dieses minimalistische Modell beschreibt einen Massepunkt in einem periodischen Potential und einer geschwindigkeitsproportionalen Dämpfung (Popov, 2015, S. 177–179, Weiss et al., 2021). Vereinfacht ausgedrückt sind Atome einer Oberfläche harmonisch über eine Federkonstante an ihre Gleichgewichtslage gekoppelt (Müser, 2003). So können Interaktionen mit oberflächennahen Atomen bereits vor dem eigentlichen Kontakt der Oberflächen beispielsweise Gitterschwingungen und somit Wärme induzieren.

Der tribologische Kontakt kann darüber hinaus stark von den chemischen und physikalischen Eigenschaften oberflächenbedeckender Schichten, wie dünnste monomolekulare Adsorptionsschichten oder auch sichtbare Oxid- oder Korrosionsschichten (Vinaricky, 2016, S. 6, Schulz und Holweger, 2010, S. 39), beeinflusst werden. Auch das darunter befindliche Werkstoffvolumen, welches als Folge vorgelagerter Fertigungsprozesse entstanden ist und sich im Vergleich zum Grundwerkstoff durch unterschiedliche Verfestigung, einem geänderten Spannungszustand und Texturinhomogenität auszeichnet, muss bei der Interaktion zweier technischer Oberflächen berücksichtigt werden (Czichos und Habig, 2015, S. 30).

### **2.3.3 Verschleißmechanismen**

Die in der Kontaktzone zwischen Werkzeugaktivelemente und Blech zum Verschleiß führenden physikalischen und chemischen Wechselwirkungen werden als Verschleißmechanismen bezeichnet (Deters et al., 2002). In der Blechverarbeitung wird in der Regel zwischen den vier Hauptmechanismen Abrasion, Adhäsion, Oberflächenzerrüttung und tribochemischer Reaktion unterschieden (Czichos und Habig, 2015, S. 132–133, Zum Gahr, 1985). Aufgrund des komplexen Beanspruchungskollektivs beim Scherschneiden treten die Verschleißmechanismen meist überlagert auf (Buckley, 1976, S. 445, Lange, 2002, S. 277). Nur unter bestimmten Voraussetzungen dominiert ein einzelner Mechanismus (Deters et al., 2002). Beispielhaft seien hier die Werkstoffe Aluminium, rostfreier Stahl, Titan und Kupfer genannt, bei deren Verarbeitung der Mechanismus Adhäsion deutlich dominiert (Birzer et al., 2014, S. 50, Schulz et al., 2011, Schüßler, 1990, S. 38, Pujante et al., 2013).

### **Abrasion**

Abrasion bezeichnet das Eindringen eines härteren Körpers in einen weicheren Gegenkörper, weswegen beim Scherschneiden und Umformen vor allem der Härteunterschied zwischen Aktivelementen und Blechwerkstoff eine entscheidende Rolle spielt (Cammann, 1986, S. 27). Ist der Kontakt von einer Relativbewegung überlagert, wird die weichere Oberfläche gefurcht und es kommt zu Mikrozerspanvorgängen, wodurch mikroskopische und submikroskopische Werkstoffpartikel herausgelöst werden (Mang et al., 1981). Aufgrund vorangegangener plastischer Deformation weisen diese Partikel eine höhere Härte als der Grundwerkstoff auf, weswegen Abrasion auch am härteren Kontaktpartner auftreten kann. Daneben tragen Hartphasen des Blechwerkstoffs wie Karbide oder intermetallische Phasen, aber auch Oxide und Verunreinigungen zum Verschleiß des eigentlich härteren Kontaktpartners bei (Birzer et al., 2014, S. 49, Klocke, 2017, S. 144-145). Nach Hernandez (2015) macht diese Verschleißform im industriellen Umfeld etwa 50 % des Verschleißes aus. Abzugrenzen sind bei diesem Verschleißmechanismus statistisch auftretende Ausbrüche an den Schneidkanten, welche nach Buchmann (1963) trotz Materialabtrag nicht diesem Verschleißmechanismus zuzuordnen sind.

### **Oberflächenzerrüttung**

Oberflächenzerrüttung ist die Folge einer tribologischen Wechselbeanspruchung der Kontaktpartner. So führen zyklisch auftretende Normal- und Schubkräfte in den Mikrokontakten und den oberflächennahen Schichten zu einer Werkstoffermüdung (Czichos und Habig, 2015, S. 119–120). In der Folge entstehen Oberflächenrisse und Materialausbrüche. Grübchenförmige Vertiefungen in den Oberflächen und plättchenförmige Verschleißpartikel sind die Folge (Klocke, 2017, S. 147–148, VDI 3822 - Blatt 5, 01-1999). Liegt die Belastungsamplitude auf dem Niveau der Zugfestigkeit, tritt dieser Verschleißmechanismus bereits im ersten Lastzyklus auf. Jedoch können auch makroskopisch elastische Belastungen zu einem Aufstauen von Versetzungen führen, wodurch das Energieaufnahmevermögen des Werkstoffs begrenzt wird und es zum Anriss kommt (Sommer, Heinz und Schöfer, 2014, S. 20–21). Aufgrund des Verschleißbilds ist nach Lange (1990, S. 277) eine Abgrenzung der Oberflächenzerrüttung im Hinblick auf den korrosiven Verschleiß der tribochemischen Reaktion nicht eindeutig möglich.

### **Tribochemische Reaktion**

Unter diesem Verschleißmechanismus werden chemische Reaktionen zwischen Festkörpern und Zwischenstoffen, wie Schmierstoffen, oder dem umgebenden Medium verstanden, welche die Eigenschaften der äußeren Grenzschichten ändern (Czichos und Habig, 2015, S. 142–144). Deren Ausmaß und Geschwindigkeit hängt dabei von der vorherrschenden Temperatur und der

Anzahl an oberflächennahen Gitterfehlern ab. Dementsprechend begünstigen die beim Scherschneiden vorherrschenden Temperaturen sowie die prozessbedingte Entstehung mechanisch und thermisch aktivierter Oberflächen tribochemische Reaktionen (Czichos und Habig, 2015, S. 142–144, Lange, 2002, S. 277, VDI 3822 - Blatt 5, 01-1999).

Die Komplexität eines tribologischen Systems spiegelt sich in diesem Verschleißmechanismus beispielhaft an der Bildung spröder Korrosionsschichten durch Oxidation wider, die zum einen aufgrund ihrer Sprödigkeit abrasiven Verschleiß begünstigen, jedoch zum anderen adhäsive Vorgänge durch die Verhinderung eines unmittelbaren metallischen Kontakts reduzieren (Sommer, Heinz und Schöfer, 2014, S. 21–23, Sikorski, 1964).

### **Adhäsion**

Adhäsion beschreibt die Bildung von Grenzflächen-Haftverbindungen zwischen zwei Mikrokontakten, hervorgerufen durch stoffliche Wechselwirkungen auf atomarer und molekularer Ebene (Deters et al., 2002, Czichos und Habig, 2015, S. 140–142). Nach Tabor und Winerton (1969) beginnt die Interaktion zweier Körper etwa 10 nm vor Kontakt durch Van-der-Waals- beziehungsweise elektrostatische Kräfte, welche eine Verschiebung der Elektronen und geringe Anziehungskräfte zwischen Atomen und Molekülen bewirken (Bowden, Tabor und Freitag, 1959). Wird der Abstand der zwei Oberflächen kleiner als 1 nm, können die Elektronen von einem Körper auf den anderen gelangen und es bilden sich feste chemische Bindungen (Buckley, 1976). Grundsätzlich wird vermutet, dass das Metall mit der höheren Elektronendichte hierbei Elektronen abgibt (Stachowiak und Batchelor, 2014, S. 577–581).

Vorhandene Adsorption- und Schmutzschichten können diesen Vorgang beeinflussen. Vor allem die in der Regel vorhandene Oxidschicht beeinträchtigt die Bildung von Grenzflächenbindungen signifikant (Goto, 1995). Erst wenn die äußere Last ein kritisches Niveau erreicht, kommt es zur elastischen und plastischen Deformation der Mikrokontakte, wodurch die Oberflächendeckschichten aufbrechen und ein inniger metallischen Kontakt entsteht (Czichos und Habig, 2015, S. 140). In der Folge verschweißen die Oberflächen instantan, selbst bei niedrigen Temperaturen, da die molekularen Vorgänge zeitunabhängig erfolgen (Stachowiak und Batchelor, 2014, S. 578, Müller, 1962, S. 15). Hohe Flächenpressungen fördern dementsprechend die Adhäsionsbildung (Schüßler, 1990, S. 16).

Zeitgleich laufen an den Kontaktstellen Diffusionsprozesse ab, welche einerseits durch die hohe Leerstellenkonzentration und Versetzungsdichte aufgrund der plastischen Deformation und andererseits durch das Konzentrationsgefälle zwischen den Kontaktpartnern sowie dem Spannungs- und Temperaturgradient in den Mikrokontakten begünstigt werden (Sommer, Heinz und Schöfer, 2014, S. 22). Mikrorisse verstärken dabei nicht nur die Reaktivität an der Oberfläche, sondern fungieren als Diffusionsweg chemischer Reaktionen im Werkstoffinneren

(Fishekov, 1991). Beim Scherschneiden laufen Diffusionsprozesse vorrangig im Bereich des unteren Totpunkts ab, da hier keine Relativbewegung stattfindet (Woska und Barbehön, 1982). Neben der physikalisch-chemischen Adhäsionsbildung führt nach Sikorski (1964) auch eine mechanische Verklammerung zur Bildung von Adhäsionen. In diesem Fall wird der weichere Werkstoff aufgrund hoher Flächenpressungen in Oberflächenunebenheiten, wie Schleifriefen, Kratzer oder fertigungsbedingte Rauigkeiten, hineingedrückt (Klocke, 2017, S. 145–147). Feng (1954) hingegen nennt die beim Abscheren entstehende Wärme als Grund der Verschweißung.

Im Falle einer Relativbewegung zwischen den Kontaktpartnern wird die entstandene Bindung abgeschert und es kommt zum Materialübertrag. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die adhäsive Bindung in der Regel fester als die kohäsive Bindung im Werkstoffinneren ist. Daher erfolgt die Trennung im angrenzenden Volumen des Kontaktpartners mit der schwächeren kohäsiven Bindung (Buckley, 2010, S. 245). Der dadurch entstehende Materialübertrag führt einerseits zu adhäsivem Verschleiß, also Materialabtrag in Form von Löchern in der Oberfläche, und andererseits zu Anhaftungen auf der Oberfläche des anderen in Form von Kaltaufschweißungen. Diese sind aufgrund des fehlenden Materialabtrags definitionsgemäß dem Verschleiß nicht zuzuordnen (Hou et al., 2012). Nach der American Society for Testing and Materials (2009) sind Kaltaufschweißungen daher dem „Fressen“ zuzuordnen und definiert als „eine Form der Oberflächenbeschädigung, die zwischen gleitenden Festkörpern auftritt und sich durch makroskopische, meist örtlich begrenzte, Aufrauung und die Bildung von Erhebungen auf der ursprünglichen Oberfläche äußert; Sie beinhaltet oft plastisches Fließen oder Materialtransfer, oder beides“. Im Vergleich zum Grundwerkstoff weisen Kaltaufschweißungen eine gesteigerte Härte auf (Oehler, 1960). Neben direkten Folgen für den Scherschneid- und Umformprozess, wie gesteigerte Prozesskräfte oder verminderte Bauteilqualität, kann es zu einem Abscheren von Adhäsionen kommen, wodurch freie Werkstoffpartikel entstehen (Eickhoff, 1961a, Sasada, Norose und Mishina, 1981). Diese als Flitterpartikel bezeichneten Teilchen verteilen sich frei im gesamten Werkzeug (Raedt, 2002, S. 111–112). Eine reduzierte Bauteilqualität und Prozessstabilität sowie eine steigende Gefahr von Werkzeugschäden sind die Folgen (Golovashchenko, 2006, Golovashchenko, 2007). Dabei erfolgt Aufbau und Abscheren der Kaltaufschweißungen zyklisch, wie Welm et al. (2019) durch die Auswertung der Schneidkraft beim Scherschneiden eines austenitischen Edelstahl zeigen konnten. Nach Eickhoff (1961b, S. 46) stellt sich nach einer gewissen Zeit ein Gleichgewicht ein und die Kräfte bleiben auf einem konstanten Niveau.

#### **2.4 Temperaturentwicklung beim Scherschneiden und Umformen**

Im Hinblick auf die tribologischen Vorgänge zwischen zwei Körpern, stellt die Temperatur eine der wichtigsten technisch-physikalischen Messgrößen dar, da sie praktisch alle mechanischen,

elektrischen und magnetischen Stoffeigenschaften sowie chemische Reaktionen und physikalische Prozesse beeinflusst (Schmid, 2013). Temperatur ist eine intensive und somit lokale physikalische Größe, welche ein von Ort und Zeit abhängiges skalares Feld bildet (Demmel, 2014, S. 20, Bernhard, 2014, S. 1–3 & 14). Aus diesem Grund können Temperaturen nicht einzelnen Atomen oder Molekülen zugeordnet werden, sondern lediglich Volumenbereichen, weswegen deren exakte Deutung eine genaue Differenzierung hinsichtlich Zeit und Ort voraussetzt (Kaffanke und Czichos, 1973, S. 1–2, Fischer, 1992, S. 300). Nach Demmel (2014, S. 20–22) kann dies analog zu den tribologischen Vorgängen anhand der in Abbildung 2-6 dargestellten Abstraktionsebenen erfolgen. Die auf der makroskopischen Ebene ermittelten Volumen- beziehungsweise Integraltemperaturen erstrecken sich über ein Volumen von mindestens Quadratmillimetern mit einer zeitlichen Auflösung von Sekunden. Die auf mikroskopischer Ebene entstehende Temperaturen werden hingegen aufgrund ihres begrenzten lokalen und temporalen Erscheinens Oberflächen- oder Blitztemperaturen genannt. Sie beschränken sich bei einer Dauer von unter  $10^{-4}$  s auf die Mikrokontakte und somit auf eine Fläche von  $0,01 \mu\text{m}^2$  bis  $10 \mu\text{m}^2$  und eine Tiefe von  $10 \mu\text{m}$  bis  $40 \mu\text{m}$  (Popov, Rubzov und Kolubaev, 2000, Heinicke, 1984, S. 55).

#### **2.4.1 Grundlegende Mechanismen der Temperaturentstehung**

Nach Schulz und Holweger (2010, S. 116–117) tragen in der Blechverarbeitung hauptsächlich die Dissipation von Umformenergie sowie makroskopische und mikroskopische Reibung zur Wärmeentwicklung bei. Unter adiabaten Bedingungen bewirkt bereits die elastische Deformation eines metallischen Körpers eine Änderung seiner inneren Energie und somit der Temperatur (Bever, Holt und Titchener, 1973, S. 9, Helm, 2010). Da die dadurch entstehende Temperaturänderung  $\pm 0,2 \text{ }^\circ\text{C}$  nicht übersteigt, kann dieser Effekt im Hinblick auf tribologische Vorgänge vernachlässigt werden (Engelter und Müller, 1958, Vitzthum et al., 2022).

Der größte Wärmeeintrag während des Scherschneidens und der Kaltumformung erfolgt durch die Dissipation irreversibler Formänderungsarbeit, also der Transformation geleisteter plastischen Umformarbeit beziehungsweise -energie in Wärmeenergie (Macdougall, 2000). In Abhängigkeit des Umformgrads und des Verfestigungsverhaltens werden bei der Deformation von Stahllegierungen etwa 90 % der geleisteten Arbeit in Wärme umgewandelt (Aravas, Kim und Leckie, 1990, Raedt, 2002, S. 64–65, Taylor und Quinney, 1934, Davies und Austin, 1970). Dagegen zeigten Talonen und Hänninen (2007) bei dem metastabilen austenitischen Stahl 1.4301, dass im Bereich niedriger Umformgrade aufgrund der verformungsinduzierten Umwandlung des austenitischen Gefüges in Martensit bis zu 40 % der Energie im Werkstoff verbleiben (Schmid, 2013). Bei Aluminium dissipieren bei niedrigen Umformgraden bis 15 % etwa 30 % der Umformarbeit in Wärme. Bei höheren Umformgraden wird nahezu 100 % in

Wärme umgewandelt (Ravichandran, 2001). Die in der Gefügestruktur des Werkstoffs verbleibende Energie wird in Form von Eigenspannungen, einer erhöhten Versetzungsdichte, der Entstehung von Punktdefekten und Stapelfehlern sowie der Zwillingsbildung gespeichert (Bever, Holt und Titchener, 1973, S. 12, Rosakis, Mason und Ravichandran, 1993).

Auch die Dissipation der Energie geht auf Änderung der Atomanordnungen im Gitter zurück. So entsteht plastische Verformung nicht aufgrund eines simultanen Abgleitens ganzer Atomlagen innerhalb eines Kornes, sondern wird durch die Bewegung von Versetzungen getragen. Diese wandern durch die Kristallstruktur von einem Energieminimum zum nächsten, wodurch der Platzwechselfvorgang immer auf einzelne Atomrümpfe begrenzt ist. Da diese dementsprechend Konfigurationen erhöhter Energie überwinden müssen, erfolgt eine Bewegung nur bei ausreichender äußerer Last (Gottstein, 2014, S. 219–229). Nach dem erneuten Einnehmen des Energieminimums wandelt sich die gespeicherte Energie in kinetische Energie, welche sich in einer ungerichteten Kristallschwingung äußert und folglich zu einer Temperaturerhöhung des Körpers führt (Tross, 1966, S. 71, Rösler, Bäker und Harders, 2006, S. 188–189). Während Nicholas (1959) die Anhäufung und Annihilierung von Punktdefekten, also nulldimensionale Gitterfehler, als weiteren Beitrag zur Dissipation sieht, nennt Nakada (1965) selbiges bei langen Versetzungslinien als dominant. Die Energieänderung aufgrund spannungsinduzierter Gitterumwandlung bei metastabilen Chrom-Nickel-Stählen ist im Hinblick auf die Temperatur zu vernachlässigen (Schmid, 2013, Seetharaman, 1984).

Neben Dissipation induziert makroskopische Reibung zwischen den Oberflächen von Werkzeug und Werkstück eine Temperaturänderung, da auch geleistete Reibarbeit annähernd vollständig in Wärme umgewandelt wird (Boubechou et al., 2014). Die verbleibende Energie bewirkt eine chemische Aktivierung und elastische Verspannung der Körper (Krause und Christ, 1976). Nach Bowden und Ridler (1936) ist der Wärmeeintrag durch Reibung hauptsächlich auf die plastische Verformung der Mikrokontakte während der Relativbewegung zurückzuführen, wonach jede Kontaktstelle eine Wärmequelle darstellt. Nach Kennedy (1984) dissipieren etwa 90 % der Reibenergie im Randbereich bis zu einer Tiefe von maximal 5  $\mu\text{m}$ . Die starke Lokalisierung des Wärmeeintrags bewirkt „Hot Spots“ mit einer planimetrischen Ausdehnung von maximal 100 x 100  $\mu\text{m}$ , deren Temperaturen aufgrund der geometrischen Beeinträchtigung der Wärmeableitung bereits bei mäßigem Druck den Schmelzpunkt der in Kontakt stehenden Werkstoffe übersteigen können (Feng, 1954, Stachowiak und Batchelor, 2014, S. 513–514, Bowden und Ridler, 1936, Ber und Goldblatt, 1989).

Auch innere Reibung im nanoskopischen Bereich bewirkt einen Wärmeeintrag, welcher nach Späth (1953) bereits alleine zu hohen Temperaturen führen kann. Ursache hierfür sind intermolekulare Kräfte zwischen den Oberflächenatomen und minimalste Deformationen. Sie

führen zu ungerichteten Gitterschwingungen und somit zu Wärmeentwicklung (Schulz und Holweger, 2010, S. 117, Heuberger, 2007, Hayd, Maurer und Satzger, 1987, Krim, 1996, Czichos und Habig, 2015, S. 19).

#### **2.4.2 Ermittelte Temperaturen beim Scherschneiden und Tiefziehen**

Die in der Literatur genannten Temperaturen beim Tiefziehen liegen insgesamt betrachtet niedriger als beim Scherschneiden, was auf die geringeren Umformgrade bei gleichzeitig größerem Werkstoffvolumen zurückzuführen ist. Die Temperaturen beim Tiefziehen werden dementsprechend hauptsächlich von der Reibarbeit bestimmt. Nach Groche und Nitzsche (2004) liegt der Beitrag der Reibarbeit bei annähernd 60 %. In ihren Untersuchungen konnten sie mittels in den Ziehradius eingebetteter Thermoelemente eine Temperatur von 27 °C beim Ziehen von Aluminiumblech und über Infrarotthermographie 38 °C nachweisen. Schmid (2016, S. 111–113) ermittelte ebenfalls berührungslos Temperaturen bis zu 130 °C unter Serienfertigungsbedingungen. Dabei stellte er eine Erwärmung von 53 °C auf 75 °C innerhalb der ersten 15 Näpfe fest. Bei kleineren Näpfen unter Laborbedingungen entstand am Ziehring eine Temperatur von 45 °C. Andere Quellen berichten von Temperaturen bis zu 80 °C (Kott et al., 2020, Finckenstein und Lawrenz, 1977, S. 51, Hoffmann, 1973, S. 85). Numerische Untersuchungen von Pereira und Rolfe (2014) ergaben im Falle eines Dualphasenstahls Oberflächentemperaturen von 181 °C am Ziehring im Bereich des Blecheinlaufs und 108 °C am Blech an der Auslaufseite des Ziehradius. Folglich treten die maximalen Temperaturen in den Bereichen höchster Flächenpressungen auf und sind primär auf Reibungswärme zurückzuführen (Pereira, Yan und Rolfe, 2008). Volumentemperaturen von über 80 °C im Blech entstehen hingegen durch Dissipation von Umformarbeit aufgrund einer zweifachen Biegung des Blechs am Ziehradius.

Beim Scherschneiden von Aluminiumblechen wurden mittels nahe der Schneidkante eingebetteter Thermoelemente in Dauerhubversuchen Volumentemperaturen von 32 °C ermittelt. Bei Stahlblechen waren es bis zu 75 °C (Cammann, 1986, Kienzle, Timmerbeil und Jordan, 1959, Rentsch, 1996, Schmoeckel, 1983). Durch eine analytische Abschätzung hinsichtlich der Oberflächentemperaturen ermittelte Rentsch (1996) Temperaturen bis 180 °C. Fischekov (1991) geht hingegen von Temperaturen bis zu 450 °C und Schüßler (1990, S. 84) beim Hochgeschwindigkeitsscherschneiden von Elektroblech bis zu 580 °C aus. Während letzterer diese Werte durch Infrarotthermographie bestätigen konnte, ermittelte Kim et al. (2007) mit dieser Methodik lediglich eine Oberflächentemperatur von 52 °C beim Feinschneiden. Anhand metallographischer Untersuchungen an oberflächennahen Schichten eines feingeschnittenen Baustahls konnte Chen et al. (2003) Gefügeänderungen feststellen, welche auf Temperaturen von bis zu 600 °C schließen lassen.

Weitere Untersuchungen beim Scherschneiden erfolgten durch das Prinzip eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelements, ähnlich dem Einmeißelverfahren von Gottwein (1934), welches eine gemittelte Temperaturmessung über die Kontaktfläche ermöglicht. Demmel et al. (2012b) konnten so einen charakteristischen Verlauf der Temperatur identifizieren, der in erster Linie vom Schneidspalt abhängt und dementsprechend mit der Schnittflächenausprägung korreliert. Darüber hinaus zeigten die Prozessparameter sowie die Werkstoffdicke einen signifikanten Einfluss auf die maximalen Temperaturen. Durch die Verwendung eines Stempels mit Hinterschnitten ermittelte er beim Schneiden des mikrolegierten Stahls S355MC mit einer Dicke von 4 mm Temperaturen von bis zu 280 °C an der Stempelschneidkante. Nach Dies (1955) liegen die auftretenden die Temperaturen hingegen bei über 550 °C.

Auch die im Rahmen numerischer Untersuchungen ermittelten Temperaturen streuen stark. Während verschiedene Veröffentlichungen im Rahmen von Finite-Elemente-Simulationen ein Temperaturanstieg in der Scherzone des Stahlblechs zwischen 90 °C und 112 °C nennen (Vaz und Bressan, 2002, Kim, Kang und Lee D.-J., 2007, Ko, Kim und Choi, 1997, Ko und Kim, 2000), prognostizierten andere Simulationen Temperaturen zwischen 177 °C beim Feinschneiden von Baustahl und 400 °C im Falle eines 16MnCr5 (Klocke, Sweeney und Raedt, 2001). Temperaturen von 387 °C bis 450 °C beziehungsweise 500 °C wurden beim Schneiden eines nichtrostenden martensitischen Chrom-Stahls und eines Feinkornbaustahls ermittelt (Brokken, 1999, S. 63, Gruner und Mauermann, 2009, Rafsanjani et al., 2009). Die Oberflächentemperatur der Aktivelemente gab Raedt (2002, S. 72) hingegen mit 136 °C an.

In den einzelnen Mikrokontakten zweier aneinander reibender Körper können entgegen der ermittelten Werte noch weitaus höhere Temperaturen entstehen. Diese Hot-Spots konnten Bowden und Ridler (1936) bei vereinfachten Stift-Scheibe-Untersuchungen nachweisen, bei welchen sie Temperaturpeaks von bis zu 1000 °C für eine Dauer von weniger als  $10^{-4}$  s ermittelten. Demnach führt die Interaktion zwischen den Rauheitshügeln bei trockener Reibung bereits unter mäßiger Belastung und Geschwindigkeit zu Temperaturen, welche den Schmelzpunkt der in Kontakt stehenden Werkstoffe überschreiten können (Ber und Goldblatt, 1989). Dies ist vor allem auf die schlechte Wärmeabfuhr in den mikroskopischen Kontaktpunkten zurückzuführen (Opitz, Ostermann und Gappisch, 1958). Auch aufgebracht Schmierstoff reduzierte die Temperaturmaxima in den Mikrokontakten nicht, was auch bei Scherschneidversuchen bestätigt werden konnte. Hier ergaben sich lediglich geringe Unterschiede in der Oberflächentemperatur (Tröber, Golle und Volk, 2015a). Demmel (Demmel, 2014, S. 134) beobachtete sogar, trotz einer deutlich verminderten Schneidarbeit, eine Zunahme der Oberflächentemperaturen. Die Auswirkungen auf die Temperatur hängen dabei vor allem von der Schmierstoffbeschaffenheit ab. Obwohl die auftretenden

Temperaturspitzen lokal sehr begrenzt vorkommen, spielen sie bei der Interaktion zwischen den Reibpartnern eine entscheidende Rolle (Kragelski, 1971, S. 44–48).

## **2.5 Elektrophysikalische Grundlagen beim Scherschneiden und Tiefziehen**

Die in Kapitel 2.4.2 genannten Temperaturen wirken sich aufgrund ihrer Höhe signifikant auf das tribologische System und somit den Werkzeugverschleiß beim Scherschneiden und Tiefziehen aus. Neben dem direkten Einfluss bewirken die Temperaturen jedoch auch weitere elektrophysikalische Effekte, welche die tribologischen Vorgänge ebenfalls entscheiden beeinflussen können. Im Folgenden werden daher die wesentlichen Effekte vorgestellt.

### **2.5.1 Thermoelektrizität**

Da in einem System homogener Leiter Elektronen sowohl am Ladungs- als auch Wärmetransport beteiligt sind, besteht ein reziproker Zusammenhang zwischen Wärme- und elektrischem Strom, welcher sich in Form dreier unterschiedlicher thermoelektrischer Phänomene äußert (Ibach und Lüth, 2009, S. 123). Zunächst sei hier der Thomson-Effekt erwähnt, aufgrund dessen sich in einem ungleich temperierten und homogenen Leiter durch einen Stromfluss jedes Volumenelement entweder reversibel abgekühlt oder erwärmt wird (Geiger, Scheel und Westphal, 1928, S. 183–184). Der Peltier-Effekt tritt hingegen lediglich in einem System bestehend aus zwei unterschiedlichen elektrischen Leitern auf. Hierbei kommt es in Abhängigkeit der Stromrichtung zu einer Abkühlung oder Erwärmung der Kontaktstellen (Zeier et al., 2011). Der Seebeck-Effekt beschreibt hingegen die Umkehrung des Peltier-Effekts und somit die Entstehung thermoelektrischer Spannungen aufgrund eines Temperaturgradienten entlang des Leiterkreises. Da dieser Effekt im Zentrum der hier dargelegten Untersuchungen steht, wird er im Folgenden genauer behandelt.

Grundsätzlich sind thermoelektrische Phänomene quantenphysikalisch auf den Ausgleich der Fermi-Niveaus zurückzuführen. Da jedoch die komplexen quantenmechanischen Vorgänge für die späteren Ausführungen nicht von Interesse sind, wird im Folgenden auf eine vereinfachte Erklärung des Seebeck-Effekts eingegangen. Nach Pelster, Pieper und Hüttl (2005) kann die Ursache thermoelektrischer Spannungen anschaulicher anhand der Thermodiffusion erklärt werden. Hierbei kommt es in einem elektrisch leitfähigen Körper, welcher einem Temperaturgradienten unterliegt, aufgrund der Temperaturabhängigkeit der kinetischen Energie entlang des Leiters, zu einer ortsabhängigen Geschwindigkeitsverteilung der Ladungsträger (Gerthsen, 2006, S. 208–209 & 223). Da im wärmeren Bereich die Energie höher ist, zeigt der mittlere Geschwindigkeitsvektor der Ladungsträger auf das kältere Ende. Dieses lädt sich daher in der Regel negativ auf, wie in Abbildung 2-7 a) ersichtlich. Bei Werkstoffen, welche jedoch eine Leitung über Defektelektronen beziehungsweise Löcher aufweisen, kommt es zu einer umgekehrten Polarisierung. Unabhängig davon induzieren die

bewegten Ladungsträger ein elektrisches Feld im Leiter, welches dem Thermodiffusionsstrom entgegenwirkt, und ihn so letztendlich zum Erliegen bringt (Zeier et al., 2011).

Das thermoelektrische Verhalten eines Werkstoffs, welches Spannung zwischen den Leiterenden sowie die Polung beschreibt, wird durch den materialspezifischen Seebeck-Koeffizienten charakterisiert (Ravindra et al., 2019, S. 24). Dieser hängt vorrangig von der chemischen Zusammensetzung und der Temperatur, jedoch auch einer Vielzahl weiterer Faktoren ab (Tröber et al., 2022). Beispielhaft seien hier das Gefüge, dessen Reinheit, die Kristallstruktur und Kornorientierung, die Anzahl von Versetzungen und der Umformgrad erwähnt (Schulze, 1974, S. 354, Gane, 1983, Demmel et al., 2013, Yoshida et al., 2001, Späth, 1953). Aus diesem Grund muss der Seebeck-Koeffizient immer experimentell ermittelt und kann nicht mathematisch hergeleitet werden (Nowicki und Lewandowska, 2019, Stuart, 1987). Das Vorzeichen des Seebeck-Koeffizienten wird dabei vom Leitungsmechanismus und somit den Majoritätsladungsträgern bestimmt (Pelster, Pieper und Hüttl, 2005).

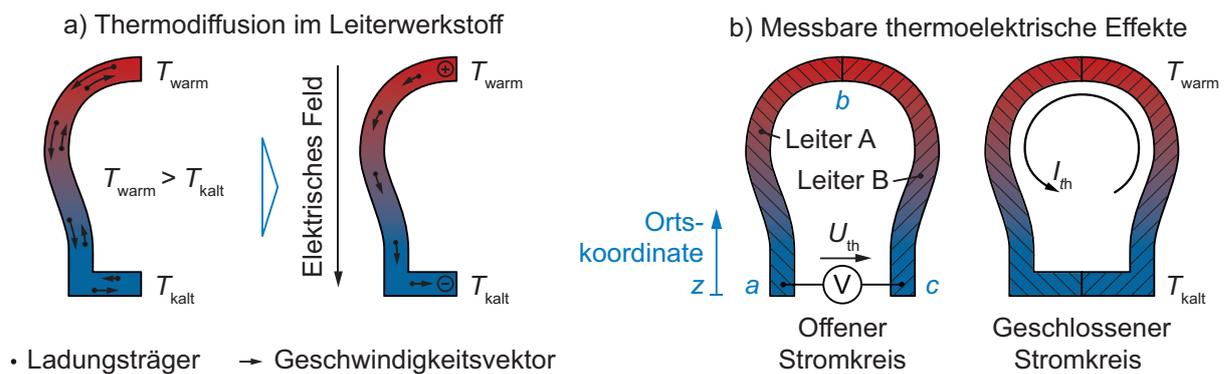


Abbildung 2-7: a) Thermodiffusion in einem elektrisch leitfähigen Festkörper; b) Prinzipielles Schaltbild zur Entstehung messbarer Thermoelektrizität

Um eine makroskopisch messbare elektrische Spannung zu erhalten, wird ein Stromkreis aus mindestens zwei verschiedenen elektrischen Leitern benötigt, der einem Temperaturgradienten unterliegt, wie Abbildung 2-7 b) zeigt. Ist der Stromkreis geöffnet und somit stromlos, kann mit einem Voltmeter mit hinreichend großem Innenwiderstand die entstehende thermoelektrische Spannung abgegriffen werden. Bei Metallen nimmt diese Spannung für eine Temperaturdifferenz von 100 °C typischerweise Werte von wenigen Millivolt an (Pelster, Pieper und Hüttl, 2005, Bergmann und Schäfer, 2006, S. 532–533). Im Modell des freien Elektronengases kann die theoretische Berechnung der entstehenden Thermospannung  $U_{Th}$  in einem offenen Stromkreis bestehend aus zwei elektrischen Leitern (Abbildung 2-7 b) aus der Boltzmann'schen Transportgleichung hergeleitet werden.

$$\begin{aligned}
 U_{\text{Th}} &= \int_a^c S(T) * \frac{dT}{dz} dz = \int_a^b S(T) dT + \int_b^c S(T) dT = && \text{Formel 2-4} \\
 &= \int_{T_{\text{kalt}}}^{T_{\text{warm}}} S_A(T) dT + \int_{T_{\text{kalt}}}^{T_{\text{warm}}} S_B(T) dT \\
 &= \int_{T_{\text{kalt}}}^{T_{\text{warm}}} (S_B(T) - S_A(T)) dT
 \end{aligned}$$

mit

$U_{\text{Th}}$	Thermoelektrische Spannung	[mV]
$S$	Absoluter Seebeck-Koeffizient	[ $\mu\text{V}^\circ\text{C}^{-1}$ ]
$T$	Temperatur	[ $^\circ\text{C}$ ]
$z$	Ortskoordinate längs des Leiterkreises	[mm]
$S_x$	Absoluter Seebeck-Koeffizient des Werkstoffs X	[ $\mu\text{V}^\circ\text{C}^{-1}$ ]
$T_{\text{warm}}$	Temperatur an der Warmstelle	[ $^\circ\text{C}$ ]
$T_{\text{kalt}}$	Temperatur an der Kaltstelle	[ $^\circ\text{C}$ ]

Werden die beiden offenen Leiterenden, wie in Abbildung 2-7 b) zu einem geschlossenen Stromkreis verbunden, bewirkt die Thermospannung einen stationären Kreisstrom, welcher als thermoelektrischer Strom oder Thermostrom bezeichnet wird. Die dabei auftretende Stromstärke ist nach dem Ohm'schen Gesetz neben der Thermospannung vom elektrischen Widerstand des Leiterkreises abhängig (*Formel 2-5*).

$$I_{\text{Th}} = - \frac{1}{R_{\text{ges}}} * U_{\text{Th}} \quad \text{Formel 2-5}$$

mit

$R_{\text{ges}}$	Elektrischer Widerstand des gesamten Stromkreises	[ $\Omega$ ]
$U_{\text{Th}}$	Thermoelektrische Spannung	[mV]
$I_{\text{Th}}$	Thermoelektrischer Strom	[mA]

Die Richtung des Thermostroms wird von den Seebeck-Koeffizienten der Leiter bestimmt. So verläuft dessen technische Stromrichtung in der Warmstelle immer vom höheren zum niedrigeren Seebeck-Koeffizienten (Bagchi, 1975, S. 29). Die Thermostromstärke kann aufgrund des für Metalle charakteristischen, niedrigen elektrischen Widerstands, Werte von bis zu 100 A annehmen (Pelster, Pieper und Hüttl, 2005, Späth, 1953).

### 2.5.2 Elektrische Eigenschaften von Mikrokontakten

Liegt bei einem statischen Kontakt zweier technischer Oberflächen eine elektrische Spannung an, wird der transversal fließende Strom im Wesentlichen durch den sich aus der Kontaktsituation ergebenden elektrischen Widerstand zwischen den Körpern beeinflusst.

Bestimmende Größe ist hier zunächst der Engewiderstand, welcher sich aus der geometrischen Einengung der Stromlinien aufgrund der begrenzten Anzahl an Mikrokontakten ergibt. Eine weitere Verringerung der Anzahl elektrisch leitfähiger Mikrokontakte verursacht der Fremdschichtwiderstand, welcher aus dem im Vergleich zum Grundwerkstoff abweichenden spezifischen Widerstand oberflächenbedeckender Schichten resultiert (Postnikov, 1967). Beispielfhaft seien hier Oxidschichten genannt. Im Falle von Aluminium konnten Mercier et al. (2012) zeigen, dass der Widerstand metallischer Kontakte mit der Normalkraft sinkt, da die spröde Oxidschicht zunehmend aufbricht. Eine ausreichend hohe Spannung bewirkt selbigen Effekt. Metallische Mikrokontakte deren Oxidschichten hingegen nicht zerstört wurden, sind als elektrisch isoliert anzusehen (Holm, 1958, S. 8–9, Bagchi, 1980). Nach Dies (1955) müssen diese Schichten dafür jedoch eine ausreichende Dicke aufweisen. Neben der Oxidschicht trägt seiner Meinung nach Elektronenstreuung an den Störstellen der Gitterperiodizität in den Mikrokontakten zu einer Erhöhung des elektrischen Widerstands bei.

Insgesamt beschränkt sich die Leitfähigkeit des statischen Kontakts auf wenige aktive Mikrokontakte, deren Summe als wirksame Kontaktfläche bezeichnet wird (Vinaricky, 2016, S. 4–9). Folglich können bereits geringe Ströme in den Mikrokontakten zu hohen Stromdichten führen. Nach Zheng, Zhan und Wang (2010) entspricht diese etwa 1 % der wahren Berührfläche. Jedoch steigt die Leitfähigkeit proportional zur Normalkraft zwischen beiden Körpern (Popov, 2015, S. 110).

### 2.5.3 Joule'sche Wärme

Der Fluss von Ladungsträgern über die Kontaktstelle zweier elektrischer Leiter ruft nicht nur reversible thermoelektrische Effekte hervor, sondern führt aufgrund des Ohm'schen Widerstands zu Joule'scher Wärme, einer irreversiblen Umwandlung von elektrischem Strom in Wärme. Hervorgerufen wird dieser Effekt durch Wechselwirkungen der fließenden Ladungsträger untereinander, mit den Atomrümpfen im metallischen Gitter beziehungsweise mit den Phononen. In erster Linie kommt es hierbei zu elastischen Stößen, wodurch die Elektronen verlangsamt werden und kinetische Energie an den Stoßpartner übertragen wird. In der Folge steigt die Schwingungsamplitude um den Ruhezustand, was sich in Form von Wärme äußert. Der dadurch bedingte Temperaturanstieg erhöht wiederum die Anzahl an Kollisionen und somit den Widerstand (Endres, 1984, S. 73–75). Im Gegensatz zur Peltier-Wärme steigt die Joule'sche Erwärmung quadratisch mit der Stromhöhe, wodurch der Stromfluss zu einem signifikanten Wärmeeintrag führen kann.

Nach Bergmann und Schäfer (2006, S. 529 & 540-541) kann es beispielsweise bei der unter Relativbewegung stattfindenden Trennung von adhäsiven Verbindungen zu einer Einschnürung kommen, wodurch sich ein Nanodraht bildet. Fließt während dieses Vorgangs ein Strom durch

den Mikrokontakt, führt die kleine Querschnittsfläche zu hohen Stromdichten und dadurch zu einer starken Joule'schen Erwärmung. Nach Vinaricky (2016, S. 24–26) steigt dadurch der elektrische Widerstand, was wiederum den Wärmeeintrag erhöht (Schulze, 1974, S. 11). In der Folge kann es so zum Aufschmelzen von Mikrokontakten kommen (Hase und Mishina, 2018).

#### **2.5.4 Elektromigration**

Ein weiterer chemisch-physikalischer Effekt, der in den Mikrokontakten eine Rolle spielt, ist Diffusion. Hierbei muss jedoch zwischen chemischer Diffusion, welche aufgrund eines Konzentrationsgefälles entsteht, und Migration, die auf Wärme- oder mechanischen Belastungsgradienten beruht, unterschieden werden. Auch elektrischer Strom kann bei hinreichend hohen Stromdichten eine Materialmigration verursachen, welche als Elektromigration bezeichnet wird (Lienig und Thiele, 2018, S. 14 & 35-36). Ursache hierfür sind die aufgrund des Stromflusses entstehenden Kräfte, die auf die Atomrümpfe des Gitters wirken. Hervorgerufen werden diese durch ein elektrisches Feld, welches aufgrund der Bewegung von Ladungsträgern entsteht und eine elektrostatische Kraft auf die geladenen Atomrümpfe bewirkt. Diese ist jedoch wegen ihrer Stärke und der Abschirmung der positiven Atomrümpfe durch die umgebenden Elektronen im Falle dynamischer Prozesse vernachlässigbar. Daneben erzeugt die bei Kollisionen zwischen freien Elektronen und den Metallionen im Kristallgitter übertragene kinetische Energie eine weitaus größere Kraft, welche in Richtung des Elektronenflusses zeigt und ursächlich für die Elektromigration ist (Lienig und Jerke, 2002). Aufgrund der wirkenden Kraft lösen sich Atomrümpfe vorrangig aus den Korngrenzen und den oberflächennahen Schichten und wandern in Richtung des Elektronenflusses (Lienig, 2013). Die Folge sind Defekte und Fehlstellen, was im Bereich der Materialoberfläche chemische Reaktionen begünstigt (Fischer, 1992, S. 307–308). Dementsprechend beeinflusst Elektromigration zu Adhäsion führende Grenzflächenreaktionen in den Mikrokontakten. Dennoch sind die dabei ablaufenden elementaren Wirkmechanismen nach wie vor diffus aufgrund der Überlagerung mit anderen Effekten und Wechselwirkungen (Akhkubekov et al., 2016, Woska und Barbehön, 1982).

#### **2.6 Ausgewählte Einflussgrößen auf Verschleiß und Adhäsionsentstehung**

Die im Stand der Technik bislang grundlegend dargelegte geometrische und mechanische Kontaktausprägung zweier metallischer Körper sowie die auftretenden elektrophysikalischen Effekte beeinflussen die in der Kontaktzone ablaufenden Grenzflächenprozesse in erheblicher Weise. Eine Untersuchung des Einflusses individueller Faktoren auf die Verschleißentstehung ist jedoch aufgrund der Komplexität des tribologischen Systems beim Scherschneiden und Umformen nur bedingt möglich. Der folgende Abschnitt beschäftigt sich daher mit den bislang

identifizierten Zusammenhängen und Auswirkungen ausgewählter Einflussfaktoren auf den Verschleiß und vor allem den Bildungsprozess von Adhäsionen.

### **2.6.1 Kontaktausprägung, Reibsituation und Werkstoff**

Im Hinblick auf die Adhäsionsentstehung existieren nach Sikorski (1964) bereits werkstoffseitig eine Vielzahl an Einflussfaktoren. Beispielhaft seien hier Oberflächenkontamination und -energie, Kristallstruktur, Kaltverfestigungskoeffizient, Reinheit, Härte, E-Modul, Schmelzpunkt, Rekristallisationstemperatur und Atomradius genannt. Darüber hinaus spielen nach Dohda et al. (2020) die Flächenpressung, die Reibgeschwindigkeit und -strecke sowie die Temperatur und Kontaktausprägung eine Rolle. Die Untersuchung einzelner Einflussfaktoren gestaltet sich deswegen so schwierig, da sie sich nicht nur mit der Verschleißentwicklung ändern, sondern auch untereinander beeinflussen. Darüber hinaus werden die unterschiedlichen Entstehungsmechanismen der Adhäsion jeweils von anderen Faktoren beeinflusst. Aus diesem Grund werden zur Vermeidung von adhäsiven Verschleiß aktuell Schmierstoffe und Hartstoffbeschichtungen eingesetzt, um in simpler Weise den direkten Kontakt von Werkzeug und Werkstück zu vermeiden (Groche und Nitzsche, 2004, Soman et al., 2014). Beispielhaft seien hier die Untersuchungen von Podgornik und Jerina (2012) genannt, bei welchen eine DLC-Schicht die kritische Last und somit die Adhäsionsneigung bei der Werkstoffkombination Kaltarbeits- und austenitischer Edelstahl um den Faktor 6 reduzierte. Im Gegensatz dazu konnte bei Kratzversuchen mit einer Aluminiumnadel auf Werkzeugstahl die Reibzahl durch die Applikation von Schmierstoff um den Faktor 3 herabgesetzt werden (Westlund, Heinrichs und Jacobson, 2018).

Ein Initiierungsmechanismus der Adhäsionsentstehung beim trockenen Kontakt zweier Oberflächen unter Relativbewegung ist die mechanische Verklammerung. Da sich dabei der weichere Kontaktpartner in den Oberflächenstrukturen des Härteren verhakt, wirkt sich die Oberflächenstruktur des Kontaktpartners mit der höheren Härte entscheidend aus (Westlund et al., 2016). Dementsprechend sollte nach Klocke (2017, S. 147) die Oberfläche der Aktivelemente möglichst fein poliert sein, um diesem Mechanismus entgegenzuwirken. Auch Podgornik und Jerina (2012) konnten anhand zweier aneinander reibender Zylinder aus Edelstahl und Kaltarbeitsstahl dieses Ergebnisse bestätigen. So bilden sich Adhäsionen vorrangig an Schleifriefen, wobei eine polierte Oberfläche den Verschleiß um 20 % senkte. Beim Scherschneiden von Aluminium reduzierten geschliffene Oberflächen die Adhäsionsbildung und somit die Flittermenge auf ein Drittel im Vergleich zu hartgedrehten Stempel (Schilp et al., 2004). Nach Westlund et al. (2018) können die sich bildenden Adhäsionen ab einem gewissen Füllgrad der Riefen ebenfalls Normalkräfte aufnehmen, was weiterem Materialübertrag und abrasiven Verschleiß entgegenwirken kann (Budinski, 2011).

Bei der Applikation von Schmierstoffen sind möglichst feine Oberflächen hingegen häufig kontraproduktiv, da die Ausprägung des Schmierstofffilms stark von der Oberflächenstruktur und Rauigkeit abhängt (Kragelsky und Demkin, 1960, S. 316). In diesem Fall sollte der Blechwerkstoff eine gewisse Oberflächenstruktur aufweisen, um die Ausprägung von Schmierstofftaschen zu ermöglichen (Argandoña et al., 2020, Balbach, 1987).

Neben der mikroskopischen Rauigkeit, vermuten Vitos et al. (2006) eine Schlüsselrolle der nanoskopischen Oberflächenstruktur bei der Adhäsionsentstehung, weisen jedoch darauf hin, dass diese aufgrund des quantenmechanischen Ursprungs nur durch die chemische Zusammensetzung eingestellt werden kann. Auch Bhushan et al. (1995) und Kochendörfer (1952) nennen nanoskopische Oberflächendefekte als Initiierungspunkt jeder Verschleißart. Dies steht wiederum im Widerspruch zu Whitehouse (2011, S. 837–840), der die nanoskopische Oberflächenstruktur als vernachlässigbar für den Verschleiß ansieht.

Im Gegensatz zur mechanischen Initiierung benötigt eine physikalisch-chemische Adhäsionsbildung keine Relativbewegung, sondern kann bereits beim einfachen Kontakt zweier Körper beobachtet werden. Ausschlaggebend ist dabei die Flächenlast des Kontakts und nicht die reine Normalkraft, was sich auf die mit der Normalkraft steigende wahre Berührfläche und somit einer gleichbleibenden Flächenlast zurückführen lässt. Aus diesem Grund zeigten Tribometerversuche keinen Einfluss der Normalkraft auf den Verschleiß, wohingegen zwischen den Fertigungsverfahren Napfrückwärtsfließpressen und Feinschneiden ein deutlicher Unterschied des Zeitpunkts der Adhäsionsinitiierung festgestellt werden konnte. So korreliert die auftretenden Flächenpressungen mit der ermittelten Temperatur und dem Initiierungspunkt der Adhäsion (Raedt, 2002, S. 80–82). Auch Schüßler (1990, S. 16) nannte die Flächenpressung als wichtigen Einflussfaktor, da die Last in den einzelnen Mikrokontakten einen kritischen Wert überschreiten muss, um Grenzflächenreaktionen auszulösen.

Wird der statische Kontakt von einer Relativbewegung überlagert, verstärkt der zusätzliche reibinduzierte Energieeintrag die Adhäsionsentstehung. Dabei ist der Einfluss der Reibgeschwindigkeit diffus. Während Raedt (2002, S. 80–82) und Habig (1972, S. 38–39) bei Stift-Scheibe-Versuchen weder Änderungen in der grundsätzlichen Adhäsionsbildung noch deren Stärke erkannten, konnte Goto (1995) neben der Flächenpressung einen Zusammenhang zwischen Reibgeschwindigkeit und Verschleiß beobachten. Nach Schüßler (1990, S. 90) ist dies auch beim Scherschneiden gegeben, da mit steigender Schneidgeschwindigkeit die Temperatur zunimmt und folglich die thermische Belastung steigt (Demmel et al., 2015).

Nach Buckley (2010) spielen grundsätzlich die Reinheit der Oberfläche sowie die dort befindlichen physikalisch durch van-der-Waals-Bindungen oder chemisch durch festere kovalente oder ionische Bindungen anhaftende Adsorptionsschichten eine Rolle. Sie entstehen

aufgrund von Wechselwirkungen zwischen den Umgebungsmedien und den auf der Oberfläche befindlichen Elektronen. In der Folge senken anhaftende Gase, Flüssigkeiten oder auch Schmutzpartikel die Adhäsionsneigung (Czichos und Habig, 2015, S. 30, Dietrich, 1968, Buckley, 1975, Bowden und Hughes, 1939). Weitaus mehr Einfluss auf die Adhäsionsbildung haben Deckschichten. Gerade bei Metallen verhindert die natürliche Oxidschicht, welche wie technische Keramiken eine niedrige Adhäsionsneigung aufweisen, einen direkten metallischen Kontakt. Dadurch wird sowohl die Adhäsionsentstehung gehemmt als auch die Reibung deutlich herabgesetzt (Klocke, 2017, S. 112). Während nach Buckley (1976) Schmierstoffe die Reibung um den Faktor 5 bis 15 reduzieren, wirkt eine ausreichend dicke Oxidschicht etwa mit dem Faktor 100 (Buckley, 1975, Dies, 1955). Dies konnte Bowden und Young (1951) bei Reibversuchen in einer definierten Atmosphäre bestätigen. So sank die Reibzahl mit steigendem Sauerstoffdruck und dickerer Oxidschicht. Dabei kann Adhäsion zwar auch zwischen Oxidschichten auftreten, verglichen mit der Adhäsionsneigung direkter metallischer Kontakte ist diese jedoch gering. Westlund et al. (2018) kamen bei Reibversuchen einer Aluminiumnadel auf Werkzeugstahl indes auf konträre Ergebnisse, da sich an der Nadelspitze Aluminiumoxidpartikel sowie abrasive Stahlpartikel hoher Härte ablagerten. Die ambivalenten Auswirkungen des Oxids bestätigten auch andere Quellen (Barik, Sonkamble und Narasimhan, 2018, Shaw, 1971).

Beim rein metallischen Kontakt korreliert der Grad an Adhäsionsbildung gut mit der Gitterstruktur beider Kontaktpartner (Czichos und Habig, 2015, S. 213). So weisen kubisch flächenzentrierte Metalle, wie Aluminium, Platin und Nickel, eine höhere Adhäsionsneigung auf als kubisch raumzentrierte Metalle, wie Eisen, Molybdän oder Wolfram, oder hexagonale Gitterstrukturen, wie bei Magnesium und Kobalt (Sommer, Heinz und Schöfer, 2014, S. 18). Dies ist nach Stachowiak und Batchelor (2014, S. 579–580) auf die Notwendigkeit einer plastischen Deformation der Mikrokontakte vor dem innigen metallischen Kontakt zurückzuführen. So hat die hexagonal dichteste Packung (hdp) mit drei Gleitebenen die wenigsten der Metallgitter, was in der niedrigsten Adhäsionsneigung resultiert (Klocke, 2017, S. 146). Ein Vergleich des kubisch flächenzentrierten (kfz) sowie des kubisch raumzentrierten (krz) Gitters zeigt, dass, obwohl beide die gleiche Gleitebenenanzahl von 12 aufweisen, letztere weniger zur Bildung adhäsiver Verbindungen neigt. Dies kann auf die bei krz-Gittern niedrigere Packungsdichte zurückgeführt werden, wodurch die Ebenen erst bei höheren Tangentialspannungen abgleiten (Bargel und Schulze, 2018, S. 19–20 & 506). Dennoch entstehen die stärksten adhäsiven Verbindungen beim Kontakt identischer Gitterstrukturen, unabhängig vom Typ (Stachowiak und Batchelor, 2014, S. 578, Sikorski, 1964).

Die Adhäsionsneigung sinkt darüber hinaus mit steigender Härte, weswegen sich auch ein hoher Hartphasenanteil meist positiv auf das Verschleißverhalten auswirkt. Sind die Karbide jedoch zu groß, entsteht durch mechanische Verklammerung ein gegenteiliger Effekt (Karlsson, Gåård und Krakhmalev, 2014). Aufgrund des hohen Karbidanteils weisen auch Hartmetalle mitunter eine geringe Adhäsionsneigung auf. Bei dieser Werkstoffgruppe kommt es primär zu Anhaftungen an der Bindermatrix (Klaasen, Kübarsepp und Eigi, 2006). Allerdings reagiert das Verschleißverhalten sensitiv auf die Zusammensetzung des Hartmetalls. So konnten Klaasen et al. (2010) nicht nur zeigen, dass mit steigendem Binderanteil die Adhäsionsneigung zunimmt, sondern auch die Werkstoffabhängigkeit der Adhäsionsneigung. Diese ist bei Wolframkarbid in einer Cobalt-Matrix deutlich höher als bei keramischen Titankarbid-Cermets. Während letztere in einer Nickel-Basis eine leicht niedrigere Adhäsionsneigung aufweisen, reduziert sich diese bei einer Eisen-Matrix sogar um den Faktor 4.

Nach Mang et al. (1981) wirkt sich ebenfalls die oberflächennahe Werkstofftextur aus, die aufgrund vorangegangener Deformation entstand (Bhushan, Israelachvili und Landman, 1995). Allgemein betrachtet nimmt die Stärke der Adhäsion von den B-Gruppenmetallen, zu welchen auch Aluminium gehört, über die Edelmetalle zu den Übergangsmetallen ab, was in der spezifischen Elektronenkonfiguration und der damit einhergehenden Fähigkeit, bestimmte chemische Bindungen einzugehen begründet liegt (Klocke, 2017, S. 146). So erhöhen Elemente wie Chrom oder Nickel die Adhäsionsneigung, wie es am Beispiel des austenitischen Edelstahl 1.4301 erkennbar ist (Schüßler, 1990, Gunnar Nygren, 1960).

An dieser Stelle sei auch erwähnt, dass Kupfer und Aluminium aufgrund ihrer kfz-Struktur zwar eine hohe adhäsive Neigung aufweisen, als Werkzeugaktivelemente jedoch die Adhäsionsbildung deutlich verringern können. Bei den Versuchen von Schilp et al. (2004) reduzierte eine Kupferlegierung als Aktivelementwerkstoff im Vergleich zu einem hartgedrehten Kaltarbeitsstahl die Kaltaufschweißungen um 82 %. Als Grund nannten die Autoren in erster Linie die deutlich bessere Wärmeabfuhr. Daneben weisen auch andere Quellen auf eine Korrelation zwischen der Adhäsionsneigung und dem Schmelzpunkt der Kontaktpartner hin (Sikorski, 1964, Lind et al., 2010, Späth, 1953). Diese steht in Zusammenhang mit dem Aufschmelzen von Mikrokontakten, was bereits bei mäßiger Reibung aufgrund der geringen Abfuhr von Wärme aus Selbigen zu beobachten ist (Ber und Goldblatt, 1989, Bowden und Thomas, 1954).

### **2.6.2 Temperatur**

Die beim Scherschneiden und Umformen entstehenden Temperaturen, welche in Kapitel 2.4.2 genannt wurden, beeinflussen das Material- sowie Verschleißverhalten signifikant. Aus diesem Grund spricht Tanaka et al. (2009) vom thermischen Verschleiß, welcher Gefügeänderungen,

plastische Verformung, Oxidation, Diffusion sowie chemische und elektro-chemische Reaktionen umfasst. Gerade die Mechanismen der Bildung von Grenzflächenbindungen werden von erhöhten Temperaturen unterstützt (Birzer et al., 2014, S. 50, Czichos und Habig, 2015, S. 125–127). Daneben sinkt die Werkstofffestigkeit mit der Temperatur, was Adhäsionserscheinungen begünstigt (Sikorski, 1964). Die Identifizierung weiterer Wirkzusammenhänge gestaltet sich hingegen oft schwierig, da diese meist widersprüchlich erscheinen (Groche und Nitzsche, 2004). So wurde beim Lochen von unlegiertem Baustahl mit einem Kaltarbeitsstahl eine Mindesttemperatur von 575 °C für die Entstehung von Adhäsionen identifiziert, während andere Untersuchungen, bei genügend reiner Oberfläche, Adhäsion bereits bei Raumtemperatur beobachteten (Dies, 1955). Letzteres konnte Raedt (2002, S. 80–82) sowohl beim Streifenziehen als auch beim Umformen bestätigen. Groche und Nitzsche (2007) zeigten anhand eines Streifenziehversuchs mit temperatur geregelter Ziehmatrize, dass bereits eine Erhöhung der Matrizentemperatur von 15 °C auf 30 °C die Entstehung von Kaltaufschweißungen deutlich verstärkte und dadurch die gemittelten Rautiefe von 5 µm auf 40 µm anstieg. Eine weitere Erwärmung auf 100 °C veränderte indes das Verschleißbild kaum. Dabei entstehen Adhäsionen vorzugsweise am Ziehradius, also in den Bereichen höchster Kontaktnormalspannungen und Temperaturen (Soejima et al., 2013, Groche, Nitzsche und Elsen, 2008). Sie äußern sich aufgrund der Reibung in erster Linie in höheren Prozesskräften und Temperaturen (Groche und Nitzsche, 2004, Welm et al., 2019). Aus diesem Grund gleicht jede Adhäsion einem Keim neuer Adhäsionen, wodurch weitere Relativbewegung zu einem starken Wachstum der Kaltaufschweißungen entgegen der Reibrichtung führt (Soman et al., 2014, Pujante et al., 2013, Groche und Nitzsche, 2004). Die zyklische Belastung führt daneben zu einem schichtartigen Aufbau der Kaltaufschweißungen (Raedt, 2002, S. 112).

Im Gegensatz zu den vorhergehenden Ergebnissen konnten Pujante et al. (2013) bei Ball-auf-Scheibe-Versuchen mit einer Aluminiumkugel, welche bei verschiedenen Temperaturen auf einer polierten Warmarbeitsstahloberfläche rieb, zwischen 30 °C und 250 °C keinen Unterschied im Verschleißverhalten feststellen. Alle Versuche zeigten Kaltaufschweißungen bis zu einer Dicke von 30 µm und Abrasion aufgrund oxidiertes Eisen- und Aluminiumpartikel. Bei Temperaturen über 350 °C reduzierten sich die Anhaftungen, was die Autoren auf die durch die Temperatur begünstigte Bildung von Aluminiumoxid zurückführten. Liu et al. (2017) bestätigten dieses Verhalten anhand der Reibzahl in ähnlichen Untersuchungen für Aluminium und Silber und wiesen die gesteigerte Oxidbildung bei Aluminium mit EDX-Aufnahmen nach. Dabei kann diese Tribooxidation mit der Bildung von Reibmartenit in den oberflächennahen Schichten einhergehen, welcher aufgrund seiner höheren Härte die Tragfähigkeit der Oxidschichten verbessert. Sind die entstehenden Temperaturen jedoch zu hoch, wird die Oxidschicht destabilisiert, wodurch wiederum die Adhäsion zunimmt.

Neben den Blechwerkstoffen reagieren auch Werkzeugwerkstoffe unterschiedlich auf thermische Belastung. Während Hartmetalle aufgrund ihrer Sprödigkeit empfindlicher auf Temperaturgradienten reagieren, zeigen Warmarbeitsstähle auch bei hohen Temperaturen kaum Änderungen der mechanischen Eigenschaften. Beispielhaft sei hier auf Untersuchungen von Opitz (1954) verwiesen, der allein durch Kühlung der Hartmetallwerkzeuge beim Drehen die Standzeit verdreifachen konnte.

Diesbezüglich stellt sich neben der alleinigen Höhe der Temperatur auch die Frage nach dem Einfluss des zeitlichen Faktors der Temperaturentstehung. Vor allem die auf die Mikrokontakte lokal begrenzte Verformung, kann in diesem Bereich zu einer stark steigenden Temperatur innerhalb eines extrem kurzen Zeitfensters führen. In der Literatur ist dieses Phänomen im Zusammenhang mit der Belastungskonzentration an der Spitze eines Risses bekannt und dem damit verbundenen schlagartigen Anstieg der Temperatur, häufig auch Thermoschock  $\dot{T}$  genannt (Wu, Ramesh und Wright, 2003, Guo et al., 2019). Guo et al. (2020) wiesen in Untersuchungen einen Temperaturanstieg auf 650 °C in unter 40  $\mu$ s nach. Daher wird vermutet, dass die hohe Temperaturrate das Bruchverhalten signifikant beeinflusst (Rumpf, 1961, Zehnder und Rosakis, 1991). Demmel (2014, S. 117–120) stellte beim Scherschneiden einen deutlichen Anstieg der Temperatur bereits vor dem Rissbeginn im Blechwerkstoff fest. Er erklärte dies mit einer Lokalisierung der Verformung in Bereichen hoher Porendichte, welche sich beim Scherschneiden meist in nächster Nähe zur Stempelschneidkante befindet. Ob sich ähnliche Effekte auch auf Mikrokontakte übertragen lassen und in welcher Form sich die Temperaturrate auf den Werkzeugverschleiß und die Bildung von Adhäsionen auswirkt, wurde bislang nicht untersucht.

### 2.6.3 Elektrischer Strom

Die in der Grenzfläche zweier Körper ablaufenden Wechselwirkungen werden in erheblichen Maße von einem transversal fließenden Strom beeinflusst. Die dabei auftretenden Wirkmechanismen und tribologischen Folgen waren bereits Gegenstand verschiedener Untersuchungen im Bereich statischer Kontakte, wie Relais oder Schalter, im Rahmen spanender Fertigungsverfahren, wie dem Drehen, Fräsen oder Bohren, und in abstrahierten Modellversuchen. Im Bereich der nichtspanenden Verfahren wurden die Auswirkungen von elektrischem Strom auf den Verschleiß bis dato kaum untersucht, obwohl die Voraussetzungen des Seebeck-Effekts auch beim Umformen und Scherschneiden erfüllt sind und folglich thermoelektrische Spannungen und Ströme während des Prozesses entstehen.

Nach Späth (1953) treten thermoelektrische Effekte bereits bei der reinen Reibung zweier Körper auf. So führen Werkstoffinhomogenität, unterschiedliche Kornorientierung, Einschlüsse und der Umformgrad von Mikrokontakten zu unterschiedlichen Seebeck-

Koeffizienten. In Kombination mit dem sich durch die Reibung ausbildenden Temperaturgradienten können in den Mikrokontakten bereits unter niedriger äußerer Last Stromdichten von  $1 \text{ A/mm}^2$  auftreten. Aus diesen Gründen wies Opitz (1954) bereits in den fünfziger Jahren darauf hin, dass Verschleiß nicht nur auf mechanischen Ursachen zurückzuführen ist, sondern dass vielmehr elektro- und tribochemische Vorgänge eine entscheidende Rolle spielen. Im Folgenden werden daher zunächst die grundlegenden Auswirkungen eines elektrischen Stroms beim Kontakt zweier Körper und im Anschluss der Einfluss thermoelektrischer Phänomene auf den Werkzeugverschleiß dargelegt.

### **Statischer Kontakt im Modellversuch**

Welche Folgen ein transversal zur Kontaktfläche zweier Körper fließender Strom verursacht, zeigte Opitz (1957) durch einen einfachen Modellversuch, indem er zwei polierte Proben aus Hartmetall und Stahl auf  $600 \text{ }^\circ\text{C}$  erwärmte und aneinandergespreste. Durch Anlegen eines Stroms ergaben sich dabei deutliche Unterschiede in der Oberflächenbeschaffenheit und der Oxidschichtbildung in Abhängigkeit der Stromrichtung. Während eine technische Stromrichtung von der Hartmetall- zur Stahlprobe erstere stark verzundernde, konnten bei umgekehrter Richtung starke Anhaftungen des Hartmetalls auf der Stahlprobe festgestellt werden. Ohne äußeren Strom entstand eine mittelschwere Verzunderung beider Proben. Weiterhin entstand eine gerichtete Diffusion in Richtung der Elektronenflussrichtung, die auch andere Untersuchungen bestätigen konnten (Opitz, Ostermann und Gappisch, 1958, S. 36–37, Jianxin, Yousheng und Wenlong, 2008). Der durch Diffusion bedingte Elementverlust führt dabei zu mikrostrukturellen Änderungen im Werkstoff und einer Herabsetzung der mechanischen Eigenschaften (Jianxin et al., 2011, Axer, 1956, Muju und Gosh, 1977). In ähnlichen Versuchen stellten Shan und Pendey (1976) hingegen fest, dass die Dicke der sich bildenden Oxidschicht zwischen den Partnern zwar mit der Stromstärke steigt, sich aber kaum mit der Stromrichtung ändert.

Chen und Chen (2003) untersuchten die Auswirkungen eines Stromflusses auf die sich zwischen zwei Werkstoffen bildenden intermetallischen Phasen vor dem Hintergrund der Elektromigration. Hierfür integrierten sie Silber zwischen zwei Zinnstücke und legten bei Temperaturen von  $140 \text{ }^\circ\text{C}$  bis  $200 \text{ }^\circ\text{C}$  unterschiedliche Ströme an. Bereits bei Stromdichten von  $3 \text{ A/mm}^2$  zeigte sich eine deutliche Migration von Material in Abhängigkeit der Stromstärke und -richtung. Da eine Joule'sche Erwärmung der Kontaktstellen und ein Einfluss des Peltier-Effekts ausgeschlossen werden konnten, nahmen sie an, dass die Auswirkungen der Elektromigration mit den Diffusionseigenschaften der Werkstoffe korrelieren. Obwohl die genauen Auswirkungen der Elektromigration hauptsächlich von den eingesetzten Werkstoffen bestimmt werden, zeigt sich in den Versuchen eine grundsätzliche Abhängigkeit der

Auswirkungen von der Stromrichtung und eine Verstärkung der Effekte mit der Stromstärke (Lee und Chen, 2011, Huang, Zhou und Chen, 2012, Orchard und Greer, 2006).

Hehenkamp und Heumann (1962) konnten in ihren Versuchen, bei welchen sie Proben mit einem Gleichstrom von 234 A auf 1100 °C erhitzen und die dabei stattfindende Entkohlung der Werkstoffe untersuchten, eine deutliche Abhängigkeit von der Stromrichtung feststellen. Jedoch wanderten die Kohlenstoffatome entgegen der Elektronenflussrichtung, was im Kontrast zu den vorangegangenen Untersuchungen steht. Wurde bislang die Richtungsabhängigkeit der Elektromigration immer mit Stoßprozessen zwischen den Gitteratomen und Elektronen, welche eine gerichtete Kraft auf die Atomrümpfe ausübte, erklärt, war dies hier nicht möglich. Seith und Wever (1954) postulierten dazu, dass die Richtung der strombedingten Diffusion von dem Leitungsmechanismus und somit dem Hall-Koeffizient des jeweiligen Werkstoffs abhängt. Ist dieser negativ (normaler Hall-Effekt), weist das Material eine n- beziehungsweise eine Elektronenleitung auf, und die an den Atomrümpfen durch Kollisionen entstehende Kraft wirkt Richtung Anode. Das aus der Ladungsbewegung resultierende elektrische Feld wirkt, ähnlich wie bei der Thermodiffusion, der Ladungsträgerbewegung entgegen (Muju und Radhakrishna, 1980). Ein positiver Hall-Koeffizient (anormaler Hall-Effekt) steht hingegen für p-Leitung über Defektelektronen, auch Löcher genannt. Dadurch entfällt der Mitnahmeeffekt durch die Elektronen und die Ionen wandern nur durch das elektrische Feld zur Kathode (Köster und Seith, 1955, S. 279). Unabhängig vom Leitungsmechanismus sind jedoch nach Seith und Wever (1954) nur fehlgeordnete Atome im Gitter zum Platzwechsel befähigt.

Im Gegensatz zu einem über die Kontakte verlaufenden Gleichstrom führt ein Wechselstrom zu einer symmetrischen Entkohlung der Proben. In diesem Fall ist die aufgrund des Temperaturgradienten entstehende Thermodiffusion die treibende Kraft, durch welche eine Teilchenwanderung vorrangig im warmen Bereich festzustellen ist (Hehenkamp und Heumann, 1962). Andere Untersuchungen zeigten indes, dass ein Wechselstrom bereits bei geringeren Temperaturen das Wachstum der sich bildenden intermetallischen Phasen signifikant beschleunigt und auch deren Morphologie beeinflusst, was sich folglich auch auf die Adhäsionsentstehung auswirkt (Braunovic und Alexandrov, 1994).

### **Dynamischer Kontakt im Modellversuch**

Inwieweit diese Diffusions- und Elektromigrationsvorgänge beim Scherschneiden und Umformen eine Rolle spielen, ist bislang nicht klar. Während verschiedene Quellen lange Kontaktzeit und hohe Temperaturen von über 1000 °C als Voraussetzungen für nennenswerte Diffusionsraten nennen (Nurul Amin et al., 1998, Bhattacharyya und Gosh, 1968), gehen

Fischer und Traugott (1992) im Falle von Reibung von einer deutlichen Herabsetzung der Oxidationsgeschwindigkeit auf das Niveau eines statischen Kontakts bei 900 °C aus.

Um diesen Widerspruch zu erklären, ist ein Blick auf die dynamische Kontaktsituation und die dadurch induzierten Vorgänge in den Mikrokontakten nötig. Hierbei spielt vor allem die bereits erwähnte Bildung und Zerstörung von Mikrokontakten eine Rolle, welche von verschiedenen Phänomenen begleitet wird (Muju und Gosh, 1977). Zunächst sei hier die Elektroerosion genannt, welche aus elektrischen Entladungen, auch Abrissfunken, Lichtbogen oder Spannungsüberschlag genannt, resultiert (Bergmann und Schäfer, 2006). Diese Erscheinung entsteht beim Öffnen und Schließen eines elektrischen Kontakts und bewirkt einen Materialübertrag (Rieder und Weichsler, 1992). Wird ein Mikrokontakt getrennt, nimmt nach Zhen et al. (2010) die Kontaktfläche kontinuierlich bis in den Quadratnanometer-Bereich ab. Aufgrund der dadurch entstehenden Stromdichten erhöht Joule'sche Erwärmung die Temperaturen in den Mikrokontakten bis über den Schmelzpunkt hinaus, wodurch sich Schmelzbrücken zwischen den Kontakten bilden. Mit weiterer Entfernung verdampfen diese an der kathodischen Oberfläche und kondensieren an der Anode (Swingler und McBride, 1996). In der dadurch entstehenden leitenden Atmosphäre entsteht letztendlich der Lichtbogen, welcher wiederum zu einem umgekehrten Materialübertrag führen kann (Bergmann und Schäfer, 2006, Chen und Sawa, 1998). Dieses Phänomen ist aufgrund dem sich zwischen den Kontaktpartnern ausbildenden Spannungsunterschied verstärkt bei Gleichstrom zu beobachten (Kohno, Itoh und Soda, 1984). Nach Kubota et al. (2013) steigt dadurch entstehende erosive Verschleiß sowohl mit der Anzahl an Lichtbogenentladungen als auch mit deren Energie, die vorrangig durch die Stromstärke bestimmt wird (Li et al., 2017, Zheng, Zhan und Wang, 2010). Letzteres konnten auch Hase und Mishina (2018) bei Stift-Scheibe-Versuchen nachweisen. Sie fanden jedoch lediglich eine Abhängigkeit des Materialtransfers von der Stromstärke, nicht aber von dessen Richtung.

Daneben wirkt sich auch die Geschwindigkeit der Kontaktentstehung und -trennung auf den Materialübertrag aus, wobei die Menge an Materialübertrag mit steigender Geschwindigkeit sinkt (McBride und Sharkh, 1993). Unter welchen Voraussetzungen es zu erosivem Verschleiß kommt ist nicht eindeutig klar und hängt von vielen Faktoren wie beispielsweise der Materialpaarung ab. Während nach Germer (1960) bei sauberen Oberflächen ein minimaler Strom von 1 A benötigt wird, welcher bei karbonisierten Oberflächen auf 300 mA absinkt, beeinflusst die Stromstärke nach Suhara (1990) lediglich die Wahrscheinlichkeit der Lichtbogenentstehung. Über das Auftreten dieses Mechanismus beim Scherschneiden und Umformen wird in der Literatur ebenfalls nur spekuliert. Während Postnikov (1967) davon ausgeht, dass Lichtbögen nur bei der Verwendung eines Schmierstoffs mit dielektrischen

Eigenschaften entstehen, gehen Korobov (1968) sowie Shan und Pandey (1972) davon aus, dass der bei der Metallbearbeitung entstehende Verschleiß hauptsächlich auf die Elektro-Mikro-Erosion zurückgeführt werden kann.

### **Thermoelektrische Ströme und Spannungen in der Metallverarbeitung**

In Abhängigkeit der Prozessparameter, wie Schneidgeschwindigkeit, Zustellung und Vorschub, sowie der gewählten Werkzeug-Werkstück-Werkstoffkombination sind der Literatur beim Drehen thermoelektrische Spannungen im Bereich von 0,4 mV bis 20 mV zu entnehmen (Nurul Amin et al., 1998, Šolaja und Hughes, 1958, Gane, 1983, Junge et al., 2020). Thermoelektrische Ströme wurden bei der Bearbeitung industriell eingesetzter Blech- und Werkzeugwerkstoffe in einer Spanne von 0,1 mA bis 30 mA ermittelt (Awakov und Ritschkin, 1966, Bagchi und Basu, 1973, Shan und Pandey, 1975). Lediglich Opitz und Axer (1956, S. 13) berichten von Thermostromen bis 5,5 A bei einer Thermospannung von 9,4 V. Die Temperaturen beim Drehen liegen im Gegensatz zum Scherschneiden zwischen 700 °C bis maximal 1280 °C (Axer, 1954, Opitz, 1957), können jedoch mit wenigen hundert Grad Celsius mitunter auch im Bereich des Scherschneidens liegen (Junge, Nestler und Schubert, 2021).

Im Bereich der Kaltumformung und des Scherschneidens existieren diesbezüglich nur wenig Untersuchungen. Während Demmel et al. (2012a) beim Scherschneiden eines mikrolegierten Stahls mit einem Stempel aus pulvermetallurgischem Stahl eine Thermospannung von maximal 0,52 mV ermittelte, führte die Verwendung eines Hartmetalls als Stempelwerkstoff zu 5,8 mV (Tröber, Golle und Volk, 2015a). Der verwendete Stempel besaß einen Durchmesser von 70 mm und eine spezielle Geometrie, um die Kontaktfläche mit dem Blechwerkstoff auf die Schneidkante zu reduzieren. Unter diesen Bedingungen entstanden Thermostrome bis 250 mA im Falle des Hartmetallstempels und von 95 mA in entgegengesetzte Flussrichtung bei PM-Stahl. Aufgrund gleichbleibender Prozessparameter konnten die Unterschiede allein auf die Werkstoffkombination zurückgeführt werden (Tröber, Golle und Volk, 2015b). Mit maximal 12,6 mA nahm der Thermostrom bei der Verwendung eines Reinaluminiums als Blechwerkstoff in Kombination mit einem Stempel aus Kaltarbeitsstahl deutlich ab, da durch die geringe Zugfestigkeit die geleistete Schneidarbeit insgesamt, aber auch der in Wärme dissipierende Anteil, abnahm (Tröber, Golle und Volk, 2016). Eine Verringerung des Stempeldurchmessers äußert sich in einer deutlichen Abnahme des entstehenden Thermostroms. Während ein zylindrischer Hartmetallstempel mit 70 mm Durchmesser zu einem Thermostrom von 24,8 mA führte, sank dieser Wert bei einem Stempeldurchmesser von 15 mm auf maximal 0,8 mA (Welm et al., 2020, Tröber et al., 2017).

Um die Wirkmechanismen zwischen thermoelektrischen Strömen und dem Werkzeugverschleiß zu identifizieren, wurden in der Literatur vor allem eine elektrische

Isolierung der Aktivelemente und die Auswirkungen eines angelegten Stroms auf die Standzeit beziehungsweise den Verschleiß untersucht. Die Folgen der eingesetzten Werkstoffkombination von Werkzeug und Werkstück wurden bislang nur sporadisch untersucht.

### **Auswirkungen einer elektrischen Isolierung und der Werkstoffkombination**

Eine Isolation von Werkzeug und Werkstück hat in erster Linie zur Folge, dass entstehende thermoelektrische Ströme nicht über die Maschine abfließen können, wodurch sich Potentialunterschiede nur über die Kontaktzone von Werkzeug und Werkstück ausgleichen. Die Ergebnisse dieser Maßnahme zeigen in der Literatur unterschiedliche Auswirkungen. Während eine Isolation des Drehmeißels oder Bohrers in den meisten Untersuchungen zu Standzeitenerhöhungen und Verschleißsenkungen zwischen 14 % und 50 % führten, berichten andere Quellen von einer dreifachen Standzeit (Bobrovskij, 1967, Daicu und Oancea, 2015, Ellis und Barrow, 1968, Korobov, 1968, Pegashkin, Golubev und Medison, 2014, Shan und Pandey, 1972, Tanaka et al., 2004, Bredell, 1983). Untersuchungen von Budzynski (1976), Engstrand (1959) und Hehenkamp (1958) zeigten indes keine Auswirkungen. Letzterer erklärte dies mit einem Thermostrom, der aufgrund der Temperaturdifferenz im Meißel entsteht und so trotz Isolation fließt. Dementsprechend führt eine Unterbrechung des Stromflusses nach Bobrovskij (1967) zu einer Standzeitverlängerung. Im Gegensatz dazu berichten viele Quellen von Herabsetzungen der Standzeit durch Isolation. Beispielhaft seien hier Arbeiten von Bagchi (1975), Budzynski (1976) sowie Uehara, Sakurai und Ikeda (1992) genannt. Letztere verzeichneten eine Verschleißzunahme von 35 %. Anhand eines Modellversuchs konnten sie im Bereich des höchsten Verschleißes starke Kreisströme nachweisen, die bereits Späth (1953) und Postnikov (1967) postulierten. Diese führen laut den Autoren aufgrund des Peltier-Effekts zu einer Änderung der Temperaturen, was einerseits den Verschleiß verstärkt, aber andererseits die Entstehung einer verschleißsenkenden Oxidschicht fördert. Dietrich (1968) zeigte, dass eine elektrische Isolation zu einer Hemmung der Oxidschichtbildung führt, wodurch der intensive Metall-Metall-Kontakt die Verschleißrate deutlich erhöht.

Nach Lavrinenko (2015) werden die Auswirkungen einer Isolation auf den Verschleiß sowie deren Ausmaß von der Werkstoffkombination zwischen Werkzeug und Werkstück bestimmt. Uehara et al. (1992) bestätigten dies in Drehversuchen, bei welchen eine Isolation bei 0,45 %-Kohlenstoffstahl die Standzeit erhöhte und bei 0,05 %-Kohlenstoffstahl verringerte. Daneben bestimmen die gewählten Prozessparameter, ob die Verschleißrate zu- oder abnimmt (Bobrovski, 1966, Ellis und Barrow, 1968, Opitz, 1957, Tanaka et al., 2004). Bei Reibversuchen in einem Ölbad zeigten Endo, Fukuda und Takamiya (1971), dass bei einer Paarung gleicher Werkstoffe aufgrund identischer Seebeck-Koeffizienten keine Thermospannung entstehen. In diesem Fall steigerte jede angelegte Spannung, unabhängig von Stärke und Polarität, die

Verschleißrate. Auch Hehekamp (1958) stellte fest, dass eine Abnahme des elektrischen Verschleißes mit kleiner werdender Differenz zwischen den Seebeck-Koeffizienten von Werkzeug- und Werkstückwerkstoff einhergeht. Er empfiehlt daher, zukünftig den thermoelektrischen Werkstoffeigenschaften mehr Augenmerk zu widmen, um die Leistungsfähigkeit der Werkzeuge zu steigern.

Shan und Pandey (1975) bezogen darüber hinaus die Maschine mit in Betracht, in welcher thermoelektrische Ströme auch in Lagern oder anderen Verbindungen entstehen. Addieren sich diese mit dem zwischen Werkzeug und Werkstück fließenden thermoelektrischen Strom, beeinflusst das die Werkzeugstandzeit negativ. Folglich war die Erhöhung der Standzeit durch Isolation der Werkzeuge von der Maschine am größten, wenn der Innenwiderstand der Maschine klein war und somit hohe Ströme flossen (Shan und Pandey, 1975). Widersprechend kam Budzynski (1976) in seinen Versuchen zu dem Schluss, dass der Verschleiß durch die entstehenden Thermostrome minimiert wird, wenn der elektrische Widerstand im Stromkreis Werkstück-Maschine-Schneidmesser dem Kontaktwiderstand zwischen Werkzeug und Werkstück entspricht. Dabei war egal, ob ein Schnellarbeitsstahl oder ein Hartmetall als Werkzeugwerkstoff zum Einsatz kam. Nach Daicu und Oancea (2015) ist der Effekt einer elektrischen Isolierung nicht von der Thermostromstärke, sondern von dessen Richtung abhängig. Übereinstimmend berichten alle Quellen, dass der Maschinenwiderstand eine dynamische Größe ist und sich während des Prozesses ändert, was ebenfalls beachtet werden muss (Bobrovski, 1966, Ellis und Barrow, 1968). Abweichende Ergebnisse entstehen vor allem aufgrund sich stochastisch ändernder Randbedingungen, welche jedoch nicht genauer spezifiziert werden (Shan und Pandey, 1975, Bobrovski, 1966).

### **Beeinflussung durch einen externen Strom**

Analog zur elektrischen Isolation zeigt auch eine Beeinflussung thermoelektrischer Ströme durch einen in die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück eingebrachten Strom in variierender Stärke und Richtung in der Literatur widersprüchliche Auswirkungen. Beispielfhaft seien hier Šolaja und Hughes (1958) genannt, welche wie Engstrand (1959) und Tanaka et al. (2004) durch das Anlegen eines Gleichstroms in die Kontaktzone von Werkzeug und Werkstück bis 40 A keine Auswirkungen auf die Standzeit feststellten. Deutlich mehr Untersuchungen kommen jedoch zu konträren Ergebnissen und berichten von Standzeitverlängerungen zwischen 25 % und 300 % beim Drehen von Gusseisen und unterschiedlichen Stahllegierungen mit Werkzeugen aus Hartmetall und Schnellarbeitsstahl. Die dabei angelegten Stromstärken variieren zwischen 0,2 mA und 500 mA (Awakov und Ritschkin, 1966, Axer, 1954, Shan und Pandey, 1970, Opitz, 1954, Opitz und Axer, 1956, S. 16–18, Ellis und Barrow, 1968, Shan und Pandey, 1975, Shan und Pandey, 1972). Ähnliche

Verschleißsenkungen wurden auch beim Fräsen durch Anlegen eines externen Stroms von 200 mA und beim Bohren mit 15 mA erreicht (Gangopadhyay, Barber und Zhao, 2006). Andere Quellen berichten zum einen von einer Verschleißzunahme bei einem extern angelegten Strom unabhängig von der Richtung (Tanaka et al., 2009) und zum anderen von einer deutlichen Abhängigkeit des Verschleißes von der Richtung und weniger von der Höhe (Katafuchi, 1985).

Einen Einfluss beider Parameter bestätigten die Untersuchungen von Kanji und Pal (1969), welche beim Bohren einer Stahllegierung mit HSS-Bohrern zeigten, dass eine Stromflussrichtung vom Werkstück zum Werkzeug, dem Thermostrom entgegengerichtet, für alle Stromstärken eine Verschleißzunahme zur Folge hatte, während die umgekehrte Richtung den Verschleiß senkte. Eine Variation der Stromstärke äußerte sich bei 15 mA in einer Senkung von 14,6 %, die bei 30 mA auf 1,4 % sank. Aus den Ergebnissen folgerten sie zwei unterschiedliche Gründe. So üben die Elektronen eine in Flussrichtung zeigende Kraft auf die Atome aus, wodurch eine gerichtete Diffusion entsteht. Diese steigert oder senkt je nach Richtung die Festigkeit des Werkzeugwerkstoffs und wirkt sich dadurch auf den Verschleiß aus. Im Gegensatz dazu bewirkt die Stromhöhe eine Erwärmung der Kontaktstelle aufgrund des Peltier-Effekts. Darüber hinaus nennen sie durch die Ionenwanderung entstehende Lichtbögen als Ursache für den Verschleiß bei geringen Strömen. Erst mit steigender Stromstärke gewinnt der Peltier-Effekt an Einfluss und begünstigt so den Verschleiß. Aus diesem Grund vermuten sie, wie auch andere, eine ideale Stromstärke in Abhängigkeit der verwendeten Werkstoffe (Shan und Pandey, 1972).

Ellis und Barrow (1968) führten ähnliche Untersuchungen beim Drehen zweier unterschiedlichen Stahllegierung mit einem Hartmetallwerkzeug durch. Dabei zeigten beide Werkstückwerkstoffe vergleichbare Standzeitenänderungen mit einem von der Kompensationsstromstärke abhängigen Maximum, welches für beide Stromrichtung nachgewiesen werden konnte. Die größte Verschleißsenkung erreichten sie, wenn der externe Strom die gleiche Richtung wie der Thermostrom aufwies, was auch in ähnlichen Versuchen mit Schmierstoff bestätigt werden konnte (Gangopadhyay, Paputa Peck und Simko, 2002). Der Zusammenhang zwischen Strom und Verschleiß wurde dabei auf elektrochemische Ursachen, insbesondere der Abhängigkeit der Oxidschichtbildung von der Stärke und Richtung des Stroms, zurückgeführt. Dietrich (1968) konnte indes zeigen, dass ein dem Thermostrom entgegenwirkender Kompensationsstrom mit einer Stärke von 500 mA die Oxidschichtbildung hemmt, was den Verschleiß begünstigte. Um dies beim Drehen zu prüfen, brachte Opitz (1956, S. 15 & 19–23) verschiedene Gase in die Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück ein. Während Sauerstoff und Kohlenstoffdioxid die Standzeit reduzierten, verlängerten Argon und Stickstoff diese. Dementsprechend kann eine Änderung des Verschleißverhaltens nicht alleine

mit der Bildung von Oxidschichten erklärt werden, sondern ist vielmehr auf unterschiedliche überlagerte Ursachen zurückzuführen. Beispielhaft seien hier der Massetransport aufgrund des Stroms oder die Sättigung der auf den beim Umformen neu geschaffenen Oberflächen entstandenen ungebundenen Ionen genannt. Neben der Oxidation führt das durch den Stromfluss entstehende magnetische Feld nach El Mansori et al. (2003) zu kleineren Verschleißpartikeln, welche an den Aktivelementen anhaften und als Schmierstoff fungieren.

Weitere Quellen verweisen auf den elektroplastischen Effekt als zusätzlichen Einflussfaktor. Dieser beschreibt den Abbau von Eigenspannungen in einem elektrischen Feld aufgrund einer höheren Mobilität der Versetzungen, wodurch der Verschleiß zunimmt (Pegashkin, Golubev und Medison, 2014, Medison, 2014, Muju und Gosh, 1977, Muju und Radhakrishna, 1980, Rapoport et al., 2001).

Hinsichtlich der Stromflussrichtung konnten verschiedene Quellen eine Verschleißsenkung beobachten, wenn entweder der externe Strom dem Thermostrom entgegengerichtet ist (Awakov und Ritschkin, 1966, Shan und Pandey, 1975, Endo, Fukuda und Takamiya, 1971), oder die technische Stromflussrichtung vom Werkstück zum Werkzeug verläuft (Soman et al., 2014). Nach Budzynski (1976) verliert die Stromrichtung ihren Einfluss, wenn der Strom einen kritischen Wert übersteigt. Dann überwiegt Joule'sche Erwärmung in den Mikrokontakten, wodurch die Temperaturen deutlich steigen. Folglich werden Diffusionserscheinungen und die Adhäsionsbildung begünstigt und der Verschleiß nimmt unabhängig von der Stromrichtung zu. Dies konnten auch Soman et al. (2014) beim Drehen von 1.4301 bestätigen.

## **2.7 Fazit und Forschungsbedarf**

Adhäsiver Verschleiß und Kaltaufschweißungen stellen beim Scherschneiden und Umformen eine große Herausforderung dar, weil diese Erscheinungen bereits mit dem ersten Kontakt von Werkzeug und Blech auftreten können und sich durch hohe Verschleißraten auszeichnen. Auch nach jahrelanger Forschung existieren aufgrund der hohen Komplexität des tribologischen Systems Unklarheiten über die zur Adhäsion führenden Wechselwirkungen sowie die sich darauf auswirkenden Einflussfaktoren. Aus diesem Grund werden im industriellen Umfeld aktuell erfahrungsbasiert Schmierstoffe und Beschichtungen eingesetzt, welche einen direkten Kontakt von Werkzeug- und Werkstückwerkstoff verhindern und so die Wechselwirkungen auf ein Minimum reduzieren (Soman et al., 2014, Podgornik und Jerina, 2012).

Als größter Einflussfaktor auf die Adhäsionsentstehung gilt aktuell die in der Kontaktzone von Werkzeug und Werkstück vorherrschende Temperatur, da sich diese auf annähernd alle physikalischen, mechanischen und chemischen Prozesse auswirkt (Feng, 1954, Dies, 1960). Jedoch herrscht, wie Abschnitt 2.4.2 zeigt, eine hohe Diskrepanz zwischen den ermittelten Messwerten und auch der Temperaturverlauf wurde bislang nur für wenige Stahllegierungen

betrachtet. Für Bleche aus Aluminiumlegierungen oder rostfreiem Stahl, welche besonders zur Bildung von Adhäsionen neigen, existieren bis dato kaum experimentelle Analysen bezüglich des Temperaturverlaufs (Birzer et al., 2014, S. 50).

Neben dem direkten Einfluss auf die Adhäsionsentstehung bewirken die beim Scherschneiden entstehenden Temperaturen thermoelektrische Ströme, deren Einfluss auf den Werkzeugverschleiß aufgrund widersprüchlicher Versuchsergebnisse nach wie vor unklar ist. Dennoch lassen die in Kapitel 2.6 dargelegten Quellen einen Zusammenhang zwischen thermoelektrischen Strömen und dem entstehenden Werkzeugverschleiß vermuten. Inwieweit sich der auftretende Stromfluss auf physikalische und chemische Vorgänge sowie Diffusions- und Elektromigrationsprozesse auswirkt, konnte bislang nicht genau geklärt werden. Auch sind Auswirkungen des Stroms auf das tribologische System in indirekter Weise denkbar. Einerseits könnten thermoelektrische Effekte wie der Peltier-Effekt zu einer Abkühlung oder zusätzlichen Erwärmung der Mikrokontakte führen, andererseits könnte Joule'sche Erwärmung durch den Stromfluss in den Mikrokontakten sich entscheidend auf die Adhäsion auswirken.

Zusätzlich existieren im Bereich des Scherschneidens und der Blechumformung aktuell wenig Erkenntnisse über die Höhe, die Flussrichtung oder den Verlauf der auftretenden thermoelektrischen Ströme. Darüber hinaus wurde bislang das thermoelektrische Verhalten der verwendeten Werkstoffe durch Messung des werkstoffspezifischen Seebeck-Koeffizienten in den Untersuchungen meist vernachlässigt. Dementsprechend ergibt sich eine Wissenslücke, welche geschlossen werden sollte, um das Verständnis über den Bildungsprozess der Adhäsion als auch des gesamten Fertigungsprozesses zu verbessern.

### **3 Zielsetzung und Aufgabenstellung**

#### **3.1 Problemstellung**

Die Profitabilität von Scherschneid- und Umformprozessen hängt wesentlich von Werkzeugstandzeit, Prozessstabilität sowie erreichbarer Bauteilqualität ab, welche wiederum allesamt vom Verschleißverhalten der Werkzeugaktivelemente bestimmt werden. Die in den letzten Jahren stark gestiegene Nachfrage nach Stanzteilen aus Aluminium, Titan, Kupfer oder rostfreiem Stahl birgt in diesem Zusammenhang große Herausforderungen aufgrund der hohen Neigung zur Bildung von Adhäsionen. Adhäsiver Verschleiß und die durch Materialübertrag entstehenden Kaltaufschweißungen reduzieren dabei nicht nur alle profitabilitätsbestimmenden Faktoren, sondern begünstigen gleichzeitig die Flitterbildung, was unter anderem das Risiko von Werkzeugschäden erhöht. Um diesen Folgen entgegenzuwirken, ist ein tiefes Prozessverständnis unabdingbar.

Eine bislang ungeklärte Frage ist der Einfluss thermoelektrischer Ströme, die aufgrund des Temperaturanstiegs in der Kontaktzone zwischen Stempel und Blech bei annähernd jedem Metallbearbeitungsverfahren entstehen, auf die Adhäsionsentstehung. Zwar lassen diverse Arbeiten einen Zusammenhang dieser beiden Größen vermuten, allerdings konnten aufgrund der widersprüchlichen Ergebnisse keine genauen Wirkzusammenhänge abgeleitet werden. Auch fehlt eine ganzheitliche Betrachtung von Prozessstemperatur, Seebeck-Koeffizienten der verwendeten Werkstoffe und thermoelektrischen Strömen im Zusammenhang mit der Entstehung von Adhäsionen bislang gänzlich, vor allem auf dem Gebiet des Scherschneidens und der Blechumformung.

#### **3.2 Zielsetzung**

Ziel dieser Arbeit ist es daher, den Zusammenhang zwischen thermoelektrischen Strömen und der Entstehung von Adhäsionen zu klären, grundlegenden Wechselwirkungen zu identifizieren und Wirkzusammenhänge abzuleiten. Um dieses Ziel zu erreichen, ist die Beantwortung der folgenden Fragestellungen von entscheidender Bedeutung:

- Wie hoch ist die beim Scherschneiden und Umformen auftretende Temperatur in der Kontaktzone zwischen Stempel und Blech sowie deren Verlauf, besonders bei Blechen aus rostfreiem Stahl und Aluminium, unter variierten Prozessparametern?
- Durch welches thermoelektrische Verhalten zeichnen sich die verwendeten Werkstoffe aus und wie wirkt sich das auf die Richtung und Höhe des Thermostroms aus?
- Welche Höhe, Richtung und Verlauf weisen die im Prozess entstehenden thermoelektrischen Ströme auf?

- Wie wirkt sich eine Beeinflussung der entstehenden thermoelektrischen Ströme im Hinblick auf die Adhäsionsentstehung aus?
- Lassen sich die gewonnenen Erkenntnisse auf andere Fertigungsverfahren übertragen?
- Ist eine mathematische Berechnung der Adhäsionsmenge anhand prozessspezifischer Kennwerte möglich?
- Ist eine Nutzung der gewonnenen Erkenntnisse zur Verschleißreduzierung, insbesondere im industriellen Umfeld, denkbar?

### 3.3 Lösungsansatz

Entsprechend den Fragestellungen müssen verschiedene Strategien verfolgt werden, um das Ziel dieser Forschungsarbeit zu erreichen. Die Grundlage aller experimentellen Untersuchungen bildet die thermoelektrische Charakterisierung der Werkzeug- und Blechwerkstoffe. Diese erfolgt auf einem speziell für diesen Zweck entwickelten Messapparat, welcher die Bestimmung des Seebeck-Koeffizienten aller elektrisch leitenden Werkstoffe ermöglicht. Die in diesem Abschnitt gewonnenen Daten werden nicht nur zur Messung der Kontakttemperatur zwischen Werkzeug und Werkstück benötigt, sondern werden zur Verknüpfung des werkstoffspezifischen thermoelektrischen Verhaltens mit den beim Scherschneiden und Umformen entstehenden Thermoströmen benötigt.

Die Messung der Prozesstemperatur erfolgt durch ein Werkzeug-Werkstück-Thermoelement, da dieses den tribologischen Kontakt nicht ändert. Anhand einer Variation der Prozessparameter Schneidspalt, Blechwerkstoff und Beölungszustand kann der jeweilige Einfluss auf Höhe und Verlauf der Temperatur identifiziert werden. Analog werden mit einem ähnlichen Messprinzip die entstehenden thermoelektrischen Ströme ermittelt. Die Messung erfolgt kontinuierlich über den Prozess, sodass ein genauer Bezug zu den charakteristischen Phasen des Scherschneidprozesses hergestellt werden kann.

Zusätzlich werden die unter den jeweiligen Prozessparametern, Temperaturen und Thermoströmen entstehenden Kaltaufschweißungen analysiert, was eine genaue Zuordnung der unter bestimmten Bedingungen entstandenen Adhäsionsmenge erlaubt. Durch eine Beeinflussung der Thermoströme im Werkzeug können aus den jeweils entstehenden Adhäsionsmengen Wechselwirkungen zwischen beiden Größen identifiziert werden. Dafür wird sowohl ein elektrischer Strom in die Kontaktzone von Stempel und Blech eingebracht als auch die Thermoströme durch Variation der Seebeck-Koeffizienten in Höhe und Richtung variiert. Abschließend erfolgt eine Bewertung der Übertragbarkeit der identifizierten Wechselwirkungen auf andere Werkstoffkombinationen und Umformverfahren.

Aus dem erläuterten Vorgehen zur Erreichung des vorgegebenen Ziels ergibt sich die in Abbildung 3-1 dargestellte Struktur dieser Forschungsarbeit. Sie gliedert sich grundsätzlich in die Module Werkstoffcharakterisierung, Versuchswerkzeug sowie Scherschneid- und Tiefziehversuche. Letzteren ist eine Aufbereitung der während des Prozesses aufgezeichneten Kenngrößen sowie eine Analyse der Adhäsionsausprägung nachgeschaltet.

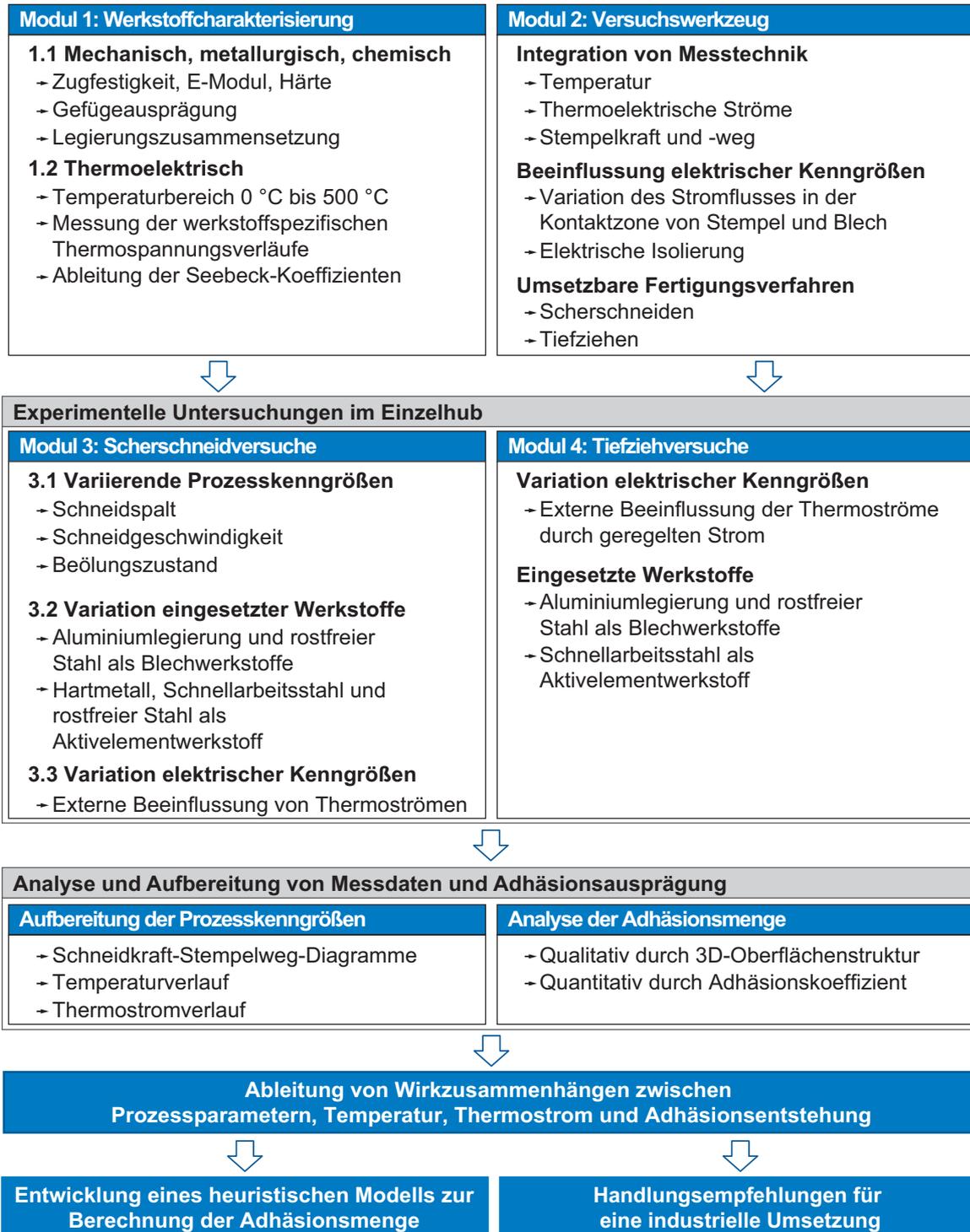


Abbildung 3-1: Struktur der Forschungsarbeit

## 4 Versuchsanlagen und Messeinrichtungen

### 4.1 Mechanische Schnellläuferpresse

Die experimentellen Versuche wurden auf der mechanischen Schnellläuferpresse BSTA 1600-181 B2 der Firma Bruderer AG, Frasnacht (Schweiz), durchgeführt. Ihre Nennpresskraft von 1600 kN kann in einem Hubzahlbereich von 60 bis 600 Hübe pro Minute genutzt werden. Der Pressenstößel wird in der Bandlaufe Ebene thermoneutral geführt, um eine hohe Präzision auch bei hoher Maschinenbelastung zu gewährleisten. Die hohe Steifigkeit der Presse sowie der Massenausgleich des Stößels minimieren den maschinenseitigen Einfluss auf den Stanzprozess (Bruderer AG, 2013). Die verwendete Presse verfügt zusätzlich über eine Einbauraumerhöhung von 120 mm und eine Stößelschonplatte mit 30 mm Dicke. In Tabelle 4-1 zeigt ausgewählte technische Merkmale der Schnellläuferpresse.

*Tabelle 4-1: Ausgewählte technische Daten der verwendeten Schnellläuferpresse (Bruderer AG, 2013)*

<b>Kenngroße</b>	<b>Zahlenwert</b>
Nennpresskraft	1600 kN
Minimale Hubzahl	60 min <sup>-1</sup>
Maximale Hubzahl	600 min <sup>-1</sup>
Hubhöhen	19; 26; 40; 55; 68; 80; 90; 96; 100 mm
Aufspannfläche	1790 mm x 1070 mm
Werkzeugeinbauhöhenbereich	345,5 mm - 475,4 mm

### 4.2 Optische Messeinrichtungen

#### 4.2.1 Laserkonfokalmikroskop

Die Auswertung der Schnittflächenkenngroßen, der Versuchsteile sowie die Quantifizierung der Adhäsionen am Schneidstempel erfolgte mit Hilfe des konfokalen 3D Laserscanning-Mikroskop VK-X150 der Firma Keyence Corporation, Osaka (Japan). Dieses System ermöglicht neben einer rein optischen Untersuchung mit einem Bildfeld von 2048 x 1536 Pixel eine höchstpräzise Oberflächenanalyse. Hierfür tastet das Mikroskop die zu messende Oberfläche mit einem Halbleiter-Laser im roten Wellenlängenbereich (658 nm) ab, wodurch eine longitudinale Auflösung von 5 nm mit einer Wiederholgenauigkeit von 0,04 µm ermöglicht wird. In der Bauteilebene beträgt die Bildauflösung 0,01 µm mit einer Wiederholgenauigkeit von 0,1 µm (Keyence Corporation, 2015). Der motorisierte x-y-Objektisch ermöglicht darüber hinaus die Aufnahme eines größeren Objektbereichs durch ein anschließendes Zusammenfügen einzelner Bilder (Keyence Corporation, 2017).

### 4.2.2 Auflichtmikroskop

Die Gefügeuntersuchungen der verwendeten Werkstoffe wurden am Auflichtmikroskop Axioplan 2 der Firma Carl Zeiss Microscopy GmbH, Jena, durchgeführt. Die mit einer möglichen Vergrößerung zwischen 25 und 200 aufgenommenen Gefügebilder werden durch die AxioCam MRc 5 mit einer Auflösung von 2584 x 1936 Pixel digitalisiert (Carl Zeiss Microscopy GmbH, 1999, Carl Zeiss Microscopy GmbH, 2006).

### 4.3 Zug-Druck-Prüfmaschine

Um die werkstoffspezifischen mechanischen Kennwerte zu ermitteln und die verwendeten Kraftsensoren zu kalibrieren, wurde die Universalprüfmaschine vom Typ 1484/DUPS-M der Firma Zwick GmbH, Ulm, verwendet. Die Anlage ermöglicht die Durchführung von Zug- und Druckprüfungen in zwei separaten Messräumen, welche mit unterschiedlicher Kraftsensorik ausgestattet sind. Prüfungen können so entweder bis 20 kN oder bis 200 kN durchgeführt werden. Neben der Kraft wird auch der Weg der Traverse aufgezeichnet (Zwick GmbH, 2008).

### 4.4 Funkenemissionsspektrometer

Der Foundry-Master der Firma Worldwide Analytical Systems AG, Uedem, ist ein optisches Funkenemissionsspektrometer, welches für die chemische Analyse der Werkstoffzusammensetzung verwendet wurde. Durch eine computergesteuerte Funkengenerierung bei einer Spannung von 300-500 V werden die in der Metalllegierung gebundenen Atome angeregt. In der Folge senden die enthaltenen chemischen Elemente charakteristische elektromagnetische Wellen aus, wodurch die genaue chemische Legierungszusammensetzung quantifiziert werden kann (Worldwide Analytical Systems AG, 2009).

### 4.5 Source-Measure-Unit

Für die experimentellen Versuche wurde zur externen Beeinflussung der im Werkzeug auftretenden thermoelektrischen Ströme die Source-Measure-Unit (SMU) B2912A der Firma Agilent Technologies Incorporation, Santa Clara (USA), verwendet. Die SMU vereint ein elektronisch gesteuertes Labornetzteil mit einem elektronischen Multimeter und ermöglicht so eine präzise Spannungs- und Stromerzeugung mit einer simultanen Spannungs- und/oder Strommessung bei höchster Genauigkeit und Auflösung. Besonders die geringe Ansprechzeit ist bei Scherschneidversuchen wichtig, da der Stromkreis Stempel-Blech-Anschlussleitungen erst unmittelbar vor dem Beginn des Scherschneidvorgangs geschlossen wird. Tabelle 4-1 zeigt ausgewählte Leistungsmerkmale der SMU (Agilent Technologies Incorporation, 2011).

*Tabelle 4-2: Ausgewählte Leistungsmerkmale der Source-Measure-Unit (für den jeweils gewählten Messbereich)*

<b>Betriebsart</b>	<b>Kennwert</b>	<b>Variable</b>	<b>Zahlenwert</b>
Allgemein	Maximale Leistung	Elektrische Spannung	210 V
		Elektrischer Strom	3,03 A
Quelle	Genauigkeit	Elektrische Spannung ( $\pm 200$ mV)	$\pm (0,015 \% + 225 \mu\text{V})$
		Elektrischer Strom ( $\pm 100$ mA)	$\pm (0,02 \% + 20 \mu\text{A})$
		Einschwingzeit	$< 50 \mu\text{s}$
Messung	Genauigkeit	Elektrische Spannung ( $\pm 200$ mV)	$\pm (0,015 \% + 225 \mu\text{V})$
		Elektrischer Strom ( $\pm 100$ mA)	$\pm (0,02 \% + 20 \mu\text{A})$
		Maximale Abtastrate	100.000 Hz

#### 4.6 Strommesszange

Die im Werkzeug auftretenden Thermostrome wurden mit der Strommesszange K2 der Firma Chauvin Arnoux, Paris (Frankreich), ermittelt. Das verwendete Messprinzip ermöglicht eine Messung von Gleich- und Wechselströmen in einem Stromkreis ohne dessen Widerstand zu beeinflussen. Die Wirkungsweise der Messzange basiert auf dem Hall-Effekt. Die Implementierung in der Strommesszange erfolgt über einen den stromführenden Leiter umschließenden Eisenkern, in welchen ein statisches homogenes Magnetfeld induziert wird. Die Hall-Sonde ist in einem kleinen Schlitz in radialer Richtung in den Eisenkern eingebracht, um ein seitliches Austreten von Streufeldern zu minimieren. Aufgrund der im Vergleich zur Umgebungsluft hohen Permeabilität des Eisenkerns wird das Magnetfeld konzentriert und durchsetzt den Sensor orthogonal. Die abgegriffene Hall-Spannung ist proportional zum Magnetfeld und folglich zum Strom, welcher durch den Leiter fließt (Lerch, 2016, S. 172–175, Hall, 1879). Um Fehler bei der Signalübertragung zur computergestützten Datenerfassung zu minimieren, wird das Signal mit einem Wandlerverhältnis von 10 mV/mA in ein Spannungssignal gewandelt, welches in Form und Amplitude den im Primärkreis fließenden Strom abbildet. So ist die Messzange in der Lage kleinste Gleichströme in einem Messbereich von 0,1 mA bis 450 mA in Höhe und Richtung zu erfassen. Der maximale Messfehler liegt bei  $\pm 1 \%$  des Messwerts, die Reaktionszeit beträgt weniger als 200  $\mu\text{s}$  (Chauvin Arnoux, 2003).

## 5 Versuchswerkstoffe

Der Scherschneidprozess wird maßgeblich von den mechanischen Eigenschaften der eingesetzten Werkstoffe bestimmt. Um daneben auch Wechselwirkungen zwischen Werkstoffeigenschaften, elektrischen Phänomenen und dem werkstoffspezifischen thermoelektrischen Verhalten ableiten zu können, werden in diesem Kapitel (Modul 1.1) alle Werkstoffe hinsichtlich ihrer chemischen und physikalischen Eigenschaften charakterisiert.

### 5.1 Blechwerkstoffe

Für die experimentellen Scherschneiduntersuchungen kam sowohl ein flachgewalztes Erzeugnis aus Stahl als auch Aluminium mit Dicken von 4 mm zum Einsatz. Im Rahmen der Übertragbarkeitsvalidierung anhand des Fertigungsverfahrens Tiefziehen wurden Blechdicken von 1 mm verwendet. Die Wahl der Blechwerkstoffe erfolgt unter den Voraussetzungen einer hohen industriellen Relevanz, wie gleich einer hohen Adhäsionsneigung. Während der nichtrostende austenitische Chrom-Nickel-Stahl X5CrNi18-10 (Werkstoffnummer: 1.4301) den häufigsten Vertreter seiner Werkstoffgruppe darstellt, findet die naturharte Aluminiumlegierung EN AW 5083 (Werkstoffnummer: 3.3547) häufig in der Automobil- und Chemieindustrie sowie im Schiffsbau Anwendung (Müller-Bollenhagen, 2011, S. 5). Letztere wurde geglüht und durch anschließende Arbeitsgänge wie Richten geringfügig kaltverfestigt (DIN 515, 2017).

Die mechanischen Kennwerte der Blechwerkstoffe wurden im Rahmen von Zugversuchen quasistatisch nach DIN 50125 (2022-8) anhand der Probenform E bei Raumtemperatur ermittelt. Da die Versuchswerkstoffe lediglich als Streifen vorlagen, wurden Zugproben ausschließlich parallel zur Walzrichtung gemäß DIN EN ISO 377 (2017-9) entnommen. Ausgewählte mechanische Kennwerte, welche über mindestens sieben Zugversuche gemittelt wurden, sowie die dazugehörige Standardabweichung (SD) sind Tabelle 5-1 zu entnehmen.

*Tabelle 5-1: Ausgewählte mechanische Kennwerte der Blechwerkstoffe inklusive Standardabweichung ( $n = 7$ ) bei Raumtemperatur*

Blechwerkstoff	Mechanische Eigenschaft		
	Streckgrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	Zugfestigkeit $R_m$ [MPa]	Gleichmaßdehnung $A_g$ [%]
EN AW 5083	119 (2)	290 (1)	24 (2)
1.4301	300 (3)	810 (4)	58 (3)

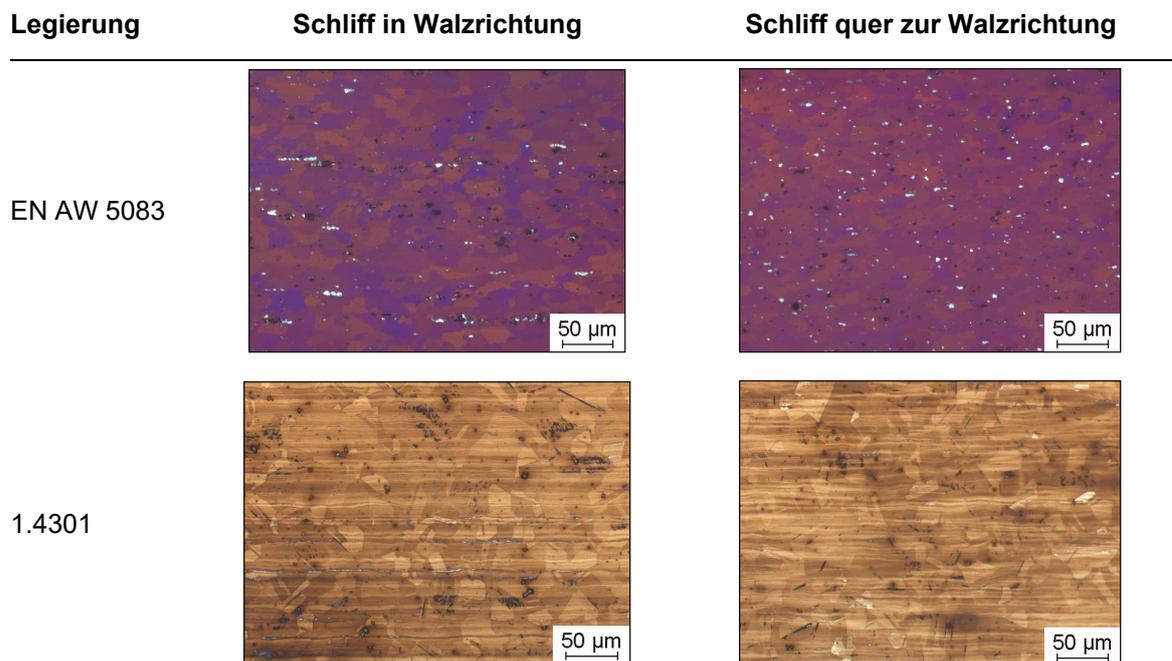
Der Seebeck-Koeffizient eines Werkstoffs wird maßgeblich von dessen chemischer Zusammensetzung bestimmt (Tröber et al., 2022), weswegen diese mittels optischer Emissionsspektroskopie analysiert wurden. Die Angaben wurden aus mindestens sechs

Messungen gemittelt, wobei die Standardabweichungen bei Anteilen unter 10 % höchstens 0,08 und bei Anteilen über 10 % maximal 0,2 betragen. Die chemischen Zusammensetzungen der Blechwerkstoffe sind dabei in Tabelle 5-2 ersichtlich.

*Tabelle 5-2: Chemische Zusammensetzung der Blechwerkstoffe*

Legierung	Legierungselement in Gewichtsprozent [%]												
	C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	Co	Cu	Mg	Nb	V	Al	Fe
EN AW 5083	-	0,1	0,8	0,1	-	-	-	-	4,7	-	-	Rest	0,3
1.4301	0,1	0,4	2,0	18,6	0,3	7,4	0,1	0,4	-	0,1	0,1	-	Rest

Analog zu den mechanischen Eigenschaften, zeigt auch das Grundgefüge der Blechwerkstoffe einen erheblichen Einfluss auf den Scherschneidprozess und die dabei ablaufenden tribologischen Wechselwirkungen (Czichos, 1983). Dementsprechend wurde dieses einer qualitative Analyse unterzogen, wobei Abbildung 5-1 exemplarisch die Gefügeausbildung der Blechwerkstoffe längs und quer zur Walzrichtung zeigt.



*Abbildung 5-1: Gefügeschliffbilder der Blechwerkstoffe*

Das Gefüge der Aluminiumlegierung EN AW 5083 besteht hauptsächlich aus Aluminiummischkristall mit zeilig angeordneten Aluminiden. Der Edelstahl 1.4301 weist hingegen vorwiegend austenitisches Gefüge mit einem geringen Anteil an Deltaferrit auf. Daneben sind bereits im Anlieferungszustand Seigerungsstreifen sowie geringe Mengen an verformungsinduziertem Martensit als weiße Bereiche erkennbar. Aufgrund einer nicht

vorhandenen Vorzugsrichtung der Körner sowie einem homogenen Gefüge längs und quer zur Walzrichtung, kann von einem isotropen Werkstoffverhalten ausgegangen werden.

## 5.2 Aktivelementwerkstoffe

Um auch bei den im industriellen Umfeld am häufigsten verwendeten Werkzeugwerkstoffen unterschiedliche Werkstoffklassen abzudecken, wurde der Kaltarbeitsstahl X153CrMoV12 (Werkstoffnummer: 1.2379), der Schnellarbeitsstahl HS6-5-2C (Werkstoffnummer: 1.3343) sowie das Hartmetall CF-H40S+ untersucht. Daneben kam ebenfalls der austenitische Edelstahl X5CrNi18-10 (Werkstoffnummer: 1.4301) als Aktivelementwerkstoff zum Einsatz.

Sowohl der Kalt- als auch Schnellarbeitsstahl wurden vor dem Einsatz auf eine Härte von  $58 \pm 1$  HRC respektive  $64 \pm 2$  HRC vergütet. Im Gegensatz zu den Stahllegierungen ist das Hartmetall ein zwei Komponenten Werkstoff, bestehend aus dem Hartstoff Wolframcarbide in einer Binderphase aus Cobalt. Dadurch besitzt dieser Werkstoff ein um etwa 65 % härteres Gefüge verglichen mit dem Schnellarbeitsstahl (Cerazit SA, 2006). Analog zu den Blechwerkstoffen in Kapitel 5.1 wurden die Aktivelementwerkstoffe hinsichtlich ihrer chemischen Zusammensetzung, welche jeweils in Tabelle 5-3 dargestellt ist, mittels optischer Emissionsspektroskopie analysiert.

Tabelle 5-3: Chemische Zusammensetzung der Werkzeugwerkstoffe

Legierung	Legierungselement in Gewichtsprozent [%]													
	C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	Co	Cu	Mg	V	Al	Fe	W	WC
1.2379	1,6	0,4	0,3	11,2	0,8	0,3	-	0,1	-	0,1	-	Rest	-	-
1.3343	0,9	0,4	0,3	3,7	7,8	0,7	0,8	0,2	-	2,2	-	Rest	5,6	-
CF-H40S	-	-	-	-	-	-	Rest	-	-	-	-	-	-	11,8
1.4301	0,1	0,3	1,8	18,3	0,3	7,7	0,1	0,4	-	0,1	-	Rest	-	-

Charakteristisch für den verwendeten Kaltarbeitsstahl ist dessen hoher Gehalt an Chrom und Nickel. In seinem ledeburitischen Gefüge entstehen, bedingt durch die sonderkarbidbildenden Legierungselemente Vanadium und Molybdän, große, chromreiche M<sub>7</sub>C<sub>3</sub>-Mischkristalle, was dem Werkstoff einen hohen abrasiven Verschleißwiderstand verleiht. Im Gegensatz dazu besitzt der Schnellarbeitsstahl kleine stochastisch verteilte Carbide. Das Feinkorn-Hartmetall weist aufgrund seiner pulvermetallurgischen Herstellung das homogenste Gefüge von allen auf.

Daneben sind elektrische und thermische Werkstoffeigenschaften von Bedeutung. Tabelle 5-4 gibt einen Überblick über die Leitfähigkeit des jeweiligen Werkstoffs. Bei allen nichtferromagnetischen Werkstoffen erfolgte die Messung der elektrischen Leitfähigkeit nach dem Wirbelstromprinzip mit dem Sigmatest 2.069 der Firma Institut Dr. Foerster GmbH & Co.

KG, Reutlingen. Bei den Stahllegierungen wurde auf von Richter (2011, S. 277 & 336), bei Hartmetall und den restlichen Angaben vom Hersteller ermittelte Werte zurückgegriffen.

*Tabelle 5-4: Wärmeleitfähigkeit und elektrische Leitfähigkeit der Werkstoffe inklusive Standardabweichung ( $n = 10$ ) bei Raumtemperatur*

Legierung	Elektrische Leitfähigkeit $\kappa$	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$
	[m/( $\Omega$ ·mm <sup>2</sup> )]	[W/(m·K)]
EN AW 5083	17,41 (0,07)	110-140
1.4301	1,42 (0,01)	14,8
1.2379	2,21	29,2
1.3343	1,91	26,0
CF-H40S+	5,41 (0,1)	77,5 (3,8)

Während Aluminium sowohl eine hohe elektrische wie thermische Leitfähigkeit besitzt, liegen die Stahllegierungen in einem deutlich niedrigeren aber vergleichbaren Bereich. Lediglich die Leitfähigkeiten des Edelstahl sind etwas reduziert. Das Hartmetall weist eine etwa doppelt so hohe elektrische wie auch thermische Leitfähigkeit verglichen mit den Stahllegierungen auf.

### 5.3 Schmierstoffe

Um auch die Auswirkungen aufgetragener Schmierstoffe auf die entstehenden thermoelektrischen Ströme sowie die Entstehung von Adhäsionen während des Scherschneidens zu beurteilen, wurden die beiden lösemittelfreien Hochleistungsstanzöle Wisura AK 3080 sowie Wisura ZO 3368 der Firma Fuchs Schmierstoffe GmbH, Mannheim, gewählt. Während ersterer vor allem für die Bearbeitung von Nicht-Eisen-Metallen ausgelegt ist und eine geringe kinematische Viskosität aufweist, zeichnet sich letzterer durch eine höhere Viskosität aus, wie Tabelle 5-5 zeigt. Die elektrische Leitfähigkeit der Schmierstoffe wurde anhand eines Versuchsaufbaus mit der Source-Measure-Unit aus Kapitel 4.5 unter Kenntnis der Elektrodenabmessungen sowie deren Abstand experimentell ermittelt.

*Tabelle 5-5: Dichte bei 15 °C und kinematische Viskosität bei 40 °C nach (Wisura GmbH 2013a) und (Wisura GmbH 2013b) sowie die elektrische Leitfähigkeit inklusive Standardabweichung ( $n = 10$ )*

Schmierstoff	Kinematische Viskosität	Dichte	Elektrische Leitfähigkeit
	[mm <sup>2</sup> /s]	[g/ml]	[m/( $\Omega$ ·m <sup>2</sup> )]
Wisura AK 3080	20	0,84	$4,9 \cdot 10^{-7}$ ( $0,2 \cdot 10^{-7}$ )
Wisura ZO 3368	51	0,98	$5,5 \cdot 10^{-8}$ ( $0,001 \cdot 10^{-8}$ )

## **6 Thermoelektrische Messmethodik und deren Realisierung**

Bei der systematischen Untersuchung der grundlegenden Wirkzusammenhänge zwischen Temperatur, thermoelektrischen Strömen und den Mechanismen der Adhäsionsentstehung beim Scherschneiden und Umformen, stellt die thermometrische Charakterisierung der verwendeten Werkstoffe (Modul 1.2) die Basis aller Versuche dar. Daneben ist eine präzise zeitaufgelöste Messung der Temperatur und des Thermostroms sowie eine definierte Beeinflussung des letzteren während des Scherschneid- beziehungsweise Tiefziehprozesses (Modul 3 und 4) von zentraler Bedeutung. Die dafür verwendeten Konzepte und Methoden sowie deren Realisierung werden im Folgenden detailliert beschrieben.

### **6.1 Das Versuchswerkzeug**

Um eine Relation zwischen allen wichtigen Messgrößen, welche im Versuchswerkzeug aufgenommen werden herzustellen, muss eine Reihe von Anforderungen an das Mess- und Beeinflussungskonzept gestellt werden. Aufgrund der Kürze des Scherschneidvorgangs ist eine instantane Aufzeichnung aller Messgrößen mit einer hohen zeitlichen Auflösung grundlegende Voraussetzung. Daneben muss die eingesetzte Messtechnik in der Lage sein, zyklisch auftretenden Belastungen im Werkzeug ohne Schaden und Einbußen in der Messgenauigkeit zu überstehen. Beispielhaft seien Schwingungen durch Schnittschlag, hohe Flächenpressungen und thermische Belastungen sowie Verunreinigungen durch Staub und Schmierstoffe genannt. Darüber hinaus dürfen die eingesetzten Sensoren den Scherschneidprozess und das tribologische System vor allem hinsichtlich der elektrischen, thermischen und mechanischen Kontaktausprägung zwischen Werkzeug und Blech nicht im Geringsten verändern. Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, wurde ein spezielles Versuchswerkzeug entwickelt (Modul 2), dessen Aufbau, genau wie die zugrundeliegenden Mess- und Beeinflussungskonzepte im Folgenden erläutert werden.

#### **6.1.1 Auswahl des Temperaturmesskonzepts**

Nach dem Seebeck-Effekt ist ein Temperaturgradient neben den unterschiedlichen Seebeck-Koeffizienten der kontaktierten Leiter Grundvoraussetzung für die Entstehung von Thermoelektrizität. Aus diesem Grund ist die Kenntnis der vorherrschenden Temperaturen im Werkzeug wichtig zur Deutung thermoelektrischer Effekte. Nach Demmel (2014, S. 39–40) bestehen die diesbezüglichen Herausforderungen für das Temperaturmesssystem vor allem in den hohen lokalen Gradienten sowie der starken Schwankungen innerhalb kürzester Zeit.

Der Einsatz von mittelbaren Berührungsthermometern ist eine der am häufigsten eingesetzten Methoden zur Ermittlung der Temperatur beim Scherschneiden. Hierzu werden Löcher in der Nähe der Schneidkante oder der Mantelfläche eingebracht, um darin Temperatursensoren, wie

Thermoelemente, einzubetten. Neben einer Schwächung der Bauteilfestigkeit ist das Messsystem aufgrund der Wärmeleitung und des Wärmeübergangswiderstands von Bohrung auf den Sensor zu träge, um präzise Aussagen über die Oberflächentemperatur zu treffen. Aus diesem Grund wurde besonders in den letzten Jahren unter anderem Dünnschichtsensoren, welche mit einer Höhe von wenigen Mikrometern auf die Oberfläche des Werkzeugs aufgedampft werden, eingesetzt. Dadurch wird zwar der Zeitversatz der Messung reduziert, jedoch beeinflusst die zum Schutz benötigte Hartstoffschicht auf dem Sensor die elektrischen Kontaktbedingungen zwischen Werkzeug und Werkstück und somit das tribologische System.

Der Vorteil unmittelbarer Temperaturmessung ist der Entfall der thermischen Kopplung zwischen Sensor und Messobjekt, da „eine andere Größe  $X_A$  des gleichen Messobjekts oder Messmediums als primäre Abbildungsgröße für dessen Temperatur  $T_M$  benutzt“ wird und somit die Messgrößenumwandlung im Messobjekt selber stattfindet (Bernhard, 2014, S. 25). Allerdings wird hierbei ein optischer Kontakt zum Messobjekt benötigt, welcher aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit im Werkzeug kaum realisiert werden kann. Ferner verhindert der sich ändernde Emissionsgrad sowie die schnelle Abkühlung der Messobjektoberfläche eindeutige Rückschlüsse auf Temperaturen bei einer Messung nach dem Scherschneidprozess.

Ein weiteres Messkonzept nach dem unmittelbaren Prinzip ist das Werkzeug-Werkstück-Thermoelement. Dieses wurde erstmals von Gottstein (1925) im Bereich der spanenden Metallbearbeitung eingesetzt und beruht auf dem Seebeck-Effekt. Da hierbei das Werkzeug selbst als Sensor fungiert, wird das tribologische System nicht verändert und Messfehler sowie Zeitversatz können aufgrund der geometrischen Platzierung eines Sensors, dessen Wärmekapazität oder der Wärmeleitung des Werkzeugs verhindert werden (Gottwein, 1934). Folglich ist diese Methode ideal zur experimentellen Temperaturmessung eines tribologischen Kontakts geeignet ist (Popov, 2015, S. 202).

### 6.1.2 Werkzeug-Werkstück-Thermoelement

Das für das Scherschneiden- und Tiefziehen entwickelte Konzept eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelements ist schematisch in Abbildung 6-1 dargestellt. Basierend auf voneinander abweichenden thermoelektrischen Eigenschaften werden hierbei Werkzeug- und Werkstückwerkstoff als Schenkel des Thermoelements verwendet. Während deren Kontaktfläche die Messstelle repräsentiert, wird in den von der Wärmeentwicklung nicht erfassten Werkzeugbereichen eine thermoelektrische Spannung abgegriffen, indem diese über eine Kupferleitung mit einem Voltmeter verbunden werden. Eine elektrische Isolierung schützt den Messkreis vor parasitären äußeren Störsignalen und vor Kurzschlüssen mit dem restlichen Werkzeug, wodurch eine hohe Messqualität gewährleistet wird. Dieses grundsätzliche Prinzip ist sowohl beim Scherschneiden als auch beim Tiefziehen das gleiche. Da jedoch beim

Tiefziehen die höchsten Temperaturen im Ziehring auftreten, erfolgt die Messung von Temperatur und Thermostrom sowie die Beeinflussung von letzterem zwischen Blech und Ziehring, nicht zwischen Blech und Stempel.

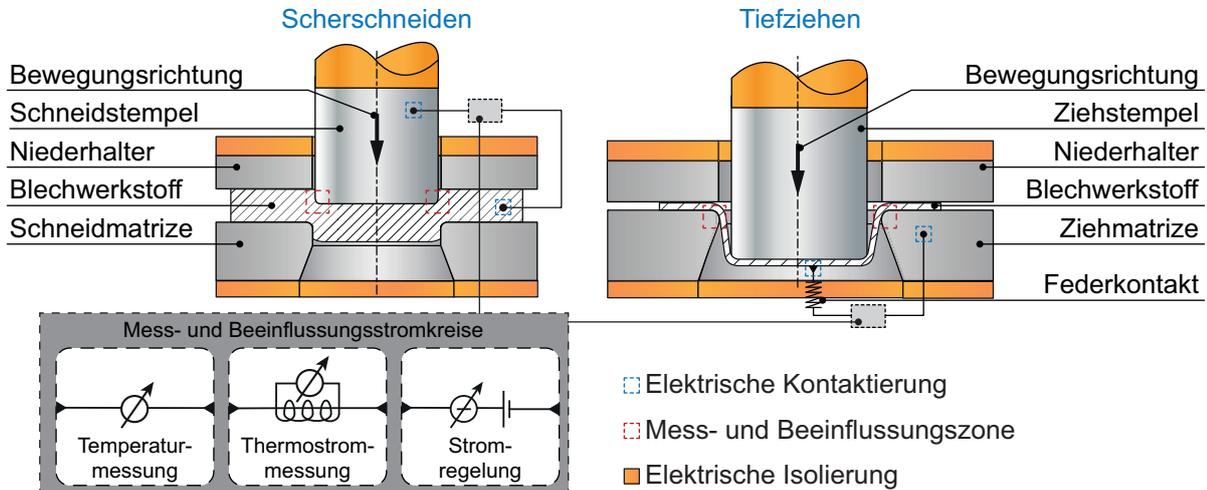


Abbildung 6-1: Prinzipieller Werkzeugaufbau zur Messung von Temperatur und Thermostrom sowie Beeinflussung des letzteren beim Scherschneiden und Tiefziehen

Anhand eines Kalibrierungsprozesses (Modul 1.2), auf den in Kapitel 6.1.5 noch genauer eingegangen wird, kann aus dem Thermospannungssignal eine Temperatur abgeleitet werden, welche dem Temperaturunterschied zwischen Kalt- und Warmstelle entspricht. Daher spielt die Kaltstellentemperatur bei diesem Messkonzept eine entscheidende Rolle, denn nur mit deren Kenntnis kann die absolute Temperatur der Kontaktstelle berechnet werden (Bagchi, 1980).

Um eine genaue Interpretation der ermittelten Temperaturen vornehmen zu können, ist eine Betrachtung der geometrischen Kontaktausprägung unerlässlich, da sich diese in entscheidender Weise auf die ermittelten Temperaturwerte auswirkt. Der Kontakt zweier technischer Oberflächen ist, wie in Kapitel 2.3.2 erläutert, auf mikroskopischer Ebene auf statistisch verteilte Mikrokontakte begrenzt, was auch auf den Kontakt zwischen Aktivelemente und Blech zutrifft, wie Abbildung 6-2 zeigt. Dementsprechend existieren stets stochastisch verteilte Berührungspunkte, in welchen es aufgrund der plastischen Deformation zu einer Temperaturerhöhung und somit zur Entstehung einer thermoelektrischen Spannung kommt. Folglich kann jedem dieser Punkte ein eigener Spannungswert zugeordnet werden, der einerseits vom Grad der Deformation also der Temperatur, aber auch vom elektrischen Widerstand der Kontaktstelle abhängt. Vergleichbar ist dies mit einer Parallelschaltung von Thermoelementen, wobei jeder Mikrokontakt eine Spannungsquelle mit endlich hohem Innenwiderstand repräsentiert (Shan und Pandey, 1975). Demmel (2014, S. 48–49 & 183–184) konnte durch eine Berechnung anhand des in Abbildung 6-2 dargestellten Ersatzschaltbilds für die Spannungsmessung zeigen, dass die ermittelte Thermospannung  $U_{Th}$  lediglich im Falle

identischer elektrischer Innenwiderstände einem arithmetischen Mittelwert über alle Mikrokontakte entspricht. Ansonsten ergibt sich eine Gewichtung der Spannungsquellen nach der Größe des jeweiligen Widerstands  $R_x$ . Es ist naheliegend, dass der geringste Widerstand in den Bereichen höchster Flächenpressungen vorliegt und sich demnach dynamisch über den Prozess ändert (Pethica und Tabor, 1982, Hehenkamp, 1958). Dies kann unter anderem mit dem Aufbrechen der elektrisch isolierenden Oxidschicht, aber auch der Verringerung des Engwiderstands aufgrund des sich durch die elastische und plastische Deformation vergrößernden geometrischen Kontaktbereichs eines jeden Mikrokontakts erklärt werden (Postnikov, 1967, Goto, 1995). Aus diesem Grund weisen zwar Mikrokontakte höherer Temperatur eine höhere Gewichtung auf, ein gewisser Grad an Mittelung über alle Kontakte kann jedoch nicht ausgeschlossen werden. Somit liegt die gemessene Temperatur zwischen der über alle Berührungspunkte gemittelten Temperatur und der maximalen Temperatur eines Mikrokontakts (Demmel, 2014, S. 49).

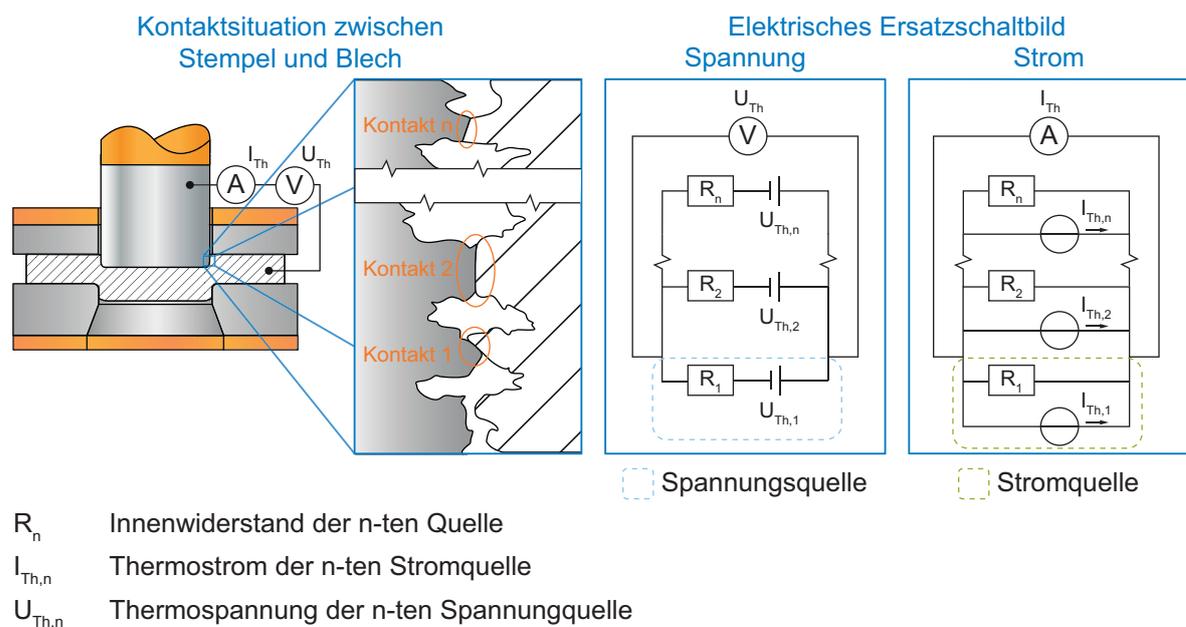


Abbildung 6-2: Elektrische Ersatzschaltbilder der Kontaktverhältnisse in Anlehnung an (Demmel, 2014)

### 6.1.3 Messung und Beeinflussung thermoelektrischer Ströme

Die Messung der beim Scherschneiden auftretenden Thermostrome erfolgt ebenfalls auf Basis des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements. Wie bereits im Stand der Forschung dargelegt, führt die thermoelektrische Spannung in einem kurzgeschlossenen Leiterkreis zu einem thermoelektrischen Stromfluss. Aus diesem Grund wird im Gegensatz zur Temperaturmessung der Messkreis im Werkzeug mit Verbindungsleitungen geschlossen, um einen elektrischen Strom abgreifen zu können (Abbildung 6-1). Da der Stromfluss jedoch neben der Thermospannung vom Ohm'schen Widerstand des Leiterkreises abhängt, muss eine Änderung

des Widerstands von Werkzeug und Werkstück durch die Anschlussstellen weitestgehend vermieden werden. Insofern wäre bei einer Reihenschaltung eines Amperemeters dessen Innenwiderstand zu berücksichtigen und die real auftretenden Ströme aus dem Spannungsabfall zu berechnen (Bobrovski, 1966). Da sich dies negativ auf die Messgenauigkeit auswirkt, wurde eine Strommesszange verwendet (Kapitel 4.6), wodurch keine Anpassung des Kurzschluss-Stromkreises nötig ist (Lerch, 2016, S. 145 & 176-177).

Auch zur Interpretation der auftretenden thermoelektrischen Ströme ist eine Analyse der Kontaktsituation unerlässlich. Analog zur entstehenden Thermospannung kann beim Thermostrom als Makromodell von einer Parallelschaltung der einzelnen Mikrokontakte ausgegangen werden (Abbildung 6-2). Da in einem elektrischem Netzwerk eine elektrische Energiequelle sowohl durch eine Spannungs- als auch durch eine Stromquelle beschrieben werden kann, besitzt die zuvor beschriebene Ersatzschaltung der Thermospannung ebenfalls bei der Betrachtung der Thermostrome Gültigkeit (Marinescu und Marinescu, 2020, S. 67–70). Eine Parallelschaltung einzelner Stromquellen mit einem in diesem Fall parallelgeschalteten Innenwiderstand  $R_X$  ist folglich äquivalent zur Kontaktsituation. Nach der Knotenpunktregel ergibt sich der fließende Strom  $I_{Th}$  aus der Summe der einzelnen Stromquellen  $I_{Th,X}$ , weswegen der fließende Strom im Falle gleicher Stromrichtung aller Quellen mit der Anzahl steigt. Der Beitrag der einzelnen Berührungspunkte hängt nach dem Ohm'schen Gesetz vom inneren elektrischen Widerstand ab, wodurch der Strom eines Mikrokontakts bei gleicher Spannung mit kleiner werdendem Widerstand steigt (Weißgerber, 2008, S. 54–56).

Die Beeinflussung thermoelektrischer Ströme durch einen in die Kontaktzone eingebrachten Strom ermöglicht die Untersuchung der Auswirkungen verschiedener Stromstärken und -richtungen auf die Bildung von Adhäsionen. Um dabei einen definierten Stromfluss möglichst flexibel einstellen zu können, wird die in Kapitel 4.5 beschriebene SMU an den Messkreis des Werkzeugs nach Abbildung 6-1 angeschlossen. So wird eine Einstellung definierter Ströme in der Kontaktzone von Werkzeug und Werkstück unter Beachtung der entstehenden Thermostrome ermöglicht. Um trotz der geringen elektrischen Widerstände, Spannungen und Ströme eine möglichst hohe Genauigkeit des integrierten Regelkreises zu realisieren und Verfälschungen aufgrund von Leitungs- und Anschlusswiderständen zu verhindern, erfolgt die Beeinflussung im Vierleitermodus. Zur Überwachung des Stromflusses wird der von der SMU generierte Strom dabei zeitgleich mit der Strommesszange gemessen.

#### **6.1.4 Implementierung der Konzepte im Versuchswerkzeug**

Die Umsetzung der vorgestellten Messkonzepte erfolgt an einem speziell für die Untersuchung thermoelektrischer Kenngrößen sowie deren Auswirkungen auf die Adhäsionsbildung entwickelten Werkzeugs, welches in Abbildung 6-3 dargestellt ist. Das 4-Säulen-Gestell in

Mittenbauweise bildet, zusammen mit den Kugelführungen, eine steife und führungsgenaue Basis. Der modulare Aufbau ermöglicht nicht nur einen schnellen Wechsel von Aktivelementen und Prozessparametern, sondern bewirkt eine hohe Variabilität des Werkzeugs. So können durch geringe Umbauten neben dem Normalschneiden auch die Fertigungsverfahren Durchsetzen, Genauschneiden mit Gegenhalter, Abschneiden sowie Tiefziehen umgesetzt werden. Die Niederhalterkraft kann durch den möglichen Einsatz von Spiral- und Gasdruckfedern über ein breites Kraftspektrum eingestellt werden. Sowohl die Ermittlung der Temperatur als auch die Messung und Beeinflussung thermoelektrischer Ströme basiert auf dem grundlegenden Konzept des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements. Da vor allem die geringe Thermospannung durch externe Störsignale beeinflusst wird, wurde zur Gewährleistung einer hohen Messqualität eine elektrische Isolierung der Aktivelemente sowie des Blechwerkstoffs durch die Verwendung verschiedene Keramikbauteile aus Zirkon- und Aluminiumoxid der Firma Ceramdis, Elsau (Schweiz) realisiert.

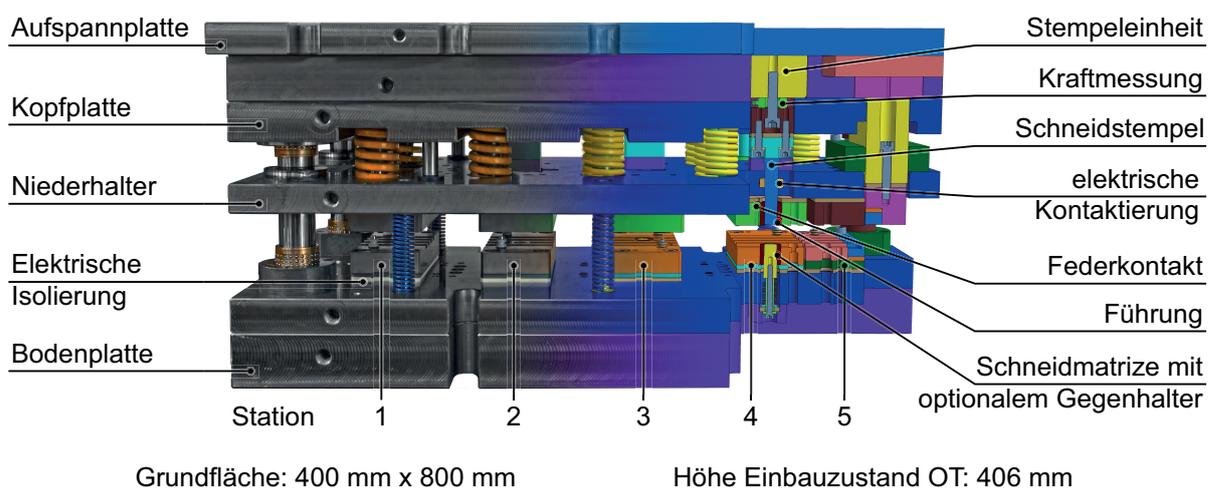


Abbildung 6-3: Versuchswerkzeug real und als CAD-Modell im Schnitt

Die einzelnen Stationen bestehen jeweils aus massiven Aufnahmeblöcken, in welche Matrizen- und Führungsbuchsen in handelsüblicher Normaliengeometrie eingepresst werden können. Die Positionierung dieser Blöcke zueinander erfolgt über Passstifte, was trotz der Werkzeuggröße den Einsatz kleinster Schneidspalte zulässt.

In den Scherschneidversuchen wurden abgesetzte Stempel nach DIN 8020 – Form B (2003-07) verwendet. Um trotz der elektrischen Isolation Signalstörungen aufgrund von Reibelektrizität zwischen Stempel und Führung zu verhindern, wurde der Führungsdurchmesser nicht auf den unteren Absatz des Stempels, sondern auf die obere Schaftfläche mit dem größeren Durchmesser bezogen. Auf diese Weise greift die Führung nur, wenn die Kopfplatte ohne Niederhalterfedern herabgelassen wird. In diesem Zustand ist der Stempel in der Führung

positioniert und wird fixiert. So stehen Stempel und Führung lediglich beim Positionieren in Kontakt und nicht während des Prozesses.

Nach der elektrischen Kontaktierung muss zur Messung der Temperatur sowie der thermoelektrischen Ströme im Werkzeug ein Stromkreis bestehend aus Stempel-Blech-Verbindungskabel hergestellt werden. Da sowohl die Kontaktstellen als auch die verwendeten Leitungen den elektrischen Widerstand nicht beeinflussen dürfen, wurden doppelt geschirmte Low-Noise-Leitungen RGL 316 der Firma Habia Cable AB, Upplands Väsby (Schweden) verwendet. Neben einer hohen Übertragungsqualität und niedriger Anfälligkeit gegenüber elektromagnetischen Störsignalen besitzen diese Kabel eine zusätzliche halbleitende Schicht zwischen Dielektrikum und Schirm. Diese verhindert die Entstehung triboelektrischer Effekte. Zur stempelseitigen Kontaktierung wurden Buchsen in die Stempeldruckplatte eingepresst. Über Bananenstecker mit einem Durchmesser von 2 mm können so die benötigten Messkreise hergestellt werden. Blechseitig stellen gefederte Druckkontakte in der Führungsaufnahme bereits kurz vor Auftreffen des Niederhalters einen elektrischen Kontakt mit dem Blechwerkstoff her. Auf diese Weise kann das Werkzeug auch im Dauerhubbetrieb eingesetzt werden. Alle Stecker und -buchsen bestehen aus Nickel mit einer Goldbeschichtung.

Neben den thermoelektrischen Größen werden im Versuchswerkzeug eine Reihe weiterer Prozessdaten erfasst, um eine Korrelation mit den prozessspezifischen Vorgängen und somit eine umfassende Interpretation der Ergebnisse zu ermöglichen. Da der Temperaturverlauf von der verrichteten Schneidarbeit bestimmt wird, stellt die Schneidkraft eine der zentralen Größen dar. Deren Messung im Werkzeug erfolgt in jeder Stufe separat durch piezoelektrische Messunterlegscheiben vom Typ 9041A der Firma Kistler Instrumente AG, Winterthur (Schweiz). Diese sind direkt über die Stempeldruckplatte im Kraftnebenschluss integriert. Eine Vorspannung des Aufbaus von 14,4 kN ermöglicht die Messung der während des Rückhubs auftretenden Zugkräfte. Die Aufbereitung der durch Ladungsverschiebung in den Messunterlegscheiben erzeugten Ladungen erfolgt in einem vier-Kanal-Ladungsverstärker vom Typ ICAM 5073A der gleichen Firma. Die Kalibrierung der Kraftsensoren erfolgte mit einer Messabweichung von 1 % des Messwerts im relevanten Messbereich in der Zug-Druck-Prüfmaschine aus Abschnitt 4.3.

Um allen erfassten Messwerten eine exakte Stempelposition zuordnen zu können, wurde der Stößelweg mit einem Sensor vom Typ U40 der Firma Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG, Ortenburg, erfasst. Dieser arbeitet nach dem Wirbelstromprinzip und zeichnet sich folglich durch eine hohe Auflösung sowie eine geringe Empfindlichkeit gegenüber Temperaturschwankungen und Umgebungseinflüssen aus (Tränkler und Reindl, 2014, S. 587).

Da mit einem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement lediglich relative Temperaturen zwischen der Kalt- und der Warmstelle ermittelt werden können, ist die Kenntnis der Kaltstellentemperatur von entscheidender Bedeutung. Aus diesem Grund wurden an den Anschlussstellen von Stempel und Blechwerkstoff selbstkalibrierende Halbleiter-Temperatursensoren vom Typ TSic506F der Firma IST AG, Ebnat-Kappel (Schweiz), angebracht. Sie zeichnen sich durch eine geringe Messabweichung von  $\pm 0,1$  °C in einem Temperaturbereich von 5 °C bis 45 °C aus (Innovative Sensor Technology IST AG, 2022).

### 6.1.5 Messdatenverarbeitung

Abbildung 6-4 gibt einen Überblick über den Signalfluss aller im Versuchswerkzeug aufgenommenen Kenngrößen, der dafür verwendeten Sensoren bis hin zur Erfassung der Rohdaten. In dem Versuchswerkzeug dieser Untersuchungen können neben der Ermittlung der Temperatur, die thermoelektrischen Ströme sowohl gemessen als auch beeinflusst werden. Je nach gewählter Konfiguration wird verschiedene Messtechnik verwendet.

Alle Messdaten wurden durch zwei hochpräzise Datenerfassungsmodule vom Typ NI PCI 6250 beziehungsweise Typ NI PCI 6280 der Firma National Instruments, Austin (USA) sowohl erfasst als auch digitalisiert. Ein digitaler **Real Time System Integration Bus** synchronisiert beide Karten, so dass alle Signale die gleiche Zeitbasis aufweisen. Sowohl die Ansteuerung der Karten als auch die Speicherung und Aufbereitung der Rohdaten erfolgte anhand verschiedener, in LabView Version 2020 (National Instruments) programmierter Routinen.

Die Temperaturbestimmung basiert auf der Messung von Thermospannungen, die aufgrund der verwendeten Werkstoffe im Bereich weniger Millivolt liegen. Darüber hinaus erfolgt die Messung in einem Umfeld hoher elektromagnetischer Strahlung, die das Messergebnis signifikant verfälschen können. Aus diesem Grund wird die Spannung möglichst nahe am Werkzeug abgegriffen. Hierfür wurde die von Demmel (2014, S. 54–55) entwickelte Signalvorverarbeitungseinheit verwendet, die extra für diesen Einsatzzweck konzipiert wurde. Sie besteht aus einem Vorverstärker mit integriertem Tiefpassfilter der als Anti-Aliasing Filter fungiert. Dadurch kann eine hohe Signalqualität erreicht werden. Die wesentlichen Kennwerte der Einheit sind im Anhang (Abschnitt 13.1) dargestellt.

Die Messung und Beeinflussung der thermoelektrischen Ströme erfolgten ebenfalls nahe am Werkzeug, da Thermoströme im Bereich von Milliampere liegen. Vor allem die Strommesszange kann ähnlich wie der zuvor erwähnte Verstärker direkt am Werkzeug befestigt werden, was auch hier Signalstörungen weitestgehend verhindert. Die Signale der Thermospannungs- sowie Thermoströmmessung werden mit der PCI 6280 mit einer Abtastrate von 600 MHz erfasst und mit einer Auflösung von 18 bit digitalisiert.

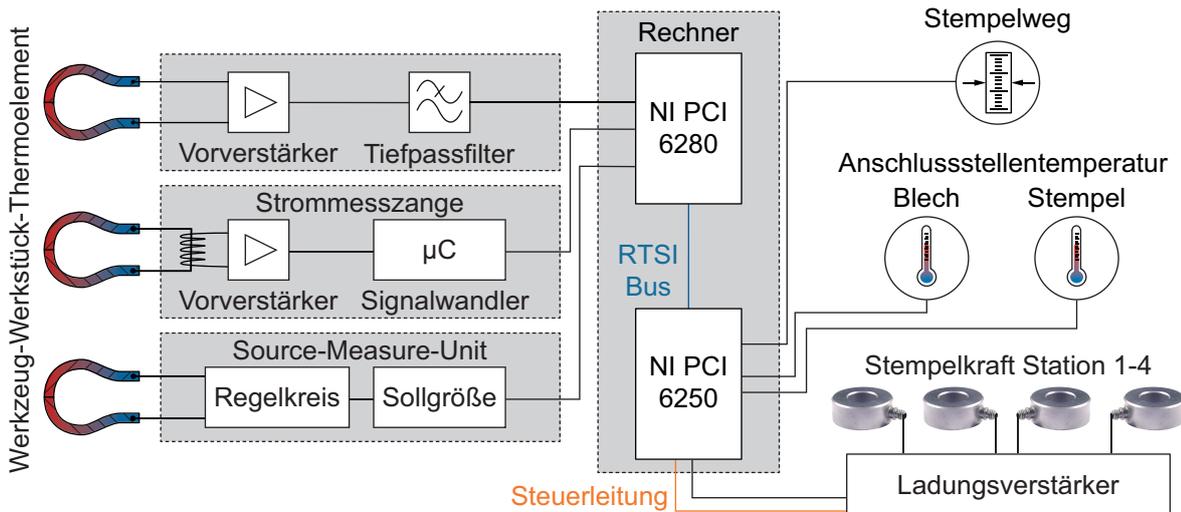


Abbildung 6-4: Blockdiagramm des Signalflusses

Die durch die piezoelektrischen Messunterlegscheiben induzierte Ladungsverschiebung wird von dem nachgeschalteten Ladungsverstärker in ein niederohmiges Spannungssignal gewandelt. Über eine serielle Schnittstelle wird dieses an die Messkarten weitergeleitet. Um den Drift des Spannungssignals möglichst gering zu halten, erfolgt die Aktivierung des Messmodus erst kurz vor der eigentlichen Scherschneid- oder Umformoperation durch einen digitalen Impuls der Messkarte.

Der Stempelweg wird über einen Wirbelstromsensor am Stößel abgegriffen und von einer Verarbeitungseinheit in Form eines Spannungssignals ausgegeben. Dieses Signal wird zusammen mit den TSic-Sensoren und der Kraftmessung von der PCI 6250 mit einer Abtastrate von je 150 kHz erfasst. Für die Digitalisierung stehen bei dieser Karte 16 bit zur Verfügung.

## 6.2 Thermoelektrische Werkstoffcharakterisierung

Wie bereits in den Grundlagen zum Seebeck-Effekt in Kapitel 2.5.1 dargestellt, wird die Höhe thermoelektrischer Spannungen in einem Stromkreis aus zwei unterschiedlichen elektrischen Leitern neben der Temperaturdifferenz vom thermoelektrischen Verhalten der Kontaktpartner bestimmt. Ferner hängt die Polarität der thermoelektrischen Spannung und folglich die Flussrichtung des Thermostroms von den Seebeck-Koeffizienten ab. Aus diesen Gründen ermöglicht die thermoelektrische Charakterisierung neben der Ableitung einer Temperatur aus der durch das Werkzeug-Werkstück-Thermoelement ermittelten Thermospannung die Bestimmung der Flussrichtung des Thermostroms im Werkzeug und eine Abschätzung dessen Höhe bereits im Vorhinein.

Für die meisten produktionstechnisch relevanten Werkstoffe, wie zum Beispiel Aluminium- oder Stahllegierungen, ist eine theoretische Bestimmung des Seebeck-Koeffizienten aufgrund des sensiblen Verhaltens in Bezug auf Änderungen der werkstoffspezifischen Eigenschaften

nicht möglich. Dies kann auf die Vielzahl von Einflussfaktoren sowie die unzureichende Kenntnis über deren Wechselwirkungen erklärt werden (Stuart, 1987). Beispielhaft seien hier Temperatur, chemische Zusammensetzung, Wärmebehandlungszustand, Kristallstruktur, Kornorientierung, Gitterdefekte und Umformgrad genannt (Tröber et al., 2022, Xu und Tong, 1983, Demmel et al., 2013, Späth, 1953, Irrgang, 2020, S. 836, Bergmann und Schäfer, 2006, S. 532–533, Nurul Amin et al., 1998, Yoshida et al., 2001, Nowicki und Lewandowska, 2019, Wu et al., 2021, Alvelid, 1970). Aus diesem Grund ist eine experimentelle Ermittlung der Seebeck-Koeffizienten zwingend notwendig.

In der Literatur sind präzise Daten über Seebeck-Koeffizienten meist nur auf den Bereich der Halbleiterwerkstoffe oder Werkstoffe mit außergewöhnlichen Koeffizienten wie (Hochtemperatur-) Supraleiter beschränkt (Leipner, 2008, Sommerlatte, Nielsch und Böttner, 2007, Sootsman, Chung und Kanatzidis, 2009). Da das thermoelektrische Verhalten von in der Stanztechnik gebräuchlicher Werkstoffe aufgrund der niedrigen Seebeck-Koeffizienten keine Rolle spielt, existiert aktuell kein kommerziell verfügbares Messgerät zur thermoelektrischen Werkstoffcharakterisierung. Basierend auf der Vorrichtung zur Kalibrierung von Werkzeug-Werkstück-Thermoelementen von Demmel (2014, S. 56–66), wurde im Rahmen dieser Arbeit eine neue Apparatur entwickelt, welche eine Messung der Seebeck-Koeffizienten aller elektrisch leitenden Werkstoffe ermöglicht.

### **6.2.1 Konzept der thermoelektrischen Charakterisierung**

Grundsätzlich stellt der absolute Seebeck-Koeffizient eine werkstoffspezifische Transporteigenschaft dar, dessen theoretische Ermittlung trotz Korrekturfaktoren lediglich für wenige Alkalimetalle in kleinen Temperaturintervallen eine akzeptable Übereinstimmung mit experimentell ermittelten Werten aufweist (Bernhard, 2014, S. 835, Irrgang, 2020, S. 34–43). Da eine experimentelle Ermittlung des absoluten Seebeck-Koeffizienten hohen Aufwand durch die Verwendung eines Supraleiters erfordert, ist dieser nur für ausgewählte Elemente, wie Platin, Kupfer, Blei, Silber und Gold, ermittelt worden (Demmel, 2014, S. 56, Cusack und Kendall, 1958, Schulze, 1974, S. 353).

Der relative Seebeck-Koeffizient eines Elements beschreibt hingegen das thermoelektrische Potential eines Werkstoffs in Abhängigkeit eines anderen elektrischen Leiters und stellt somit die Grundlage der thermoelektrischen Temperaturmessung dar. Er kann grundsätzlich mit der integralen und differentiellen Messmethode ermittelt werden. Obwohl letztere aufgrund kleinerer Probenabmessungen weitaus häufiger verwendet wird (Ponnambalam et al., 2006), müssen die Temperaturen über eine lange Zeit konstant gehalten werden, was in dem relevanten Werkstoffspektrum zu thermisch aktivierten Vorgängen im Gefüge, wie beispielsweise Rekristallisation, und somit zu Änderungen des Seebeck-Effekts führen kann (Demmel, 2014,

S. 58). Diese Gefahr wird bei der integralen Methode durch deutlich höhere Aufheizraten weitestgehend vermieden. Daher basiert der Apparat auf dem in Abbildung 6-5 dargestellten Messkreis nach dieser Methode.

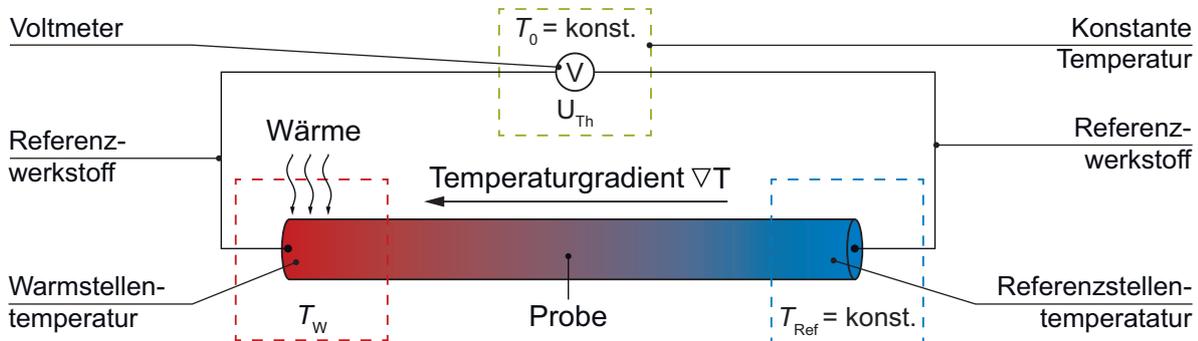


Abbildung 6-5: Zugrunde liegender Messkreis der thermoelektrischen Charakterisierung

Vor dem eigentlichen Charakterisierungsprozess herrscht in der Versuchsprobe eine homogene Temperatur und es ist keine thermoelektrische Spannung messbar. Im Anschluss wird ein Ende der Probe kontinuierlich erwärmt, während das andere Ende auf einer gleichbleibenden Referenztemperatur gehalten wird. Zu diesem Zeitpunkt löst der Temperaturgradient, wie in Abschnitt 2.5.1 erwähnt, eine Thermodiffusion in den beiden kontaktierten Leitern aus und thermoelektrische Spannung entsteht. Ist die maximale Temperatur der Warmstelle erreicht, wird die Probe wieder abgekühlt. So kann sowohl in Aufheiz- als auch Abkühlphase eine von der Warmstellentemperatur  $T_W$  und der Referenzstellentemperatur  $T_{Ref}$  abhängige thermoelektrische Spannung  $U_{Th}$  ermittelt werden. Die Hysterese zwischen beiden Phasen ist ein Maß für thermoinduzierte Gefügeänderungen in der Werkstoffprobe. Um diesbezügliche Messfehler auszuschließen, sollte nach Alvelid (1970) bei der Kalibrierung von Thermoelementen der Aufheizvorgang herangezogen werden. Wird über alle Charakterisierungen der gleiche Referenzwerkstoff verwendet, bestimmt relativ gesehen der Probenwerkstoff die Höhe und Polarität der entstehenden Thermospannung. Vergleichbar mit der elektrochemischen Spannungsreihe kann folglich die entstehenden Thermospannung  $U_{Th}$ , welche in einem offenen Stromkreis zweier beliebiger Leiter entsteht, anhand der einzelnen Thermospannungsverläufe relativ zum Referenzwerkstoff berechnet werden. Nach Demmel (2014, S. 59–60) ergibt sich diese bei einer konstanten Referenztemperatur  $T_{Ref}$  und unter der Annahme eines entgegengesetzten, stetig linearen Thermospannungsverlauf beider Leiter nach der folgenden Formel:

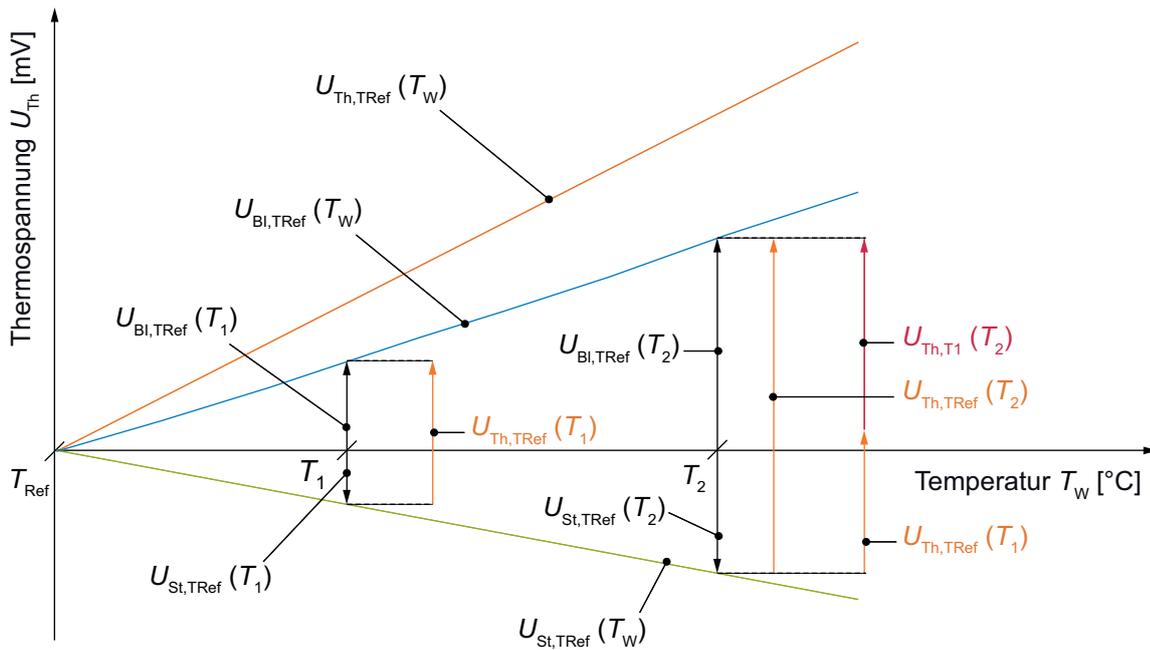
$$U_{Th,T_{Ref}}(T) = U_{WK1,T_{Ref}}(T) - U_{WK2,T_{Ref}}(T) \quad \text{Formel 6-1}$$

mit

$U_{Th,T_{Ref}}$	Resultierende Thermospannung der Paarung Werkstoff 1 und Werkstoff 2 bezogen auf $T_{Ref}$	[mV]
$U_{WK1,T_{Ref}}$	Resultierende Thermospannung der Paarung Werkstoff 1 und Referenzwerkstoff bezogen auf $T_{Ref}$	[mV]
$U_{WK2,T_{Ref}}$	Resultierende Thermospannung der Paarung Werkstoff 2 und Referenzwerkstoff bezogen auf $T_{Ref}$	[mV]

Mit diesem Vorgehen ist die Grundlage für einen erfolgreichen Einsatz eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelements geschaffen, da jedem Thermospannungswert eines beliebigen Leiterpaars ein exakter Temperaturwert zugeordnet werden kann. Dies ist jedoch nur gültig, wenn die Kaltstelle des Thermopaars der Referenztemperatur der thermoelektrischen Charakterisierung entspricht, was im Werkzeug nicht der Fall ist. Folglich muss die Differenz zwischen Kaltstellen- und Referenztemperatur bei der Berechnung der resultierenden Thermospannung durch eine Verschiebung der Ordinate berücksichtigt werden. Diese ergibt sich dann aus einer Subtraktion der thermoelementspezifischen Spannungswerte an der Kaltstellentemperatur von dem Spannungswert der Warmstellentemperatur. Dieses Vorgehen ist auch graphisch in Abbildung 6-6 verdeutlicht. Die inverse Funktion der resultierenden, auf die Kaltstellentemperatur bezogenen, Thermospannungskurve entspricht der Kalibrierkurve des Thermoelements.

Neben der Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements wird die thermoelektrische Charakterisierung herangezogen, um eine im Werkzeug eingesetzte Werkstoffpaarung zwischen Stempel und Blech bereits vor der Messung auftretender thermoelektrischer Ströme bewerten zu können. Ein Vergleich zwischen den im Rahmen der thermoelektrischen Charakterisierung ermittelten werkstoffspezifischen Thermospannungskurven gestaltet sich gerade bei niedrigen Temperaturen jedoch schwierig. Grund hierfür ist die schwierige Differenzbildung zwischen den Thermospannungskurven aufgrund ihrer geringen Höhe. In diesem Fall ist eine Betrachtung der Seebeck-Koeffizienten sinnvoller. Diese ergeben sich durch Differenzierung der Thermospannungskurve nach der Zeit und verdeutlichen die werkstoffspezifischen Unterschiede auch bei geringen Differenzen signifikant. Die Berechnung des Seebeck-Koeffizienten eines Leiterpaars, auch Sensitivität genannt, erfolgt im Anschluss analog zur Thermospannung aus den einzelnen Seebeck-Koeffizienten relativ zum Referenzwerkstoff nach *Formel 6-1* (Kadir und Kako, 2022).



$T_{\text{Ref}}$	Referenztemperatur	[°C]
$T_{\text{W}}$	Warmstellentemperatur	[°C]
$T_1$	Exemplarische Kontaktstellentemperatur	[°C]
$T_2$	Exemplarische Messstellentemperatur	[°C]
$U_{\text{St,TRef}}$	Thermospannung der Paarung Stempel-Referenzwerkstoff bezogen auf eine konstante Referenztemperatur $T_{\text{Ref}}$	[mV]
$U_{\text{Bi,TRef}}$	Thermospannung der Paarung Blech-Referenzwerkstoff bezogen auf eine konstante Referenztemperatur $T_{\text{Ref}}$	[mV]
$U_{\text{Th,TRef}}$	Resultierende Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes bezogen auf eine konstante Referenztemperatur $T_{\text{Ref}}$	[mV]
$U_{\text{Th,T1}}$	Resultierende Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes bezogen auf eine Kontaktstellentemperatur von $T_1$	[mV]

Abbildung 6-6: Graphische Ermittlung der Kalibrierfunktion eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelements nach (Demmel, 2014, S. 60)

### 6.2.2 Realisierung des Konzepts

Auf Basis des in Kapitel 6.2.1 beschriebenen Messmethodik zur thermoelektrischen Charakterisierung wurde eine Apparatur entwickelt, welche die Messung der Seebeck-Koeffizienten aller elektrisch leitender Werkstoffe in einem Temperaturbereich von 0 °C bis 900 °C ermöglicht. Ihr prinzipieller Aufbau ist in Abbildung 6-7 zu sehen. Als Referenztemperatur wurde der Eispunkt von 0 °C gewählt. Neben der einfachen Realisierung durch die Vermengung kleiner Eisstücke mit Wasser, zeichnet sich diese Methode durch eine geringe Schwankung des Fixpunkts und einem guten thermischen Kontakt zwischen Probe und Eiswasser aus. Ein Dewar-Gefäß mit einem hohen thermischen Isolationsgrad verzögert die Erwärmung des Eiswassers. Um die Gefahr möglicher Messfehler aufgrund elektrischer Effekte im Wasser zu minimieren, wird deionisiertes Wasser mit einem geringen Leitwert verwendet.

Die Erwärmung der Probe erfolgt über einen Ausgleichsblock aus Kupfer mit einer Reinheit von 99,99 %. Während eine darin eingebrachte Heizpatrone eine schnelle Erwärmung ermöglicht, gewährleistet die hohe Wärmekapazität und -leitfähigkeit eine über die Kontaktfläche homogene Temperatur bei gleichmäßiger Aufheizrate. Der Block ist elektrisch isoliert befestigt und wird thermisch durch Kalziumsilikatteile sowie eine wassergekühlte Aluminiumplatte vom restlichen Aufbau abgeschirmt. Die Kontaktstelle zur Probe ist als Flansch ausgeführt, welcher in den Probenraum hineinragt. So wird sowohl der Wärmeeintrag in den Probenraum durch Konvektion als auch die benötigte Mindestlänge der Probe minimiert. Darüber hinaus kann der Flansch regelmäßig ausgetauscht werden, um die Reproduzierbarkeit eines guten thermischen und elektrischen Kontakts zur Versuchsprobe zu gewährleisten. Um eine Oxidation der Probe und des Ausgleichsblockes zu verhindern, wird die Probenkammer vor der Charakterisierung mit dem chemisch inerten Edelgas Argon geflutet. Die Überwachung der Schutzgasatmosphäre und des Restsauerstoffgehalts erfolgt mittels eines  $ZrO_2$ -Sauerstoffsensors der Firma Rossmann Electronic GmbH, Diessen. Die Schutzgasatmosphäre verhindert die Bildung einer Oxidschicht, welche im Gegensatz zum Grundwerkstoff nicht nur einen höheren elektrischen Widerstand (Bagchi, 1980, Postnikov, 1967), sondern auch einen abweichenden Seebeck-Koeffizienten aufweist (Nowicki und Lewandowska, 2019). Da diese Schichten zu einem signifikanten Messfehler führen kann, werden diese vor jeder Charakterisierung abrasiv entfernt (Shan und Pandey, 1972, Hehenkamp, 1958).

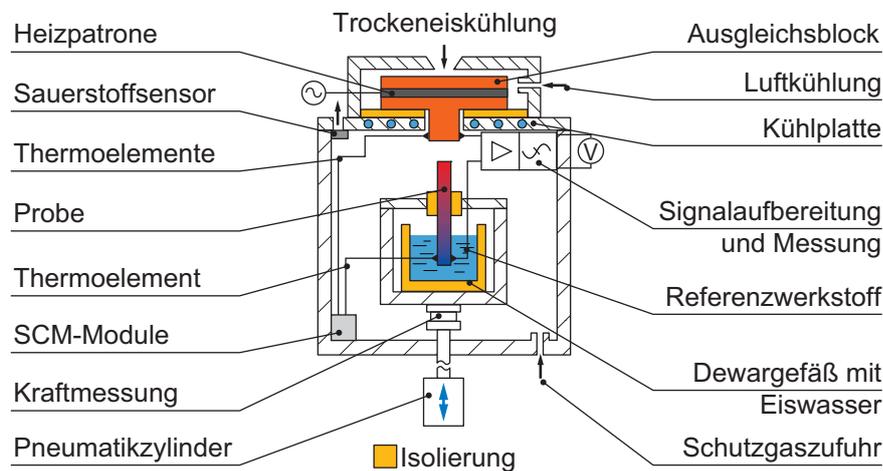


Abbildung 6-7: Prinzipieller Aufbau des Apparats zur thermoelektrischen Charakterisierung

Um von der Peripherie oder dem Gehäuse übertragene Störsignale zu verhindern, ist die Probe elektrisch isoliert in einer Klemmvorrichtung aus Aluminiumoxid befestigt. Sowohl die Probenaufnahme als auch das Dewargefäß befinden sich auf einem durch einen Pneumatikzylinder bewegten schienengeführten Schlitten, wodurch die Probe mit einer definierten Kraft an die Warmstelle gedrückt werden kann. Die Kraftmessung erfolgt durch einen unter dem Schlitten angebrachten Piezo-Kraftsensor des Typs 9021A der Firma Kistler

Instrumente AG. Ein Ladungsverstärker vom Typ 5073A der gleichen Firma wandelt die durch Druck auf den Sensor entstehende Ladungsverschiebung in eine proportionale Spannung. Bei dünnen, weichen oder auch spröder Proben, kann eine Anpassung der Andrückkraft erfolgen.

Durch den Verfahrenweg des Schlittens, die Tiefe des Dewar-Gefäßes und die flexible Probenhalterung können in dieser Apparatur Proben mit einer Länge zwischen 60 mm und 300 mm sowie einer Breite bis zu 25 mm charakterisiert werden. Die Probengeometrie hat dabei keinen Einfluss auf die entstehende Thermospannung (Gane, 1983).

Bei allen thermoelektrischen Charakterisierung wurde reines Platin (99,99 %) als Referenzmaterial gewählt. Durch seine hohe Beständigkeit gegenüber chemischen, mechanischen und thermischen Umwelteinflüssen ermöglicht dieser Werkstoff eine reproduzierbare Bestimmung von Thermospannungskennlinien (Irrgang, 2020, S. 148, Bennett, 1961, Ponnambalam et al., 2006). Das Referenzmaterial wird in Form eines Drahts mit einem Durchmesser von 0,3 mm sowohl an die Kalt- als auch die Warmstelle der Probe appliziert. Um dabei das Handling zu vereinfachen und Messfehler zu vermeiden, ist der Draht mit Hilfe eines Kniehebelspanners kraftschlüssig über eine isolierende Spitze aus Aluminiumoxid mit der Mantelfläche des Flansches verbunden. Aufgrund der homogenen Temperatur des Kupferflansches existiert kein Temperaturgradient zwischen den Kontaktstellen und somit keine parasitären Thermospannungen (Nowicki und Lewandowska, 2019). An der Kaltstelle der Probe wird der Platindraht ebenfalls kraftschlüssig befestigt. Aufgrund der Dimensionen des Platindrahts ist ein Durchwärmen bis zur Messtechnik ausgeschlossen.

Die Messung der entstehenden Thermospannung erfolgt über ein isoliertes Analogsignal-Aufbereitungsmodul der Firma Dataforth Corporation, Tucson (USA). Diese universell einsetzbaren Module zeichnen sich durch eine hohe Genauigkeit, Linearität und Robustheit aus. Da sie genau an einen geringen Messbereich konditioniert werden, ermöglichen sie eine hohe Messqualität. Das aufgenommene Signal wird zunächst mit einem 6-Pol Low-Pass-Filter mit 95 dB gefiltert und anschließend in ein rauscharmes Spannungssignal von  $\pm 10$  V umgewandelt. Aufgrund der für Metalle typischen geringen Thermospannungen wurde ein Modul des Typs SCM5B40-02D mit einem Messbereich von  $\pm 50$  mV verwendet.

Da sich die Thermospannung im Volumen der Versuchsprobe und nicht in den Kontaktstellen bildet, spielt die Ausprägung des Temperaturgradienten entlang der Probe keine Rolle. Jedoch ist die Kenntnis der Temperaturdifferenz zwischen den Anschlussstellen der Versuchsprobe von entscheidender Bedeutung (Bernhard, 2014, S. 836). Aus diesem Grund wird sowohl die Temperatur der Warm- als auch Kaltstelle mit hochpräzisen Feindraht-Thermoelementen der Firma Omega Engineering Inc., Manchester (Großbritannien), ermittelt. Durch ihren dünnen

Querschnitt von 0,25 mm und einer speziell ausgewählten Werkstoffgüte erreichen diese Thermoelemente eine Ansprechzeit von wenigen zehntel Sekunden und eine Genauigkeit von 1,1 °C (Demmel, 2014, S. S64). Je Kontaktstelle wurden zwei Thermoelemente appliziert, um etwaige Messfehler aufgrund einer unzureichenden Klemmung oder eines Defekts identifizieren zu können. Die Befestigung erfolgte analog zum Platindraht.

Die Aufzeichnung der Temperatur- und Thermospannungssignale sowie die des Sauerstoff- und Kraftsensors erfolgt durch eine Datenerfassungskarte vom Typ PCIe-6351 der Firma National Instruments Corp., Austin (Texas), mit einer Summenabtastrate von einem Megahertz, einer Ansprechzeit von wenigen Mikrosekunden und Auflösung von 16 bit. Durch die Programmierung eines Steuerprogramms mit der Software LabView Version 2020 (National Instruments) läuft der Charakterisierungsprozess sowohl beim Aufheizen als auch Abkühlen nach dem Anschluss der Probe vollkommen automatisiert.

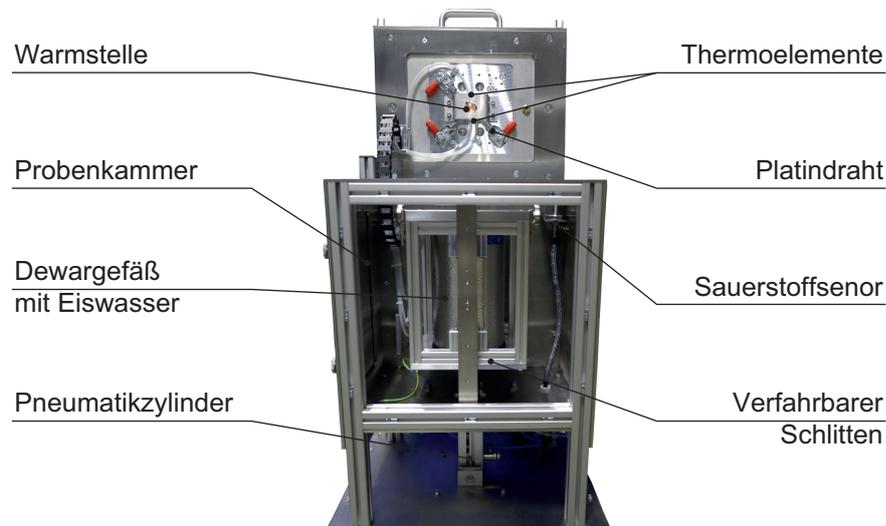


Abbildung 6-8: Aufbau des Apparats zur thermoelektrischen Charakterisierung

Die thermoelektrische Charakterisierung der Werkzeug- und Werkstückwerkstoffe zählt zu den zentralen Themen dieses Forschungsprojekts. Mit dem hier beschriebenen Messapparat, dessen realer Aufbau in Abbildung 6-8 zu sehen ist, kann sowohl die Thermospannung als auch der Seebeck-Koeffizient aller elektrisch leitenden Werkstoffe in einem Temperaturintervall von 0 °C bis 900 °C relativ zu Platin gemessen werden. Der Fokus bei der Entwicklung dieses Versuchsapparats wurde dabei stets auf eine hohe Signalqualität sowie einem möglichst gänzlichen Ausschluss äußerer Störsignale gelegt. Im Fokus standen daher unter anderem die elektrische Abschirmung, eine möglichst präzise Datenerfassung sowie eine integrierte Prozessüberwachung. Der Aufbau und der hohe Automatisierungsgrad sorgen daneben für eine gute Bedienbarkeit und die Minimierung vom Bediener verursachter Fehler. Das verwendete Messprinzip reduziert durch die schnelle Aufheiz- und Abkühlrate nicht nur die benötigte

Dauer einer Charakterisierung, sondern auch die thermischen Auswirkungen auf das Werkstoffgefüge, was beispielsweise bei gehärteten Proben eine entscheidende Rolle spielt. Ein weiterer Vorteil besteht in den geringen Anforderungen hinsichtlich der Probengeometrie und -beschaffenheit, wodurch auf einen aufwendigen Herstellungsprozess verzichtet werden kann. Insgesamt ermöglicht der hier entwickelte Apparat eine einfache, schnelle und präzise Ermittlung des thermoelektrischen Verhaltens aller elektrisch leitenden Werkstoffe.

## **7 Versuchsbeschreibung und -durchführung**

Um Wechselwirkungen zwischen Prozessparametern, Temperatur, Seebeck-Koeffizienten, thermoelektrischen Strömen und der Adhäsionsentstehung bewerten zu können, ist die Vorgabe genau definierter Handlungsschritte unerlässlich. Aus diesem Grund wird im Folgenden das Vorgehen bei der Untersuchung der einzelnen Messgrößen detailliert beschrieben.

### **7.1 Thermoelektrische Charakterisierung**

Die thermoelektrische Charakterisierung aller in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffe (Modul 1.2) erfolgte mit dem in Abschnitt 6.2 erläuterten Apparat.

#### **7.1.1 Ermittlung der Messgenauigkeit**

Aufgrund der für Metalle typischen geringen Höhe der entstehenden Thermospannungen ist eine initiale Bewertung der Messgenauigkeit vor allem im Hinblick auf die Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements nötig. Diese erfolgte durch die Messung der genormten und zertifizierten Schenkelwerkstoffe eines Typ-K Thermoelements in einem Intervall von 0 °C bis 500 °C. Die Thermolegierungen wurden von der Firma Isabellenhütte Heusler GmbH & Co KG, Dillenburg, geliefert. Während der positive Schenkel (Isatherm plus) als blanker Draht mit einem Durchmesser von 0,35 mm vorlag, war der negative Schenkel (Isatherm minus) stabförmig mit einem Durchmesser von 6 mm und einer Länge von 180 mm. Um die Messabweichung des Thermospannungssignals in Abhängigkeit der Temperatur zu ermitteln, wurden zunächst jede Thermolegierung relativ zu Platin charakterisiert. Ein Vergleich der im Anschluss durch Subtraktion der beiden Thermospannungskurven gebildeten Kennlinie der Materialpaarung mit den Werten aus dem Prüfprotokoll des Herstellers und Normwerten der DIN EN 60584-1 (2014-7) beziehungsweise NIST IST-90 (2000) ermöglicht die genaue Bestimmung der Messabweichung in Abhängigkeit der Temperatur. Zur statistischen Absicherung der Bewertung wurden je zehn Messungen herangezogen. Eine regelmäßige Wiederholung dieser Bewertung gewährleistet eine konstante Qualität der Charakterisierung.

#### **7.1.2 Durchführung der thermoelektrischen Charakterisierung**

Sowohl bei der Ermittlung der Seebeck-Koeffizienten als auch der Kalibrierkurve des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements liegen die temperaturabhängigen Thermospannungskurven der einzelnen Werkstoffe relativ zu Platin zugrunde, welche ebenfalls in einem Temperaturbereich von 0 °C bis 500 °C aufgezeichnet werden. Diese Temperaturspanne deckt nicht nur die beim Scherschneiden und Tiefziehen entstehenden maximalen Temperaturen ab, sondern berücksichtigt variierende Werte der Raumtemperatur, welche bei der Temperaturmessung im Werkzeug den Bezugspunkt darstellt.

Wie bereits erwähnt spielt die geometrische Ausprägung des Temperaturgradienten entlang einer Probe lediglich eine Rolle, wenn diese Probe keinen homogenen Seebeck-Koeffizienten, sondern einen über makroskopische Abschnitte variierenden Koeffizienten aufweist (Gane, 1983). Auch die in dieser Arbeit zu charakterisierenden Werkstoffe zeichnen sich nicht durch einen homogenen Seebeck-Koeffizienten aus. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich bereits kleinste Änderungen im Gefüge wie die Kornorientierung auf das thermoelektrische Verhalten auswirken (Nordheim und Gorter, 1935). Jedoch erscheint diese stochastisch verteilte Streuung der Seebeck-Koeffizienten auf mikroskopischer Ebene im Falle eines makroskopischen Werkstoffvolumens als homogen. Durch die Charakterisierung mehrerer Proben ergibt sich so ein werkstoffspezifischer Seebeck-Koeffizient, bei welchem die mikroskopische Inhomogenität vernachlässigbar ist. Die Blechwerkstoffproben weisen Dimensionen von 180 mm Länge und 20 mm Breite auf und werden aus unterschiedlichen Bereichen der Tafelbleche und Blechstreifen, mit Ausnahme der durch den vorangegangenen Beschnitt verfestigten Randbereiche, entnommen.

Zur Charakterisierung des Schnellarbeitsstahls wurden zylindrische Proben mit einem Durchmesser von 19,2 mm aus dem Halbzeug entnommen, welches als Ausgangswerkstoff diente. Da bei den Hartmetallstempeln aus Kostengründen der Kopf aus einer aufgelöteten Stahllegierung bestand, reduzierte sich der Probendurchmesser durch die Verwendung des Schafts auf 15 mm. Analog zu den Blechwerkstoffen wurde eine Probenlänge von 180 mm gewählt. Eine Charakterisierung der Werkzeugstähle sowohl mit weichgeglühtem ferritischen Gefüge als auch im vergüteten Zustand erlaubt darüber hinaus eine isolierte Bewertung des Einflusses der Gefügestruktur auf den Seebeck-Koeffizienten.

### 7.1.3 Aufbereitung der Thermospannungskurven

Die Auswertung der während der Charakterisierung aufgezeichneten Rohdaten erfolgt, genau wie die Messung selber, automatisiert durch eine in LabView Version 2020 (National Instruments) programmierte Auswerterroutine. Sie beinhaltet die Berechnung des wahren Temperaturgradienten anhand der Temperaturdaten von Warm- und Kaltstelle sowie die Berichtigung des Offsets der einzelnen Messungen. Darüber hinaus erfolgt eine Mittelung aller werkstoffbezogenen Thermospannungsverläufe sowie die Erstellung statistischer Werte.

Der eigentliche Seebeck-Koeffizient entspricht der Steigung der Thermospannungskurve und ergibt sich dementsprechend aus der zeitlichen Ableitung. Hierfür werden die Kurven zuvor mittels Polynom fünften Grades approximiert, wodurch aus der diskreten Werteverteilung eine stetige Funktion entsteht. Die Interpolationsfunktionen besitzen mit einem mittleren quadratischen Fehler im Bereich von  $10^{-6}$  eine hohe Güte. Die Berechnung der

Kalibrierfunktion des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements erfolgt ebenfalls aus den gemittelten Verläufen nach dem in Kapitel 6.2.1 beschriebenen Vorgehen.

## **7.2 Experimentelle Versuche**

Die Scherschneid- (Modul 3) und Tiefziehversuche (Modul 4) wurden auf der in Kapitel 4.1 beschriebenen mechanischen Schnellläuferpresse mit dem Werkzeug aus Abschnitt 6.1.4 im Einzelhub durchgeführt. Alle Versuche, bis auf die Untersuchung des Beölungszustands, erfolgten ohne jegliche Schmierstoffe, um deren Einfluss auszuschließen. Die Blechproben wurden vor jedem Versuch abrasiv und im Anschluss mit Ethanol gesäubert, um eventuell vorhandene Schichten zu entfernen. Das Einlegen ins Werkzeug erfolgte per Hand.

### **7.2.1 Scherschneiduntersuchungen**

Um das zentrale Ziel dieser Arbeit sowie die sich daraus ergebenden Fragestellungen vollumfänglich beantworten zu können, werden in den Scherschneidversuchen (Modul 3) die Auswirkungen verschiedener Blech- und Stempelwerkstoffkombinationen, elektrischer Randbedingungen sowie Prozessparameter hinsichtlich der Adhäsionsmenge an der Stempelmantelfläche untersucht. Als Blechwerkstoffproben wurden aus den vorliegenden Halbzeugen Platinen in den Abmessungen 120 mm x 100 mm zugeschnitten.

Zunächst erfolgt die Messung der während des Scherschneidprozesses entstehenden Temperatur sowie der Thermostrome. Hierfür werden die Prozessparameter Schneidspalt und Beölungszustand, wie in Tabelle 7-1 zu sehen, variiert, um den jeweiligen Einfluss auf die zu messenden Größen zu ermitteln. Abschließend wird jede Parametervariation hinsichtlich der an der Stempelmantelfläche entstandenen Menge an Adhäsionen bewertet. Dies erlaubt eine isolierte Betrachtung der parameterspezifischen Auswirkungen auf die Adhäsionsbildung. Die Quantifizierung der Adhäsionsmenge wird in Abschnitt 7.3 näher erläutert.

Da dies noch keine Aussagen über den Zusammenhang zwischen thermoelektrischen Strömen und der Adhäsionsbildung zulässt, erfolgt im nächsten Schritt eine Variation der Blech- und Werkzeugwerkstoffkombinationen, was durch die unterschiedlichen Seebeck-Koeffizienten eine Änderung der Thermostrome hinsichtlich Höhe und Richtung bewirkt. Aus einer Analyse der entstandenen Adhäsionen können Schlüsse bezüglich der Auswirkungen der Seebeck-Koeffizienten auf die Adhäsionsentstehung gezogen werden.

Daneben werden die auftretenden thermoelektrischen Ströme durch einen extern geregelten und in die Kontaktzone zwischen Stempel und Werkzeug eingebrachten Strom beeinflusst. So können bei identischen Seebeck-Koeffizienten von Blech- und Werkzeugwerkstoff die zwischen beiden Werkstoffen fließenden elektrischen Ströme in Höhe und Richtung variiert werden, was weitere Rückschlüsse auf die Auswirkungen eines elektrischen Stroms ermöglicht.

Einen Überblick über die verwendeten Prozessparameter gibt Tabelle 7-1.

Tabelle 7-1: Prozessparameter der Scherschneiduntersuchungen

Stempel- werkstoff	Blech- werkstoff	Schneidspalt [%]	Schneid- geschwindigkeit [mm/s]	Beölung	Stromstärke [mA]
<b>Messung der Temperatur</b>					
CF-H40S	EN AW 5083	1; 5; 10	50	nein	-
CF-H40S	1.4301	1; 5; 10	50	nein	-
<b>Messung thermoelektrischer Ströme</b>					
CF-H40S	EN AW 5083	1; 5; 10	50	nein	-
1.3343	EN AW 5083	1; 5; 10	50	nein	-
1.4301	EN AW 5083	1	50	nein	-
1.3343	EN AW 5083	1	50	AK 3080	-
1.3343	EN AW 5083	1	50	ZO 3368	-
1.3343	1.4301	1	50	nein	-
<b>Beeinflussung thermoelektrischer Ströme</b>					
1.3343	EN AW 5083	1	50	nein	± 25
CF-H40S	EN AW 5083	1	50	nein	± 80
1.3343	1.4301	1	50	nein	± 100

Der modulare Aufbau des Versuchswerkzeugs ermöglicht eine variable und genaue Einstellung des Schneidspalts über einen Austausch von Schneidbuchsen. Zur Gewährleistung der Konzentrität zwischen Stempel und Matrize wird der Aufnahmeblock der Matrizeinsätze über Passstifte direkt zur Stempelführung ausgerichtet. Der Tausch der Matrizeinsätze erfolgt in den Versuchen nicht nur zur Variation des Schneidspalts, sondern auch in regelmäßigen Abständen, um eine Beeinflussung der Ergebnisse durch eine zu starke Adhäsionsbildung im Matrizenkanal auszuschließen. Die Eintauchtiefe des Stempels in die Matrize wurde mit 4 mm deutlich tiefer gewählt, als es bei industriellen Scherschneidprozessen üblich ist, um einen längeren Reibweg zwischen Stempel und Blech abzubilden.

Die Schneidgeschwindigkeit wird über die pressenseitige Einstellung der Hubanzahl pro Minute festgelegt. Da die Geschwindigkeit des Stößels aufgrund des Kurbelantriebs stetig variiert, wurde die Auftreffgeschwindigkeit des Stempels auf das Blech unter Berücksichtigung der Eintauchtiefe ermittelt und als Bezugsgeschwindigkeit herangezogen.

Die Applikation der Schmierstoffe erfolgt mit einer Lackierrolle, um einen gleichmäßigen Auftrag zu gewährleisten. Durch Wiegen der Blechplatte vor und nach der Beölung kann die genaue Auftragsmenge ermittelt werden.

Das Blech wird über alle Scherschneidversuche hinweg mit einer maximalen Niederhalterkraft von 30 % der materialspezifischen Schneidkraft geklemmt. Dieser Wert entspricht den Vorgaben der Literatur (Keller et al., 2001, S. 28 & 30). Eine Prüfung der Maßhaltigkeit aller eingesetzten Aktivelemente erfolgt immer initial mit der Koordinatenmessmaschine LH 87, der Firma Wenzel GmbH & Co. KG, Wiesthal, welche eine Messgenauigkeit im unteren Mikrometerbereich aufweist.

Darüber hinaus spielt die Oberflächenrauigkeit eine wichtige Rolle bei der Entstehung von Adhäsionen. Aus diesem Grund werden alle zum Einsatz kommenden Stempel hinsichtlich ihrer Oberflächenausprägung mit dem Laserkonfokalmikroskop VK-X150 der Firma Keyence gemessen. Der Mittenrauwert  $R_a$  sowie die Rautiefe  $R_z$  mit der dazugehörigen Standardabweichung sind beispielhaft für eine Probe in Tabelle 7-2 angegeben.

*Tabelle 7-2: Oberflächenrauigkeit in Abhängigkeit des Stempelwerkstoffs inklusive Standardabweichung (n=10)*

Stempelwerkstoff	Mittenrauwert $R_a$	Rautiefe $R_z$
	[ $\mu\text{m}$ ]	[ $\mu\text{m}$ ]
1.3343	0,57 (0,03)	5,11 (0,33)
1.4301	0,6 (0,04)	5,6 (0,52)
CF-H40S	0,38 (0,02)	4,1 (0,21)

### 7.2.2 Bewertung der Übertragbarkeit

Eine Bewertung der Übertragbarkeit der beim Scherschneiden identifizierten Wechselwirkungen erfolgt anhand von Tiefziehversuchen (Modul 4), bei welchen die entstehenden Thermostrome durch einen extern geregelten Strom beeinflusst werden. Als Halbzeug für die Versuche finden durch Laserstrahlschneiden hergestellte Ronden mit einem Durchmesser von 61 mm und einer Dicke von 1 mm Verwendung. Der Durchmesser wurde dabei so gewählt, dass eine Beeinflussung der Messergebnisse durch die thermisch geänderte Randschicht ausgeschlossen werden kann.

Da beim Tiefziehen die größte Flächenpressung und damit auch die stärkste Adhäsionsbildung im Ziehring und nicht am Stempel zu beobachten ist (Groche, Nitzsche und Elsen, 2008), steht der Ziehradius im Fokus der Untersuchungen. Dementsprechend werden, wie in Abschnitt 6.1.3 erläutert, sowohl die zwischen Ziehring und Blechwerkstoff vorherrschende Temperatur als auch die dort fließenden Thermostrome gemessen und analysiert. Auch wird dort der durch die

SMU geregelte Strom in variierender Stärke eingebracht. Der Ziehring wird analog zu den Schneidbuchsen in eine Aufnahme gelegt und über eine Presspassung positioniert. Er wird ebenfalls nach jeder Untersuchung ausgetauscht. Die dabei untersuchten Stromstärken und Werkstoffe können Tabelle 7-3 entnommen werden.

*Tabelle 7-3: Prozessparameter der Tiefziehversuche*

<b>Matrizen- werkstoff</b>	<b>Blech- werkstoff</b>	<b>Stempel- geschwindigkeit [mm/s]</b>	<b>Beölung</b>	<b>Externe Stromstärke [mA]</b>
1.2379	EN AW 5083	50	nein	1 - 50
1.2379	1.4301	50	nein	1 -100

Die werkzeugseitigen Prozessparameter bleiben indes über alle Versuche konstant. So betragen der Stempeldurchmesser 37 mm und der Matrizendurchmesser 39,6 mm, was einem Ziehspalt von 1,3 mm entspricht. Da ein zu großer Ziehspalt die Faltenbildung fördert und ein zu kleiner zu einem überlagerten Streckziehprozess führt, richtet sich der Ziehspalt nach dem Empfehlungsbereich der Literatur von 1,2 mm und 1,35 mm für die vorliegende Blechdicke (Hoffmann et al., 2012, S. 448, Lange, 1990, S. 328). Die Radien des Stempels beziehungsweise der Ziehmatrize richten sich mit 4 mm respektive 3,5 mm ebenfalls nach den Vorgaben der Literatur (Oehler, 1938, S. 75f.). Der über Gasdruckfedern justierbare Niederhalterdruck klemmt das Blech mit einer Flächenpressung von 0,75 MPa im Falle von Aluminium und 1,5 MPa beim austenitischen Edelstahl.

### **7.3 Bewertung der Adhäsionsmenge**

Eine Bewertung der Menge an Kaltaufschweißungen erfolgt an den Mantelflächen des Schneidstempels in Modul 3 sowie am Ziehradius in Modul 4 durch das in Abschnitt 4.2.1 beschriebene Laserkonfokalmikroskop. Das Vorgehen wird im Folgenden beispielhaft anhand einer Stempelmantelfläche beschrieben.

Zur Sicherung der Statistik und zur Einbeziehung möglicher radialer Unterschiede im Schneidspalt werden an jedem Stempel je drei über den Umfang verteilte Flächen mit einem Abmaß von 1300 µm x 8000 µm mit dem Laser aufgenommen und die daraus entstehende Punktwolke mit der Analysesoftware Multi-File-Analyzer der Firma Keyence Corp. aufbereitet. Die aufgenommene Ausgangsfläche (Abbildung 7-1 a und b) wird zunächst über die nicht am Prozess beteiligten Bereiche ausgerichtet, wodurch die gekrümmte Stempelmantelfläche auf eine ebene Fläche projiziert wird, auf welcher die Kaltaufschweißungen als Erhebungen erkennbar sind (Abbildung 7-1 c). Durch die

anschließende Anpassung der Höhenskala (Abbildung 7-1 d), welche über alle Versuche identisch ist, wird die qualitative Vergleichbarkeit der Oberflächentopographien ermöglicht.

Um die Adhäsionsmengen auch quantitativ vergleichen zu können, wird aus den aufgenommenen Oberflächentopographien die mittlere Adhäsionshöhe (*MAH*) ermittelt. Dieser Wert spiegelt die Schichthöhe wider, die sich bei einer homogenen Verteilung aller auf der in den Blechwerkstoff eintauchenden Stempelmantelfläche befindlichen Adhäsionen ergeben würde. Hierfür wird eine Referenzfläche von 1250  $\mu\text{m}$  entlang der Schneidkante und 6000  $\mu\text{m}$  quer dazu gewählt, auf der das Volumen der anhaftenden Kaltaufschweißungen ermittelt wird. Um darüber hinaus den Einfluss eventuell vorhandener Abweichungen der Oberflächenrauheit zu berücksichtigen wird auch an dem nicht mit dem Blechwerkstoff in Berührung gekommenen Flächen eine Volumenmessung durchgeführt. Diese erfolgt auf Basis einer Fläche von 1250  $\mu\text{m}$  Länge und 1000  $\mu\text{m}$  Breite. Die beiden Referenzflächen sind in Abbildung 7-1 e) dargestellt. Die mittlere Adhäsionshöhe kann anschließend anhand von Formel 7-1 berechnet werden:

$$MAH = \frac{V_{\text{Adhäsion}}}{A_{\text{Ref,A}}} - \frac{V_{\text{Rauigkeit}}}{A_{\text{Ref,R}}} \quad \text{Formel 7-1}$$

mit

<i>MAH</i>	Mittlere Adhäsionshöhe	[ $\mu\text{m}$ ]
$A_{\text{Ref,A}}$	Referenzfläche zur Ermittlung des Adhäsionsvolumens	[ $\mu\text{m}^2$ ]
$V_{\text{Adhäsion}}$	Volumen der entstandenen Adhäsionen	[ $\mu\text{m}^3$ ]
$A_{\text{Ref,R}}$	Referenzfläche zur Ermittlung des Rauigkeitsvolumens	[ $\mu\text{m}^2$ ]
$V_{\text{Rauigkeit}}$	Volumen der Oberflächenrauigkeiten	[ $\mu\text{m}^3$ ]

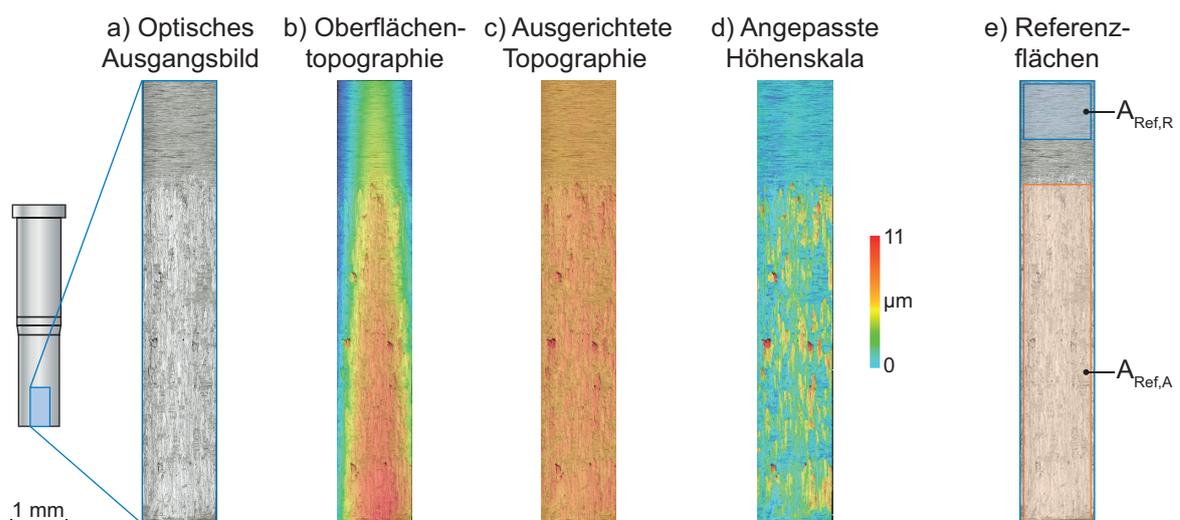


Abbildung 7-1: Vorgehen bei der qualitativen und quantitativen Analyse der Kaltaufschweißungen am Beispiel der Stempelmantelfläche

## 8 Versuchsergebnisse

Die Darlegung der Versuchsergebnisse untergliedert sich in die Bereiche thermoelektrische Charakterisierung, Messung der Temperatur und der Thermoströme unter variierten Prozessparametern sowie Untersuchung Auswirkungen der Beeinflussung thermoelektrischer Ströme auf die Adhäsionsentstehung. Abschließend werden aus den erarbeiteten Erkenntnissen Wirkzusammenhänge abgeleitet und diese auf Übertragbarkeit geprüft.

### 8.1 Thermoelektrische Charakterisierung

Die im Rahmen von Modul 1.2 ermittelten Thermospannungskurven und Seebeck-Koeffizienten dienen als Basis der Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements sowie der Untersuchung der Auswirkungen des thermoelektrischen Werkstoffverhaltens auf die entstehenden Thermoströme und die Adhäsionsentstehung beim Scherschneiden.

#### 8.1.1 Verifizierung der thermoelektrischen Charakterisierung

Abbildung 8-1 a) zeigt den experimentell ermittelten Thermospannungsverlauf des Thermopaars im Vergleich mit der Normspannungsreihe bezogen auf die Temperatur. Der Thermospannungsverlauf stellt hierbei die Differenz der jeweils aus zehn Messungen gemittelten Einzelkurven der Schenkelwerkstoffe relativ zu Platin dar.

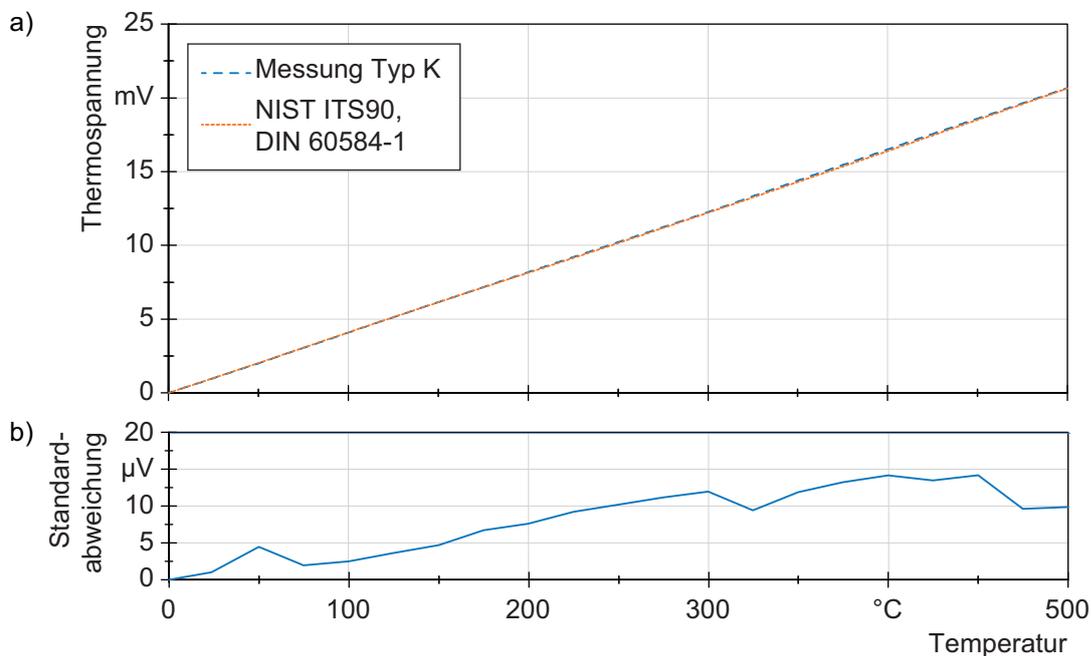


Abbildung 8-1: a) Vergleich der experimentell ermittelten Thermospannung einer Typ-K-Paarung mit den Normwerten und b) Standardabweichung des Mittelwerts der gemessenen Thermospannung

Es ist zu erkennen, dass sich über den gesamten Temperaturbereich von 0 °C bis 500 °C eine sehr gute Übereinstimmung der Messwerte mit der Normspannungsreihe ergibt und die

Verläufe annähernd deckungsgleich sind. Abbildung 8-1 b) zeigt die Standardabweichung des Mittelwerts der gemessenen Thermospannungswerte. Dieser Kennwert ist ein Maß für die Streubreite eines Merkmals um dessen Mittelwert. So befinden sich über 65 % aller Messwerte maximal eine Standardabweichung vom Mittelwert entfernt. Die geringen Werte, mit einem Maximum von  $14 \mu\text{V}$ , bedeuten demnach, dass die Ausprägung statistischer Messfehler aufgrund zufälliger Ereignisse vernachlässigbar gering ist.

Bei jeder Messung ergibt sich dennoch ein systematischer Fehler, dessen Ursache vor allem in den Messabweichungen der kalibrierten Messgeräte und Sensoren begründet liegt. Diese Fehlerart ist reproduzierbar und über alle Messungen konstant. Dementsprechend kann bei der Berechnung der Kalibrierkurve diese Abweichung berücksichtigt und korrigiert werden. Für die thermoelektrische Charakterisierung und zur Abschätzung der im Werkzeug entstehenden Thermoströme, ist ein systematischer Fehler dieser Größenordnung vernachlässigbar. Dennoch wird er in der Auswerteroutine berücksichtigt. Zur Bestimmung der systematischen Messwertabweichung wird die Differenz zwischen dem Mittelwert der experimentell ermittelten Werten und der als wahr angenommenen Normspannungswerten gebildet (Bernhard, 2014, S. 64). Die sich bei dieser Validierung der thermoelektrischen Charakterisierung ergebende Kennlinie ist in Abbildung 8-2 dargestellt. Sie weist aufgrund der Polynomapproximation der ermittelten Kurve einen welligen Verlauf auf. Insgesamt ist die Divergenz der beiden Kurven sehr gering. Die größte Messabweichung ergibt sich bei  $403 \text{ }^\circ\text{C}$  und beträgt  $-111 \mu\text{V}$ , was einer relativen Abweichung von  $0,7 \%$  entspricht.

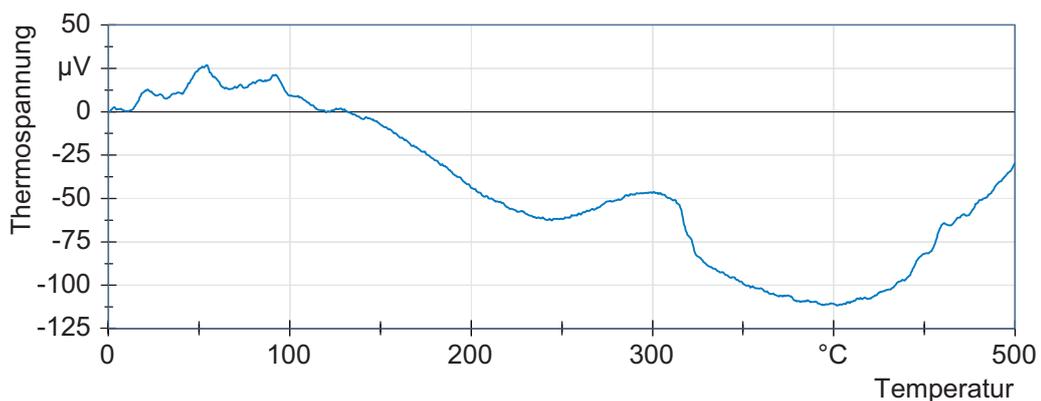


Abbildung 8-2: Absolute Abweichung der ermittelten Thermospannung von den Normwerten

### 8.1.2 Thermoelektrische Charakterisierung der Versuchswerkstoffe

Die beim Scherschneiden und Umformen entstehenden Thermoströme hängen in entscheidendem Maße vom thermoelektrischen Verhalten der im Eingriff stehenden Werkstoffe ab. Da hier die Differenz der beiden Thermospannungen beziehungsweise Seebeck-Koeffizienten sowohl die Richtung als auch die Höhe des fließenden Thermoströms bestimmt, ist eine gesonderte Betrachtung der Werkzeug- und Blechwerkstoffe nötig. Im Folgenden

werden zunächst die einzelnen Thermospannungskurven relativ zu Platin dargestellt. Im Anschluss werden dann die sich aus bestimmten Werkstoffpaarungen ergebenden Thermospannungsverläufe betrachtet.

### **Blechwerkstoffe**

Der Blechwerkstoff wird beim Scherschneiden und Umformen sowohl elastisch als auch plastisch verformt, was sich auf seinen Seebeck-Koeffizienten auswirkt. Gerade bei der Temperaturmessung bestimmt jedoch die Genauigkeit des ermittelten thermoelektrischen Verhaltens die Qualität des Messergebnisses. Nach Demmel et al. (2013) bewirken hohe Umformgrade, wie sie beim Scherschneiden entstehen, bei Stahllegierungen über 200 °C eine sichtbare Änderung des Seebeck-Koeffizienten. Diese wirkt sich jedoch erst bei Temperaturen weit über 200 °C merklich aus, weswegen sie in dieser Untersuchung vernachlässigt werden und alle Blechwerkstoffe im Anlieferungszustand charakterisiert wurden.

Als Blechwerkstoffe kamen sowohl der austenitische Edelstahl 1.4301 als auch die Aluminiumlegierung EN AW 5083 zum Einsatz. Während beide vergleichbar zur Bildung von Adhäsionen an den Werkzeugaktivelementen neigen, unterscheiden sie sich deutlich in ihren mechanischen Eigenschaften und der chemischen Zusammensetzung. Dennoch weisen sie ein vergleichbares thermoelektrisches Verhalten auf. Abbildung 8-3 a) zeigt die monoton steigenden Thermospannungsverläufe beider Werkstoffe in Abhängigkeit der Temperatur.

Obwohl beide Werkstoffe unterschiedliche chemische Zusammensetzungen aufweisen, ist die Übereinstimmung ihres thermoelektrischen Verhaltens auf die chemische Zusammensetzung zurückzuführen. Während die Aluminiumlegierung zu über 93 % aus Aluminium mit 5 % Magnesium besteht, ist das Zusammenwirken der einzelnen Legierungsbestandteile, trotz des hohen Eisenanteils von etwa 70 %, im 1.4301 komplexer. In diesem Zusammenhang seien vor allem die Legierungselemente Chrom, Nickel, und Silizium erwähnt, welche einen großen Einfluss auf den Seebeck-Koeffizienten einer Legierung zeigen. Während sich Chrom durch eine höhere werkstoffspezifische Thermospannung mit einem Maximum von 11,0 mV bei 500 °C auszeichnet, weist Nickel einen negativen Seebeck-Koeffizienten mit einer Thermospannung von -6,1 mV bei 500 °C auf. Silizium ist aufgrund seiner Halbleitereigenschaften in der Lage, in Abhängigkeit des Dotierungswerkstoffs sowohl negative als auch positive Seebeck-Koeffizienten zu generieren. Darüber hinaus liegt die typische Thermospannung von kristallinem Silizium bei 500 °C um den Faktor 100 höher verglichen mit den restlichen Legierungselementen, weswegen bereits kleine Änderungen im Bereich von 0,1 Gew.-% des Siliziumanteils zu sichtbaren Änderungen des Seebeck-Koeffizienten der Legierung führt (Tröber et al., 2022). Während Chrom den Seebeck-Koeffizienten von Eisen tendenziell erhöht, senken die Elemente Nickel und Silizium selbigen,

wodurch dieser letztendlich dem der Aluminiumlegierung gleicht. Auf diese Weise können sich auch Unterschiede in der chemischen Zusammensetzung einzelner Elemente durch etwa Chargenschwankungen gegenseitig abschwächen.

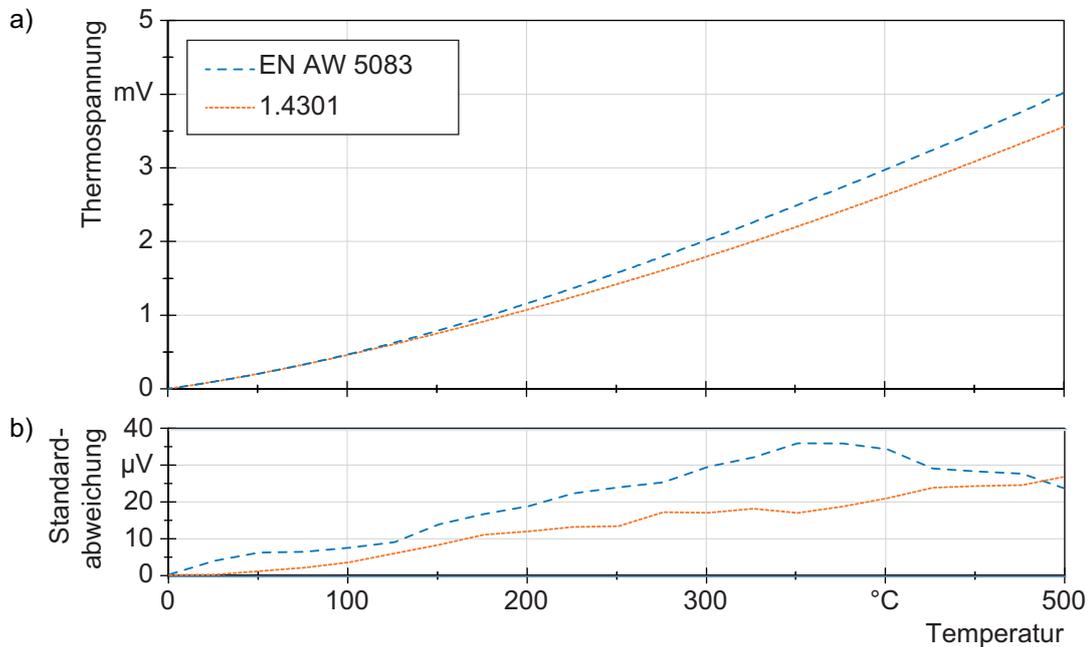


Abbildung 8-3: a) Thermospannungsverläufe der Blechwerkstoffe EN AW 5083 und 1.4301 relativ zu Platin; b) Standardabweichung der Thermospannung

Die Standardabweichungen beider Werkstoffe (Abbildung 8-3 b) sind geringfügig größer, verglichen mit der Messung des Typ K Thermoelements, was in erster Linie auf eine inhomogenere Gefügeausbildung hindeutet. Der Unterschied zwischen den Werkstoffen untereinander lässt sich auf die Wärmeleitfähigkeit zurückführen. So zeigen Proben mit einer hohen Wärmeleitfähigkeit aufgrund der thermischen Kopplung des im Eiswasser befindlichen Thermoelements tendenziell eine größere Streuung der Messwerte, welche jedoch im Vergleich zum eigentlichen Messwert immer noch gering ausfällt.

### Stempelwerkstoffe

Das Hartmetall CF-H40S sowie der Schnellarbeitsstahl 1.3343 stellten aufgrund der hohen Homogenität und den mechanischen Eigenschaften die zentralen Aktivelementwerkstoffe der Scherschneiduntersuchungen dar. Der Kaltarbeitsstahl 1.2379 kam beim Tiefziehen zur Anwendung. Um eine ausreichende Werkstoffhärte zu erlangen, wurden die beiden Stahllegierung vor dem Einsatz vergütet. Um den Einfluss des Härteprozesses auf die Seebeck-Koeffizienten zu bewerten, zeigt Abbildung 8-4 a) den relativen Thermospannungsverlauf des Schnellarbeitsstahl 1.3343 sowohl im weichgeglühten als auch gehärteten Zustand. Im Gegensatz dazu konnte beim Kaltarbeitsstahl kein Einfluss des Vergütungsprozesses festgestellt werden, weswegen die Thermospannung aus den Verläufen beider Zustände

gemittelt wurden. Beide Legierungen weisen wie die Blechwerkstoffe einen über den gesamten Temperaturbereich streng monoton steigenden Thermospannungsverlauf auf. Der Schnellarbeitsstahl ist sogar im weichgeglühten Zustand bis etwa 350 °C annähernd deckungsgleich mit dem Kaltarbeitsstahl. Der Vergütungsprozess senkt durch das veränderte Gefüge die Thermospannungskurve des Schnellarbeitsstahls bis zu 8 % bei 200 °C ab. Bei 500 °C überschneiden sich beide Verläufe wieder. Insgesamt betrachtet zeigen diese Werkstoffe vergleichbare Thermospannungsverläufe, obwohl sie bis auf einen hohen Anteil an Eisen kaum gleiche Legierungselemente besitzen. Während die Ausprägung beim Kaltarbeitsstahl auf den hohen Chromanteil zurückgeführt werden kann, sind dem Schnellarbeitsstahl neben dem geringeren Chromanteil mit Nickel und Cobalt zwei Elemente mit negativen Seebeck-Koeffizienten zulegiert. Dass die Thermospannung dennoch so hoch ist, kann auf das Legierungselement Molybdän zurückgeführt werden, dessen relative Thermospannung 10,5 mV bei 500 °C erreicht. Daneben weist das Element eine flach ansteigende Thermospannung mit einem progressiven Verlauf auf, was den Schnittpunkt erklärt. Die relativen Seebeck-Koeffizienten der hier genannten Legierungselemente in reiner Form sind in Kapitel 13.2 (Abbildung 13-4) graphisch gegenübergestellt.

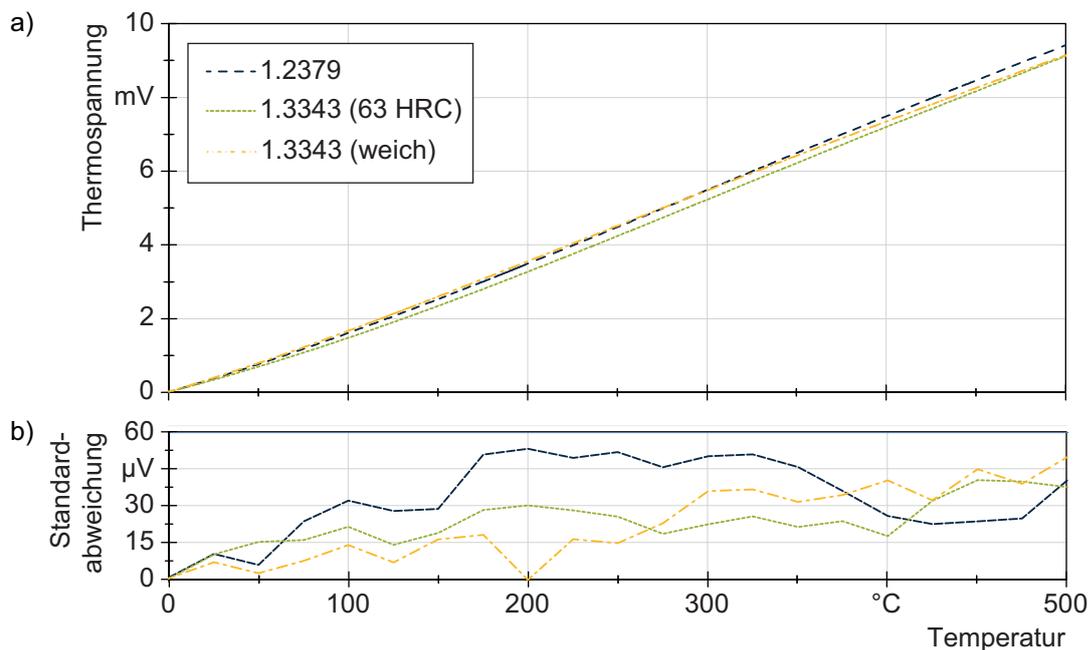


Abbildung 8-4: a) Thermospannungsverläufe der Werkzeugwerkstoffe 1.2379 und 1.3343 (weich und vergütet auf 64 HRC) relativ zu Platin; b) Standardabweichung der jeweiligen Thermospannung

Die Standardabweichungen der Messwerte (Abbildung 8-4 b) liegen im selben Bereich wie die Blechwerkstoffe. Lediglich der Kaltarbeitsstahl zeichnet sich durch eine höhere Standardabweichung aus, was auf die geringen Unterschiede von vergüteten und weichen Proben zurückgeführt werden kann.

Da sich im Verlaufe der Werkstoffcharakterisierungen zeigte, dass das thermoelektrische Verhalten der beiden Blechwerkstoffe sehr ähnlich ist, wurden zusätzlich zu den Werkzeugstahllegierungen Stempel aus dem austenitischen Edelstahl 1.4301 gefertigt. Obwohl dessen mechanischen Eigenschaften nur unzureichend für einen Einsatz als Stempelwerkstoff geeignet sind, ermöglichen die vergleichbaren Seebeck-Koeffizienten von Stempel und Blech, einen Scherschneidprozess praktisch ohne die Entstehung thermoelektrischer Ströme zu realisieren. Aufgrund des übereinstimmenden thermoelektrischen Verhaltens mit der Blechlegierung 1.4301 wird an dieser Stelle auf eine erneute Darstellung des Thermospannungsverlaufs verzichtet und auf Abbildung 8-3 verwiesen.

Verglichen mit den zuvor betrachteten Werkzeugwerkstoffen zeichnet sich das Hartmetall aufgrund seines hohen Cobalt-Gehalts durch ein gänzlich abweichendes thermoelektrisches Verhalten aus, wie Abbildung 8-5 a) zeigt. Cobalt besitzt wie Nickel einen negativen Seebeck-Koeffizienten und einen stetig fallenden Thermospannungsverlauf. Daneben benötigt dieser Werkstoff vor dem Einsatz im Scherschneidwerkzeug keine Wärmebehandlung, wodurch Messfehler aufgrund lokaler Gefügeänderungen durch oder Abweichungen vom Temperaturverlauf des Vergütungsprozesses ausgeschlossen werden können. Die durch den Herstellungsprozess bedingte hohe Homogenität dieses Werkstoffs äußert sich ebenfalls in einer geringen Standardabweichung der ermittelten Thermospannung (Abbildung 8-5 b).

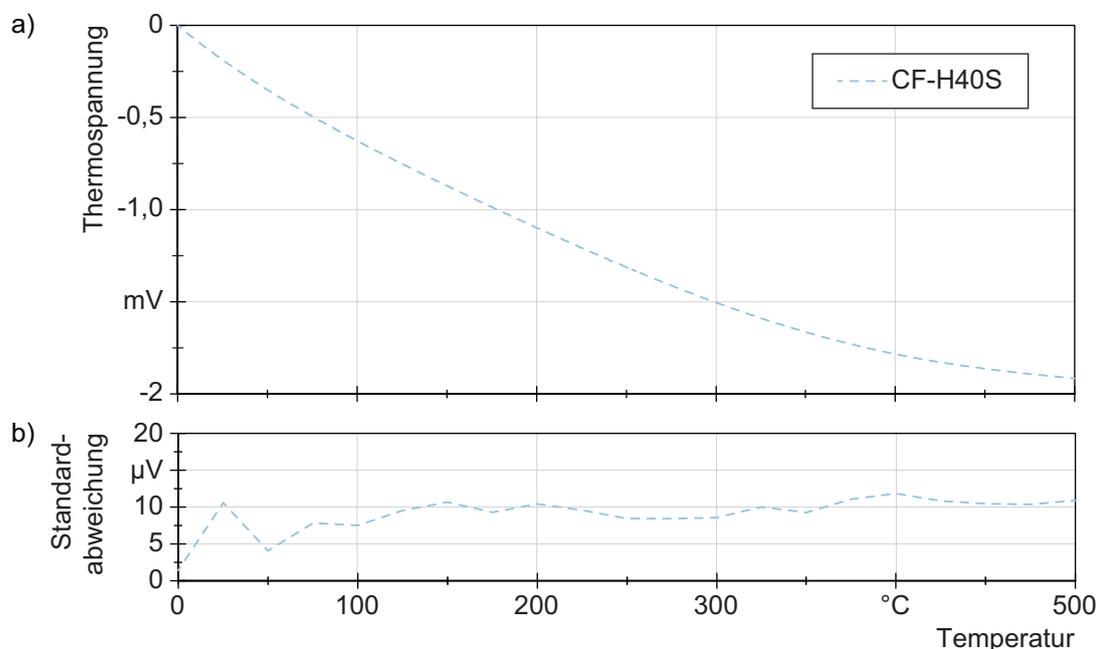


Abbildung 8-5: a) Thermospannungsverlauf des Hartmetalls CF-H40S relativ zu Platin;  
b) Standardabweichung der Thermospannung

### 8.1.3 Kalibrierkurve des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements

Die in Abbildung 8-6 dargestellten Kalibrierkurven wurden gemäß *Formel 6-1* durch Subtraktion der Thermospannungen des Werkzeugwerkstoffs und der jeweiligen Blechlegierung unter Berücksichtigung des systematischen Messfehlers berechnet. Sie stellen die Basis für die Umrechnung der durch das Werkzeug-Werkstück-Thermoelement ermittelten thermoelektrischen Spannung in eine Temperatur dar.

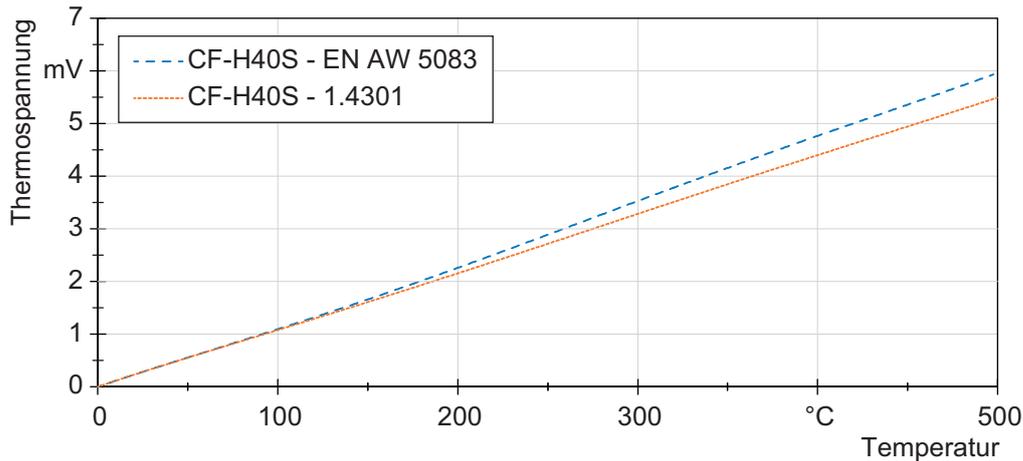


Abbildung 8-6: Kalibrierkurven des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements

Um die Präzision der ermittelten Temperaturen einschätzen zu können, wurde eine statistische Messabweichung des gesamten Temperaturmesssystems ermittelt. Basierend auf den Berechnungen von Demmel (2014, S. 85–88) wurden auch für diesen Messaufbau die erweiterten Messunsicherheiten berechnet. Sie beschreibt ein temperaturabhängiges symmetrisches Werteintervall um die gemessene Temperatur, in welchem ein Messwert mit 95-prozentiger Wahrscheinlichkeit auftritt. In die Ermittlung der Messabweichung fließen die Messabweichungen aller Sensoren sowie statistische Parameter wie die Standardabweichung der einzelnen Thermospannungen bezüglich Platin ein. Abbildung 8-7 zeigt die blechwerkstoffabhängige Messunsicherheit des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements.

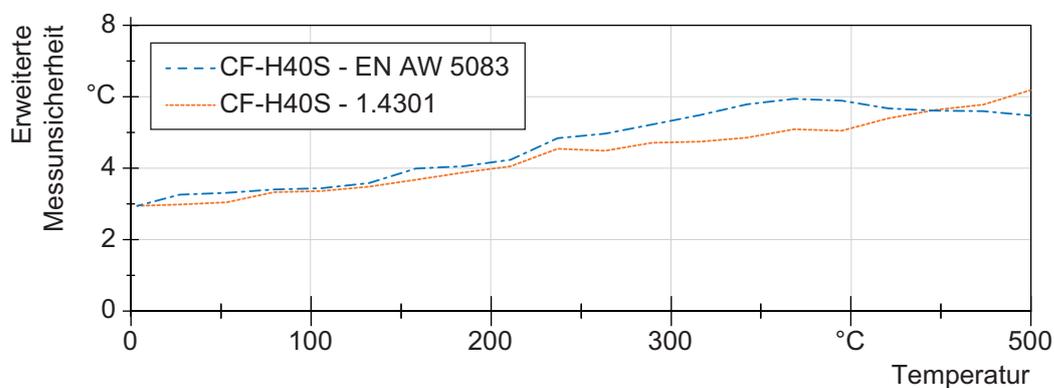


Abbildung 8-7: Erweiterte Messunsicherheit des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements

## 8.2 Temperatur- und Thermostromverlauf beim Scherschneiden

Der Scherschneidprozess ist charakterisiert durch schnell ansteigende Temperaturen in der Kontaktzone von Stempel und Blech sowie einer sich dynamisch ändernden Kontaktsituation. Um den grundlegenden Zusammenhang zwischen Temperatur und Thermostromen beim Scherschneiden zu klären, ist die Kenntnis der Temperaturen Voraussetzung. Aus diesem Grund wird im Rahmen von Modul 3 zunächst der charakteristische Verlauf der Temperatur in der Kontaktzone von Stempel und Blech dargestellt und im Anschluss mit dem Thermostromverlauf verglichen.

### 8.2.1 Charakteristik des Temperaturverlaufs

Die Höhe sowie der Verlauf der Temperatur wird in entscheidendem Maße von den Prozessparametern und dem verwendeten Blechwerkstoff bestimmt. Dennoch weisen alle Temperaturverläufe einen für den Scherschneidprozess charakteristischen Verlauf auf. Unter Berücksichtigung der in Kapitel 2.1.2 beschriebenen Phasen wird dieser im Folgenden anhand eines exemplarischen Temperatur- und dem dazugehörigen Schneidkraftverlauf dargelegt. Abbildung 8-8 zeigt diese während des Schneidens des 4 mm Edelstahlblechs bezogen auf den Stempelweg. Während negative Werte des letzteren für eine Stempelbewegung zum unteren Umkehrpunkt (0 mm Stempelweg) stehen, deuten positive Werte eine Umkehr der Bewegungsrichtung an. Die Versuche wurden mit einer Stempelauftreffgeschwindigkeit von 50 mm/s und einem relativen Schneidspalt von 1 % der Blechdicke durchgeführt. Die absolute Temperatur wurde unter Verwendung der zuvor berechneten Kalibrierkurven für die Kombination aus dem Stempelwerkstoff CF-H40S und der Blechlegierung 1.4301 (Abbildung 8-6) aus dem aufgezeichneten Thermospannungssignal abgeleitet.

Phase 1 beginnt mit dem Klemmen des Blechwerkstoffs durch den Niederhalter. Zu diesem Zeitpunkt ist keine Änderung der Stempelkraft erkennbar, da die dazu aufgebrachte Kraft nicht im Kraftfluss der Kraftunterlegscheibe angreift. Das starke Rauschen des Signals ist auf den offenen Kontakt zwischen Stempel und Blech zurückzuführen. Dadurch entsteht ein offener Stromkreis, welcher zusammen mit den hochohmigen Kontakten des Messverstärkers einer Antenne gleicht. Folglich streut elektromagnetische Strahlung aus dem Werkzeugmaschinenumfeld ein, was zu einem willkürlichen Messsignal führt und keine realen Temperaturwerte widerspiegelt. Aus diesem Grund wird das Rauschen vor und nach dem Kontakt von Stempel und Blech in den folgenden Darstellungen nicht mehr abgebildet, sondern durch einen schematischen Verlauf ersetzt.

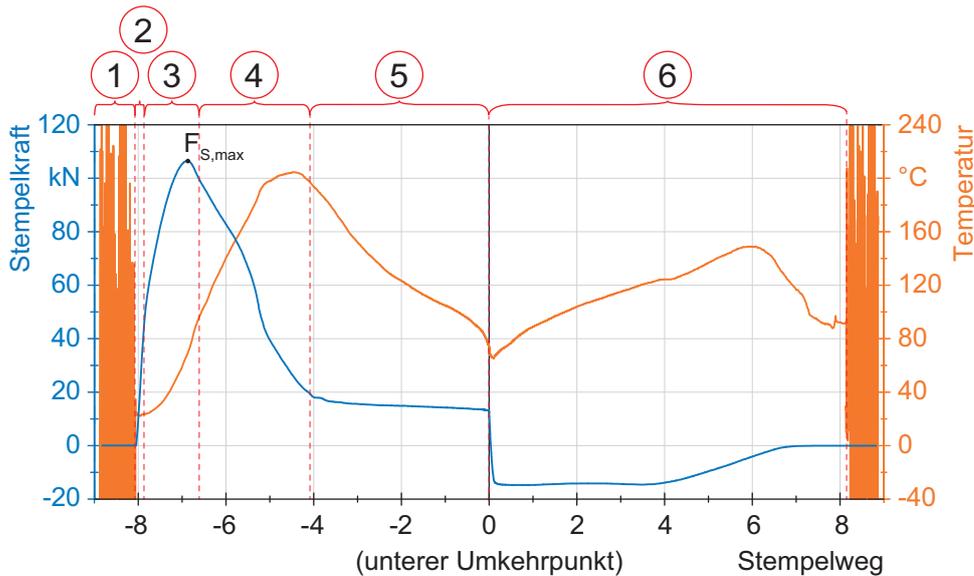


Abbildung 8-8: Stempelkraft- und Blitztemperaturverlauf beim Scherschneiden des Blechwerkstoffs 1.4301 mit 4 mm Dicke bezogen auf den Stempelweg (Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Mit dem Kontakt von Stempel und Blech zu Beginn von Phase 2 entsteht ein reales Temperatursignal, welches mit 22 °C der Umgebungstemperatur im Werkzeug entspricht. Während der elastischen Verformung des Blechwerkstoffs kann bereits ein geringer Temperaturanstieg beobachtet werden. Dieser entsteht durch Einebnung von Oberflächenrauigkeiten, da die mit dem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement ermittelten Temperaturen den Oberflächentemperaturen der Kontaktstelle entsprechen. So äußert sich die plastische Verformung einzelner mikroskopischer Mikrokontakte in einem Anstieg der Temperatur. Eine bleibende makroskopische Änderung der Blechwerkstoffgeometrie bedingen diese Vorgänge jedoch noch nicht.

Nach dem Übergang von elastischer zu plastischer Verformung steigt die Temperatur progressiv, während die plastische Verformung des Blechwerkstoffs zu einem degressiven Verlauf der Schneidkraft führt. In dieser Phase bilden sich Kanteneinzug sowie Glattschnitt am Stanzgitter aus. Die dabei geleistete Arbeit, welche der Fläche und dem Schneidkraft-Weg-Verlauf entspricht, dissipiert annähernd vollständig in Wärme. Verstärkt wird der Wärmeeintrag durch die kontinuierliche Verkleinerung der Scherzone mit fortschreitender Stempelbewegung. So konzentriert sich der Wärmeeintrag aufgrund der abnehmenden Werkstoffdicke auf ein immer kleiner werdendes Volumen.

Kurz nach Überschreiten des Schneidkraftmaximums  $F_{S,max}$ , sinkt die Stempelkraft wieder ab. Zeitgleich flacht die Steigung der Temperatur ab. Im Anschluss steigt die Temperatur annähernd linear an, bis sich makroskopische Risse im Blechwerkstoff ausbreiten. Das Temperaturmaximum erscheint kurz vor der endgültigen Werkstofftrennung mit Erreichen der

maximalen Glattschnitthöhe, welche in diesem Fall annähernd der Blechdicke entspricht. Die Abflachung der Temperaturkurve kann bei dieser Parameterkonfiguration auf einen über den Stempelumfang ungleichmäßigen Schneidspalt und die dadurch zeitlich versetzte Initiierung der Werkstofftrennung zurückgeführt werden. Da sich die Mikrorisse primär an Orten hoher Spannungen, wie Einschlüssen oder Korngrenzen bilden, wird dieses Verhalten durch die inhomogenen Werkstoffeigenschaften unterstützt. So bilden sich teilweise Ein- oder Abrisse in der Schnittfläche, wodurch keine plastische Arbeit mehr geleistet wird und der Wärmeeintrag in den Werkstoff sinkt.

Mit der kompletten Trennung des Blechwerkstoffs beginnt Phase 5, in der der Stempel weiter in die Matrice eintaucht. Die zu diesem Zeitpunkt wirkenden Kräfte entstehen nicht mehr durch Umformung des Blechwerkstoffs, sondern resultieren aus der elastischen Rückfederung von Butzen und Stanzgitter. Die freiwerdenden elastischen Spannungen im Blechwerkstoff bewirken eine Verkleinerung des Stanzgitterloches sowie eine Vergrößerung des Butzen. Durch die Klemmung von Stempel und Butzen entstehen Reibkräfte, die in diesem Fall bis zu 18 % der maximalen Schneidkraft betragen und in dieser Phase die einzige Wärmequelle darstellen. Der reibinduzierte Wärmeeintrag wird durch eine plastische Verformung der Mikrokontakte primär am Blechwerkstoff hervorgerufen. Dessen Höhe wird über die Klemmkraft zwischen Stanzgitter und Stempel beziehungsweise Butzen und Matrizenkanal aber auch von der Gleitgeschwindigkeit bestimmt (Krause und Christ, 1976). Dementsprechend nimmt der Wärmeeintrag durch die Verlangsamung des Stößels vor dem unteren Umkehrpunkt kontinuierlich ab, wodurch der Wärmeausgleich mit dem umliegenden Werkstoffvolumen dominiert und die Temperatur sinkt. Daneben führt die hohe Eintauchtiefe des Stempels zu einer größer werdenden Anzahl an Berührungspunkten zwischen der neugebildeten erwärmten Blechoberfläche und den nicht am Schneidvorgang beteiligten Bereichen der Stempelmantelfläche. In der Folge wird den Mikrokontakten schneller die Wärme entzogen, was, trotz des gewichteten Mittels der Temperaturmessung über die Kontaktfläche, den Rückgang der Temperatur verstärkt.

Nach dem unteren Umkehrpunkt wird der Stempelkraftverlauf allein durch die Reibung zwischen dem Glattschnittbereich der Schnittfläche am Stanzgitter und der Stempelmantelfläche bestimmt. Mit der kontinuierlich ansteigenden Stempelgeschwindigkeit erhöht sich der Wärmeeintrag, was zu einem degressiven Anstieg der Temperatur führt, bis die Stempelstirnfläche und die Blechunterseite wieder auf einem Niveau liegen. Anschließend nimmt die Kontaktfläche zwischen Stempel und Blech kontinuierlich ab, was nicht nur in einer Abnahme der Rückzugskräfte, sondern auch in einem Abflachen der Temperaturkurve resultiert. Die maximale Temperatur tritt kurz vor dem Nullniveau des Kraftsignals auf. Ab

diesem Zeitpunkt überwiegt wieder der Temperatenausgleich. Abweichungen des Messsignals gegen Ende des Rückhubs entstehen aufgrund der sich dynamisch ändernden Kontaktsituation. Trotz des rauscharmen Temperatursignals müssen im Rückhub verschiedene Faktoren beachtet werden, die das Temperatursignal verfälschen können. So zeichnen sich die durch den Scherschneidprozess geschaffenen neuen Werkstoffoberflächen durch eine hohe Reaktivität aus. In der Folge kommt es während des Scherschneidprozesses sowohl zur Bildung einer Oxidschicht als auch Kaltaufschweißungen, also an den Aktivelementen anhaftender Blechwerkstoffpartikel. Während gerade letztere über einen signifikanten Einfluss auf die Reibkräfte die vorherrschende Temperatur erhöhen, weisen Oxidschichten einen im Vergleich zum Grundwerkstoff abweichenden Seebeck-Koeffizienten auf. Da sich diese Schicht zwischen Stempel und Blech befindet und dementsprechend ebenfalls einem aufgrund ihrer Dicke sehr geringen Temperaturgradienten unterliegt, könnten sie die ermittelten Temperaturen in einem gewissen Maße verfälschen. Adhäsionen auf der Stempelmantelfläche haben hingegen nach Dies (1955) keinerlei direkte Auswirkungen auf das Messsignal des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements. Geht der Kontakt zwischen Stempel und Blechwerkstoff am Ende dieser Phase endgültig verloren, endet auch das reale Temperatursignal.

### 8.2.2 Charakteristik des Thermostromverlaufs

In einem idealen kurzgeschlossenen Stromkreis, bestehend aus zwei unterschiedlichen Leitern, führt die thermoelektrische Spannung zu einem stationären Kreisstrom, dessen Höhe und Richtung auch von den Seebeck-Koeffizienten von Stempel und Blechwerkstoff sowie dem elektrischen Widerstand des Leiterkreises abhängt. Da es während des Scherschneidprozesses zu einer dynamischen Änderung der Kontaktsituation zwischen den beiden Leitern Stempel und Blech kommt, kann der Zusammenhang zwischen Temperatur und Seebeck-Koeffizient nicht ohne weiteres bestimmt werden. Darüber hinaus bewirken, wie bereits bei der Temperaturmessung angesprochen, Oxidschichten und Kaltaufschweißungen eine Änderung des Kontaktwiderstands.

Um jedoch die durch den Thermostrom hervorgerufenen elektrischen Phänomene und Wechselwirkungen in den Mikrokontakten in Bezug auf die Adhäsionsentstehung zu klären, erfolgt im Folgenden die Analyse des grundlegenden Thermostromverlaufs. Hierfür sind in Abbildung 8-9 Stempelkraft, Temperatur und Thermostrom bezogen auf den Stempelweg aufgetragen. Die exemplarischen Verläufe wurden beim Schneiden des Aluminiumblechs mit einer Dicke von 4 mm unter Verwendung eines Stempels aus dem Hartmetall CF-H40S, bei einer Auftreffgeschwindigkeit von 50 mm/s und einem relativen Schneidspalt von 1 % aufgenommen. Da die Thermostromrichtung in diesen Versuchsreihen noch keine Beachtung finden soll, weist der Thermostrom unabhängig von der Flussrichtung ein positives Vorzeichen

auf. Aufgrund der unterschiedlichen Messkonzepte wurden die Kurven in unterschiedlichen Scherschneidoperationen unter den identischen Parameterkonfigurationen ermittelt.

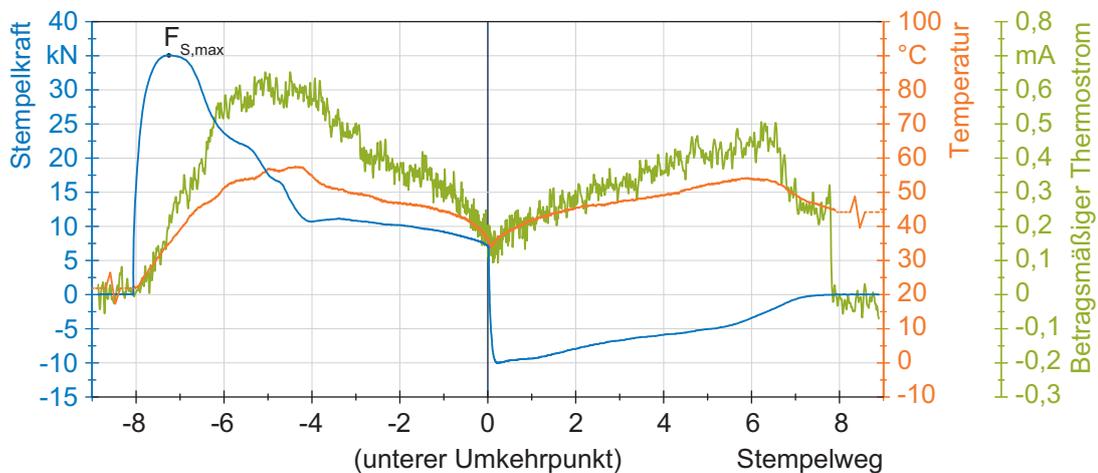


Abbildung 8-9: Verlauf der Stempelkraft, Blitztemperatur und des Thermostroms bezogen auf den Stempelweg (Stempelwerkstoff: CF-H40S; Blechwerkstoff: EN AW 5083; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Bei Betrachtung des Thermostromsignals fällt auf, dass diesem ein Rauschen überlagert ist, welches aufgrund der im Gegensatz zur Thermospannungsmessung nicht vorhandenen Filterung des Signals deutlich sichtbar ist. Dieses Rauschen ist zunächst auf die sich dynamisch ändernden Kontaktbedingungen und die miteinhergehenden Änderungen des elektrischen Widerstands des Messkreises zurückzuführen. Daneben verstärkt der geringe Wert des Thermostroms optisch die Intensität des Rauschens.

Trotz der im Vergleich zum Edelstahl-Blechwerkstoff (Abbildung 8-8) weitaus geringeren Stempelkraft und Temperatur ist der Verlauf der Blitztemperatur aufgrund identischer Prozessparameterkonfiguration qualitativ vergleichbar. So entsteht ein reales Temperatursignal mit dem Kontakt von Stempel- und Blechwerkstoff bei einer Umgebungstemperatur von 22 °C. Die Temperatur steigt direkt im Anschluss mit der Stempelkraft annähernd linear bis die Rissinitiierung nach dem Stempelkraftmaximum erfolgt. Danach weist die Temperatur einen degressiven Verlauf bis zu dessen Maximum bei -4 mm auf. Mit der Trennung des Blechwerkstoffs fällt die Temperatur bis zum unteren Umkehrpunkt stetig ab. Während der Rückhubphase steigt die Temperatur wiederum streng monoton an. Die höchste Temperatur dieser Phase tritt, vergleichbar mit dem Edelstahlblech, kurz vor dem Herausziehen des Stempels aus dem Blech auf. Anschließend fällt die Temperatur wieder ab.

Mit Blick auf den während des Scherschneidprozesses auftretenden Thermostrom zeigt sich, dass dieser einen im Vergleich zur Temperatur ähnlichen Verlauf aufweist. So ist zu Beginn des Prozesses kein Stromfluss messbar. Erst durch die Temperatur wird ein Stromfluss initiiert. Zu diesem Zeitpunkt steigt der Thermostrom annähernd linear an, bis die Temperatur bei -6 mm

ebenfalls abflacht. Übereinstimmend mit dem Temperatursignal nimmt auch der Thermostrom kurz vor dem Maximum einen degressiven Verlauf an und erreicht seine höchsten Werte zeitgleich mit der Temperatur. Hat der Strom sein Maximum erreicht, sinkt dieser im Vergleich zur Temperatur monoton aber etwas stärker bis zum unteren Umkehrpunkt. Der degressive Verlauf ist auch auf die Kontaktsituation und den zunehmenden Anteil kälterer Kontaktbereiche zurückzuführen, die der Dissipation entgegenwirken.

Im Rückhub weisen Temperatur und Thermostrom ebenfalls eine vergleichbare Charakteristik auf. So steigt der Thermostrom stetig bis zum Erreichen des Maximums, was mit dem der Temperatur übereinstimmt. Mit der Temperatur sinkt auch der Thermostrom ab, bis er durch das Öffnen des Messkreises mit dem vollständigen Herausziehen des Stempels wieder auf null abfällt. Werden beide Größen auf ihre maximalen Werte normiert, ist über den ganzen Scherschneidprozess ein annähernd identischer Verlauf zu erkennen.

### **8.3 Temperatur, Thermostrom und Adhäsionsentstehung beim Scherschneiden**

Nachdem der Verlauf der während des Scherschneidprozesses auftretenden thermoelektrischen Ströme geklärt werden konnte, wird im Folgenden der Einfluss verschiedener Prozessparameter auf den Thermostromverlauf und dessen Höhe analysiert (Modul 3.1). Hierfür werden in diesem Abschnitt die Prozessparameter Schneidspalt, Blechwerkstoff und Beölungszustand variiert. Die Versuche wurden ebenfalls auf dem in Abschnitt 6.1.4 beschriebenen Versuchswerkzeug durchgeführt. Eine Ermittlung der jeweils entstandenen Adhäsionsmenge an der Stempelantelfläche gibt dabei erste Hinweise über den Zusammenhang zwischen Thermostromen und Adhäsion. Im anschließenden Kapitel erfolgt eine Diskussion der Ursachen sowie ersten Folgerungen zu den Wirkzusammenhängen.

#### **8.3.1 Einfluss des Schneidspalts**

Einer der entscheidenden Prozessparameter beim Scherschneiden stellt der Schneidspalt dar. Diese Kenngröße beeinflusst nicht nur die Ausprägung der Schnittfläche, sondern auch den genauen Kraftverlauf sowie die geleistete Umformarbeit. Folglich wirkt sich eine Änderung dieser Größe auch auf die Temperaturen und den Thermostrom in der Kontaktzone zwischen Stempel und Blech, wie Abbildung 8-10 für einen Stempel aus 1.3343 und Abbildung 8-11 für CF-H40S beim Schneiden des Blechwerkstoffs EN AW 5083 mit 4 mm Dicke zeigt, aus. Auf diese Weise können für unterschiedliche Seebeck-Koeffizienten die Auswirkungen auf den Thermostrom untersucht werden. Die Verläufe sind in beiden Graphiken aus jeweils neun aufeinanderfolgenden Scherschneidprozessen gemittelt.

Im Falle der Aluminiumlegierung steigen alle Kraftkurven (Abbildung 8-10 a) simultan an. Der Einfluss des Schneidspalts macht sich ab 18 kN bemerkbar, wo der Kraftverlauf des größten

Schneidspalts im Gegensatz zu den anderen etwas abflacht. Das Kraftmaximum von 34 kN wird geringfügig später erreicht. Direkt im Anschluss fällt die Kraft steil ab und schwingt kurz nach. Aufgrund des großen Schneidspalts reicht die freiwerdende elastische Verformung nicht aus, den Stempel zu klemmen, weswegen bis zum Ende des Scherschneidprozesses keine messbare Kraft mehr auftritt. Der Schneidspalt von 1 % und 5 % weist hingegen mit 38 kN und 37 kN annähernd identische Stempelkraftmaxima auf. Bis dahin unterscheiden sich die beiden Verläufe nur geringfügig. Nach Überschreiten des Maximums fällt die Kraftkurve bei 5 % stärker ab und steigt bei -6,5 mm nochmals an, während der kleinste Schneidspalt zu einem kontinuierlichen Rückgang der Kraft mit zwei Wendepunkten führt. Kurz vor -4 mm erreicht die Stempelstirnfläche die Blechunterseite. Ab diesem Zeitpunkt resultieren die auftretenden Kräfte nur aus der Reibung zwischen Stempel und Stanzgitter respektive Butzen und Matrize. Die Kräfte im Falle des kleinsten Schneidspalts sind annähernd viermal so hoch wie bei 5 %, bei den Rückzugskräften kommt es zu einer 6,5-fachen Erhöhung.

Im Hinblick auf die Blitztemperatur (Abbildung 8-10 b) in der Kontaktzone von Stempel und Blech beeinflusst die in Abhängigkeit des jeweiligen Schneidspalts verrichtete Arbeit die entstehenden Temperaturen sowie deren Verlauf signifikant. Während bei 1 % eine Temperatur von 58,3 °C entsteht, sinkt das Maximum im Falle von 5 % auf 42,9 °C und auf 42,3 °C bei 10 %. Dabei weisen die beiden größeren Schneidspalte nicht nur ähnliche maximale Temperaturen auf, sondern erreichen dieses auch zur selben Zeit. Im Falle von 10 % Schneidspalt verliert der Stempel während des Prozesses den Kontakt zum Blechwerkstoff, weswegen nach dem Maximum kein reales Temperatursignal mehr existiert. Im Falle des mittleren Schneidspalts bleibt das Temperaturniveau nach dem Maximum bis zum Durchtauchen des Stempels durch den Blechwerkstoff auf dem gleichen Niveau. Erst danach fällt die Temperatur wieder ab. Im Rückhub steigt die Temperatur bei 5 % auf 30,1 °C, während 1 % Schneidspalt zu einem deutlich höheren Maximum von 53,8 °C führt.

Die Thermostromverläufe (Abbildung 8-10 c) weisen im Vergleich zur Temperatur wieder qualitativ ähnliche Verläufe auf. Im Falle von 1 % Schneidspalt ist die Übereinstimmung der beiden Verläufe am höchsten. Allerdings fällt der maximale Thermostrom von 0,56 mA während des eigentlichen Scherschneidprozesses im Rückhub mit 0,66 mA nochmal höher aus. Der mittlere Schneidspalt führt zu einem Maximum von 0,31 mA, was einer Reduzierung um 53 % entspricht. Im Rückhub beträgt die Reduzierung sogar bei 75 %. Der Thermostromverlauf im Falle von 10 % Schneidspalt weist eine Besonderheit auf, da dieser zu Beginn stark ansteigt, einen Peak-Wert von 0,49 mA annimmt und im Anschluss wieder abfällt. Danach sind die einzelnen Thermostromsignale von einer unterschiedlichen Schwingung überlagert, welche durch die Mittelung hier nicht mehr sichtbar ist.

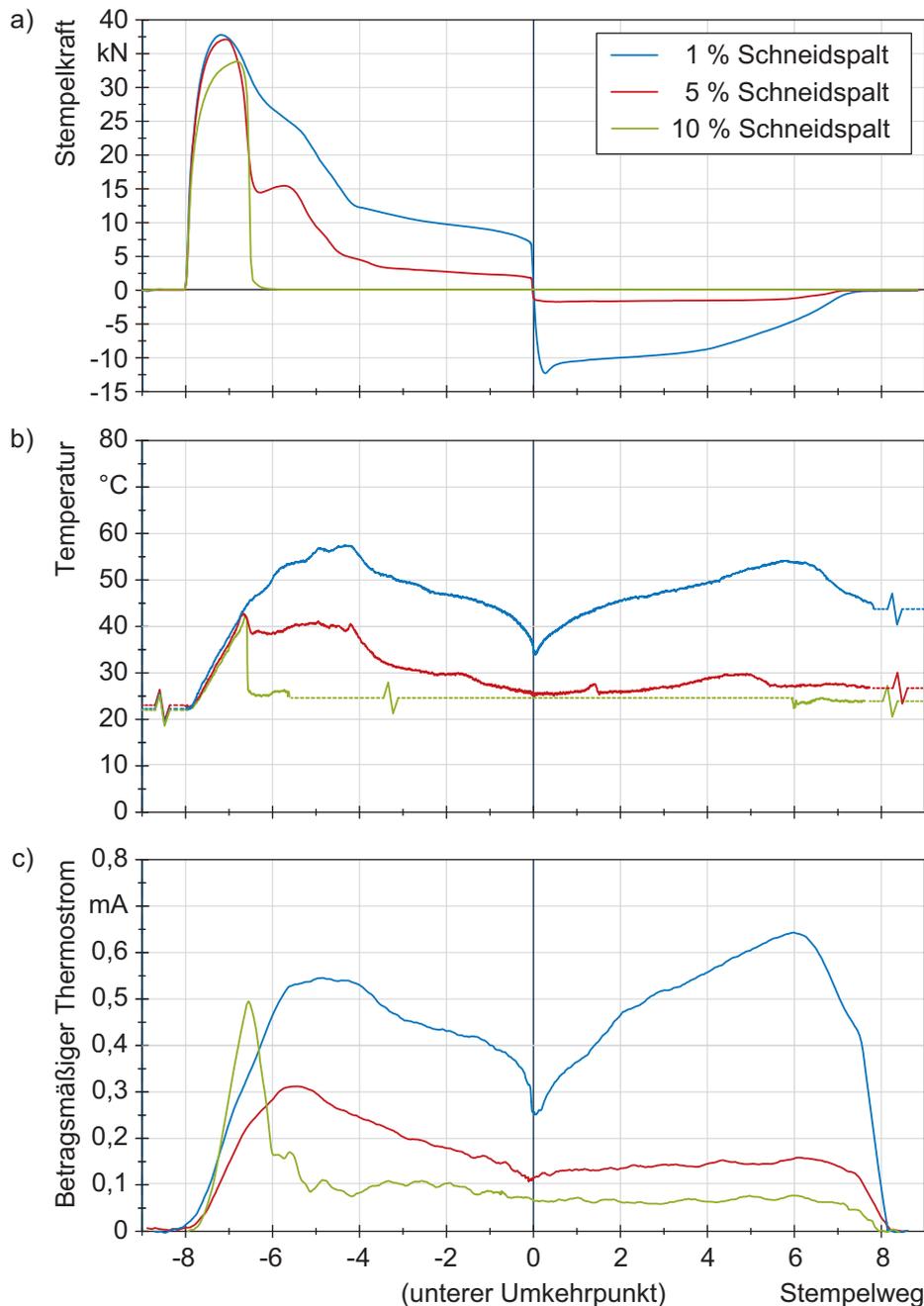


Abbildung 8-10: Verlauf der a) Stempelkraft, b) Blitztemperatur und c) des Thermostroms bezogen auf den Stempelweg in Abhängigkeit des Schneidspalts (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: EN AW 5083 mit 4 mm Dicke; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Um die Abhängigkeiten auch für andere Stempelwerkstoffe zu prüfen, wurden unter den gleichen Prozessparameter ein Stempel aus CF-H40S verwendet, dessen Verläufe in Abbildung 8-11 zu sehen sind. Die Temperaturverläufe sind aufgrund desselben Blechwerkstoffs als identisch anzunehmen. Ferner sind die Kraftverläufe (Abbildung 8-11 a) vergleichbar mit den in Abbildung 8-10 a) dargestellten Verläufen des 1.3343 Stempels. Die Thermostrome weisen ebenfalls eine qualitativ gleiche Ausprägung auf. So ist auch bei 10 %

Schneidspalt der Thermoström-Peak kurz vor der endgültigen Trennung des Blechwerkstoffs erkennbar. Lediglich seine Ausprägung fällt etwas geringer aus im Vergleich zum 1.3343 Stempel. Gleiches gilt für die Schwingung sowohl im Kraft- als auch im Thermoströmsignal.

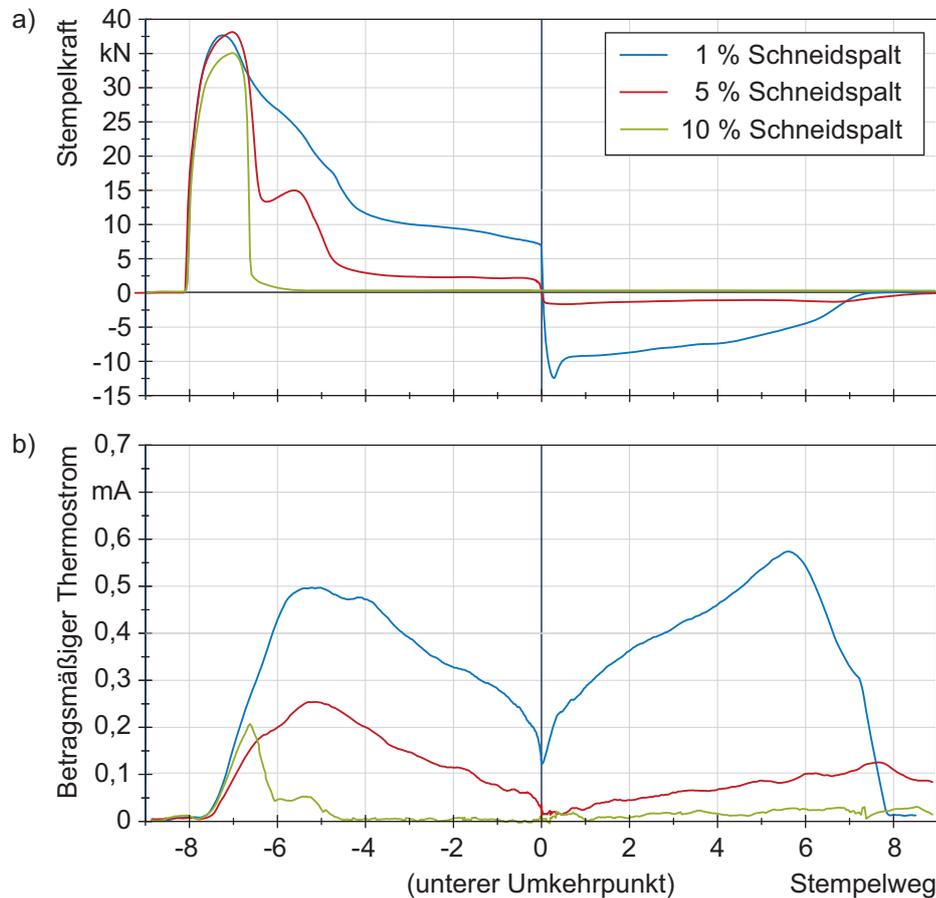


Abbildung 8-11: Verlauf der a) Stempelkraft, und b) des Thermoströms bezogen auf den Stempelweg in Abhängigkeit des Schneidspalts (Stempelwerkstoff: CF-H40S; Blechwerkstoff: EN AW 5083 mit 4 mm Dicke; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Lediglich die Maxima der Thermoströme, welche in diesem Fall unabhängig von der Richtung positiv aufgetragen wurden, unterscheiden sich aufgrund des unterschiedlichen Seebeck-Koeffizienten von 1.3343 und CF-H40S. Über den Einfluss des Seebeck-Koeffizienten, vor allem im Hinblick auf die Adhäsionsentstehung, wird in Abschnitt 8.5 explizit eingegangen. Die Auswirkungen der Schneidspaltvariation ist mit Ausnahme der Sonderfälle bei 10 % Schneidspalt vergleichbar. So nehmen die Thermoströmmaxima im eigentlichen Scherschneidprozess bei einer Vergrößerung des Schneidspalts von 1 % auf 5 % um 51 % im Falle von 1.3343 und um 54 % bei CF-H40S ab.

Im Rückhub belaufen sich die relativen Senkungen auf 20 % respektive 24 %. Da die maximalen Temperaturen indes nur um 20 % im Scherschneidprozess und 48 % im Rückhub abfallen, ist die Wirkung des Seebeck-Koeffizienten auf den Thermoström zu erkennen.

Aufgrund der mit kleiner werdenden Temperaturen sinkenden Differenz zwischen beiden Werkstoffen verstärkt der Rückgang des Thermostroms dieses Verhalten.

Neben der auftretenden Temperatur und den Thermoströmen wirken sich die Prozessparameter signifikant auf die Adhäsionsmenge aus, wie Abbildung 8-12 a) bestätigt. Bei Betrachtung der mittleren Adhäsionshöhe fällt auf, dass die Menge an Adhäsionen, genau wie Temperatur und Thermostrom, tendenziell mit größer werdenden Schneidspalt sinken. Während 1.3343 bei 1 % Schneidspalt eine mittlere Adhäsionshöhe von 1,5  $\mu\text{m}$  aufweist, reduziert sich diese um 13 % auf 1,3  $\mu\text{m}$  bei 5 % und um 64 % auf 0,5  $\mu\text{m}$  bei 10 %.

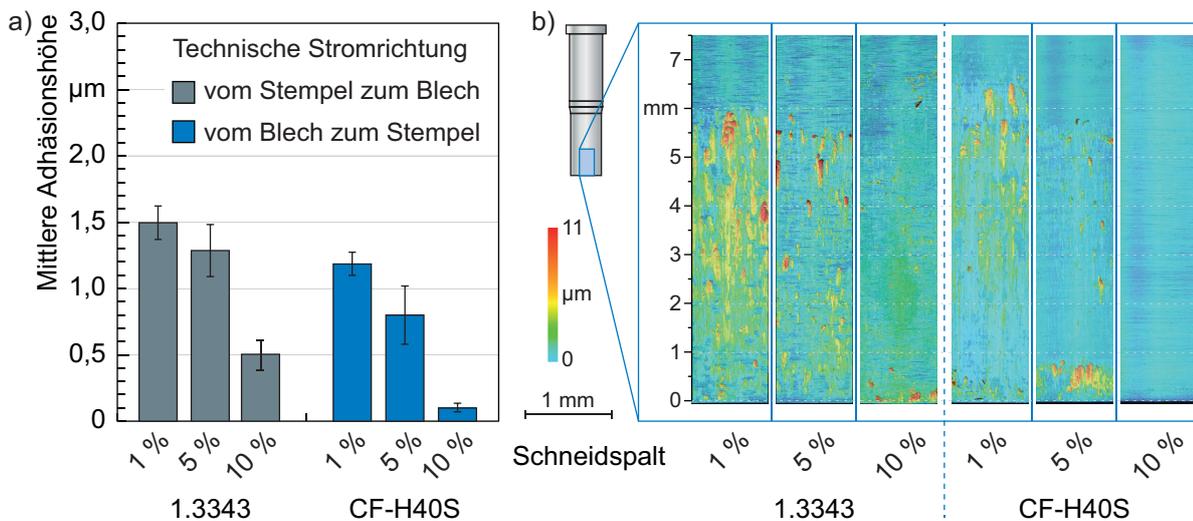


Abbildung 8-12: a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) Topographie der Stempelmantelfläche in Abhängigkeit des Schneidspalts für die Stempelwerkstoffe 1.3343 und CF-H40S (Blechwerkstoff: EN AW 5083; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Die Oberflächentopographien aus Abbildung 8-12 b) bestätigen diesen Trend. Während ein kleiner Schneidspalt zu einer großen Menge an Adhäsionen über die gesamte Fläche führt, sinkt die Menge mit größer werdendem Schneidspalt deutlich. Auffällig ist die hohe Menge an Kaltaufschweißungen, welche sich bei 10 % Schneidspalt am 1.3343 Stempel in der Nähe der Schneidkante befinden. Im Vergleich zum CF-H40S, bei dem der Strompeak nicht so ausgeprägt ist, sind diese Adhäsionen nicht zu erkennen. Allerdings weist das Hartmetall nicht nur insgesamt eine geringere Menge an Kaltaufschweißungen auf, sondern auch die Ausprägung der Adhäsionen auf der Stempelmantelfläche ist eher flacher.

### 8.3.2 Einfluss des Blechwerkstoffs

Die Auswirkungen der Blechwerkstoffeigenschaften auf Temperatur und Thermostrom sind in Abbildung 8-13 zu erkennen. Sie zeigt die jeweiligen Maximalwerte sowohl während der Scherschneidoperation als auch im Rückhub für den Edelstahl-Blechwerkstoff 1.4301 und die Aluminiumlegierung EN AW 5083 mit einer Dicke von je 4 mm in Kombination mit dem

Stempelwerkstoff 1.3343. Über alle Versuche wurde ein relativer Schneidspalt von 1 % und eine Stempelauftrittsgeschwindigkeit von 50 mm/s gewählt.

Bezüglich der entstehenden Temperaturen ergibt sich ein signifikanter Unterschied zwischen den beiden Blechwerkstoffen. Während im Falle des Aluminiumblechs im eigentlichen Scherschneidprozess eine maximale Temperatur von 58,3 °C entsteht, steigt diese im Rückhub geringfügig auf 59,6 °C an. Beim Schneiden des Edelstahl hingegen liegen die Werte mehr als dreimal so hoch. So ergibt sich eine maximale Temperatur von 213,0 °C und nach dem unteren Umkehrpunkt von 170,3 °C. Dementsprechend betragen die Temperaturmaxima des Aluminiums im Vergleich zum Edelstahl nur 27,4 % im Prozess und 35,0 % im Rückhub.

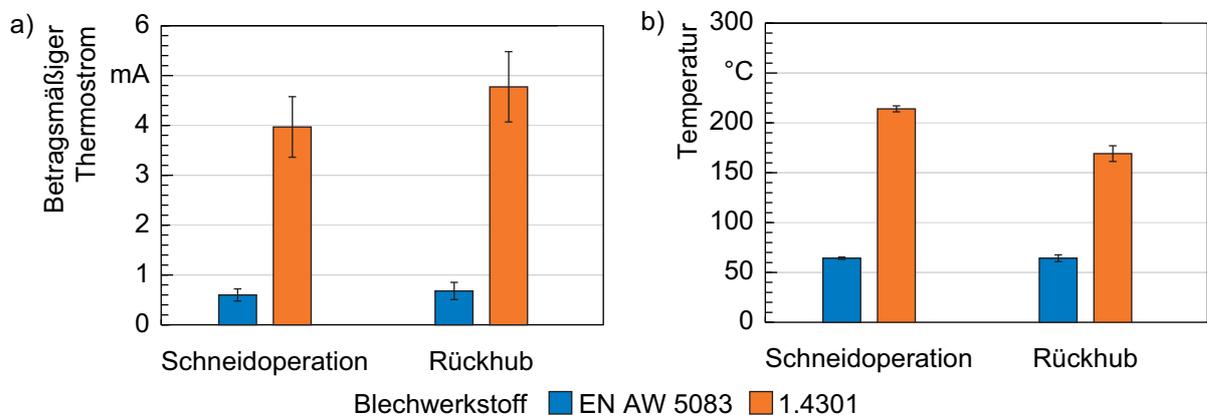


Abbildung 8-13: a) Maximale betragmäßige Thermostrome und b) Temperaturen während dem Scherschneiden der Blechwerkstoffe EN AW 5083 und 1.4301 mit einer Dicke von 4 mm (Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Im Hinblick auf den Thermostrom ist der Unterschied noch größer. Während hier das erste Maximum bei der Aluminiumlegierung 0,56 mA aufweist, steigt dieses auf 3,97 mA bei der Edelstahllegierung. Im Rückhub liegen die beiden Maxima bei 0,67 mA respektive 4,86 mA. Dies bedeutet, dass der Thermostrom im Rückhub beim Aluminium um 13,6 % und beim Edelstahl um 22,4 % verglichen mit dem eigentlichen Prozess steigt. Die Thermostrommaxima des Aluminiums betragen, trotz des geringeren werkstoffspezifischen elektrischen Widerstands, im Vergleich zu Edelstahl 14,9 % und 13,8 %, was niedriger als die Temperaturmaxima ist. Auffällig ist, dass beide Werkstoffe im Rückhub höchstens eine geringe Erhöhung der Temperatur, jedoch aber einen deutlich höheren Thermostrom aufweisen.

Abbildung 8-14 a) zeigt die mittlere Adhäsionshöhe nach neun aufeinanderfolgenden Scherschneidoperationen in den jeweiligen Blechwerkstoff. Entgegen der Thermostromhöhe weist Edelstahl eine mittlere Adhäsionshöhe von 0,66 µm auf, welche lediglich 44 % der 1,50 µm im Falle von EN AW 5083 beträgt. Das gleiche Bild spiegelt die exemplarische Oberflächentopographie (Abbildung 8-14 b) wider. Während der Aluminiumwerkstoff von der Schneidkante bis zu einer Höhe von 6 mm anhaftet, weist der Stempel bei der

Edelstahllegierung hauptsächlich Anhaftungen in einem Bereich zwischen 2 mm und 4,5 mm auf. Ansonsten können nur vereinzelt Adhäsionen beobachtet werden. Auch die Höhe einzelner Adhäsionen fällt bei der Aluminiumlegierung höher aus als beim Edelstahl.

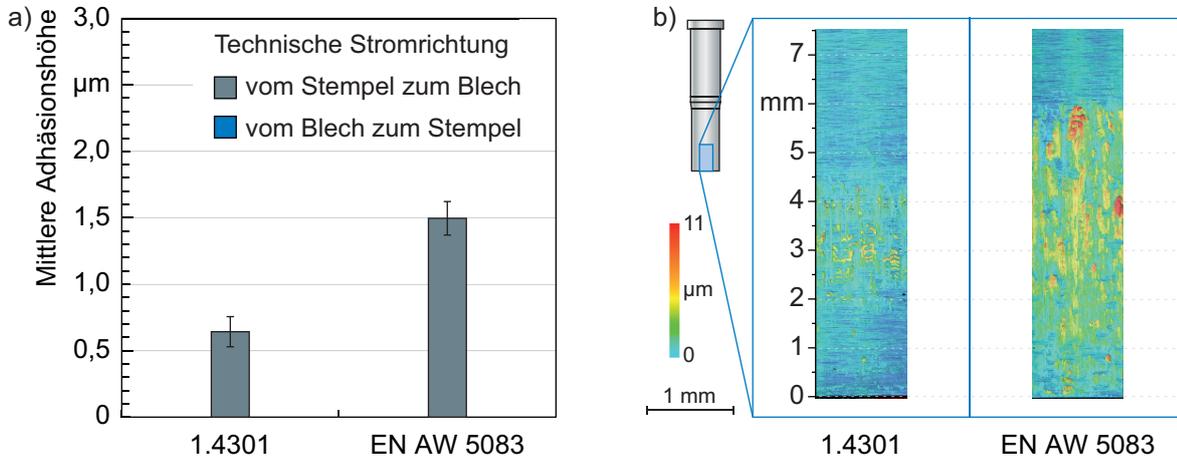


Abbildung 8-14: a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) Oberflächentopographie des jeweiligen Stempels aus 1.3343 beim Scherschneiden der Blechwerkstoffe EN AW 5083 und 1.4301 mit einer Dicke von 4 mm (Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

### 8.3.3 Einfluss der Beölung

Im industriellen Umfeld stellt die Bandbeölung eine der wichtigsten Strategien zur Verschleißreduzierung dar. Inwieweit sich diese auf den ermittelten Thermostrom sowie die Adhäsionsentstehung auswirkt, zeigt Abbildung 8-15. Über alle Versuche wurde der Stempelwerkstoff 1.3343 sowie der Blechwerkstoff EN AW 5083 mit einer Dicke von 4 mm verwendet. Um möglichst hohe Temperaturen und eine geringe Relativgeschwindigkeit zwischen Stempel und Blech zu erreichen, wurde der Schneidspalt auf 1 % und die Geschwindigkeit auf 50 mm/s festgelegt. Der Schmierstoffauftrag erfolgte mit einer Walze. Durch Wiegen mit der Feinwaage vor und nach dem Auftrag konnte die aufgetragene Schmierstoffmenge auf 20 g/m<sup>2</sup> bei AK 3080 und 23,5 g/m<sup>2</sup> bei ZO 3368 ermittelt werden.

Abbildung 8-15 a) zeigt den Mittelwert der über neun aufeinanderfolgende Scherschneidoperationen beobachteten Thermostrommaxima bis zum unteren Umkehrpunkt sowie dem Rückhub. Im Gegensatz zur Referenz im trockenen Zustand bewirkt der Schmierstoff eine Erhöhung der maximalen Thermostrome während des eigentlichen Schneidprozesses. Vor allem im Falle des Schmierstoffs AK 3080 kommt es zu einer annähernden Verdoppelung des maximalen Thermostroms. Im Rückhub führen beide Schmierstoffe zu einer Reduzierung des Thermostroms verglichen mit der Referenz. Im Gegensatz dazu entsprechen die Auswirkungen der Schmierstoffe im Hinblick auf die Adhäsionsentstehung den Erwartungen, wie Abbildung 8-15 b). So können im beölten Zustand

kaum Adhäsionen an der Stempelmantelfläche festgestellt werden, während die Referenz eine mittlere Adhäsionshöhe von 1,5  $\mu\text{m}$  aufweist.

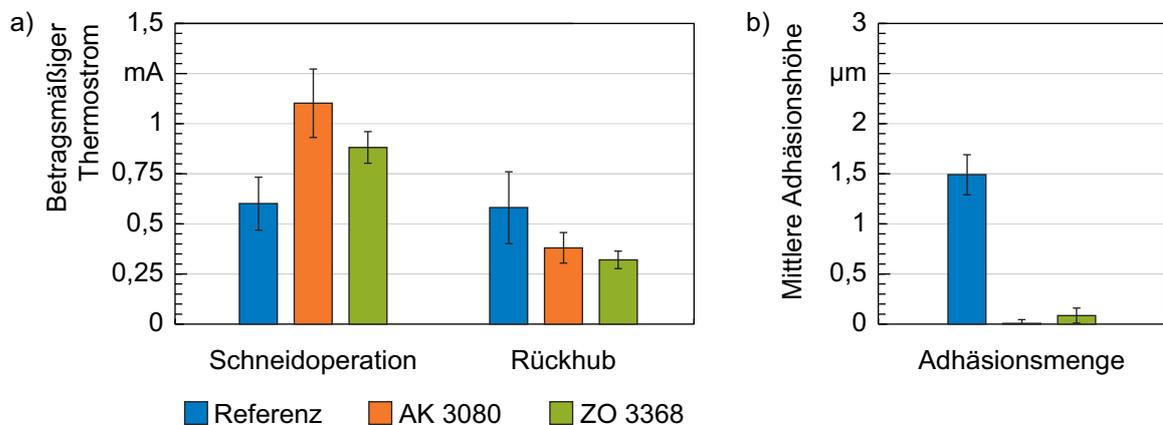


Abbildung 8-15: a) Betragmäßige Thermostrommaxima während des Scherschneidprozesses sowie b) die mittleren Adhäsionshöhen nach neun Schneidoperationen in Abhängigkeit des Beölungszustands (Blechwerkstoff: EN AW 5083 mit einer Dicke von 4 mm, Schneidspalt: 1 % und Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

#### 8.4 Diskussion des Einflusses der Prozessparameter auf Temperatur, Thermostrom und Adhäsionsentstehung

In diesem Kapitel werden die in Abschnitt 8.3 dargelegten Ergebnisse des Moduls 3.1 diskutiert sowie erste Wirkzusammenhänge abgeleitet.

##### 8.4.1 Schneidspalt

Als zentraler Prozessparameter des Scherschneidens beeinflusst der Schneidspalt signifikant die Ausprägung der Schnittfläche am Werkstück. So nimmt der Glattschnittanteil tendenziell mit größer werdendem Schneidspalt ab, wie Abbildung 8-16 anhand exemplarisch dargestellter Schnittflächen des Blechwerkstoffs EN AW 5083 geschnitten mit Stempeln aus 1.3343 und CF-H40S zeigt. Dieses grundsätzliche Verhalten lässt sich mit dem Spannungszustand in der Scherzone begründen. So werden mit kleiner werdendem Schneidspalt dem in der Scherzone vorherrschenden Spannungszustand zunehmend Druckspannungen überlagert, was das Formänderungsvermögen begünstigt (Timmerbeil, 1957, Hörmann, 2008, S. 128). Ursache hierfür ist die Wirkung der Druckspannungen, Mikrorisse zu schließen und ihre Ausbreitung zu hemmen, weswegen die Rissinitiierung verzögert wird und der Werkstoff länger plastisch verformt werden kann (Klocke, 2017, S. 35).

Neben diesem grundsätzlichen Zusammenhang weisen die Schnittflächen unterschiedliche Charakteristika auf. So bilden sich bei 1 % Schneidspalt partielle Ein- und Abrisse. Zwischen diesen Bereichen kommt es zur Bildung von Sekundärglattschnitt. Auch 5 % Schneidspalt führen zu Zipfelbildung und Sekundärglattschnitt, jedoch nur lokal und nicht so ausgeprägt wie

bei 1 % Schneidspalt. Zu erkennen ist dieser Vorgang in den Schnittflächenaufnahmen des CF-H40S. Diese weisen im unteren Bereich Erhebungen auf, welche die Vorstufe der Bildung des Sekundärglattschnitts darstellen. Eine weitere Vergrößerung des Schneidspalts auf 10 % verhindert die Bildung von Zipfel und Sekundärglattschnitt. In diesem Fall entsteht nach dem Glattschnitt eine klare Bruchfläche.

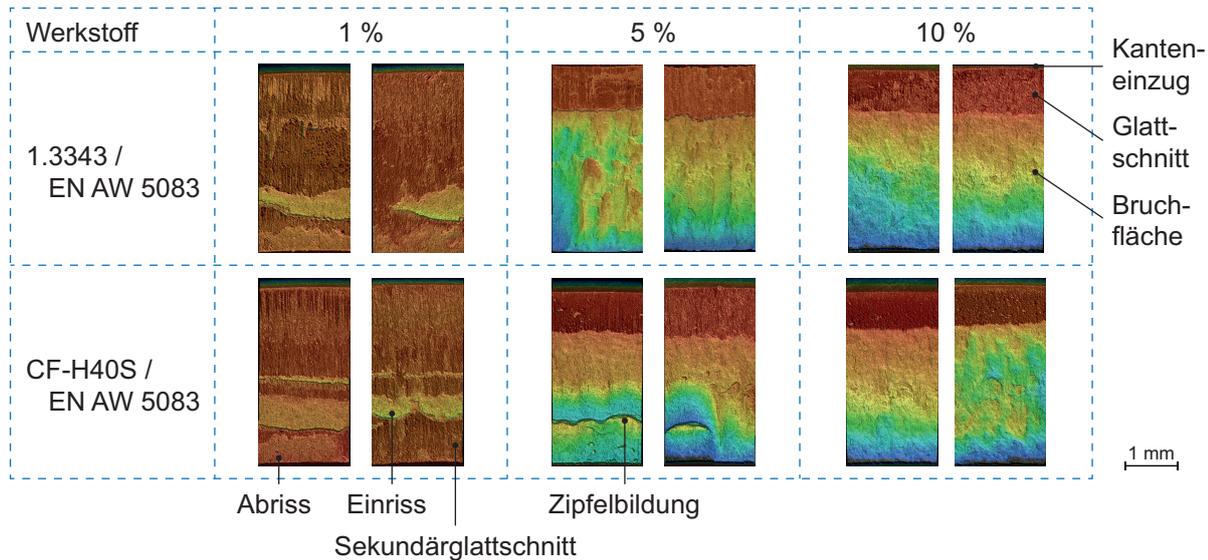


Abbildung 8-16: Topographien der Schnittflächen des Blechwerkstoffs EN AW 5083 in Abhängigkeit des Schneidspalts sowie des Stempelwerkstoffs (Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Die durch den jeweiligen Schneidspalt entstandene Schnittflächenausprägung spiegelt sich direkt in dem Stempelkraftverlauf aus Abbildung 8-10 a) wider. Der begünstigte Werkstofffluss bei 1 % Schneidspalt und der damit verbundene hohe Glattschnittanteil der Schnittfläche bewirken einen flachen Abfall der Schneidkraftkurve nach der maximalen Schneidkraft. Die Wendepunkte werden hierbei durch die Ausbildung der Einrisse verursacht, da bei der Bildung eines Einrisses in diesem Bereich keine Schneidarbeit mehr verrichtet wird. Dementsprechend ist auch die Ausbildung des Sekundärglattschnitts bei einem Schneidspalt von 5 % deutlich zu erkennen. Kommt es in diesem Fall zunächst zu einem steilen Abfall der Kraft am Ende der Glattschnittbildung durch den Bruch, steigt die Schneidkraft bei -6,1 mm erneut an. Ursache hierfür ist die erneute Umformung des sich durch die versetzten Risse im Blechwerkstoff gebildeten Zipfels, welche diesen Anstieg im Kraftsignal bedingt. Die Bruchfläche der durch einen 10 % Schneidspalt hervorgerufenen Schnittflächen bewirkt einen steilen Abfall der Kraftkurve nach dem Überschreiten des Schneidkraftmaximums. Zeitgleich induziert die dabei freiwerdende elastische Verformung von Werkzeug und Presse einen Schnittschlag und somit eine Stempelschwingung in alle Raumrichtungen.

Mit dem Schneidspalt ändert sich nicht nur der Schneidkraftverlauf, sondern auch die Schneidarbeit, welche bei kleineren Schneidspalten zunimmt. Da ein Großteil der verrichteten Arbeit in Wärme dissipiert, wirkt sich folglich die Menge der geleisteten Arbeit direkt auf den dadurch hervorgerufenen Wärmeeintrag und somit auf die Temperatur und den Thermostrom aus. Die geleistete Arbeit entspricht dabei der Fläche unter dem Schneidkraft-Weg-Verlauf und kann durch Integration der Kraftkurve berechnet werden. Abbildung 8-17 zeigt die in Abhängigkeit des Schneidspalts geleistete Arbeit bis zum unteren Umkehrpunkt. Zusätzlich beinhaltet die Graphik die Zeitpunkte, zu welchen das jeweilige Temperaturmaximum auftritt. Im Hinblick auf die Temperaturmaxima bei den Schneidspalten 5 % und 10 % erklärt sich auch deren übereinstimmende Werte, da zu diesem Zeitpunkt in beiden Fällen die gleiche Arbeit verrichtet und dementsprechend eine vergleichbare Menge in Wärme umgewandelt wurde. Die größere Menge an Arbeit führt im Falle des kleinsten Schneidspalts zu einem Anstieg des Temperaturmaximums. Daneben kann bei einem größeren Glattschnittanteil der Schnittfläche über einen längeren Stempelweg Schneidarbeit in Wärme umgewandelt werden, was grundlegend zu höheren Temperaturen führt.

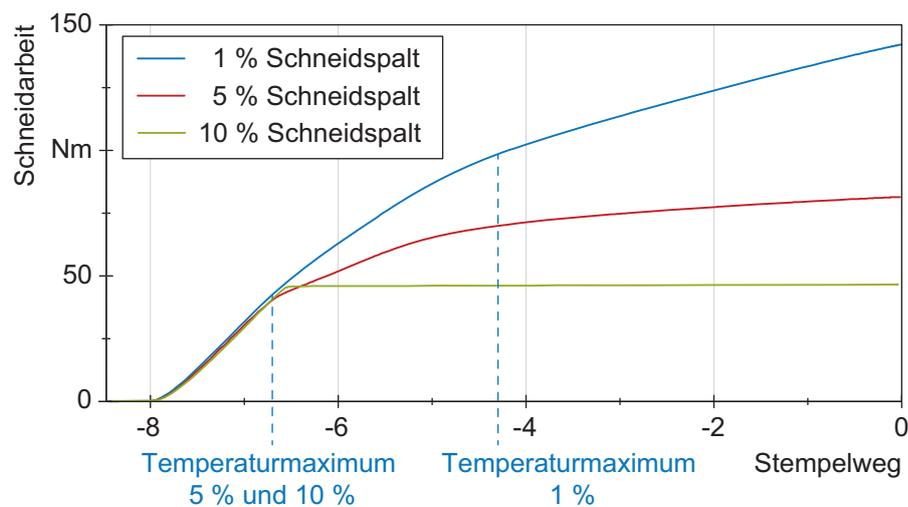


Abbildung 8-17: Geleistete Schneidarbeit bis zum unteren Umkehrpunkt in Abhängigkeit des Schneidspalts bezogen auf den Stempelweg inklusive der Zeitpunkte des Auftretens der Temperaturmaxima (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: EN AW 5083 (4 mm); Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Nach Demmel (2014, S. 112–115) wirkt sich neben dem dargestellten Zusammenhang zwischen Kraft, Temperatur und Thermostrom auch die Vergrößerung der Scherzone, die mit größerem Schneidspalt einhergeht, auf die ermittelten Temperaturen aus. So erfolgt der Wärmeeintrag in einem mit dem Schneidspalt wachsenden Werkstoffvolumen, was zu einer insgesamt niedrigeren Temperatur führt. Im Hinblick auf die gleichen Temperaturmaxima bei 5 % respektive 10 % kann jedoch dieser Faktor vernachlässigt werden, was auch durch die über alle Schneidspalte vergleichbaren Anstiege der Temperatur zu Beginn des

Scherschneidprozesses bestätigt wird. Demzufolge stellt die Dissipation plastischer Arbeit den Haupteinflussfaktor auf die Temperatur dar und beeinflusst daneben signifikant den Thermostromverlauf.

Die Besonderheiten hinsichtlich des Thermostromverlaufs bei 10 % Schneidspalt können indes auf die Kontaktsituation zurückgeführt werden. So weisen die einzelnen Verläufe im Anschluss an den Stromimpuls unterschiedliche Ausprägungen auf, welche durch die Mittelung in dem dargestellten Verlauf nicht mehr zu sehen sind. Ein ähnliches Phänomen wurde auch bei der Temperatur von Späth (1953) beobachtet. Zurückgeführt kann dieses Verhalten auf die Kontaktsituation kurz vor der Blechtrennung. So besteht bei großen Schneidspalten zu diesem Zeitpunkt nur noch ein geringer Kontakt zwischen Stempel und Blech, in welchem die Deformation lokalisiert und es zu hohen Temperaturen kommt. Zusätzlich können sich Nanodrähte ausbilden, wodurch im Hinblick auf die Thermostrome keinen Ausgleich der Ströme über die Kontaktzone an der Stempelmantelfläche mehr erfolgen kann. Daher nimmt der gemessene Strom deutlich zu (Bergmann und Schäfer, 2006, S. 540f.). Genauer wird auf diese Thematik in Kapitel 8.4.3 eingegangen, wo es zu ähnlichen Phänomenen kommt.

Im Hinblick auf die Adhäsionsentstehung und die Menge an Kaltaufschweißungen an der Stempelmantelfläche wirkt sich der Schneidspalt bei beiden Stempelwerkstoffen in vergleichbarer Weise aus. Da die unterschiedlichen Stempelwerkstoffe im Abschnitt 8.5.1 noch intensiv diskutiert werden, sollen hier nur die Auswirkungen des Schneidspalts allgemein erläutert werden. Grundsätzlich nimmt die Adhäsionsmenge über alle Versuchsreihen hinweg mit größer werdendem Schneidspalt ab. Dies lässt sich auf verschiedene Gründe zurückführen, deren individueller Einfluss innerhalb dieser Parametervariation aufgrund der Komplexität des tribologischen Systems nicht eindeutig bestimmbar ist.

Zunächst sei in diesem Zusammenhang die durch die Stempelkraft induzierten stempel- und matrizenseitigen Kräfte genannt, die zu einer Flächenpressung an der Stempelmantelfläche sowie dem Matrizenkanal führen. Sie bestimmen den Anteil an Mikrokontakten, in welchen die Oxidschicht aufgebrochen und die Adhäsionsbildung initiiert wird. In Kombination mit der Relativgeschwindigkeit, die zu einer signifikanten Herabsetzung der Initiierungsschwelle der Adhäsionsentstehung führt, entstehen so mit steigender Flächenpressung und kleinerem Schneidspalt mehr Adhäsionen. Dieses Verhalten wird durch den simultanen Anstieg der vorherrschenden Temperatur in der Kontaktzone aufgrund der höheren geleisteten Arbeit begünstigt.

Auch sei noch erwähnt, dass der in Abbildung 8-10 erkennbare Thermostrompeak bei einem Schneidspalt von 10 % mit einer Verstärkung der Adhäsionsbildung an der Stempelschneidkante einhergeht. Da die Adhäsionsentstehung an der restlichen

Stempelmantelfläche im Vergleich zu den kleineren Schneidspalten deutlich abnimmt und dieses Phänomen auch bei den kleineren Schneidspalten nicht entsteht, kann davon ausgegangen werden, dass der Materialübertrag an dieser Stelle auf den deutlich höheren Thermostrom zurückzuführen ist. Erklärbar ist dies ebenfalls mit der von Bergmann und Schäfer (2006, S. 540f.) erwähnten Ausbildung des Nanodrahts. Danach existiert kurz vor der Trennung lediglich eine dünne Verbindung zwischen Blech und Stempel, in welcher es aufgrund der lokalisierten Deformation zu hohen Temperaturen und Stromdichten kommt, welche durch die zusätzliche Joule'scher Wärme ein Schmelzen dieser Verbindung bewirken und es zum Materialübertrag kommt.

#### 8.4.2 Blechwerkstoff

Die Blechwerkstoffe 1.4301 und EN AW 5083 weisen sowohl bei der entstehenden Temperatur, dem Thermostrom als auch bei der Adhäsionsentstehung deutliche Unterschiede auf. Dies kann in erster Linie auf die Werkstoffeigenschaften zurückgeführt werden. Aufgrund konstanter Prozessparameter können andere Einflüsse weitestgehend ausgeschlossen werden.

Die Aluminiumlegierung weist über alle Versuche eine deutlich niedrigere Temperatur im Gegensatz zum Edelstahl auf. Dies kann in erster Linie auf die mechanischen Eigenschaften zurückgeführt werden. So beträgt die Zugfestigkeit der Aluminiumlegierung 36 % der des Edelstahls, weswegen die maximale Schneidkraft von 105 kN bei Edelstahl auf 37 kN bei Aluminium auf vergleichbare 35 % abfällt, wie in Abbildung 8-18 a) zu sehen. Analog sinkt die bis zum Temperaturmaximum geleistete Arbeit von 260 Nmm auf 95 Nmm auf 36 % (Abbildung 8-18 b). In der Folge wird deutlich weniger Arbeit in Wärme umgewandelt, was sich in einer Senkung des Temperaturmaximums auf 27 % äußert. Der größere Rückgang liegt in der Wärmeleitfähigkeit der Blechwerkstoffe begründet. Aluminium kann aufgrund seiner höheren Wärmeleitfähigkeit die in den Mikrokontakten entstehende Wärme schneller abführen, was zu einer Senkung der gemessenen Temperatur führt. Der größere Wärmeeintrag lässt sich anhand des Vergleichs der Schnittfläche (Abbildung 8-18 c) erkennen, welche im Gegensatz zum Aluminium beim 1.4301 nahezu 100 % Glattschnittanteil ohne Einriss aufweist. So kann die Schneidarbeit über einen längeren Stempelweg in Wärme umgewandelt werden, was die entstehende Temperatur zusätzlich erhöht.

Auch während des Ausstoßens des Butzens und im Rückhub liegt das Kraftniveau beim 1.4301 bis zu dreimal höher als beim Aluminiumwerkstoff. Dennoch ist die maximale Temperatur des 1.4301 während des Rückhubs im Vergleich zum eigentlichen Schneidprozess niedriger, was auf die Änderung des Seebeck-Koeffizienten zurückgeführt werden kann. Denn bereits im Rückhub des ersten Scherschneidprozesses lassen sich im Falle des 1.4301 Auswirkungen der Adhäsionsbildung in Form von Kraftschwankungen bei 0,7 mm nach dem unteren

Umkehrpunkt feststellen. Eine Betrachtung der Schnittfläche zeigt den Grund hierfür: So lässt sich in der Schnittfläche eine Riefe in Stempelbewegungsrichtung erkennen, welche durch am Stempel anhaftende Adhäsionen entstanden ist. Daneben bewirkt dieses Furchen an den Adhäsionen starke Scherkräfte, wodurch es zu einem Abtrag selbiger und somit zu freien Flitterpartikel kommt.

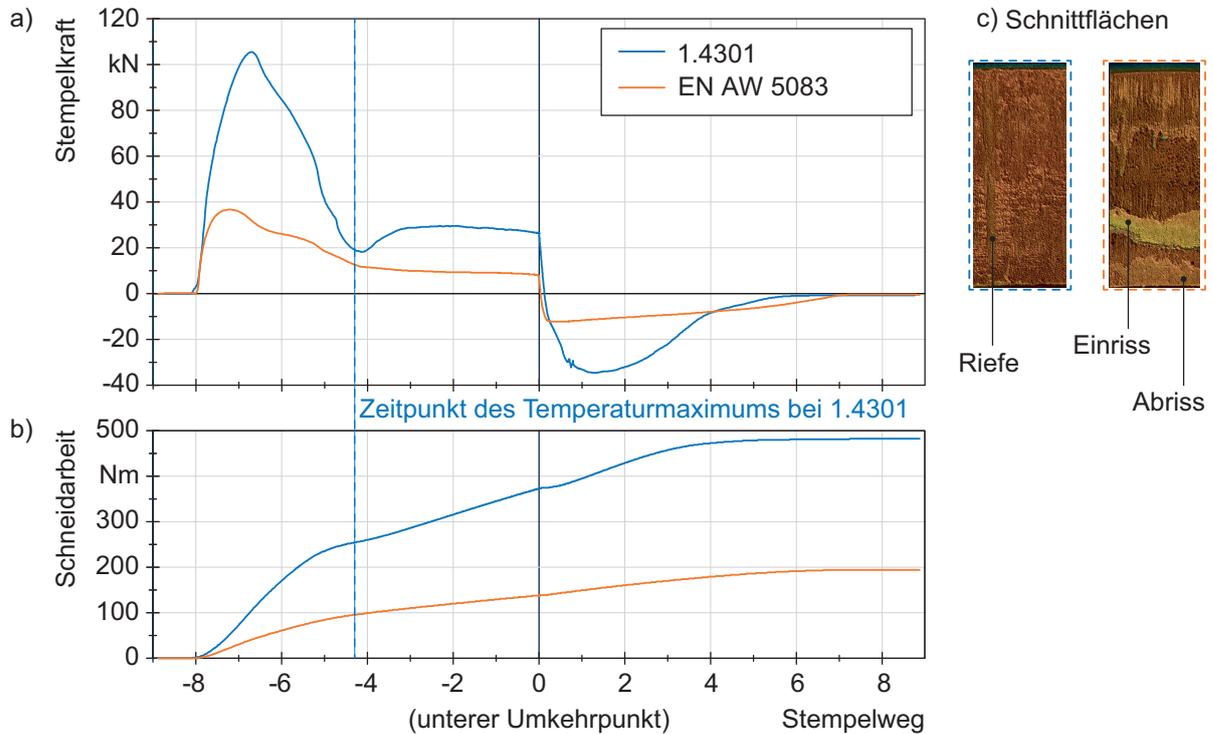


Abbildung 8-18: a) Schneidkraft, b) Schneidarbeit sowie c) die resultierenden Schnittflächen in Abhängigkeit des Blechwerkstoffs (Stempelwerkstoff: 1.3343; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Der annähernd sechsmal höhere entstehende Thermostrom im Falle des Edelstahl lässt sich ebenfalls über die bereits erwähnten Mechanismen erklären. So steigt die Differenz zwischen den Seebeck-Koeffizienten von Stempel- und Blechwerkstoff mit der Temperatur. Folglich erhöht die Temperatur nicht nur den Thermostrom direkt, sondern auch indirekt durch die temperaturabhängigen Seebeck-Koeffizienten. Die höhere elektrische Leitfähigkeit des Aluminiumblechs wirkt sich indes in vernachlässigbarer Weise auf den elektrischen Widerstand des Messkreises Stempel-Blech-Ausgleichsleitungen aus, weswegen die ermittelten thermoelektrischen Ströme dadurch nicht beeinflusst werden.

Trotz der deutlich höheren thermoelektrischen Ströme und Kräfte beim Scherschneiden der Edelstahllegierung fällt die Menge an Adhäsionen an der Stempelmantelfläche im Vergleich zum Aluminium geringer aus. Da die Thermostromrichtung in beiden Fällen gleich ist, kann dies nur über die unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften begründet werden. Wie im Stand der Technik dargestellt, sinkt die Neigung zur Bildung von Adhäsionen mit steigender

Werkstoffhärte und Schmelzpunkt. Beides trifft für den Edelstahl zu. In der Folge kommt es in den Mikrokontakten seltener zum Aufbrechen der Oxidschicht, was die Entstehung von Adhäsionen hemmt. Ohne den direkten metallischen Kontakt sinkt auch der Einfluss der Thermostrome auf die Adhäsionsbildung. Folglich korreliert die Thermostromhöhe aufgrund der unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften nicht mit der Adhäsionsmenge. Die Gitterstruktur, welche ebenfalls einen einflussreichen Faktor darstellt, kann dagegen ausgeschlossen werden, da sowohl der Austenit, welcher den hauptsächlichen Anteil am Gefüge des 1.4301 darstellt, als auch Aluminium eine zur Bildung von Adhäsionen neigende kubisch-flächenzentrierte Struktur ausbilden.

Die abweichende Ausprägung der Adhäsionen an der Mantelfläche, vor allem in Bezug auf den Abstand von der Schneidkante, kann einerseits mit der höheren Festigkeit der Stahllegierung und der Abhängigkeit der Adhäsionsbildung von der Relativgeschwindigkeit, welche vor dem unteren Umkehrpunkt abnimmt, begründet werden (Stachowiak und Batchelor, 2014, S. 577, Schüßler, 1990, S. 90). Die Unterschiede in der maximalen Höhe einzelner Adhäsionen können auf die mechanischen Eigenschaften der Blechwerkstoffe sowie die Temperatur zurückgeführt werden. Wie bereits erläutert, steigen die Flächenpressungen und Temperaturen an den Adhäsionen deutlich an, was die Adhäsionsentstehung wiederum verstärkt.

### **8.4.3 Beölungszustand**

Schmierstoffe beeinflussen sowohl den gemessenen Thermostrom als auch die Adhäsionsentstehung signifikant. Bezüglich des Thermostroms muss darüber hinaus zwischen dem eigentlichen Scherschneidprozess und dem Rückhub differenziert werden, wie dessen maximale Werte in Abbildung 8-19 b) zeigen. Denn während beide Schmierstoffe zu einer Erhöhung der Thermostrome während des eigentlichen Scherschneidprozesses führen, zeigt sich im Rückhub ein konträrer Effekt. Um dieses Verhalten zu verstehen, müssen zunächst die in Abbildung 8-19 a) dargestellten Stempelkraftverläufe des trockenen und beölten Scherschneidprozesses betrachtet werden.

Hierbei zeigt sich, dass der Schmierstoff erst nach Überschreiten des Schneidkraftmaximums, welches im trockenen Zustand nur 3 % höher liegt, ab -6 mm vor dem unteren Umkehrpunkt den Kraftverlauf merklich beeinflusst. Der Rückgang resultiert aus der Reduzierung der Reibung durch den Schmierstoff und zeigt, dass die Reibkraft lediglich einen geringen Anteil der gesamten Schneidkraft ausmacht (Pfaff, 1972, S. 47). Der Einfluss nimmt im weiteren Verlauf zu, sodass beide Schmierstoffe eine signifikante Reduzierung der Ausstoß- und Rückzugskräfte bewirken. Während die Ausstoßkraft um 70 % gesenkt wird, verringert sich letztere um 86 %. Das senkt die verrichtete Arbeit in den Bereichen, in welchen der Wärmeeintrag hauptsächlich auf Reibung zurückzuführen ist, und reduziert den Wärmeeintrag.

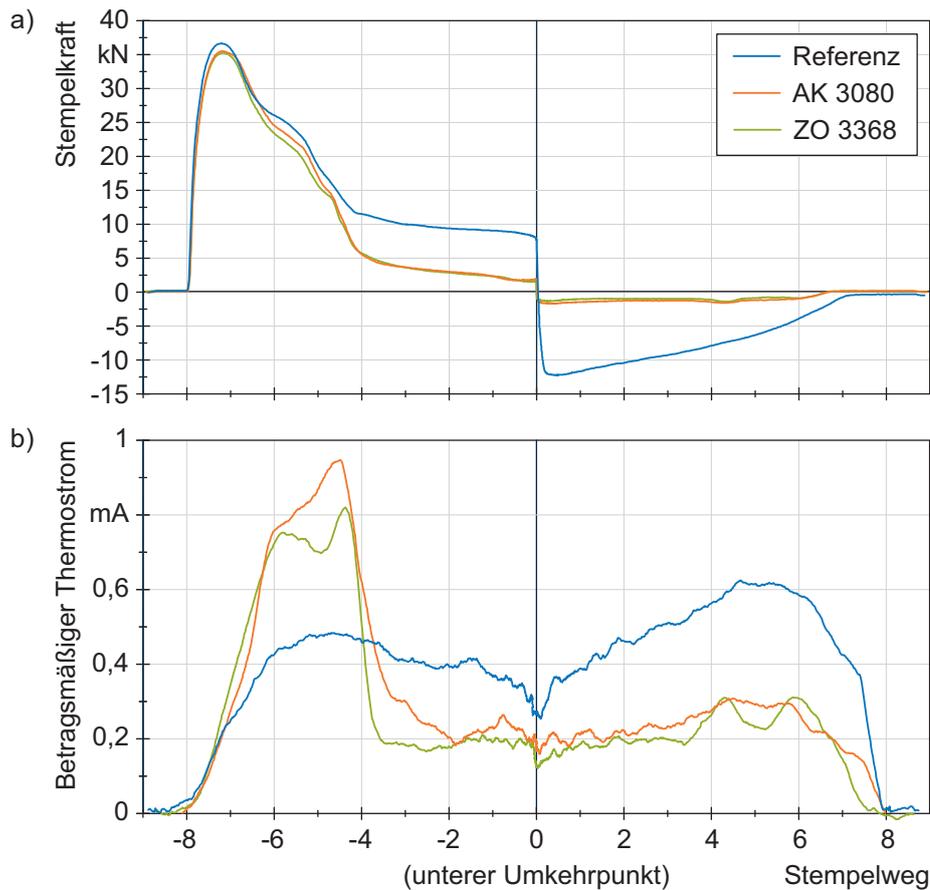


Abbildung 8-19: a) Stempelkraft- und b) Thermoströmverläufe im trockenen und beölte Zustand (Stempelwerkstoff: 1.3343; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s; Schmierstoff: AK 3080 und ZO 3368)

Dass der eigentliche Schneidprozess vom Schmierstoff kaum beeinflusst wird, steht auch im Einklang mit den Ergebnissen von Mang et al. (Mang et al., 1981). Dementsprechend ist von einem vergleichbaren Wärmeeintrag und Temperaturmaximum mit und ohne Schmierstoff auszugehen (Schüßler, 1990). Demmel (2014, S. 31–35) ermittelte mit einem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement dagegen eine Erhöhung der gemessenen Temperatur. Er erklärt das über eine Reduzierung elektrisch leitender Berührungspunkte aufgrund von Schmierstofftaschen. In der Folge begrenzt sich der Kontakt auf stark deformierte Mikrokontakte, welche eine hohe Temperatur aufweisen. Da die ermittelte Temperatur ein gewichtetes Mittel über alle Mikrokontakte darstellt, steigt das maximale Temperatursignal. Im Hinblick auf den thermoelektrischen Strom entspricht der Messwert jedoch nicht einem gewichteten Mittel, sondern stellt aufgrund der Parallelschaltung von Stromquellen einen additiven Wert dar. Aus diesem Grund müsste eine Reduzierung der Stromquellen in Form von Mikrokontakten mit einer Senkung des Thermoströms einhergehen. Um dieses Phänomen zu klären ist zusätzlich eine Analyse der Wirkbereiche des Schmierstoffs sowie des Stromflusses nötig, welche in Abbildung 8-20 dargestellt sind.

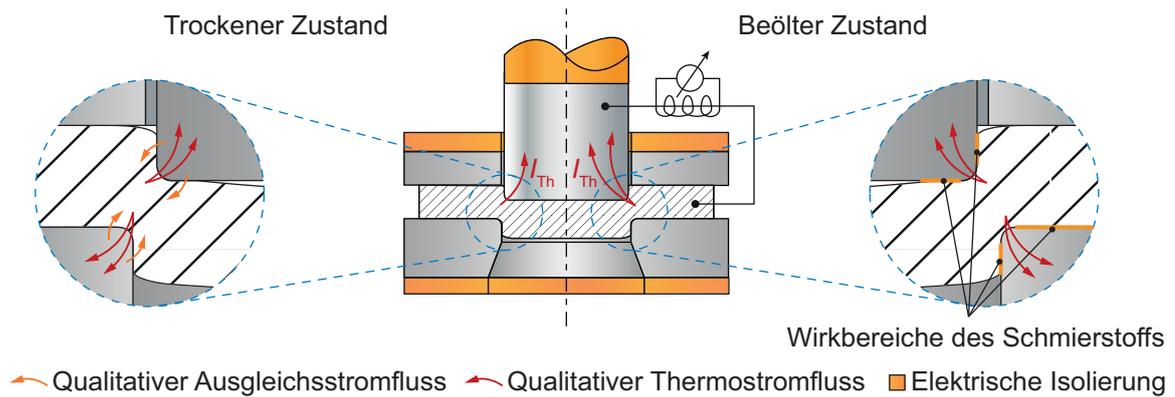


Abbildung 8-20: Qualitative Unterschiede im Stromfluss in Abhängigkeit des Beölungszustands

Zwischen dem idealisierten Stromkreis der Erklärung zur Entstehung von thermoelektrischen Strömen und dem Scherschneidprozess existiert ein signifikanter Unterschied. Während in der Theorie die über die gesamte Leiterlänge gebildete Thermospannung einen Kreisstrom bewirkt, der entlang des Leiterkreises und orthogonal über die Kontaktstelle fließt, kommt es in der Kontaktzone von Stempel und Blech zu Ausgleichströmen. Diese fließen nicht über die am Werkzeug angelegte Kurzschlussverbindung, sondern gleichen elektrische Potentiale direkt über die Kontaktzone aus. Folglich entstehen Kreisströme, die zu unterschiedlichen Stromflussrichtungen in den Mikrokontakten führen. Ursache hierfür sind einerseits Abweichungen der makroskopischen Seebeck-Koeffizienten in den Mikrokontakten aufgrund plastischer Deformation sowie eine inhomogene Verteilung der Legierungselemente und der Temperatur auf mikroskopischer Ebene (Späth, 1953). Andererseits sucht sich der Strom den Weg des geringsten Widerstands, welcher auch durch die Kontaktfläche verlaufen kann.

Aufgrund dieser Ausgleichsströme entspricht der im Kurzschlussfall ermittelte Thermostrom nicht der Summe aller in der Kontaktfläche fließenden Ströme. Der Anteil des Potentialausgleichs über die Kontaktfläche selber ist dabei nicht bestimmbar, sondern von der gesamten Kontaktsituation abhängig (Bagchi, 1975, S. 29).

Da der Schmierstoff als elektrischer Isolator anzusehen ist, wirkt er sich auf den Übergangswiderstand zwischen den Oberflächen aus. Allerdings zeigen die Kraftverläufe, dass die Wirkung des Schmierstoffs mit der Eintauchtiefe des Stempels in den Blechwerkstoff zunimmt. An der Schneidkante selber ist dessen Wirkung, unter anderem aufgrund der hohen Flächenpressungen, vernachlässigbar (Mang et al., 1981). Folglich ändert sich die Kontaktsituation an der Schneidkante, dem Bereich höchster thermoelektrischer Spannungen und Ströme, nicht. Dagegen führt Schmierstoff in den Bereichen niedrigerer Flächenpressungen, wie an der Stempelstirnfläche oder der nicht direkt am Schneidprozess beteiligten Mantelfläche, zu einer deutlichen Erhöhung des elektrischen Widerstands

(Abbildung 8-20). Dadurch werden die in diesen Bereichen fließenden Ausgleichsströme reduziert und mehr Ladungsträger gleichen die Potentialunterschiede durch den außen angelegten Kurzschluss aus, was den mit der Strommesszange ermittelten Strom erhöht.

Aufgrund dieses Verhaltens steigen alle Thermostromverläufe zunächst gleichmäßig an, wie Abbildung 8-19 b) zeigt. Mit zunehmendem Einfluss des Schmierstoffs steigen die Ströme im beölten Zustand im Gegensatz zum trockenen Zustand weiter an. In diesem Stadium kann davon ausgegangen werden, dass alleine der Bereich um die Schneidkante mit dem Blechwerkstoff in leitendem Kontakt steht. Der plötzliche Abfall der Thermostromsignale mit dem Bruch des Werkstoffs ist auf die Entlastung der Stempelschneidkante zurückzuführen, in deren Folge der innige Kontakt zum Blech aufgrund der elastischen Rückfederung verloren geht und der Schmierstoff an der Schneidkante wirken kann. Da sich zu diesem Zeitpunkt über annähernd die komplette Kontaktfläche Schmierstofftaschen ausbilden, wird die Kontaktfläche von Stempel und Blech auf ein Minimum reduziert und so der elektrische Übergangswiderstand erhöht. Dieser Zustand hält auch im Rückhub weiter an. Zusätzlich führt die Herabsetzung der Reibkräfte durch den Schmierstoff in dieser Phase zu einem geringeren reibinduzierten Wärmeeintrag und somit zu reduzierten Thermostromen im Rückhub.

Unabhängig von der Erhöhung der gemessenen thermoelektrischen Ströme bewirken beide Schmierstoffe eine deutliche Reduzierung der Menge an Kaltaufschweißungen an der Stempelmantelfläche. Dieses Resultat ist in erster Linie, unabhängig von den enthaltenen Additiven, ebenfalls auf die Bildung von Schmierstofftaschen zurückzuführen. Diese sind in der Lage, Kräfte zwischen Oberflächen zu übertragen, wodurch die Flächenpressung aufgrund der größeren Kontaktfläche sinkt. Das reduziert lokal den reibinduzierten Wärmeeintrag und entlastet die Mikrokontakte, wodurch die Oxidschicht seltener versagt und weniger hochreaktive Metall-Metall-Kontakte entstehen. In der Folge nimmt die Adhäsionsbildung ab.

Da im Falle des Schmierstoffs AK 3080 sowohl höhere Thermostrome als auch eine reduzierte Menge an Kaltaufschweißungen im Vergleich zu ZO 3368 zu beobachten waren, ist davon auszugehen, dass die niedrigere Viskosität des AK 3080 zu einer besseren Verteilung des Schmierstoffs zwischen den beiden Oberflächen von Stempel und Blech und somit zu einer höheren elektrischen Isolation führt.

### **8.5 Einfluss des materialspezifischen Seebeck-Koeffizienten auf die Adhäsionsentstehung**

Die bislang dargestellten Ergebnisse verdeutlichen, dass das beim Scherschneiden vorherrschende tribologische System eine hohe Komplexität aufweist. Daher kann auf Basis der Parametervariationen bislang kein eindeutiger Zusammenhang zwischen thermoelektrischem Strom und der Adhäsionsentstehung identifiziert werden. Aus diesem

Grund werden im Folgenden die entstehenden thermoelektrischen Ströme hinsichtlich ihrer Höhe und Richtung variiert und die Auswirkungen auf die Entstehung von Adhäsionen analysiert (Modul 3.2). Um dabei den thermostromspezifischen Einfluss möglichst zu isolieren, müssen andere Größen wie Temperatur, wirkende Kräfte und die Kontaktsituation zwischen Stempel und Blech möglichst konstant bleiben. Daher wird lediglich der Seebeck-Koeffizient des Werkzeugwerkstoffs geändert, um sowohl die Stärke als auch Richtung der entstehenden thermoelektrischen Ströme zu beeinflussen. Durch die Verwendung eines Schneidspalts von 1 %, des Blechwerkstoff EN AW 5083 mit einer Dicke von 4 mm und einer Stempelauffreffgeschwindigkeit von 50 mm/s über alle Versuche, werden die oben genannten Anforderungen erfüllt. Die Verwendung des gleichen Blechwerkstoffs gewährleistet darüber hinaus einen gleichbleibenden Verlauf der Blitztemperatur mit einem Maximum von 58,3 °C. Somit kann die Temperatur als variierender Einflussfaktor auf die sich ergebende Adhäsionsmenge ausgeschlossen werden. Die Temperaturkurve der folgenden Versuche kann Abbildung 8-9 entnommen werden.

Im Folgenden werden zunächst die Seebeck-Koeffizienten der unterschiedlichen Stempelwerkstoffe sowie die sich daraus ergebenden Thermostrome dargestellt und diskutiert. Aufgrund der Zusammenhänge mit den folgenden Kapitel, werden die sich aus der Analyse der jeweiligen Menge an Kaltaufschweißungen ergebenden Auswirkungen der Thermostrome auf die Adhäsionsentstehung erst in Kapitel 9.2 diskutiert.

### **8.5.1 Seebeck-Koeffizient und Thermostromverlauf**

Zur Beeinflussung der thermoelektrischen Ströme wurden drei Stempelwerkstoffe mit unterschiedlichem Seebeck-Koeffizienten in Verbindung mit der Aluminiumlegierung EN AW 5083 eingesetzt. Abbildung 8-21 a) zeigt die relativen Seebeck-Koeffizienten aller verwendeten Werkstoffe in Bezug auf Platin. Während der Schnellarbeitsstahl 1.3343 einen deutlich höheren Seebeck-Koeffizient als der Blechwerkstoff aufweist, besitzt das Hartmetall CF-H40S einen negativen Seebeck-Koeffizienten und liegt daher unter dem der Aluminiumlegierung. Der Edelstahl 1.4301 zeichnet sich hingegen, wie bereits bei den Thermospannungskurven in Kapitel 8.1.2 gezeigt, durch ein annähernd identisches thermoelektrisches Verhalten aus.

Aus der Differenz zwischen den Seebeck-Koeffizienten von Stempel- und Blechwerkstoff ergibt sich der kombinierte Seebeck-Koeffizient des Leiterpaares, welcher das thermoelektrische Verhalten des aus den beiden Werkstoffen bestehenden Leiterkreises charakterisiert. Die kombinierten Seebeck-Koeffizienten der im Folgenden untersuchten Werkstoffkombinationen sind in Abbildung 8-21 b) aufgetragen. Repräsentativ ergeben sich ein positiver, ein negativer und ein Seebeck-Koeffizient von annähernd null. Während der

absolute Betrag die Höhe des entstehenden Thermostroms bestimmt, steht das mathematische Vorzeichen für die Stromflussrichtung. Da der thermoelektrische Strom in einem kurzgeschlossenen Leiterkreis immer vom höheren zum niedrigeren Seebeck-Koeffizienten fließt, weist der Thermostrom im Falle des Schnellarbeitsstahls 1.3343 eine technische Flussrichtung vom Stempel zum Blech und der Hartmetallstempel vom Blech zum Stempel auf. Bezüglich der Höhe der entstehenden Thermostrome weisen beide Werkstoffe einen betragsmäßig kombinierten Seebeck-Koeffizienten von  $10 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$  auf, was zu vergleichbaren Thermostrommaxima führen sollte. Die Kombination des Edelstahl und der Aluminiumlegierung führt hingegen zu einem Seebeck-Koeffizienten von annähernd null über das gesamte Temperaturintervall. Dieses thermoelektrische Verhalten hat zur Folge, dass unabhängig von der Temperatur kaum thermoelektrische Spannung und somit auch nur geringer Stromfluss entsteht.

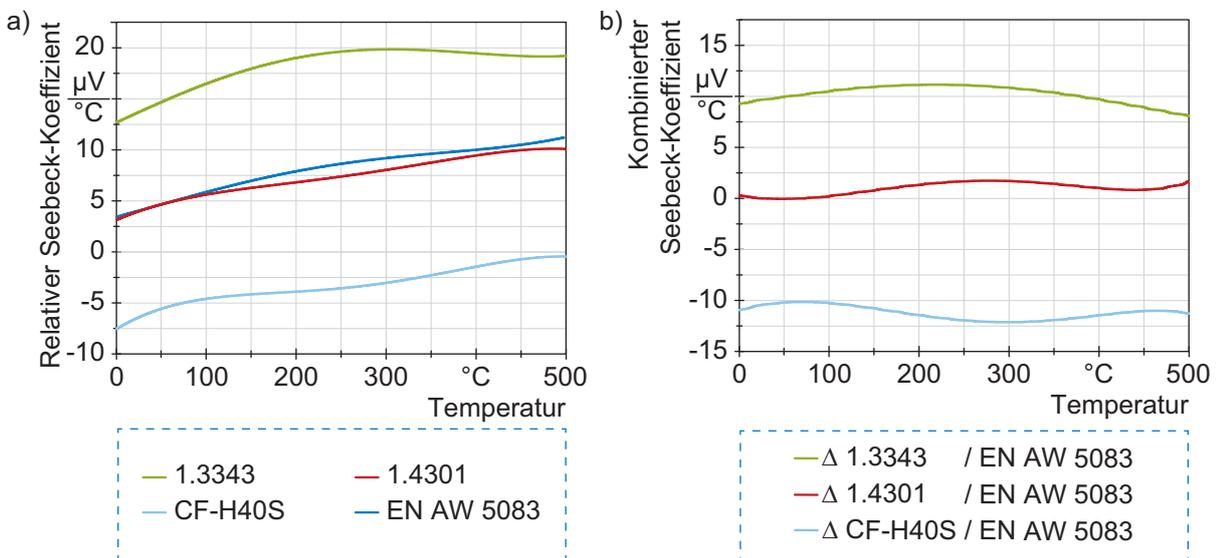


Abbildung 8-21: a) Verlauf der Seebeck-Koeffizienten der untersuchten Werkstoffe relativ zu Platin bezogen auf die Temperatur; b) Differenz der Seebeck-Koeffizienten von Stempelwerkstoff und dem Blechwerkstoff EN AW 5083

Abbildung 8-22 zeigt sowohl die Stempelkraftkurven (a) als auch die Thermostromverläufe (b) bezogen auf den Stempelweg in Abhängigkeit der Stempelwerkstoffe. Um Abweichungen einzelner Versuche aufgrund der Adhäsionsbildung miteinzubeziehen, stellen die Kurven den Mittelwert aus neun aufeinanderfolgenden Scherschneidoperationen dar. Das mathematische Vorzeichen des Thermostroms indiziert die technische Stromflussrichtung an der Warmstelle. Diesbezüglich stehen positive Werte für eine Flussrichtung vom Stempel zum Blech, während negative Ströme vom Blech zum Stempel fließen.

Alle Schneidkraftkurven aus Abbildung 8-22 a) weisen einen vergleichbaren Verlauf mit einer maximalen Schneidkraft zwischen 37,3 kN und 37,8 kN auf. Erst unmittelbar vor der

kompletten Blechtrennung divergieren die Kurven auseinander und weisen nach der kompletten Trennung einen erkennbaren Unterschied auf. Während die Kraft im Falle des Edelstahlstempels deutlich geringer ist, bewegen sich die Kräfte der anderen Stempelwerkstoffe auf einem höheren Niveau. Gleiches gilt für die Zugkräfte während des Rückhubs. Ursache hierfür ist die Bildung von Adhäsionen sowohl im Matrizenkanal als auch an der Stempelmantelfläche. Aufgrund dessen steigen die Oberflächenrauigkeit und somit auch die Reibkräfte zum Ausdrücken des Butzens beziehungsweise zwischen Stanzgitter und Stempel. Auf diese Thematik wird in Kapitel 8.5.2 noch genauer eingegangen.

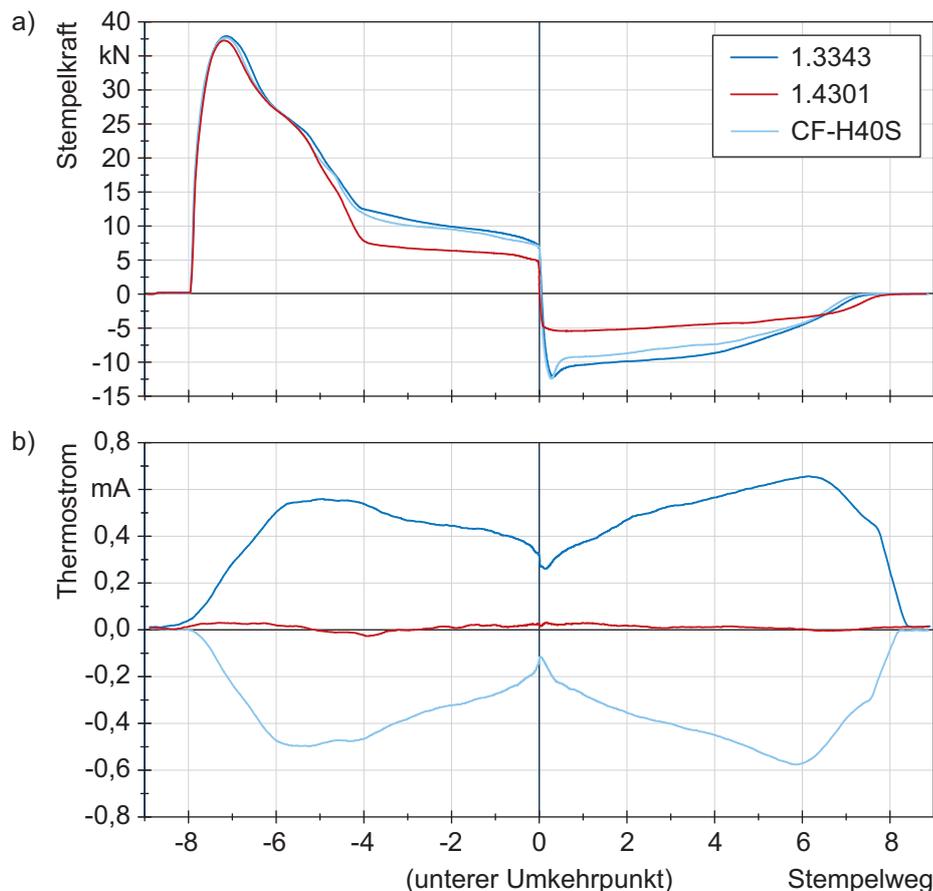


Abbildung 8-22: a) Verlauf der Stempelkraft und b) des Thermostroms in Abhängigkeit des Stempelwerkstoffs beim Schneiden des Blechwerkstoffs EN AW 5083 mit 4 mm Dicke (Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Die unterschiedlichen Thermostromverläufe (Abbildung 8-22 b) zeigen den Einfluss des materialspezifischen Seebeck-Koeffizienten auf den beim Scherschneiden entstehenden Thermostrom. Während dieser bei der Verwendung eines Stempels aus 1.3343 maximale Werte von 0,56 mA annimmt, sinkt das Maximum bei Hartmetall lediglich auf 0,53 mA. Zwar weisen beide ein analog zu den Seebeck-Koeffizienten vergleichbares Thermostrommaximum auf, jedoch eine entgegengesetzte Stromflussrichtung. Im Rückhub steigen die Maxima auf

0,66 mA beziehungsweise 0,59 mA, was auf die Änderungen der Oberflächengestalt zurückzuführen ist.

Weisen sowohl der Blech- als auch Stempelwerkstoff das gleiche thermoelektrische Verhalten und somit einen kombinierten Seebeck-Koeffizienten von annähernd null auf, entsteht unabhängig von der Temperatur keine thermoelektrische Spannung und somit auch kein Thermostrom. Aus diesem Grund entstehen im Falle des Edelstahlstempels deutlich niedrigere Thermostrome im Vergleich zu den restlichen Werkstoffkombinationen. Interessanterweise steigt der Strom zunächst auf ein erstes Maximum von 0,03 mA bei -6,1 mm, um kurz nach der endgültigen Blechtrennung (-3,9 mm) auf -0,03 mA zu sinken. Im Anschluss steigt der Thermostrom wieder für den restlichen Hub in den positiven Bereich. Dieses Verhalten und die damit verbundene Umkehrung der Stromflussrichtung wird durch den kombinierten Seebeck-Koeffizienten hervorgerufen. Wie in Abbildung 8-21 a) zu sehen liegt der Seebeck-Koeffizient der Aluminiumlegierung zu Beginn der Temperaturskala über dem des Edelstahls. Bei einer Temperatur von 51 °C kreuzen sich die Seebeck-Koeffizienten, was folglich eine Umkehrung der Stromflussrichtung bei Temperaturen über 51 °C bewirkt. Da die Temperatur beim Scherschneiden der Aluminiumlegierung jedoch nur kurzzeitig 50 °C übersteigt, weist der Thermostrom nur um das Temperaturmaximum eine geänderte Stromflussrichtung auf.

Zusammenfassend zeigt sich, dass der kombinierte Seebeck-Koeffizient eines Leiterpaares die auftretenden Thermostrome signifikant beeinflusst. Während die Thermostromstärke mit dem betragsmäßigen Seebeck-Koeffizienten steigt, bestimmt das mathematische Vorzeichen die Thermostromrichtung im Werkzeug. Da auch der Seebeck-Koeffizient temperaturabhängig ist, kann sich dieser in der Höhe aber auch im Vorzeichen über den Scherschneidprozess ändern.

### 8.5.2 Seebeck-Koeffizient und Adhäsionsentstehung

Während die Seebeck-Koeffizienten von Stempel- und Blechwerkstoff die beim Scherschneiden entstehenden thermoelektrischen Ströme bestimmen, beeinflussen letztere nach dem Stand der Technik auf weitgehend unbekannt Weise den Werkzeugverschleiß. Um den zuvor beschriebenen Zusammenhang zwischen Seebeck-Koeffizient und Thermostrom auch auf die Entstehungsprozesse der Adhäsionen erweitern zu können, wird im Folgenden die Adhäsionsentstehung an der Stempelmantelfläche analysiert. Während in Abbildung 8-23 a) die mittlere Adhäsionshöhe, die bei der Verwendung der Stempelwerkstoffe Hartmetall, Schnellarbeits- und Edelstahl jeweils nach neun aufeinanderfolgenden Schneidoperationen entsteht, dargestellt ist, zeigt Abbildung 8-23 b) je eine exemplarische Topographie der Stempelmantelfläche.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Menge an Adhäsionen an der Stempelmantelfläche signifikant von dem verwendeten Stempelwerkstoff abhängt. Während der Einsatz des Schnellarbeitsstahls

zu einer mittleren Adhäsionshöhe von  $1,50\ \mu\text{m}$  führt, sinkt diese im Falle des Hartmetalls um 22 % auf  $1,17\ \mu\text{m}$  und bei dem Edelstahlstempel um 72 % auf  $0,42\ \mu\text{m}$ .

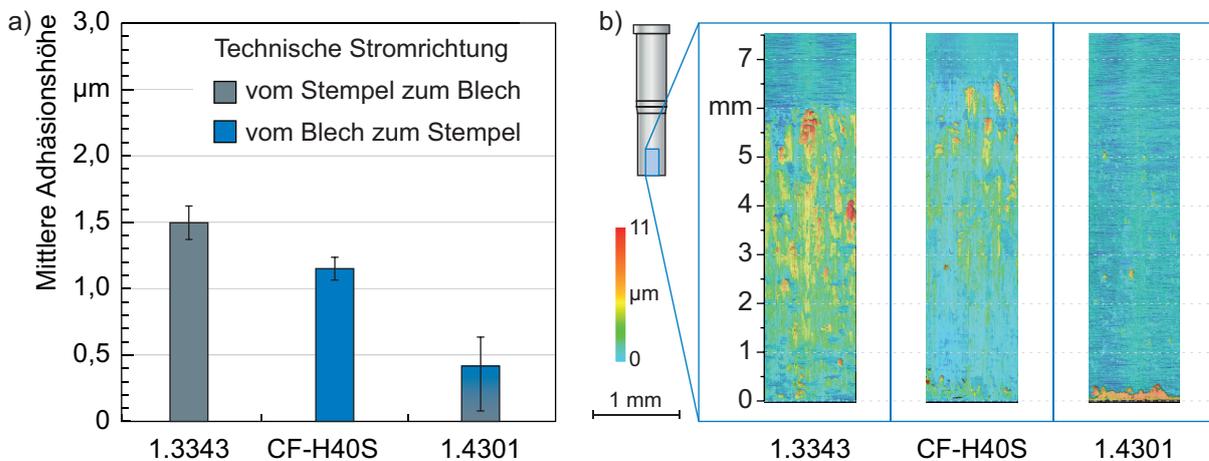


Abbildung 8-23: a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) Topographie der Stempelmantelfläche in Abhängigkeit des Stempelwerkstoffs nach neun Scherschneidoperationen (Blechwerkstoff: EN AW 5083 (4 mm); Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Bezüglich der Oberflächentopographien können ebenfalls deutliche Unterschiede zwischen den Stempelwerkstoffen ausgemacht werden. Hier weist der Kaltarbeitsstahl 1.3343 eine homogene Verteilung der Adhäsionen bis zu einer Höhe von 6 mm auf. Im Gegensatz dazu nimmt die Menge an Adhäsionen bei CF-H40S von der Schneidkante bis zu einer Höhe von 6,5 mm kontinuierlich zu, wobei im Bereich zwischen 3 mm und 6,5 mm die meisten Adhäsionen entstehen. Im Falle des Edelstahls zeigt sich ein komplett anderes Bild. An diesem Stempel sind, wie die mittlere Adhäsionshöhe bereits andeutet, lediglich leichte Verschmierungen zu erkennen. Auffällig ist hingegen die große Menge an Adhäsionen, die sich nahe der Schneidkante bildet.

### 8.6 Auswirkungen extern geregelter Ströme auf die Adhäsionsentstehung

Anhand der verschiedenen Kombinationen von Stempel- und Blechwerkstoff konnte gezeigt werden, dass der Seebeck-Koeffizient eine entscheidende Werkstoffkenngröße im Hinblick auf die Höhe und Richtung der thermoelektrischen Ströme darstellt. Beides wirkt sich wiederum signifikant auf die Menge Kaltaufschweißungen an der Stempelmantelfläche aus. Das begrenzte Spektrum an möglichen Seebeck-Koeffizienten sowie die sich mit dem Stempelwerkstoff ändernden thermischen, elektrischen und mechanischen Eigenschaften erschweren jedoch eine Identifikation der alleinigen Auswirkungen des Thermostroms.

Aus diesem Grund wurde der Thermostrom in der Kontaktzone zwischen Stempel und Blech zusätzlich durch einen extern geregelten Strom beeinflusst und die Auswirkungen auf die Adhäsionsentstehung an der Stempelmantelfläche nach neun aufeinanderfolgenden

Scherschneidoperationen geprüft (Modul 3.3). Dieses Vorgehen ermöglicht eine genauere Abstufung der Stromstärke sowie eine Umkehrung der Stromflussrichtung bei gleichbleibenden Werkstoffeigenschaften des Stempelwerkstoffs. Analog zur Variation der Seebeck-Koeffizienten wurde ein relativer Schneidspalt von 1 % bei einer Stempelauftreffgeschwindigkeit von 50 mm/s gewählt. Ein kompletter Scherschneidprozess dauert in dieser Konfiguration 0,5 s, wodurch ausreichend Zeit für die Stromregelung und den Ablauf temporal abhängiger Wechselwirkungen zwischen Stempel und Blech gegeben ist. Um den Gültigkeitsbereich der gewonnenen Erkenntnisse zu bewerten, wurden unterschiedlichen Werkstoffkombinationen untersucht. Als Blechwerkstoff kamen die Aluminiumlegierung EN AW 5083 und der Edelstahl 1.4301 jeweils mit einer Dicke von 4 mm zur Anwendung. Der Einfluss des Stempelwerkstoffs wurde anhand des Schnellarbeitsstahls 1.3343 und des Hartmetalls CF-H40S untersucht. Als Referenz dient die jeweilige Werkstoffkombination von Stempel und Blech ohne eine Beeinflussung des Thermostroms.

### 8.6.1 Charakteristik des geregelten Stromverlaufs

Die in Kapitel 4.5 beschriebene Source-Measure-Unit sorgt durch eine hochpräzise und schnelle Regelung, unter Beachtung der entstehenden Thermostrome, für einen konstanten Stromfluss während des Kontakts von Stempel und Blech. Um mögliche Abweichungen der Stromstärke zu identifizieren, wird diese zeitgleich mit der Strommesszange überprüft.

In Abbildung 8-24 ist exemplarisch der Verlauf des extern geregelten Stroms mit einer Stärke von 15 mA und einer technischen Stromrichtung vom Stempel zum Blech dargestellt. Die Regelung des Stroms beginnt 0,07 mm vor dem Anstieg der Stempelkraft. Der Einschwingvorgang endet 0,1 mm später mit Erreichen des Sollwerts von 20 mA, noch in der Phase der elastischen Werkstoffverformung. Folglich können Auswirkungen des Einschwingvorgangs auf die Adhäsionsbildung an der Stempelmantelfläche vernachlässigt werden. Der Strom bleibt über den gesamten Scherschneidprozess, unabhängig von der Kontaktfläche zwischen Stempel und Blech oder der Stempelgeschwindigkeit, konstant. Die maximal ermittelte absolute Abweichung beträgt 0,1 mA, was einer relativen Abweichung von 0,5 % entspricht. Mit dem Herausziehen des Stempels aus dem Stanzgitter öffnet sich der Stromkreis und der Stromfluss kommt zum Erliegen.

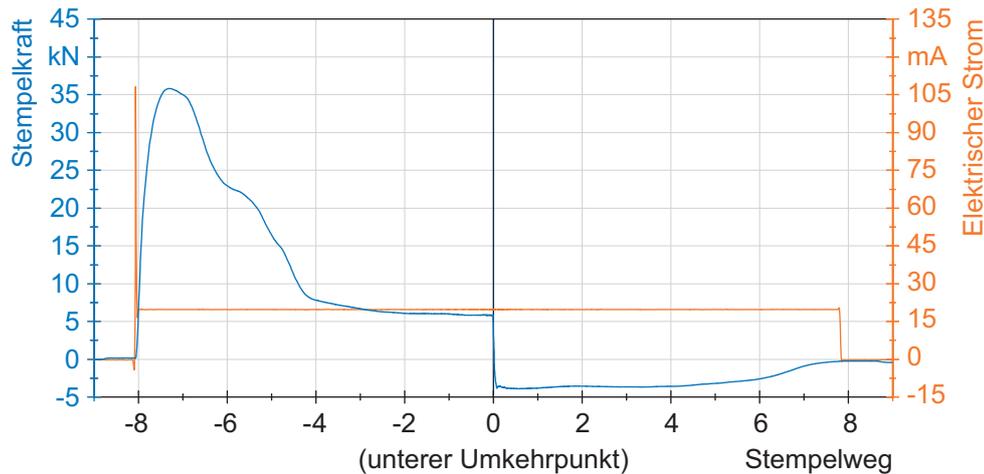


Abbildung 8-24: Stempelkraft und Verlauf des geregelten Stroms über die Kontaktfläche zwischen Stempel- und Blechwerkstoff bezogen auf den Stempelweg

### 8.6.2 Untersuchung des Blechwerkstoffs EN AW 5083

Abbildung 8-25 zeigt die mittlere Adhäsionshöhe sowie je eine exemplarische Topographie der Stempelmantelfläche bei unterschiedlichen extern geregelten Strömen und des Referenzfalls. Positive Stromstärken stehen für eine technische Stromflussrichtung vom Stempel zum Blech. Im Referenzfall floss ein durchschnittlicher Thermostrom von 0,31 mA mit einem Maximum von 0,56 mA vom Stempel zum Blech. Der hier verwendete Stempel aus 1.3343 weist nach neun Hub eine mittlere Adhäsionshöhe von 1,5  $\mu\text{m}$  auf (Abbildung 8-25 a). Wird ein externer Strom mit einer technischen Stromrichtung vom Blech zum Stempel in deren Kontaktzone eingebracht, führt dies bei allen Stromstärken zu einer Verringerung der entstehenden Adhäsionsmenge. Bezüglich der Stromstärke zeigt sich, dass zunächst eine Verringerung der Adhäsionsmenge mit stärker werdendem Strom einhergeht. Das Minimum der Adhäsionshöhe von 0,38  $\mu\text{m}$  wird bei 15 mA erreicht. Im Vergleich zur Referenz entspricht dies einem Rückgang von annähernd 75 %. Wird die Stromstärke weiter erhöht, ist eine erneute Zunahme der Adhäsionen an der Stempelmantelfläche zu beobachten, welche mit einer deutlichen Vergrößerung der Standardabweichung der Messwerte einhergeht. Letzteres ist auf zwei Ursachen zurückzuführen. Einerseits führen erhabene Kaltaufschweißungen zu einer undefinierten Kontaktausprägung und an deren Spitzen zu lokal erhöhten Flächenpressungen und Temperaturen, die wiederum eine Adhäsionsentstehung verstärken. Andererseits begünstigt die starke Adhäsionsbildung eine Abscherung selbiger durch den zyklischen Eingriff in den Blechwerkstoff. Daher ist davon auszugehen, dass die Menge an Kaltaufschweißungen tendenziell am oberen Ende der Standardabweichung liegt. Wird die Richtung der zur geringsten Adhäsionsmenge führenden Stromstärke umgekehrt, resultiert dies in einer deutlich gesteigerten Adhäsionsmenge von 2,42  $\mu\text{m}$ , was verglichen mit der Referenz einem Anstieg von 61 % entspricht.

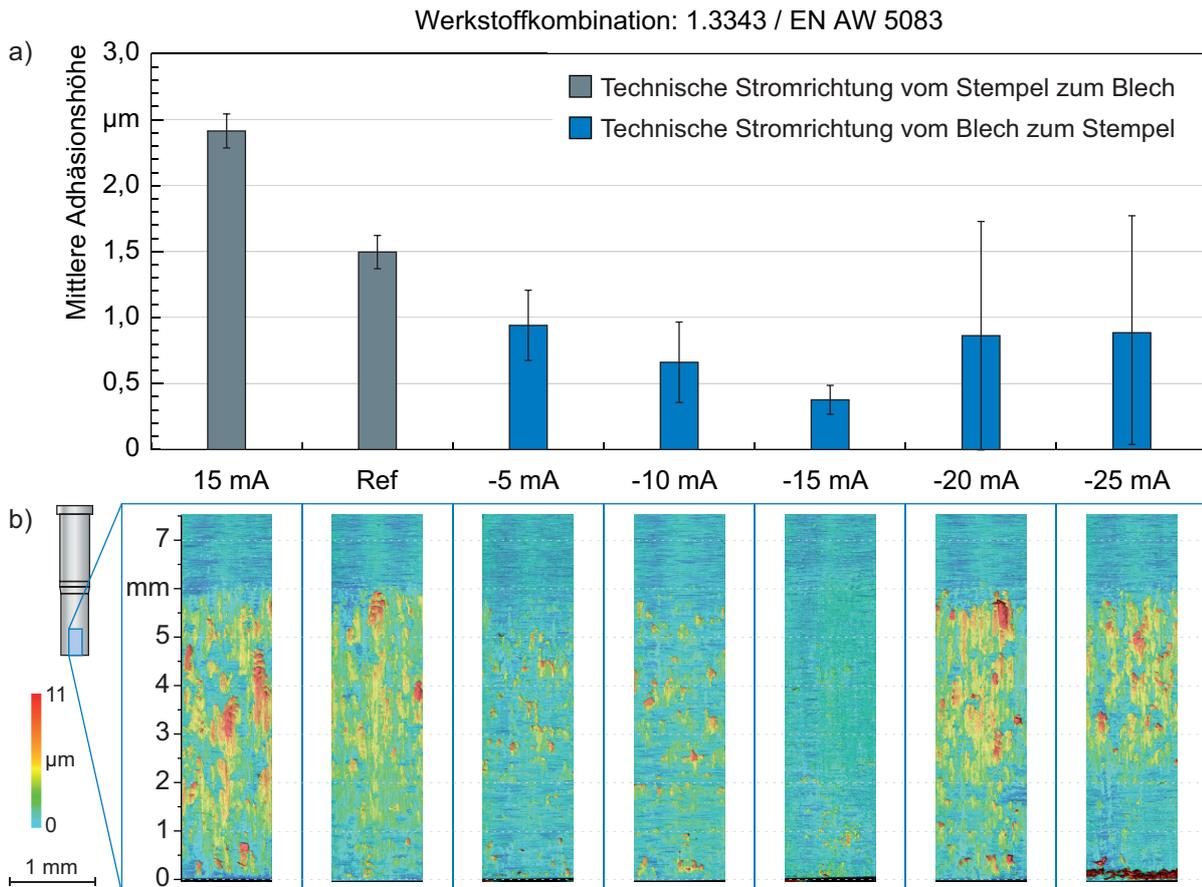


Abbildung 8-25: a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) exemplarische Topographie der Stempel-mantelfläche in Abhängigkeit des externen Stroms und des Referenzfalls ohne äußere Beeinflussung (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: EN AW 5083; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Die Entwicklung der mittleren Adhäsionshöhe bestätigt sich bei Betrachtung der Oberflächentopographien der Stempel-mantelflächen in Abbildung 8-25 b). Zunächst weisen alle Versuche Adhäsionen bis zu einer Mantelflächenhöhe von 6 mm auf. Trotz einer Eintauchtiefe von 8 mm in den Blechwerkstoff sind im Anschluss lediglich sehr kleine vereinzelte Adhäsionen erkennbar. Die größte Menge an Adhäsionen bildet sich im Bereich zwischen 2,5 mm und 6 mm. Auffällig ist, dass bei 15 mA eine große Menge Adhäsionen über die gesamte Stempel-mantelfläche entsteht, während im Falle der Referenz ausgehend von der Schneidkante eine Steigerung der Adhäsionsmenge zu beobachten ist. Im Allgemeinen führt ein Strom vom Blech zum Stempel zu einer geringen Menge an Adhäsionen im Bereich zwischen 0 mm und 2,5 mm. Ausnahmen bilden hierbei die zwei höchsten Stromstärken, bei welchen es vor allem im direkten Bereich der Schneidkante zu einer Ansammlung an Adhäsionen kommt. Dieses Phänomen ist auch bei unterschiedlichen Stromstärken in beide Richtungen zu beobachten.

Wird der Stempel aus Schnellarbeitsstahl gegen den Hartmetallstempel ausgetauscht, dreht sich die Richtung des entstehenden Thermostroms aufgrund dessen Seebeck-Koeffizienten um und

fließt mit einer maximalen Stromstärke von 0,5 mA vom Blech zum Stempel. Dies hat zur Folge, dass im Vergleich zu dem Schnellarbeitsstahl insgesamt geringere Adhäsionsmengen festzustellen sind. Daneben führt ein externer Strom vom Blech zum Stempel nicht mehr zu einer Verringerung, sondern zu einer Steigerung der mittleren Adhäsionshöhe, wie Abbildung 8-26 a) zeigt. Während der Referenzfall eine mittlere Adhäsionshöhe von 1,18  $\mu\text{m}$  aufweist, steigert sich diese bei Stromstärken von -5 mA und -15 mA um etwa 13 % und im Falle eines deutlich höheren Stroms von 50 mA um 36 %. Im Gegensatz dazu resultiert eine technische Stromrichtung vom Stempel zum Blech insgesamt in einer Reduzierung der Adhäsionsmenge. Auch in dieser Versuchsreihe existiert ein stromstärkenabhängiges Minimum, welches mit 50 mA bei einer deutlich höheren Stromstärke liegt. Die relative Senkung der Adhäsionshöhe von 70 % im Vergleich zur Referenz ist ähnlich dem Rückgang bei der thermostromunterdrückenden Werkstoffkombination aus Kapitel 8.5.2. Höhere Ströme führen auch in diesem Fall zu einem erneuten Anstieg der Adhäsionsmenge auf ein mit der Referenz vergleichbares Niveau.

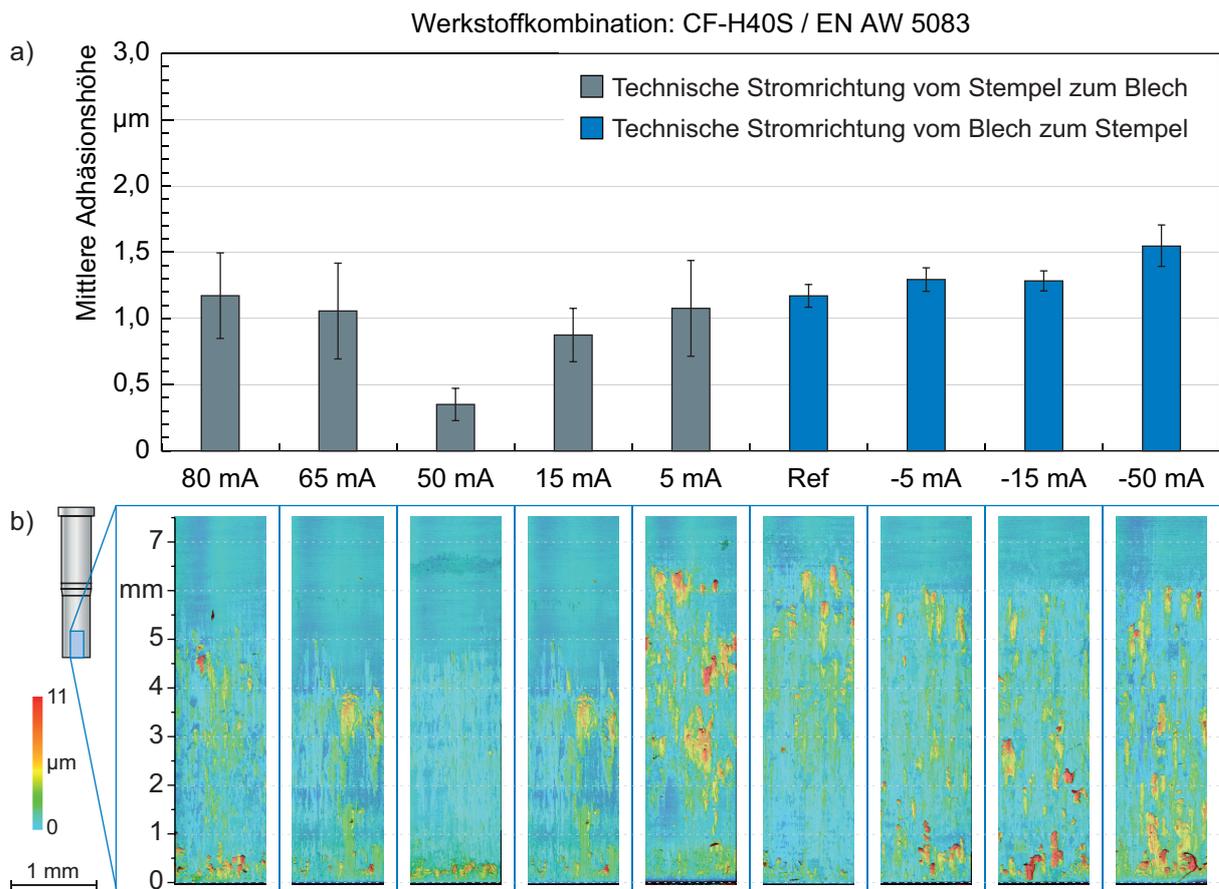


Abbildung 8-26: a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) exemplarische Topographie der Stempel-mantelfläche in Abhängigkeit des externen Stroms und des Referenzfalls ohne äußere Beeinflussung (Stempelwerkstoff: CF-H40S; Blechwerkstoff: EN AW 5083; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Im Hinblick auf die exemplarischen Oberflächentopographien der Mantelfläche des Hartmetallstempels (Abbildung 8-26 b) fällt zunächst auf, dass sich Adhäsionen im Falle einer Stromrichtung vom Blech zum Stempel, wie auch bei den Versuchen zuvor, bis zu einer Höhe von 6 mm bis 6,5 mm bilden und danach nur noch vereinzelt Anhaftungen festzustellen sind. Wird die Stromrichtung jedoch umgedreht, so ist eine Adhäsionsbildung nur noch bis 5 mm zu erkennen, was bedeutet, dass sich nach Durchstoßen des Blechwerkstoffs kaum noch Adhäsionen an der Stempelmantelfläche bilden. Ausnahme bildet hierbei ein externer Strom von -5 mA, der trotz der geringeren Adhäsionshöhe eine mit der Referenz vergleichbare Oberflächentopographie aufweist. Die hohe Standardabweichung der Messungen um den Stempelumfang bestätigt ungleichmäßige Adhäsionsentstehung in diesem Versuch, was auf einen ungleichmäßigen Schneidspalt zurückführbar ist. Durch die im Vergleich zum 1.3343 Stempel gehemmte Adhäsionsentstehung ist die stromrichtungsunabhängige Verstärkung der Adhäsionsmenge an der Schneidkante auch in dieser Versuchsreihe zu beobachten.

### 8.6.3 Untersuchung des Blechwerkstoffs 1.4301

Die Auswirkungen eines in die Kontaktzone zwischen Stempel und Blech eingebrachten Stroms auf die Adhäsionsentstehung bei der Kombination des Edelstahlblechs in Kombination mit dem Stempelwerkstoff 1.3343 zeigt Abbildung 8-27 a). Die mechanischen Eigenschaften des Blechwerkstoffs führen bei diesen Versuchen nicht nur zu einer deutlich höheren Temperatur von maximal 213,0 °C, sondern auch zu einem Thermostrom von 3,97 mA während des Prozesses und 4,86 mA im Rückhub. Die Richtung des Thermostroms ist aufgrund der gleichen Seebeck-Koeffizienten von Edelstahl und der Aluminiumlegierung gleich und vom Stempel zum Blech gerichtet. Bezüglich der Adhäsionsentstehung fällt zunächst auf, dass die mittlere Adhäsionshöhe insgesamt deutlich niedriger ist als bei der Aluminiumlegierung. Die relativen Änderungen zwischen den einzelnen Stromstärken sind dagegen deutlich geringer. Dennoch ist die gleiche Tendenz des Verhaltens der mittleren Adhäsionshöhe in Abhängigkeit des angelegten Stroms erkennbar.

Genau wie bei der Kombination des Schnellarbeitsstahls mit dem Aluminiumblech führt auch hier das Einleiten eines dem Thermostrom gleichgerichteten Stroms mit einer Höhe von 50 mA zu einer Steigerung der mittleren Adhäsionshöhe. Während die Referenz einen Wert von 0,66  $\mu\text{m}$  aufweist, führt der eingeleitete Strom zu einer Verdoppelung auf 1,32  $\mu\text{m}$ . Konträr dazu reduziert sich die Adhäsionsmenge bei einem entgegengesetzten Strom bis zu einem Minimum von 0,44  $\mu\text{m}$  bei -50 mA, welches nur geringfügig niedriger ist als die 0,46  $\mu\text{m}$  bei -75 mA. Insgesamt entspricht das einer Reduzierung von 34 % im Vergleich zur Referenz. Eine Stromstärke von 75 mA resultiert, vergleichbar mit den Versuchen zuvor, in einem deutlichen Anstieg der Adhäsionsmenge. Im Falle des Edelstahlblechs konnte über alle

Versuche hinweg eine deutlich höhere Standardabweichung der mittleren Adhäsionshöhe im Vergleich zu den anderen Versuchsreihen beobachtet werden.

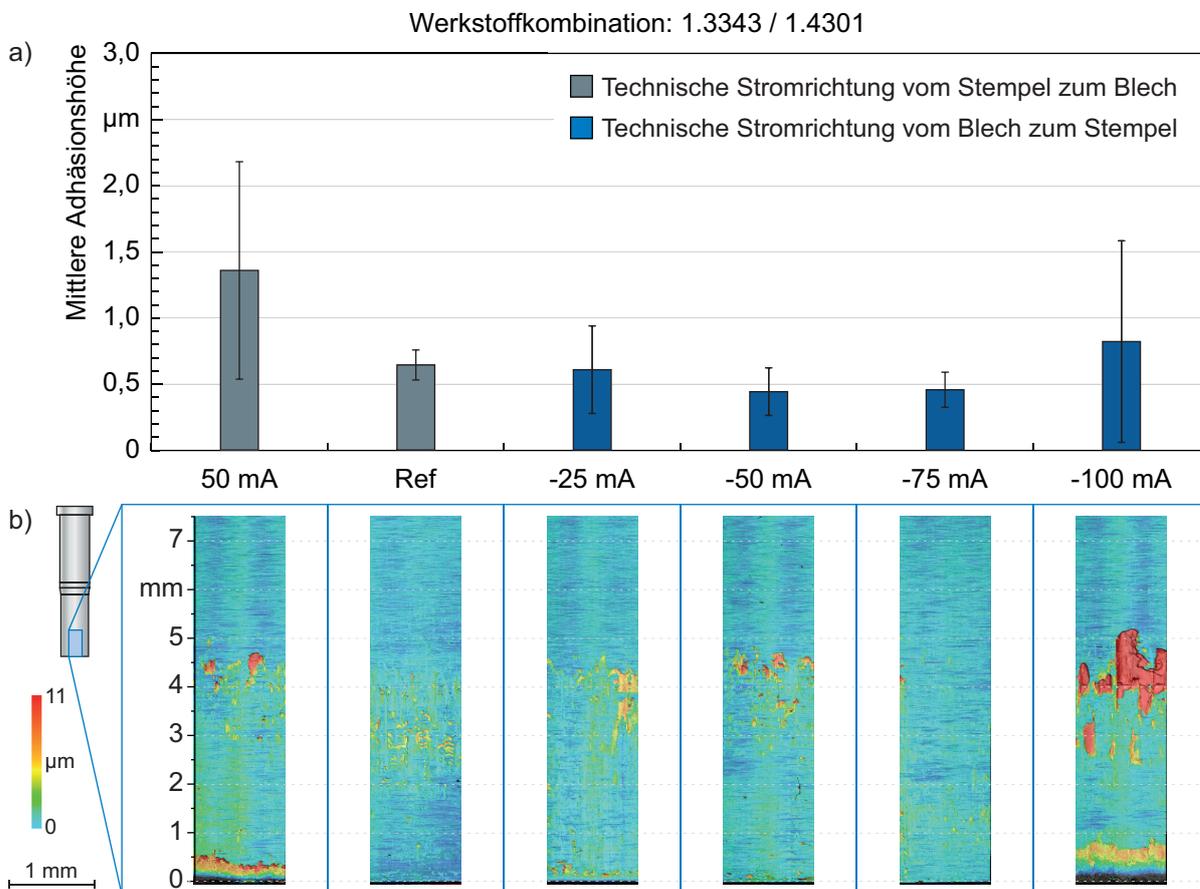


Abbildung 8-27: a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) exemplarische Topographie der Stempel-mantelfläche in Abhängigkeit des externen Stroms und des Referenzfalls ohne äußere Beeinflussung (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: 1.4301; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Dieses Phänomen kann unter anderem durch die Oberflächentopographien in Abbildung 8-27 b) erklärt werden. So zeigt sich sowohl bei -50 mA als auch bei 100 mA Kaltaufschweißungen in außergewöhnlichen Ausmaßen. Nicht nur an der Stempelschneidkante ist hier eine starke Adhäsionsentstehung beobachtbar, sondern auch im Bereich zwischen 3 mm und 5 mm. Verglichen mit der Ausprägung der Adhäsionsentstehung beim Aluminiumblech (Abbildung 8-25 b) bilden sich beim Edelstahlblech nicht nur insgesamt weniger Adhäsionen, sondern der Bereich Adhäsionsbildung verkürzt sich. Während die untere Grenze bei 2 mm konstant bleibt, entstehen Kaltaufschweißungen beim Edelstahl nur bis zu einer Stempelhöhe von 4,5 mm. Daneben ist bei den maximalen Adhäsionshöhen bei 50 mA und -100 mA eine deutliche Ansammlung von Adhäsionen an der Schneidkante zu verzeichnen. Diese ist auch bei -25 mA, -50 mA und -75 mA festzustellen, jedoch in deutlich geringerem Ausmaß.

## 9 Diskussion und Ableitung von Wirkzusammenhängen

### 9.1 Grundlegende Adhäsionsinitiierung

In den meisten trockenen Versuchen, unabhängig ob mit Beeinflussung oder ohne, konnten bereits nach wenigen Schneidoperationen Adhäsionen an der Stempelmantelfläche festgestellt werden. Auswirkungen der Kaltaufschweißungen äußern sich in einem Anstieg der Kräfte sowie einer in radialer Richtung ungleichmäßigen Schnittflächen. Dies ist vor allem im Falle des Blechwerkstoffs 1.4301 aufgrund seiner höheren Festigkeit zu erkennen. Beispielhaft sei hier der in Abbildung 8-18 dargestellte Kraftverlauf beim Schneiden mit einem relativen Schneidspalt von 1 % und einer Geschwindigkeit von 50 mm/s genannt. Hier konnte bereits in der ersten Schneidoperation eine leichte Schwingung im Kraftsignal während des Rückhubs festgestellt werden. Im zweiten Hub stieg die Amplitude der Schwingung im Kraftsignal nochmals deutlich an und verblieb im Anschluss auf diesem Niveau. Beispielhaft ist diesbezüglich die Entwicklung des Kraftverlaufs im Anhang dieser Arbeit (Kapitel 13.3) dargestellt. Zurückzuführen ist diese Schwingung auf eine erhöhte Reibung, welche die Adhäsionshügel im Rückhub durch Furchung in der Schnittfläche verursachen. In Abbildung 8-18 c) ist eine solche Furche in der Schnittfläche erkennbar.

Die Entstehung der Kaltaufschweißungen wird dabei stets an Oberflächenrauigkeiten initiiert. Zu sehen ist dies in Abbildung 9-1 a), welche exemplarisch den Bereich um die Schneidkante eines 1.3343 Stempels zeigt. Adhäsionen sind in diesem Bild dunkel, während der Grundwerkstoff heller erscheint. Die Aufnahmen erfolgten mit dem Rasterelektronenmikroskop JSM-6490 der Firma Jeol Germany GmbH, Eching. Analog zu Oberflächenunstetigkeiten verstärken auch die bereits entstandenen Adhäsionen lokal deren Entstehung, weswegen Kaltaufschweißungen immer eine neue Keimzelle weiterer Anhaftungen darstellen. In der Folge entsteht eine schuppenförmige Struktur der Kaltaufschweißungen. Zusätzlich wachsen die Adhäsionen nach ihrer Initiierung in Bewegungsrichtung an. Dabei ist vorrangig eine Wachstumsrichtung zum Stempelkopf hin festzustellen. Ähnliches konnten auch Groche und Nitzsche (2008) feststellen, die ebenfalls ein Wachstum der Adhäsionen entgegen der Relativbewegung von Werkzeug und Blech beobachteten. Auf dieser Grundlage ist davon auszugehen, dass das Adhäsionswachstum vor allem im Rückhub stattfindet. Die zyklische Änderung des zuvor erwähnten Kraftsignals deutet darüber hinaus auf eine Abscherung einzelner Adhäsionen hin, welches nach diesen Erkenntnissen während des eigentlichen Scherschneidprozesses erfolgt. Dieses Verhalten bestätigt auch Abbildung 9-1 a), auf welcher zu sehen ist, dass der Bereich um die Schneidkante frei von Adhäsionen ist. Da diese Bereiche während des Rückhubs kaum mit dem Stanzgitter in Berührung kommen, können sich auch in dieser Phase keine Adhäsionen bilden. Während

des Scherschneidprozesses sind die Flächenpressungen an der Schneidkante hingegen so groß, dass Kaltaufschweißungen direkt wieder abgetragen werden. Dieses Verhalten konnte auch von anderen Forschern bestätigt werden (M. Kanji und D.K. Pal, 1969)

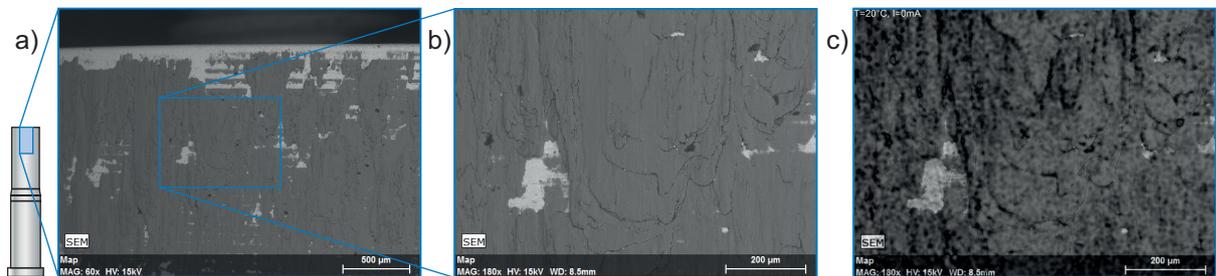


Abbildung 9-1: REM-Aufnahmen a) der Schneidkante eines 1.3343-Stempels, b) eines Detailschnitts, und c) der Verteilung von Sauerstoff (Blechwerkstoff: EN AW 5083; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)

Dabei bewirken sowohl die Oberflächenrauigkeiten als auch die Kaltaufschweißungen auf der Stempelmantelfläche einen mechanischen Abtrag der Oxidschicht des Blechwerkstoffs, wodurch die Adhäsionsentstehung begünstigt wird. Dies ist erkennbar an der in Abbildung 9-1 c) dargestellten EDX-Aufnahme, welche die Verteilung des Sauerstoffs in dem Bildausschnitt aus Abbildung 9-1 b) in Form schwarzer Einfärbung an den Adhäsionshügeln zeigt. So fällt auf, dass es besonders an scharfen Kanten der Adhäsionen zu einer Ansammlung von Sauerstoff, erkennbar an den dunklen Bereichen, kommt. Im Bereich flacherer Adhäsionen konnte dieses Phänomen nicht beobachtet werden und der Sauerstoff war gleichmäßig verteilt. Die fortschreitende Adhäsionsentstehung an den Adhäsionen selber wird somit neben der durch Furchung entstehenden hohen Temperaturen und Spannungsspitzen durch den mechanischen Abtrag der Oxidschicht begünstigt. Nach Bhus (1995) ist die Adhäsionsbildung an diesen Unstetigkeiten ebenfalls auf die erhöhte Oberflächenenergie zurückzuführen, weswegen jede Art des Verschleißes an Oberflächendefekten, wie beispielsweise Nanokratern, entsteht.

## 9.2 Auswirkungen des Thermostroms auf die Adhäsionsentstehung

Die Seebeck-Koeffizienten von Stempel- und Blechwerkstoff haben einen signifikanten Einfluss auf die beim Scherschneiden entstehenden thermoelektrische Ströme sowie die Menge an Kaltaufschweißungen, welche nach neun aufeinanderfolgenden Hub an der Stempelmantelfläche zu beobachten sind. Da über alle Versuche der gleiche Blechwerkstoff mit unveränderten Prozessparametern geschnitten wurde, ist der Energieeintrag und somit auch die in der Kontaktzone von Stempel und Blech entstehende Temperatur identisch. Dementsprechend können die Unterschiede in der Adhäsionsentstehung nicht über die vorherrschende Temperatur begründet werden. Aufgrund konstanter Prozessparameter stellen die auftretenden Thermostrome somit die einzige variative Größe des Prozesses dar.

Voraussetzung der Entstehung von Adhäsionen ist im Werkstoffspektrum der Metalle das Aufbrechen der Oxidschichten in den mikroskopischen Berührungspunkten. In der Folge entsteht ein inniger Kontakt zwischen zwei hochreaktiven rein metallischen Oberflächen. Da sich die an der Oberfläche befindlichen Atomrümpfe im Hinblick auf ihre Elektronenkonfiguration nicht im Gleichgewichtszustand befinden, entsteht durch den Austausch von Elektronen eine chemische Bindung zwischen den beiden Metallen, welche in der Regel stärker ist als die kohäsiven Bindungen. Mit weiterer Relativbewegung erfolgt eine Werkstofftrennung im kohäsiv schwächer gebundenen Partner und Material wird auf den stärker gebundenen Partner übertragen. Aufgrund der Werkstoffhärten kommt es beim Scherschneiden und Umformen zum Anhaften von Blechwerkstoff an den Aktivelementen. Die zur Bindung führenden chemischen Prozesse sind dabei stark von der Temperatur bestimmt. So erhöht die mit der Temperatur steigende Gitterschwingung die Wahrscheinlichkeit einer chemischen Bindung zwischen den Kontaktpartnern. Darüber hinaus senkt die hohe Temperatur in den Mikrokontakten die Werkstofffestigkeit, wodurch sich diese leichter verformen und das Aufbrechen der Oxidschicht begünstigt wird. Durch die einhergehende Vergrößerung der Kontaktfläche steigt darüber hinaus die Anzahl der Berührungspunkte, in welchen die Kontaktpartner wechselwirken können. Folglich steigern hohe Temperaturen die Adhäsionsentstehung.

Während der Reibung entstehende thermoelektrische Phänomene bewirken einen zusätzlichen Stromfluss in den Mikrokontakten, welcher die ablaufenden chemischen und physikalischen Prozesse beeinflusst. Ein Vergleich der Thermostrome zwischen den Stempelwerkstoffen 1.3343 und CF-H40S zeigt, dass trotz gleicher betragsmäßiger Stromstärken die Menge an Kaltaufschweißungen deutlich variiert. Aufgrund dessen kann Joule'sche Wärme als hauptsächlicher Einflussfaktor ausgeschlossen werden, da diese nicht von der Stromrichtung, sondern nur von der Stromstärke abhängt und deren Anteil unabhängig vom Stempelwerkstoff als konstant anzusehen ist (Weißgerber, 2008, S. 134).

Eine Erklärung für den Einfluss des thermoelektrischen Stroms auf die Adhäsionsentstehung kann aus dem Bereich der Elektrotechnik auf die Adhäsionsentstehung übertragen werden. So laufen in den Mikrokontakten Prozesse ab, welche vergleichbar mit der in Kapitel 2.5.4 dargestellten Elektromigration sind. Da der Strom in der Kontaktfläche zwischen Stempel und Blech lediglich über stochastisch verteilte Berührungspunkte fließen kann, entstehen in den Mikrokontakten hohe Stromdichten. Dabei kommt es zu Wechselwirkungen zwischen den Elektronen und dem Metallgitterionen. Zum einen induziert das durch den Fluss von Ladungsträgern entstehende elektrische Feld eine elektrostatische Kraft, welche entgegen dem Elektronenfluss gerichtet ist. Zum anderen kommt es zu Kollisionen zwischen Ionen und Elektronen, bei welchen es zum Übertrag kinetischer Energie kommt. In der Folge wirkt auf

die Gitterionen eine Stoßkraft, die in Elektronenflussrichtung gerichtet ist. Dargestellt sind diese Wechselwirkungen in Abbildung 9-2. Da die Stoßkraft betragsmäßig deutlich stärker ist, überwiegt insgesamt die Kraft in Elektronenflussrichtung, welche eine gerichtete Migration der Gitterionen bewirkt. Aufgrund der hohen Bindungsenergie der Atome im Gitter sowie des Mangels an Fehlstellen muss in voluminösen elektrischen Leitern eine hohe Aktivierungsenergie erreicht werden, um diesen Prozess zu starten. In den Mikrokontakten stellt sich dies anders dar. Aufgrund der vorangegangenen plastischen Deformation der Mikrokontakte existiert dort eine hohe Anzahl an Fehlstellen. Darüber hinaus sind die Ionen am Rand des Gitters durch ihre Elektronenkonfiguration weiterhin bestrebt, chemische Bindungen einzugehen, vor allem nach dem Aufbrechen der Oxidschicht.

In der Folge ist die Aktivierungsenergie in den Mikrokontakten deutlich verringert und die Auswirkungen des elektrischen Stromflusses laufen frühzeitig und schnell ab. Unter anderem erklärt sich so auch die deutliche Steigerung der Reaktivität der Metalle unter einer Reibbelastung (Fischer, 1992).

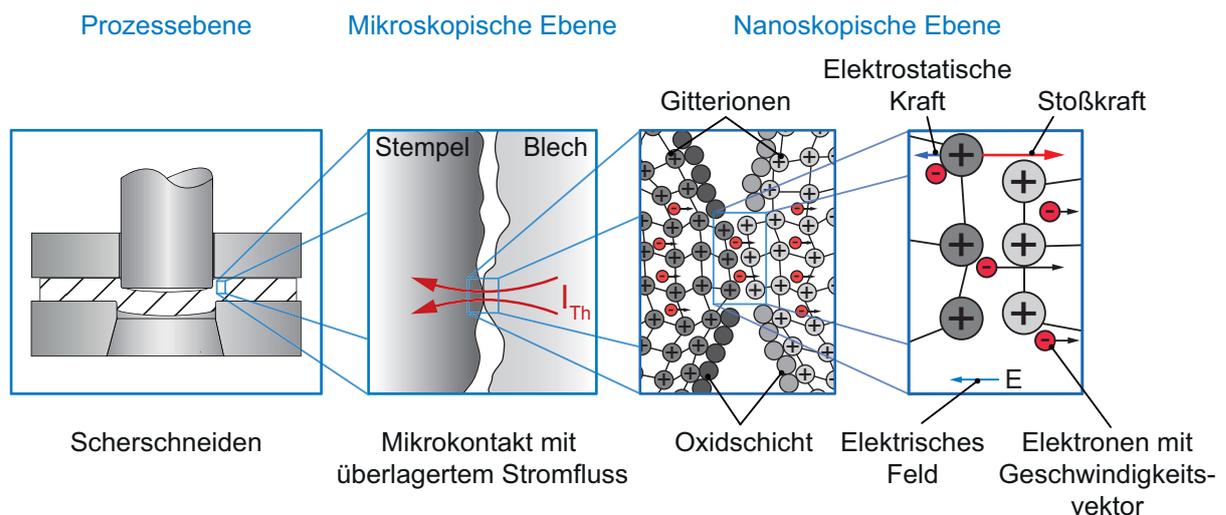


Abbildung 9-2: Adhäsionsbeeinflussende Wechselwirkungen zwischen Elektronen und Gitteratomen in den Mikrokontakten von Stempel- und Blech

Darüber hinaus lässt die geringe Zeitspanne der Interaktion der Mikrokontakte darauf schließen, dass die auf die Atomrümpfe wirkende Kraft zu einer Gitterverzerrung im elastischen Bereich führt, deren Ausprägung von den kohäsiven Kräften im Metallgitter abhängt. Aufgrund der schwächeren Kräfte wird beim Scherschneiden und Umformen der Blechwerkstoff in nanoskopische Oberflächenfehler gedrückt, wobei der dadurch resultierende innigere Kontakt eine chemische Reaktion begünstigt. Aus diesen Gründen geht eine technische Stromflussrichtung vom Stempel zum Blech über alle Versuche mit einer erhöhten Menge an Adhäsionen einher. Gemäß der Definition fließen in diesem Fall die Elektronen in die entgegengesetzte Richtung. Dementsprechend induziert der Elektronenfluss eine Kraft, die das

Aufschweißen des Blechwerkstoffs und somit den Materialübertrag verstärkt. Dreht sich die technische Stromrichtung um, fließen die Elektronen vom Stempel zum Blech und erzeugen eine in diese Richtung wirkende Kraft. In der Folge wird die Adhäsionsentstehung gehemmt. Durch die hohen kohäsiven Kräfte des gehärteten Werkzeugwerkstoffs kommt es jedoch zu keinem Materialübertrag in die andere Richtung. Ansonsten würde der Stempel adhäsiven Verschleiß aufweisen (Sikorski, 1964).

Ein möglicher Einfluss des Peltier-Effekts, wie ihn verschiedene Quellen nennen, kann aufgrund der verwendeten Werkstoffe vernachlässigt werden. Um einen deutlichen Temperaturunterschied durch den Peltier-Effekt zu erreichen, muss ein Werkstoff neben einem hohen Seebeck-Koeffizienten eine gute elektrische Leitfähigkeit und eine geringe Wärmeleitfähigkeit aufweisen. Aus diesem Grund bestehen Peltier-Elemente in der Regel aus in Reihe geschalteten Paaren von dotierten Halbleitern. Für eine gute thermoelektrische Performance, also eine merkliche thermoelektrisch bedingte Abkühlung, benötigt ein Werkstoff einen Seebeck-Koeffizienten von mindestens  $150 \mu\text{V/K}$  (Tritt und Subramanian, 2006).

Gleiche Seebeck-Koeffizienten von Stempel und Blech verhindern die Entstehung von Thermoströmen und führen im Hinblick auf die Adhäsionsentstehung zur geringsten Menge an Adhäsionen. Dies kann auf Kreisströme auf mikroskopischer Ebene, ähnlich den bereits in Kapitel 8.4.3 erwähnten Ausgleichsströmen, zurückgeführt werden. So fließen Thermoströme nicht nur in eine Richtung, wie das Messsignal annehmen lässt, sondern transversal zwischen den in Kontakt stehenden Oberflächen in beide Richtungen (Späth, 1953). Ursache hierfür sind Abweichungen vom makroskopisch ermittelten thermoelektrischen Verhalten einzelner Mikrokontakte, welche durch die Werkstoffinhomogenität auf mikroskopischer Ebene hervorgerufen werden. Beispielhaft seien hier die Kornorientierung, der Umformgrad und die inhomogenen Verteilungen von Legierungselementen und Temperatur genannt. Auch der elektrische Widerstand des jeweiligen Berührungspunkts wirkt sich dementsprechend auf den Stromfluss aus. Aufgrund dessen fließt immer ein gewisser Anteil des elektrischen Stroms, unabhängig von der mit der Strommesszange ermittelten Richtung, auch in die entgegengesetzte Richtung. Wird ein Strom mit der adhäsionsreduzierenden technischen Stromrichtung vom Blech zum Stempel ermittelt, kommt es somit in vereinzelt Mikrokontakten zu einer umgekehrten Stromrichtung, welche den Verschleiß begünstigt.

Darüber hinaus bewirkt der Stromfluss in Abhängigkeit des elektrischen Widerstands eine Erwärmung des Mikrokontakts aufgrund Joule'scher Wärme. Nach übereinstimmenden Meinungen kann es dadurch bereits bei niedrigen Flächenpressungen und Relativgeschwindigkeiten zu einem Aufschmelzen eines der Kontaktpartner kommen (Opitz, Ostermann und Gappisch, 1958, Ber und Goldblatt, 1989, Bowden und Thomas, 1954). Erstarrt

die Schmelze im Anschluss wieder, wird, unabhängig von der Stromrichtung, der Werkstoff mit dem niedrigeren Schmelzpunkt auf die Oberfläche des anderen Werkstoffs übertragen.

Die verstärkte Bildung von Adhäsionen an der Stempelschneidkante kann in erster Linie auf die mechanischen Eigenschaften des Edelstahlstempels zurückgeführt werden. Trotz der geringen mechanischen Härte des Aluminiumblechwerkstoffs bewirken die Belastungen an der Schneidkante durch elastische und plastische Deformationen ein Aufpilzen des Stempelwerkstoffs. Die während des Scherschneidprozesses auftretende Vergrößerung des Stempelradius von 10  $\mu\text{m}$  wurde anhand der Finiten Elemente Methode mit dem Programm Abaqus der Firma Dassault Systèmes Simulia Corporation, Johnston (USA) ermittelt. Daraus ergibt sich eine kontinuierliche, sich selbst verstärkende Bildung von Adhäsionen. So führt die Geometrieänderung des Stempels zu einer Verkleinerung des Schneidspalts, was mit erhöhter Belastung einhergeht, und so wiederum die Adhäsionsentstehung begünstigt. Die Adhäsionen selber führen ebenfalls zu einem kleineren Schneidspalt und zu höheren Flächenpressungen. Die adhäsionsreduzierende Wirkung des Edelstahls in Kombination mit der Deformation des Stempels verhindert ein weiteres Wachstum der Adhäsionen, so dass diese nur an der Schneidkante auftreten.

Qualitativ bestätigen dies auch Gefügeaufnahmen des Stempels, aufgenommen in der Mitte und im Randbereich, über eine longitudinale Höhe von einem Millimeter, welche in Abbildung 9-3 dargestellt sind. Hierfür wurde der Stempel aufgetrennt und die Werkstoffproben im Anschluss mit einer Behara-II Lösung geätzt. Dadurch ist Delta-Ferrit und Austenit durch eine bläuliche Farbe gekennzeichnet, während der verformungsinduzierte Martensit eine braune Färbung annimmt. Die signifikante Zunahme des Martensitanteils im Randbereich des Stempels beweist die plastische Verformung des Stempels. Denn während spannungsinduzierter Martensit bei Stahlwerkstoffen nur an den gleichen Keimstellen wie thermisch induzierter Martensit entsteht, bildet sich verformungsinduzierter Martensit an durch plastische Verformung neugebildeten Keimstellen (Olson und Cohen, 1975). Letzteres trifft auf den Stempelrandbereich in diesem Fall zu und bestätigt somit die plastische Verformung des Stempels. Daneben geht die Gefügewandlung mit einer Änderung des Seebeck-Koeffizienten einher, was den thermoelektrischen Stromfluss lokal verstärkt. Zusammen mit der vermehrten Anzahl an Mikrokontakten, bei welchen die Oxidschicht aufbricht, nimmt die Adhäsionsmenge nahe der Schneidkante deutlich zu.

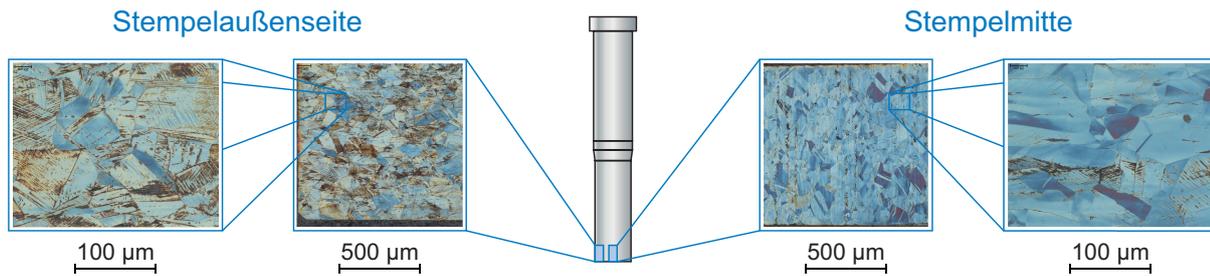


Abbildung 9-3: Gefügebilder des Stempels aus dem Edelstahl 1.4301 aus dem Randbereich sowie des mittleren Bereiches nahe der Stirnfläche

### 9.3 Auswirkung eines extern geregelten Stroms auf die Adhäsionsentstehung

Über alle Kombinationen aus Stempel- und Blechwerkstoff bewirkte sowohl die Höhe der externen Ströme als auch deren Richtung eine Änderung der nach neun Hub entstehenden Menge an Kaltaufschweißungen an der Stempelmantelfläche.

Dies kann auf verschiedene Phänomene auf mikroskopischer Ebene zurückgeführt werden, welche auf der zunächst dargestellten Basis ablaufen. So ist in jedem Referenzfall, unabhängig von der untersuchten Werkstoffkombination, ein gewisser Stromfluss im kurzgeschlossenen Zustand messbar, dessen Richtung von den Seebeck-Koeffizienten von Stempel- und Blechwerkstoff bestimmt wird. Jedoch ist aufgrund der Ergebnisse aus den Schmierstoffversuchen (Kapitel 8.4.3) und der Variation des Seebeck-Koeffizienten (Kapitel 8.5.2) davon auszugehen, dass ein Teil des elektrischen Potentialausgleichs in der Kontaktzone in Form von Kreisströmen abläuft, wie in Abbildung 9-4 b) zu sehen ist. Wird nun der Thermostrom durch einen extern geregelten Strom beeinflusst, kommt es zu einer Überlagerung der beiden Ströme. Der Anteil des Thermostroms, der im Kurzschlussfall von der Strommesszange erfasst wird, stellt im Regelkreis die Störgröße dar und wird somit bei der Regelung durch die Source-Measure-Unit berücksichtigt. Die in den einzelnen Mikrokontakten fließenden Ströme können im Gegensatz dazu nicht erfasst werden, weswegen es hier zeitgleich zu einer Senkung, einer Verstärkung, einer Kompensation sowie einer Richtungsumkehr des Stroms kommt.

Über alle Werkstoffkombinationen reduziert ein externer Strom, welcher dem entstehenden Thermostrom entgegengerichtet ist, die Menge an Adhäsion an der Stempelmantelfläche. Der Grad der Reduzierung hängt dabei von der geregelten Stromstärke ab. Während ein zu schwacher Strom sich nicht wesentlich auf die Adhäsionsentstehung auswirkt, resultiert ein zu hoher Strom in einem Anstieg der Adhäsionsmenge. Eine an die Werkstoffkombination angepasste Stromstärke führte bei jeder Versuchsreihe zu einem Minimum an Kaltaufschweißungen. Dieses Verhalten ist auf die Stromdichte in den Mikrokontakten und die Wechselwirkungen zwischen Elektronen und Atomgitter sowie dadurch ausgelöste physikalischen Effekte zurückzuführen. Eine Korrelation zwischen der idealen externen Strom-

und der Thermostromstärke konnte nicht festgestellt werden. Ein Vergleich der Stempelwerkstoffe 1.3433 und CF-H40S sowie der jeweiligen zum Adhäsionsminimum führenden Stromstärke lässt vermuten, dass letztere von weiteren Kennwerten, wie beispielsweise die elektrische Leitfähigkeit beider Kontaktpartner, abhängt.

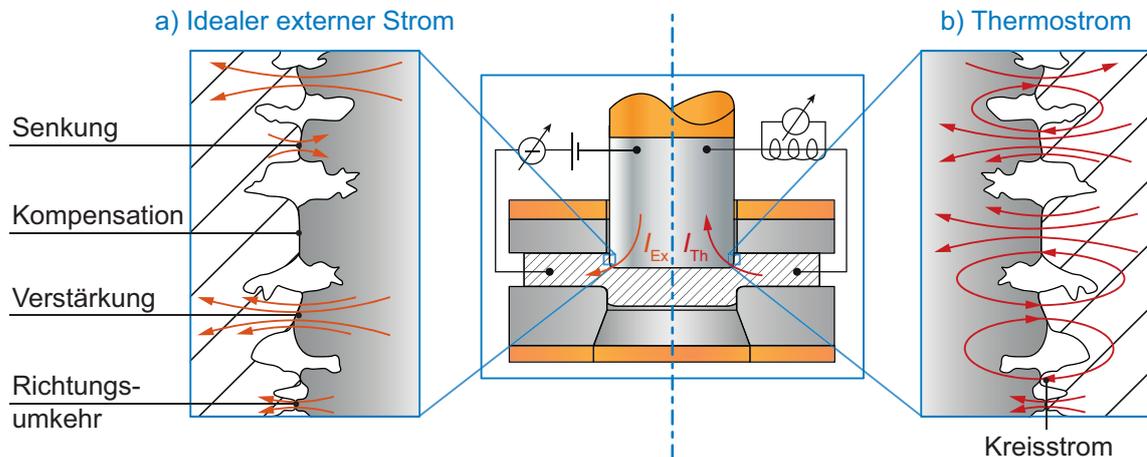


Abbildung 9-4: Vergleich des qualitativen Stromflusses auf mikroskopischer Ebene mit (a) und ohne (b) äußerer Beeinflussung des Thermostroms

Eine zu geringe externe Stromstärke wirkt sich kaum auf auftretende Thermostrome und den Entstehungsprozess chemischer Bindungen aus und ändert daher die Adhäsionsmenge nicht. Ist hingegen die extern geregelte Stromstärke an die Werkstoffkombination angepasst, kommt es in den meisten Mikrokontakten in Abhängigkeit des ursprünglichen Thermostroms entweder zu einer Senkung oder einer Kompensation, was aufgrund der Wechselwirkungen mit dem Metallgitter adhäsionshemmend wirkt. In der Folge ist eine Verringerung der Adhäsionsmenge zu beobachten.

Mit weiterer Zunahme der Stromstärke nimmt die Stromdichte in den Mikrokontakten kontinuierlich zu. Fließen sehr viele Elektronen durch einen Mikrokontakt, steigt die Anzahl an Kollisionen zwischen Elektronen und dem Atomgitter, anderen Elektronen und Phononen. Da bei jedem Zusammenstoß kinetische Energie der Ladungsträger in ungerichtete Gitterschwingung umgewandelt wird, kommt es zu einer Joule'schen Erwärmung. Folglich steigt die Wahrscheinlichkeit, dass dieser zusätzliche Wärmeeintrag die Temperatur in den Mikrokontakten, die bereits durch die Dissipation vorangegangener plastischer Deformation deutlich erwärmt wurden, bis über den Schmelzpunkt eines Kontaktpartners hinaus erhöht. Der aufgeschmolzene Werkstoff haftet teilweise auf den Kontaktpartner und erstarrt wieder und es kommt, unabhängig von der Stromrichtung, zu einem von der Stromstärke abhängigen Materialübertrag. Da die Anzahl an aufgeschmolzenen Mikrokontakten mit der Stromdichte steigt, führen hohe Regelströme zwischen den reibenden Oberflächen zu einer erneuten Zunahme der Adhäsionsmenge.

Dieses Phänomen ist ebenfalls der Grund für die über annähernd alle extern beeinflussten Versuche feststellbare stromrichtungsunabhängige Zunahme der Adhäsionen im Bereich bis 0,5 mm Abstand von der Stempelstirnfläche. Bedingt durch den über den gesamten Scherschneidprozess konstanten Stromfluss der Source-Measure-Unit entstehen mit dem Kontakt von Stempel und Blech sehr hohe Stromdichten aufgrund der geringen Kontaktfläche. Erst mit zunehmender Eintauchtiefe des Stempels in den Blechwerkstoff nimmt die Adhäsionsentstehung ab. Aus diesem Grund kommt es zu Beginn des Eintauchens zu einer Überkompensation, welche die Adhäsionsentstehung begünstigt.

Weisen sowohl der extern angelegte Strom als auch der entstehende Thermostrom die gleiche Flussrichtung auf, verstärkt sich der Stromfluss in den meisten Mikrokontakten und die Adhäsionsmenge nimmt wiederum zu.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass in Abhängigkeit der Stromhöhe drei Phänomene dominieren. Ist die Stromdichte in den Mikrokontakten zu gering, sind die Wechselwirkungen zwischen Elektronen, Phononen und Gitterionen zu gering und die Auswirkungen dadurch vernachlässigbar. Mit zunehmender Stromdichte induziert der Elektronenfluss aufgrund von Kollisionen mit dem Metallgitter eine Kraft auf die Ionen, welche je nach Wirkrichtung die Adhäsionsentstehung hemmt oder verstärkt. Ausgehend von Kapitel 8.5.2 entsteht eine geringe Adhäsionsmenge, wenn der Strom in den meisten Mikrokontakten durch den externen Strom entweder kompensiert wird oder mit einer technischen Stromrichtung vom Blech zum Stempel fließt. Ist die Stromdichte in den Mikrokontakten hingegen zu hoch, kommt es zu einem stromrichtungsunabhängigen Materialübertrag aufgrund des Aufschmelzens eines Kontaktpartners. Aus diesem Grund korreliert die Adhäsionsmenge neben der Härte auch mit dem Schmelzpunkt der Kontaktpartner (Sikorski, 1964).

## 10 Übertragbarkeit der Erkenntnisse auf den Tiefziehprozess

Um den Geltungsbereich der bislang dargestellten Ergebnisse zu bewerten und die Übertragbarkeit der beim Scherschneiden identifizierten Zusammenhänge zu verifizieren, werden im Rahmen von Modul 4 zunächst die beim Tiefziehen auftretenden Prozesskräfte, Temperaturen und Thermostrome dargestellt, um die sich aus den verfahrensspezifischen Charakteristika (Abbildung 6-1) ergebenden Unterschiede gegenüber dem Scherschneiden aufzuzeigen. Da die höchsten Temperaturen beim Tiefziehen verfahrensbedingt zwischen Ziehring und Blech auftreten, liegt das Augenmerk auf deren Kontaktzone.

Im Anschluss erfolgt eine externe Beeinflussung der in der Kontaktzone auftretenden thermoelektrischen Ströme sowie eine Bewertung der Kaltaufschweißungen am Ziehradius analog zu den Scherschneidversuchen in Kapitel 8.6. Hierfür kommen die Blechwerkstoffe EN AW 5083 und 1.4301 sowie der Kaltarbeitsstahl 1.2379 als Aktivelementwerkstoff zur Anwendung. Da für die Tiefziehversuche kein Ziehring aus Hartmetall zur Verfügung stand, wurde zur Ableitung eines Temperaturwerts aus dem gemessenen Thermospannungssignal eine Kalibrierkurve zwischen dem Kaltarbeitsstahl 1.2379 und den beiden Blechwerkstoffen ermittelt. Diese sind, genau wie die erweiterte Messunsicherheit, in Kapitel 13.4 dargestellt.

### 10.1.1 Charakteristik der Temperatur- und Thermostromverläufe

Abbildung 10-1 zeigt die beim Tiefziehen auftretenden Stempelkräfte, Temperaturen und Thermostrome in Abhängigkeit des Blechwerkstoffs.

Analog zum Scherschneiden weisen alle Kurven, welche über mindestens 12 Hub gemittelt wurden, trotz der unterschiedlichen Ziehtiefe von 11 mm beziehungsweise 12 mm, verfahrenscharakteristische Ausprägungen auf. Nachdem der Niederhalter das Blech klemmt, beginnt Phase 2 des Tiefziehprozesses mit dem Aufsetzen des Stempels im Falle des Aluminiumblechs (Abbildung 10-1 a) bei -10,2 mm. Die Stempelkraft steigt stetig bis zum Maximum am unteren Umkehrpunkt von 9,3 kN. Die Änderung der Steigung bei -2,7 mm signalisiert den Übergang von der Ausbildung des Bodenbereichs zum eigentlichen Tiefziehen und zur Verlagerung der Umformzone in den Flanschbereich. Die Temperatur- sowie die Thermostromkurve besitzen eine annähernd übereinstimmende Charakteristik. Bei -8,3 mm entsteht ein messbares Temperatursignal von 19,5 °C, welches im Anschluss zusammen mit dem Thermostrom ansteigt. Dies lässt darauf schließen, dass die temperaturbedingte Änderung des Seebeck-Koeffizienten gering ist und die Kontaktausprägung und der dadurch bestimmte Übergangswiderstand annähernd konstant bleibt, sodass die Thermostromkurve hauptsächlich vom Temperaturverlauf bestimmt wird. Die plateauartige Ausprägung der Temperaturkurve entsteht, da sich das Blech um den Ziehring biegt, wodurch kältere Kontaktstellen entstehen und die Temperatur so annähernd konstant bleibt. Mit dem Beginn des Fließens des

Blechwerkstoffs steigt die Temperatur sowie der Thermostrom erneut bis zum Maximum an, welches sich aufgrund der abnehmenden Pressengeschwindigkeit kurz vor dem unteren Umkehrpunkt befindet. Dabei führt eine Temperatur von 37,3 °C zu einem maximalen Thermostrom von 0,7 mA.

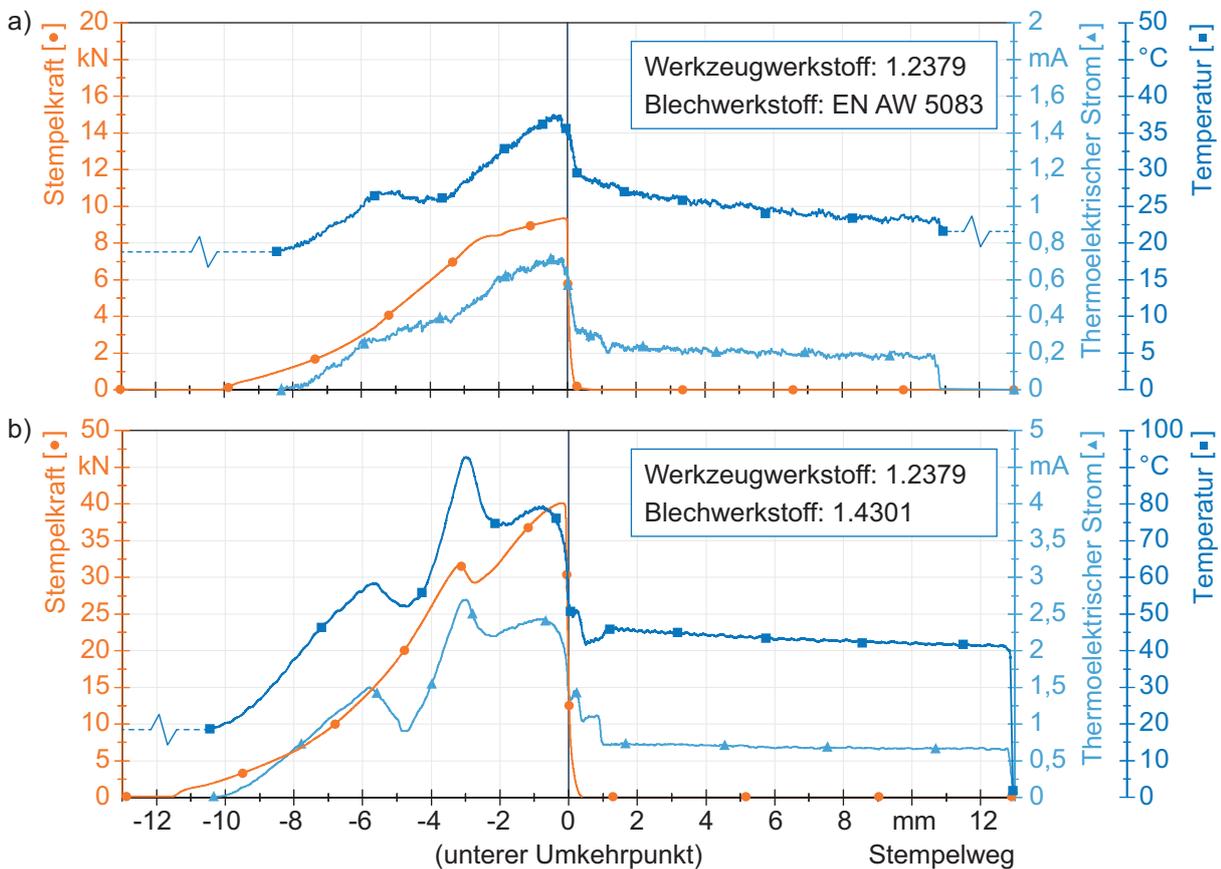


Abbildung 10-1: Stempelkraft, Temperatur und Thermostromverlauf beim Tiefziehen der Blechwerkstoffe a) EN AW 5083 und b) 1.4301 mit je 1 mm Dicke bezogen auf den Stempelweg

Während im Falle des Edelstahl (Abbildung 10-1 b) die Kurven ebenfalls einen charakteristischen Verlauf zeigen, unterscheiden sich die maximalen Werte aller Kenngrößen aufgrund der mechanischen Eigenschaften des Blechwerkstoffs. So steigt die Stempelkraft um mehr als das Vierfache auf 40,1 kN, die Temperatur um das Dreifache auf 93,7 °C und der Thermostrom um das Dreieinhalbfache auf 2,7 mA. Der höhere Anstieg des Thermostroms erklärt sich durch die höhere Temperatur und den dadurch größer werdenden temperaturabhängigen Seebeck-Koeffizienten. Die Steigungsänderung im Kraftverlauf äußert sich beim Edelstahl durch einen „Überschwinger“ bei -3,6 mm deutlich ausgeprägter als beim Aluminium. Nach Oehler (1993, S. 311f.) sind diese Spitzen bei alterungsfähigen Blechlegierungen besonders ausgeprägt. Jedoch kann dieser Kraftverlauf aufgrund der Überlagerung von Biege- und Reibkräften sowohl aus der Reibsituation als auch der Wahl der Prozessparameter, wie Ziehradius, Blechhalterkraft, Bauteilgeometrie oder der

Ziehgeschwindigkeit, resultieren (Siegert, 2015, S. 117–119, Zein und Al Mufadi, 2018). Ferner führt ein zu geringer Ziehspalt zu einem Abstrecken des Werkstoffs, also einer Änderung der Blechdicke, was sich in gleicher Weise auf den Kraftverlauf auswirken kann (Klocke, 2017, S. 360f.).

Analog zu diesen Versuchen erscheint dieses Phänomen meist nach einem Stempelweg, welcher der Addition der beiden Radien von Stempel und Ziehring entspricht. Auch im Temperatur- und dem Thermostromsignal ist dieser Übergang der Blechbeanspruchung zu sehen. Er führt zu einem deutlich früher auftretenden Maximum der beiden Kennwerte im Vergleich zum Aluminium. Das bei Aluminium auftretende Plateau in der Temperaturkurve äußert sich beim Edelstahl sogar in einer Absenkung von Temperatur- und Thermostrom. Während der Rückhubphase wird der Napf direkt nach Bewegungskehr des Stempels vom Niederhalter abgestreift und bleibt auf der Matrize liegen. Daher sinkt die Temperatur während der Rückhubphase kontinuierlich ab, was der Abkühlung der Kontaktstelle entspricht.

### 10.1.2 Externe Beeinflussung thermoelektrischer Ströme

Um trotz der unterschiedlichen Verfahrenscharakteristiken eine vergleichbare Ausgangssituation wie beim Scherschneiden zu schaffen, wurden beim Tiefziehen die Höhe der zwischen Blechwerkstoff und Ziehring fließenden Ströme mit der SMU aus Kapitel 4.5 geregelt. Inwiefern sich unterschiedliche Ströme bei diesem Verfahren auswirken, dokumentieren die mittlere Adhäsionshöhe (*MAH*) in Abbildung 10-2 sowie die Topographiebilder des Ziehradius in Abbildung 10-3 a) für den Aluminium- und b) für den Edelstahlblechwerkstoff nach 21 Bauteilen. Verglichen werden die durch Beeinflussung entstehenden Adhäsionsmengen und -ausprägungen mit den Referenzfällen aus Kapitel 10.1.1, in welchen der entstehende Thermostrom nicht beeinflusst wird. Auf eine extern generierte, dem Thermostrom gleichgerichtete, Stromrichtung wurde bei diesen Versuchsreihen aufgrund der adhäsionsfördernden Wirkung verzichtet und dementsprechend nur eine technische Stromflussrichtung vom Blech zum Ziehradius angelegt.

Verglichen mit dem Referenzfall führt eine äußere Beeinflussung der thermoelektrischen Ströme zu deutlichen Änderungen der Adhäsionsmenge am Ziehring (Abbildung 10-2). Wird dabei der fließende Strom auf -10 mA mit einer technischen Stromflussrichtung vom Blech zum Ziehring geregelt, sind die Auswirkungen auf die Adhäsionsentstehung gering, was sich durch eine marginale Senkung der *MAH* äußert. Wird die Stromstärke auf -20 mA erhöht, ist ein signifikanter Rückgang der Adhäsionsmenge erkennbar. Dies wird auch durch eine um 30 % geringere *MAH* bestätigt. Mit einer weiteren Erhöhung der Stromstärke geht auch eine erneute Steigerung der mittleren Adhäsionshöhe um 46 % einher.

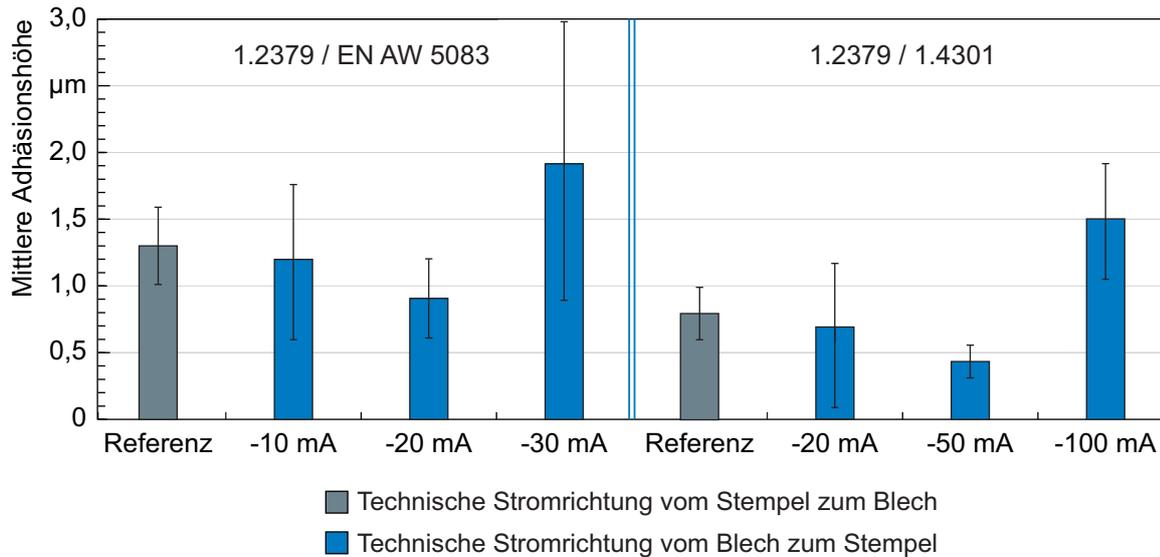


Abbildung 10-2: Mittlere Adhäsionshöhe nach 21 Hub (Ziehringwerkstoff: 1.2379; Blechwerkstoff: EN AW 5083 und 1.4301)

Die Adhäsionsbildung des Referenzfalls ist gerade bei der Aluminiumlegierung (Abbildung 10-3 a) typisch für einen Tiefziehprozess und deckt sich mit den Erkenntnissen von Groche und Nitzsche (2008). So bilden sich die meisten Kaltaufschweißungen am Ein- und Auslauf des Ziehradius. Deutlich zu erkennen sind auch die Oberflächenrauigkeiten als Ausgangspunkt der Adhäsionsbildung. In der Folge wachsen diese durch das zyklisch daran reibende Blech entgegen dessen Bewegungsrichtung. Ein Vergleich mit dem Referenzfall des Edelstahlblechs offenbart dennoch Unterschiede in der Verschleißentstehung. Während sich beim Aluminium die Adhäsionen direkt an der Blecheinlaufseite des Radius bilden, verschiebt sich dieser Bereich beim Edelstahl (Abbildung 10-3 b) auf 2 mm bis 3,5 mm. Ursache hierfür ist der Mechanismus des Abscherens von Adhäsionen, welcher im Falle des Edelstahlblechs aufgrund der höheren Härte deutlich stärker ausfällt verglichen mit dem weichen Aluminium. Dieses Phänomen ist vergleichbar mit den Ergebnissen von Pereira et al. (2012), die beim Ziehen von Stahl teilweise abrasiven Verschleiß am Einlauf feststellen konnten. Mit steigender Entfernung vom Einlauf liegt der Blechwerkstoff nicht mehr konstant am Ziehradius an, wodurch sie hier mehr Adhäsion feststellten.

Daneben konnte eine Änderung der Adhäsionsstopographie am Auslauf in Abhängigkeit des Blechwerkstoffs festgestellt werden. Während Aluminium feinere und gleichmäßiger verteilte Adhäsionen, mit einem zweiten Bereich stärkerer Ausprägung zwischen 6 mm und 9 mm, aufweist, sind die Kaltaufschweißungen beim Edelstahl lokal konzentrierter und insgesamt gleichmäßiger über den gesamten Ziehradius verteilt. Diese Unterschiede können auf die Kontaktsituation am Ziehring zurückgeführt werden, welche aufgrund der Biegung des Blechs stark von den mechanischen Eigenschaften des verwendeten Werkstoffs abhängt. Dagegen

wirkt sich eine äußere Beeinflussung der thermoelektrischen Ströme kaum auf die qualitative Verteilung der Adhäsionen aus. Sogar im Falle der signifikant gesteigerten Adhäsionsbildung des Aluminiumblechs bei -30 mA befinden sich die Bereiche höchster Mengen an Kaltaufschweißungen am Ein- und Auslauf.

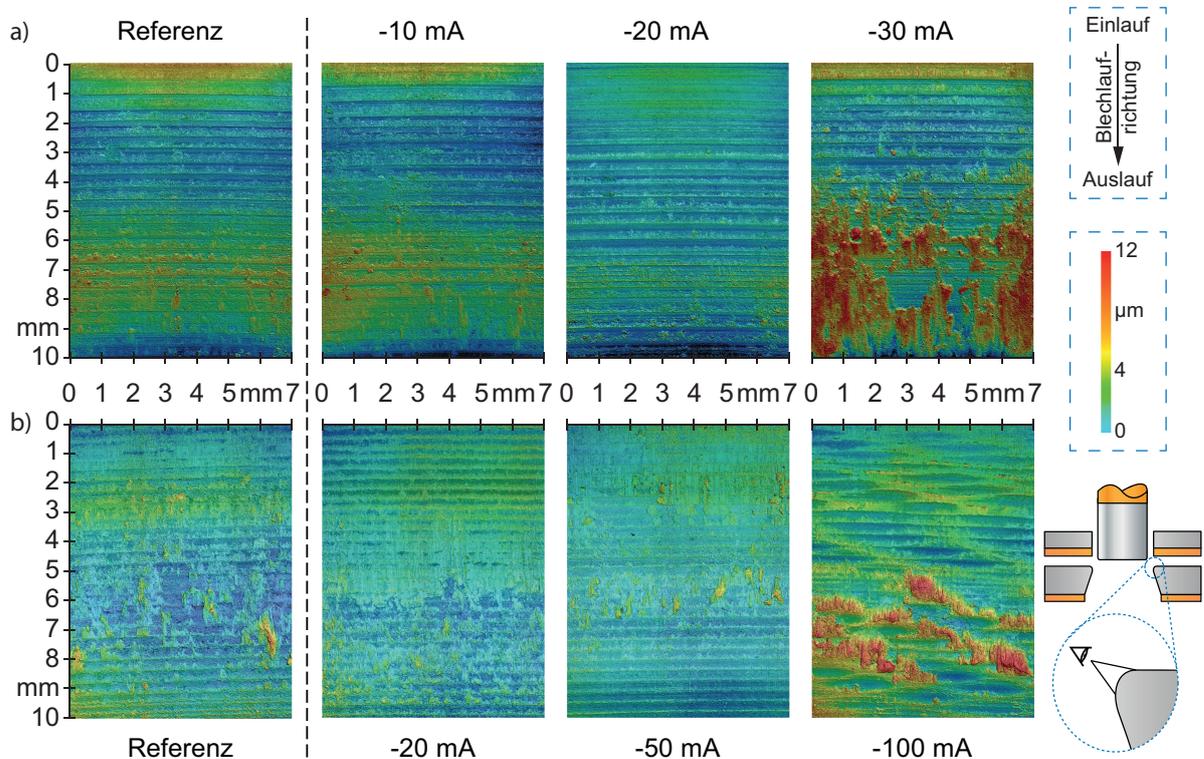


Abbildung 10-3: Reliefbilder des Ziehradius nach 21 Hub, die MAH und die zugehörige Standardabweichung SD in Abhängigkeit der Stromstärke für die Blechwerkstoffe a) EN AW 5083 und b) 1.4301

Während das Verhalten des Edelstahlblechs in Bezug auf die mittlere Adhäsionshöhe (Abbildung 10-2) qualitativ vergleichbar mit der Aluminiumlegierung ausfällt, wirkt sich eine äußere Beeinflussung deutlicher auf die Topographie der Adhäsionen am Ziehring aus (Abbildung 10-3 b). Aufgrund der im Vergleich zum Aluminiumblech höheren Thermostrome und den Erkenntnissen des Scherschneidens wurde die Stromstärke der externen Beeinflussung erhöht. So führt ein Stromfluss von -20 mA zwar zu einer Reduzierung der größeren Adhäsionen, die homogene Entstehung von Adhäsionen über den ganzen Ziehring lässt die mittlere Adhäsionshöhe dennoch kaum sinken. Weitaus deutlicher wirkt sich ein Strom von -50 mA aus, der die MAH um 50 % senkt. In diesem Fall nimmt vor allem die Menge an Adhäsionen am Auslauf des Ziehrings ab, während sich im mittleren Bereich lediglich ein paar größer dimensionierte Kaltaufschweißungen bilden. Wie auch beim Aluminium bewirkt eine weitere Steigerung des externen Stroms eine deutliche Zunahme der Adhäsionsmenge insgesamt. Besonders aber am Auslauf des Radius ist eine deutliche Ansammlung von Kaltaufschweißungen zu erkennen.

Insgesamt betrachtet wirkt sich eine äußere Beeinflussung bei beiden Blechwerkstoffen übereinstimmend auf die Entstehung von Kaltaufschweißungen aus. Die in den Ziehringtopographien erkennbaren qualitativen Unterschiede der Adhäsionsausprägung bestätigt die MAH. Analog zum Scherschneidprozess existiert beim Tiefziehen ein Verschleißminimum bei einer werkstoffspezifischen Stromstärke. Während sich zu niedrige Stromstärken nur gering auf die Adhäsionsentstehung auswirken, steigern zu hohe Ströme die Menge an Kaltaufschweißungen signifikant. Mit einer an die Werkstoffkombination von Aktivelementen und Blech angepassten Stromstärke konnten, im Vergleich zur Referenz, Reduzierungen der Adhäsionsentstehung von 31 % im Falle des Aluminiumblechs und 50 % beim Edelstahl erreicht werden. Die Ergebnisse bestätigen somit die beim Scherschneiden beobachteten Auswirkungen der äußeren Beeinflussung vollumfänglich und verifizieren so eine Übertragbarkeit der Zusammenhänge auf andere Umformverfahren.

Im Hinblick auf den Prozess wirken sich die genannten Unterschiede in der Adhäsionsmenge im Vergleich zum Scherschneiden weitaus deutlicher aus, was eine Betrachtung der Ziehkräfte in Abhängigkeit des Beeinflussungsstroms beziehungsweise der Menge an Adhäsionen offenbart. Abbildung 10-4 zeigt die jeweils über 21 Hub gemittelte maximale Stempelkraft für die einzelnen Stromstärken. So wuchs die Stempelkraft von 32,5 kN bei einem eingebrachten Strom von 50 mA um 23 % auf 40,1 kN für den Referenzfall ohne externen Strom und 27 % bei einem externen Strom von 20 mA. Im Falle von 100 mA entsteht die höchste mittlere Adhäsionshöhe, weswegen die Kraft im Vergleich zur niedrigsten Adhäsionsmenge um 36 % auf 44,0 kN steigt. Dabei wiesen von insgesamt 21 Bauteilen acht Stück Bodenreißer, aufgrund des gehinderten Werkstoffflusses, auf. Dieses Verhalten bestätigt das Potential dieser Methodik im Hinblick auf eine verbesserte Prozessstabilität und Bauteilqualität.

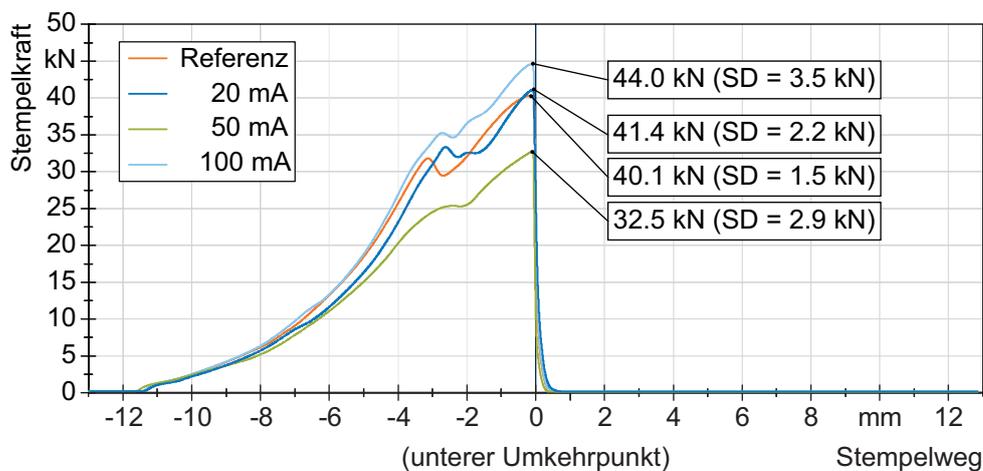


Abbildung 10-4: Auswirkungen der externen Beeinflussung beziehungsweise Adhäsionsentstehung am Ziehring auf die Stempelkraft beim Tiefziehen von 1.4301-Blech mit 1 mm Dicke

## 11 Anwendung der Erkenntnisse

### 11.1 Ableitung eines mathematischen Zusammenhangs

Auf Basis der oben beschriebenen Erkenntnisse wurden zwei heuristische Modelle abgeleitet, anhand derer sich die Menge an Adhäsionen abschätzen lässt. Das erste Modell kann auf Versuche ohne externe Beeinflussung thermoelektrischer Ströme, das zweite auf Versuche mit extern geregelttem Strom angewendet werden.

#### 11.1.1 Ohne Beeinflussung des Thermostroms

Als Eingangsparameter dieses Modells dienen neben dem Thermostrom die drei Gewichtungsfaktoren zur Abbildung von Prozessparametern  $K_P$ , Werkstoffkombinationen  $K_W$  und der Temperaturen  $K_T$ . Das Modell gibt die geschätzte mittlere Adhäsionshöhe  $MAH_{\text{Schätz;Th}}$  aus. Wird die beobachtete mittlere Adhäsionshöhe über den Thermostrom aufgetragen, so ist ein vergleichbares Verhalten über alle Versuche zu erkennen, welches sich durch zwei Geraden auszeichnet, die sich in einem Adhäsionsminimum schneiden. Dieses liegt ohne einen extern angelegten Strom im Bereich der geringsten Thermostrome. Das Modell basiert auf einem linearen Ansatz, welcher durch Formel 11-1 beschrieben wird.

$$MAH_{\text{Schätz;Th}} = \frac{\left( \frac{K_{I\text{Th}}}{K_T} + 1 \mu\text{m} \right) * K_W}{K_P} \quad \text{Formel 11-1}$$

mit

$K_T$	Gewichtungsfaktor der Temperatur	[-]
$K_W$	Gewichtungsfaktor der Werkstoffkombination	[-]
$K_P$	Gewichtungsfaktor der Prozessparameter	[-]
$K_{I\text{Th}}$	Stromäquivalent	[ $\mu\text{m}$ ]

Das Stromäquivalent  $K_{I\text{Th}}$  (Formel 11-2) berücksichtigt neben dem Thermostrom  $I_{\text{Th}}$  dessen Richtung und bestimmt so die Steigung der Regressionsgeraden anhand des Gewichtungsfaktors Strom  $a$ . Betragsmäßig blieb letzterer Faktor über alle Versuche konstant.

$$K_{I\text{Th}} = a * I_{\text{Th}} \quad \text{Formel 11-2}$$

mit

$a$	Gewichtungsfaktor Strom	[ $\mu\text{mA}^{-1}$ ]
$I_{\text{Th}}$	Thermostrom	[mA]

Da an der Schneidkante selber keine Adhäsionen auftreten und im Rahmen dieser Arbeit nur die Adhäsionsentstehung an der Stempelmantelfläche untersucht wurde, dient als Eingangsparameter Thermostrom derjenige Wert, welcher direkt nachdem die Schneidkante keinen Kontakt mehr zum Blechwerkstoff aufweist auftritt. Erkennbar ist dieser Zeitpunkt

durch einen anschließenden gleichmäßigen Verlauf des Thermostroms ohne auffällige Signalschwankungen. Auf diese Weise können Ereignisse, wie etwa die hohen Strompeaks bei großen Schneidspalten, welche auf die Kontaktausprägung zwischen Schneidkante und Blechwerkstoff zurückzuführen sind und somit die Adhäsionsbildung kaum beeinflussen, vernachlässigt werden. Die restlichen Parameter des Modells sind in Kapitel 13.5 dargestellt. Insgesamt beträgt die Abweichung der mit diesem Modell geschätzten Adhäsionshöhe im Vergleich zur beobachteten Höhe maximal 15 % und im Mittel 4,3 %.

Abbildung 11-1 zeigt beispielhaft die abgeschätzten sowie beobachteten Adhäsionsmengen der beiden Stempelwerkstoffe CF-H40S und 1.3343 beim Schneiden des Stempelwerkstoffs EN AW 5083 sowie einen 1.4301-Stempel beim Schneiden eines Aluminiumblechs. Letztere Werkstoffkombination zeichnet sich im Gegensatz zu den anderen durch einen vergleichbaren Seebeck-Koeffizienten (SK) von Blech- und Stempelwerkstoff aus, wodurch annähernd kein Thermostrom während des Prozesses entsteht. Die aufgrund des kleinen Schneidspalts höhere Temperatur wird hierbei über den Gewichtungsfaktor Temperatur  $K_T$  berücksichtigt. Zur besseren Übersichtlichkeit ist das Ergebnis beim Schneiden des Edelstahlblechs mit dem Stempel aus 1.3343 in der Graphik nicht dargestellt. In diesem Fall liegt der Unterschied zwischen dem berechneten und beobachteten Messwert, trotz eines um den Faktor zehn höheren Thermostroms, bei 3 %, was die gute Übereinstimmung zwischen Realität und dem heuristischen Modell bestätigt.

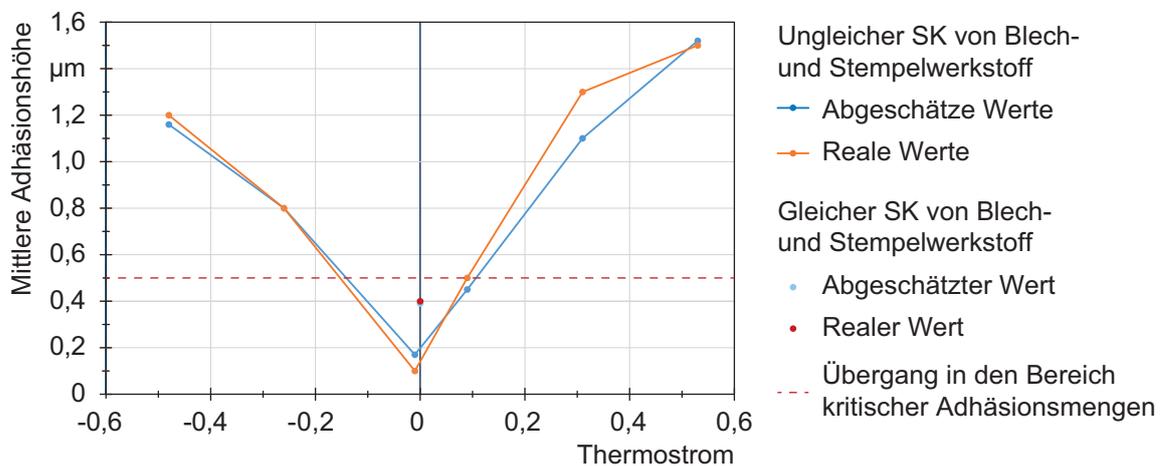


Abbildung 11-1: Vergleich der abgeschätzten und realen Adhäsionsmengen in Abhängigkeit des Thermostroms, aufgeteilt in übereinstimmende und ungleiche Seebeck-Koeffizienten (SK) von Stempel- und Blechwerkstoff.

In Bezug auf die Adhäsionsausprägung an der Stempelmantelfläche und unter Beachtung, dass dieses Modell nur Versuche ohne Schmierstoffauftrag berücksichtigt, kann eine mittlere Adhäsionshöhe von  $0,5 \mu\text{m}$  als unkritisch angenommen werden. So weist beispielsweise die Stempelmantelfläche des 1.3343-Stempels bei einem Schneidspalt von 10 % (Abbildung 8-12) noch ein vertretbares Erscheinungsbild auf, während sich bei 5 % Schneidspalt bereits deutliche

Ansammlungen von Adhäsionen bilden. Im Hinblick auf den Thermostrom entspricht dieser Wert einer Stromstärke von 0,1 mA bei einer technischen Stromflussrichtung vom Stempel zum Blech respektive 0,15 mA bei entgegengesetzter Thermostromflussrichtung. Grundsätzlich richtet sich diese Grenze jedoch nach dem Prozess sowie den Anforderungen an die Prozessstabilität und die Qualität des zu fertigenden Bauteils.

Die Übertragbarkeit auf andere Fertigungsverfahren ist mit diesem Modell ebenfalls gegeben. So können über die Gewichtungsfaktoren für Prozessparameter  $K_P$  und Temperatur  $K_T$  die geänderten Randbedingungen beim Tiefziehen berücksichtigt werden. Darüber hinaus ändert sich der Gewichtungsfaktor Werkstoffkombination  $K_W$ , da 1.2379 im Rahmen der Scherschneiduntersuchungen nicht betrachtet wurde. Durch eine Anpassung dieser Parameter (Kapitel 13.5) ist das Modell ebenfalls in der Lage, die entstehenden mittleren Adhäsionsmengen beim Tiefziehen mit einer vernachlässigbar geringen Abweichung abzuschätzen. Eine Verifikation des Modells bezüglich Parametervariationen innerhalb des Tiefziehprozesses ist aktuell aufgrund der verwendeten konstanten Parameter nicht möglich.

### 11.1.2 Mit externer Beeinflussung des Thermostroms

Analog zu dem vorherigen Modell wurde für die Versuche mit einem extern geregelten Strom ein Modell entwickelt, um die mittlere Adhäsionshöhe abzuschätzen. Die über den externen Strom aufgetragenen Adhäsionsmengen weisen im Vergleich zu den konventionellen Versuchen qualitativ das gleiche charakteristische Verhalten auf. So führt ein an den Prozess angepasster Strom zu einer minimalen Menge an Adhäsionen, welche durch eine Änderung der Stromstärke unabhängig von der Richtung grundsätzlich wieder ansteigt. Im Gegensatz zum entstehenden Thermostrom ist dieses Minimum jedoch bei deutlich höheren externen Strömen zu beobachten. Ein weiterer grundlegender Unterschied bei der Untersuchung externer Ströme im Vergleich zu den konventionellen Versuchen besteht in den konstanten Prozessparametern. Folglich wird die Temperatur lediglich durch die verwendete Werkstoffkombination bestimmt und bleibt über die Versuchsreihe grundsätzlich konstant. Die Auswirkungen des extern angelegten Stroms auf die Temperatur in den Mikrokontakten wird in diesem Modell anhand des Gewichtungsfaktors für die externe Stromstärke  $K_{ES}$  berücksichtigt. Verfahrensspezifische Unterschiede zwischen dem Scherschneiden und Tiefziehen bedürfen nach den beobachteten Ergebnissen keine Berücksichtigung. Um die unterschiedliche Ziehtiefe der Ziehversuche oder auch andere Verfahren berücksichtigen zu können, wurde zusätzlich der Gewichtungsfaktor Prozessparameter  $K_{P;B}$  in das Modell integriert. Die Werkstoffkombination wird mit dem Gewichtungsfaktor Werkstoffkombination  $K_{W;B}$  abgebildet. So lässt sich für eine externe Beeinflussung ein vereinfachtes Modell ableiten, welches auf einer parabolischen Funktion

basiert. Die geschätzte mittlere Adhäsionshöhe bei einer externen Beeinflussung  $MAH_{\text{Schätz};B}$  lässt sich demnach mit Formel 11-3 abschätzen.

$$MAH_{\text{Schätz};B} = K_{W;B} * (I_{ES} - K_{ES})^2 + K_{P;B} * 1 \mu\text{m} \quad \text{Formel 11-3}$$

mit

$K_{W;B}$	Gewichtungsfaktor Werkstoffkombination	$[\mu\text{mmA}^{-2}]$
$K_{ES}$	Gewichtungsfaktor externe Stromstärke	$[\text{mA}]$
$K_{P;B}$	Gewichtungsfaktor Prozessparameter	$[-]$
$I_{ES}$	Externe Stromstärke	$[\text{mA}]$

Interessanterweise zeigt sich, dass das Modell nur durch die Berücksichtigung der Werkstoffkombination, vor allem im Bereich um das Adhäsionsminimum, eine gute Übereinstimmung mit der Realität erzielt. Lediglich mit größer werdender Differenz zwischen angelegter und idealer Stromstärke steigen die Abweichungen aufgrund des parabolischen Verlaufs der Modellfunktion. Da das Modell vorrangig zur Abschätzung der prozessspezifischen idealen Stromstärke entwickelt wurde und nicht zur Vorhersage der Adhäsionsmengen Zunahme bei überhöhten Stromstärken ist dieser Umstand vernachlässigbar. Abbildung 11-2 zeigt beispielhaft den Vergleich der beobachteten und mit Formel 11-3 abgeschätzten mittleren Adhäsionshöhen, aufgetragen über den extern angelegten Strom für das Scherschneiden des 4 mm-Edelstahlblechs mit einem Stempel aus 1.3343. Auch die zuvor festgelegte Grenze zu einem kritischen Bereich für mittlere Adhäsionshöhen von  $0,5 \mu\text{m}$  ist in der Abbildung eingezeichnet. Aufgrund des Schneidspalts von 1 % wird diese Grenze jedoch lediglich bei einem gut an den Prozess angepassten Kompensationsstrom unterschritten.

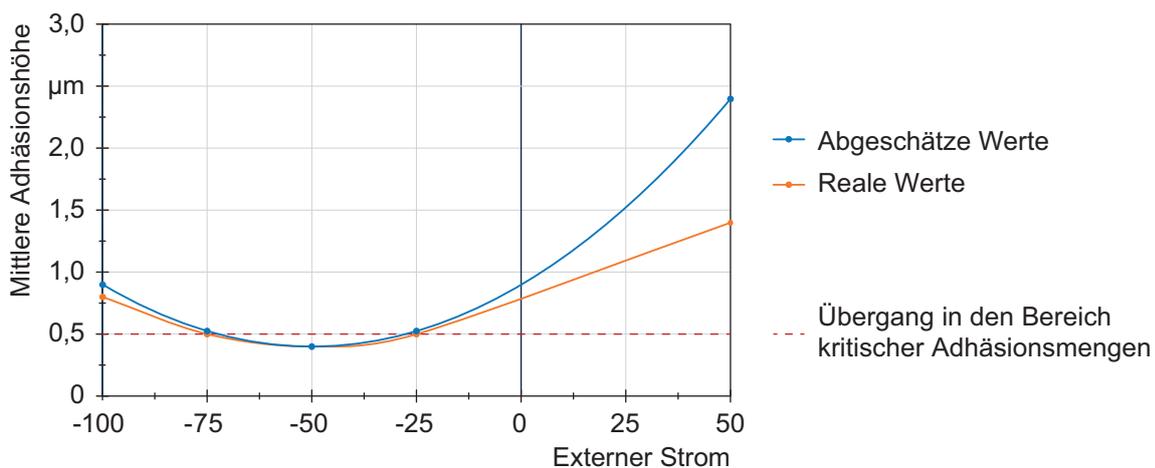


Abbildung 11-2: Beispielhafter Vergleich der abgeschätzten und realen Adhäsionsmengen in Abhängigkeit des extern angelegten Stroms beim Scherschneiden (Blechwerkstoff: 1.4301; Stempelwerkstoff: 1.3343).

## 11.2 Industrielle Umsetzung und Handlungsempfehlungen

Im Rahmen dieser Arbeit konnte gezeigt werden, dass thermoelektrische Ströme in der Regel bei jedem Fertigungsprozess entstehen, wobei sowohl deren Amplitude als auch Richtung die Menge an Kaltaufschweißungen an den Aktivelementen signifikant beeinflusst. Die diesbezüglich gewonnenen Erkenntnisse stellen dabei nicht nur den Grundstein weiterer Forschungsaktivitäten dar, sondern können bereits im industriellen Umfeld eingesetzt werden.

Zunächst ist anzuraten, dass die Wahl der eingesetzten Werkzeugwerkstoffe, vor allem bei zur Adhäsion neigenden Blechwerkstoffen wie Aluminium, Edelstahl oder Titan, künftig nach thermoelektrischen Gesichtspunkten erfolgen sollte. Der Vorteil dieser Methodik liegt vor allem im geringen Aufwand einer thermoelektrischen Werkstoffcharakterisierung begründet, da weder die Probengeometrien noch die Oberflächenbeschaffenheit der zu untersuchenden Werkstoffe besondere Anforderungen erfüllen müssen. Auch der zeitliche Aufwand der Charakterisierung fällt gering aus. Wurde ein zu einem Blechwerkstoff passender Werkzeugwerkstoff ermittelt, kann dieser ohne konstruktive Änderungen in jedes bereits bestehende Stanzwerkzeug integriert werden. Eine elektrische Isolierung im Werkzeug ist dabei nicht nötig, da die Einbausituation in der Werkzeugmaschine und die schlechte Leitfähigkeit der umgebenden Stahlwerkstoffe einer elektrischen Isolierung gleicht. Folglich ist es so möglich, ohne nennenswerten Aufwand oder tiefgreifende Änderungen am Prozess, die auftretenden Thermoströme in Richtung und Amplitude zu beeinflussen, wodurch drastische Adhäsionssenkungen erreicht werden können. Eine Anwendung dieses Verfahrens wäre auch bei anderen Fertigungsverfahren, wie beispielsweise in der Massivumformung, zu empfehlen, da die Kontaktsituation zwischen Werkzeug und Werkstück prinzipiell vergleichbar ist.

Daneben kann eine äußere Beeinflussung thermoelektrischer Ströme mit geringem Aufwand in Stanzwerkzeuge implementiert werden. Voraussetzung hierfür ist lediglich eine elektrische Kontaktierung der Aktivelemente und des Blechs, wofür unterschiedliche Umsetzungsmöglichkeiten in Frage kommen. Beispielfhaft seien hier blechwerkstoffseitig Feder-, Roll- oder Schleifkontakte und werkzeugseitig kraftschlüssige Verbindungen wie Klemmkontakte oder Steckverbindungen genannt. Im Anschluss kann so der während des Prozesses entstehende Thermoström mit Hilfe eines Multimeters ermittelt und im Anschluss ein entgegengerichteter Kompensationsstrom eingebracht werden. Die einzige Schwierigkeit stellt hierbei der aktuell nötige iterative Prozess zur Identifikation der idealen Kompensationsstromhöhe dar. Diesbezüglich ist anzuraten, mit einer geringen Stromhöhe zu starten und diese langsam bis zu einer feststellbaren Adhäsionsmengensenkung zu steigern. Denn während sich eine zu geringe Stromstärke kaum auf die Adhäsionsmenge auswirkt, steigert eine Überkompensation diese deutlich. Da die ideale Stromstärke, wie in Kapitel 8.6

und in Kapitel 10.1.2 zu sehen, hauptsächlich von der Werkstoffkombination abhängt, könnte diese nach deren Bestimmung einfach auf andere Prozesse übertragen werden.

Die Ergebnisse dieser Arbeit haben gezeigt, dass beide Methoden ein großes Potential zur Reduzierung von Kaltaufschweißungen besitzen. Dabei können sie ohne aufwendige Anpassungen des Prozesses oder Werkzeugs realisiert werden. Vor allem bei schwierig zu bearbeitenden Werkstoffen kann daneben durch die Hemmung der Adhäsionsbildung eine Senkung der Flitterbildung und somit eine Steigerung der Bauteilqualität, der Werkzeugstandzeit und der Prozessstabilität erreicht werden. Auch wird die Menge an Ausschussteilen sowie die Gefahr von Werkzeugschäden deutlich gesenkt.

## 12 Zusammenfassung und Ausblick

Beim Scherschneiden und Umformen von Blechwerkstoffen wie rostfreiem Stahl, Aluminium, Titan oder Kupfer stellt Adhäsion eine der größten Herausforderungen dar. Einerseits kann dieser Verschleißmechanismus bereits mit dem ersten Kontakt von Stempel und Blechwerkstoff auftreten, andererseits ist er charakterisiert durch höchste Verschleißraten. Initiiert wird Adhäsion zunächst durch das Aufbrechen der Oxidschicht aufgrund plastischer Deformation in den Mikrokontakten. Dadurch entsteht ein Kontakt zwischen hochreaktiven reinen Metalloberflächen und es bilden sich Grenzflächen-Haftverbindungen. Mit weiterer Relativbewegung kommt es zu einem Abscheren der Verbindung im Blechwerkstoff, wodurch dieser auf die Aktivelemente übertragen wird und dort in Form von Kaltaufschweißungen anhaftet. Trotz intensiver Forschung konnten bis dato nicht alle zum Verschleiß führenden Wechselwirkungen sowie deren Einflussfaktoren vollumfänglich identifiziert werden.

Einen bekannten Einflussfaktor stellt die Temperatur dar. Bedingt durch die Dissipation eines hohen Anteils der geleisteten Umformarbeit in Wärme sowie einem reibinduzierten Wärmeeintrag ist jeder Umform- und Scherschneidprozess durch einen Temperaturanstieg in der Kontaktzone von Werkzeugaktivelementen und Werkstück gekennzeichnet. Der Temperaturanstieg führt aufgrund des Seebeck-Effekts wiederum zur Entstehung thermoelektrischer Ströme, deren Einfluss auf die Adhäsionsentstehung beim Scherschneiden und Kaltumformen bislang nicht untersucht wurde.

Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit erstmals beim Scherschneiden der Einfluss von Temperatur und thermoelektrischen Strömen auf die Adhäsionsentstehung untersucht. Durch eine Beeinflussung der Thermostrome sowie eine Variation der Prozessparameter Schneidspalt, Blechwerkstoff und Beölungszustand konnten grundlegende Wechselwirkungen identifiziert und Wirkzusammenhänge abgeleitet werden. Eine Übertragbarkeit auf andere Fertigungsverfahren wurde anhand des Tiefziehens verifiziert. Die Erkenntnisse leisten dabei einen Beitrag zur Verbesserung des Prozessverständnisses und tragen zur Aufschlüsselung der zur Adhäsion führenden Prozesse und Wechselwirkungen bei.

Basis aller Untersuchungen ist die thermoelektrische Charakterisierung der verwendeten Werkstoffe durch Messung des werkstoffspezifischen Seebeck-Koeffizienten. Er stellt im Hinblick auf die entstehenden thermoelektrischen Ströme die wichtigste Einflussgröße dar. So bestimmt die betragsmäßige Höhe der Differenz zwischen den beiden in Kontakt stehenden Werkstoffen grundsätzlich die Stärke der Ströme. Die technische Stromflussrichtung verläuft dabei immer vom höheren zum niedrigeren Seebeck-Koeffizienten. Es konnte gezeigt werden, dass die verwendeten Werkstoffe größtenteils ein divergierendes thermoelektrisches Verhalten aufweisen. Gerade im Bereich der Stahllegierungen differieren die Seebeck-Koeffizienten trotz

des übereinstimmend hohen Eisengehalts mitunter deutlich. Ursache hierfür ist primär die chemische Zusammensetzung der Werkstoffe. Während hohe Anteile an Elementen wie Chrom oder Molybdän den Seebeck-Koeffizienten erhöhen, bewirken Elemente wie Nickel oder Cobalt das Gegenteil. Beispielhaft sei hier das Hartmetall CF-H40S genannt, dessen hoher Anteil an Cobalt zu einem deutlich negativen Seebeck-Koeffizienten führt. Mitunter kann es auch vorkommen, dass Werkstoffe, wie beispielsweise der Edelstahl 1.4301 und die Aluminiumlegierung EN AW 5083, trotz völlig unterschiedlicher chemischer Zusammensetzungen das gleiche thermoelektrische Verhalten aufweisen. Da sich neben der chemischen Zusammensetzung diverse andere Faktoren, wie die Gefügestruktur, der Vergütungsprozess aber auch der Umformgrad auf den Seebeck-Koeffizienten auswirken, wurde im Rahmen dieser Arbeit eine spezielle Apparatur zur experimentellen Bestimmung der Seebeck-Koeffizienten, welcher ebenfalls eine temperaturabhängige Größe darstellt, aufgebaut.

Die experimentellen Scherschneiduntersuchungen wurden auf einem speziellen Werkzeug durchgeführt, dessen Werkzeugaktivelemente und das Blech von der restlichen Presse elektrisch isoliert sind. Dadurch ist es möglich, die während des Scherschneidprozesses auftretenden Prozesskräfte, Temperaturen und Thermostrome zu ermitteln und auf den Stempelweg zu beziehen. Über alle Versuche wurde sowohl der austenitische Edelstahl 1.4301 sowie die Aluminiumlegierung EN AW 5083 mit einer Dicke von 4 mm untersucht. Beide Werkstoffe zeichnen sich, neben einem vergleichbaren thermoelektrischen Verhalten, trotz unterschiedlicher mechanischer, thermischer und elektrischer Eigenschaften, durch eine hohe Neigung zur Bildung von Adhäsionen aus.

Die während des Scherschneidprozesses auftretenden Temperaturen und Thermostrome zeigen, trotz der sich dynamisch ändernden Kontaktsituation, über alle Versuche einen charakteristischen Verlauf auf. Beide steigen zu Beginn des Prozesses kontinuierlich mit der Eintauchtiefe des Stempels in den Blechwerkstoff an. Die Temperaturentwicklung resultiert dabei hauptsächlich aus der stetigen Umwandlung eines Großteils verrichteter Schneidarbeit in Wärme. Die Ausprägung des Verlaufs um das Temperaturmaximum, welches in der Regel kurz vor Initiierung des Werkstoffbruchs erreicht wird, hängt von der Ausprägung der Schnittfläche ab. So kann das Temperaturniveau aufgrund der unregelmäßigen Bildung von Sekundärglattschnitt über eine gewisse Phase konstant bleiben. Bei größeren Schneidspalten konnte hingegen aufgrund der Lokalisierung der Blechverformung kurz vor Blechtrennung ein stärkerer Anstieg von Temperatur und Thermostrom beobachtet werden. Die entstehenden Temperaturen und Thermostrome werden grundsätzlich vom Schneidspalt, der verwendeten Blechwerkstoffe sowie dem Beölungszustand bestimmt.

Der Schneidspalt stellt beim Scherschneiden einen der wichtigsten Prozessparameter dar, denn er bestimmt hauptsächlich den Spannungszustand in der Scherzone und somit das Formänderungsvermögen des Blechwerkstoffs sowie die Ausprägung der Schnittfläche. Dabei sinkt mit größer werdendem Schneidspalt der sich ausbildende Glattschnittanteil der Schnittfläche, was sich in einem steilen Kraftabfall mit dem Werkstoffbruch äußert. Im Anschluss treten bei hinreichend großem Schneidspalt aufgrund des fehlenden Kontakts zwischen Stempel und Blech keine Kräfte mehr auf. Daher sinken die verrichtete Schneidarbeit und der Wärmeeintrag. Das Verhalten des Thermostroms ist grundsätzlich vergleichbar, lediglich bei 10 % Schneidspalt konnte im Gegensatz zur Temperatur kurz vor dem Bruch ein Peak festgestellt werden, der aufgrund der Kontaktsituation kurz vor Werkstoffbruch entsteht. Die Menge an Adhäsionen sinkt ebenfalls mit größer werdendem Schneidspalt, was aus der geringeren thermischen und mechanischen Belastung des Blechwerkstoffs resultiert. Lediglich im Falle des Thermostrompeaks ist im Bereich der Schneidkante auch bei 10 % eine thermostrombedingte Steigerung der Adhäsionsmenge erkennbar.

Durch die Applikation von Schmierstoff steigt der gemessene Thermostrom im Vergleich zum trockenen Zustand während des Scherschneidprozesses deutlich an. Mit der Blechtrennung fällt dieser ab und sinkt bis zum Ende des Prozesses auf ein Niveau unterhalb des trockenen Zustands. Anhand dieser Verläufe kann die Wirkung des Schmierstoffs sehr gut nachvollzogen werden. So kann dieser an der Schneidkante, dem Ort des höchsten Wärmeeintrags, aufgrund der hohen Flächenpressungen nicht wirken. Dementsprechend ist die lokale Kontaktsituation mit dem trockenen Zustand vergleichbar. Im Gegensatz dazu bilden sich an der Stempelstirnfläche sowie im Bereich nach der Schneidkante Schmierstofftaschen aus, wodurch die Anzahl an Berührungspunkten zwischen Stempel und Blech reduziert wird. Der Schmierstoff wirkt als elektrischer Isolator und verhindert Ausgleichsströme in den kälteren Kontaktbereichen zwischen Stempel und Blech. Diese Kreisströme gleichen elektrische Potentiale über die Kontaktzone aus und verlaufen somit entgegen der gemessenen Stromrichtung. Dementsprechend stellt der ermittelte Thermostrom lediglich eine relative Größe dar und nicht der Summe aller in der Kontaktzone fließenden Ströme.

Die unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften der Blechwerkstoffe beeinflussen die entstehende Temperatur und den Thermostrom signifikant. Dabei führt die höhere Streckgrenze des 1.4301 im Vergleich zu EN AW 5083 zu einer deutlich höheren Kraftkurve sowohl während des eigentlichen Schneidprozesses als auch in der Ausschube- und Rückhubphase, weswegen deutlich mehr Schneidarbeit verrichtet wird, die in Wärme dissipiert. Die Schnittflächenausprägung, welche im Falle des Edelstahl ausschließlich Glattschnitt aufweist, verstärkt den Temperatureintrag. Daneben bewirkt die höhere Wärmeleitfähigkeit des

Aluminiums eine schnellere Wärmeabfuhr aus den Mikrokontakten. Folglich entstehen beim Edelstahl deutlich höhere Temperaturen im Vergleich zur Aluminiumlegierung. Aufgrund des Zusammenhangs von Temperatur und Thermostrom weisen beide ein ähnliches Verhalten auf. Obwohl der Thermostrom auch vom elektrischen Widerstand des Leiterkreises bestimmt wird, ist ein Einfluss der höheren Leitfähigkeit des Aluminiums nicht zu erkennen, was auf die höheren Widerstände der im Leiterkreis enthaltenen Stahllegierungen zurückzuführen ist.

Im Hinblick auf die Adhäsionsentstehung zeigt sich ein umgekehrtes Bild. So führt der Edelstahl zu deutlich weniger Adhäsionen an der Stempelmantelfläche als die Aluminiumlegierung. Nachdem beide Werkstoffe vorrangig die gleiche Gitterstruktur aufweisen, kann dies auf deren Härte und den Schmelzpunkt zurückgeführt werden. Einerseits hemmt eine höhere Härte die plastische Deformation der Mikrokontakte, wodurch die Oxidschicht weniger häufig aufgebrochen wird. Zum anderen sinkt mit steigendem Schmelzpunkt die Wahrscheinlichkeit des Aufschmelzens eines Mikrokontakts, was sich ebenfalls in einem Materialübertrag äußert.

Aufgrund der Komplexität des beim Scherschneiden vorherrschenden tribologischen Systems und den damit verknüpften Wechselwirkungen zwischen den Prozesskenngrößen erfolgt eine spezifische Untersuchung des Zusammenhangs zwischen Thermoelektrizität und der Adhäsionsentstehung durch eine gezielte Beeinflussung des thermoelektrischen Stroms bei konstanten Randbedingungen.

Hierbei wurden zunächst die während des Scherschneidprozesses entstehenden thermoelektrischen Ströme durch eine Variation des Seebeck-Koeffizienten des Stempelwerkstoffs in ihrer Stärke und Richtung beeinflusst. Die Verwendung des gleichen Blechwerkstoffs gewährleistete dabei eine konstante Temperatur. Dabei zeigte sich, dass eine technische Stromflussrichtung vom Stempel zum Blech zu der größten Menge an Adhäsionen führt. Im Gegensatz dazu resultiert die umgekehrte Stromrichtung in einer Reduzierung der Menge an Kaltaufschweißungen an der Stempelmantelfläche. Weisen Stempel- und Blechwerkstoff hingegen die gleichen Seebeck-Koeffizienten auf, entsteht unabhängig von der vorherrschenden Temperatur kein thermoelektrischer Strom. In der Folge wird die Adhäsionsentstehung deutlich gehemmt und die Menge an Kaltaufschweißungen erreicht ein Minimum. Erklärt werden kann dieses Verhalten auf mikroskopischer Ebene. So entsteht aufgrund von Kollisionen zwischen den durch die Mikrokontakte fließenden Elektronen und den Gitterionen eine Kraft auf die Ionen, welche bei einem Elektronenfluss vom Stempel zum Blech die Adhäsionsentstehung hemmen und in umgekehrte Richtung verstärken. Vergleichbar ist dieses Phänomen mit der Elektromigration aus dem Bereich der Elektrotechnik. Ohne Thermostromfluss bildet sich die geringste Menge an Adhäsionen. Dies ist auf die Entstehung

von Kreisströmen in der Kontaktzone zwischen Stempel und Blech zurückzuführen, welche aufgrund von Werkstoffinhomogenität, unterschiedlicher Deformationsgrade der Mikrokontakte sowie eine ungleichmäßige Verteilung der Temperatur entstehen. Aufgrund dessen fließen Ströme, unabhängig von der gemessenen Stromrichtung, immer auch in entgegengesetzte Richtung, weswegen ohne Strom die geringste Menge an Kaltaufschweißungen entstehen.

Im Rahmen der äußeren Beeinflussung konnten weitere durch Strom ausgelöste Wechselwirkungen in den Mikrokontakten identifiziert werden. Wird ein äußerer Strom angelegt, kommt es zur Überlagerung der in der Kontaktzone fließenden Kreisströme und dem geregelten Stromfluss. Dabei führt ein dem Thermostrom entgegengerichteter äußerer Strom immer zu einer Reduzierung der Menge an Adhäsionen. Die genaue Wirkung hängt jedoch von der Stromstärke ab. Zu geringe Ströme wirken sich kaum auf den Thermostromfluss in der Kontaktzone und die Adhäsionsentstehung aus. Erst mit steigender Stromstärke sinkt die Menge an Kaltaufschweißungen, bis ein Minimum erreicht wird. In diesem Fall kommt es durch den äußeren Strom in den meisten Mikrokontakten zu einer Kompensation oder Reduzierung der Thermostrome, wodurch die Anzahl an Stoßprozessen zwischen Elektronen und dem Atomgitter sinkt und die Adhäsionsentstehung nicht mehr unterstützt wird. Mit weiter steigender Stromstärke nimmt die Stromdichte in den Mikrokontakten und somit die Joule'schen Erwärmung zu. Dieser zusätzliche Wärmeeintrag erhöht die Wahrscheinlichkeit des Überschreitens der Schmelztemperatur und einem Aufschmelzen des Mikrokontakts. In der Folge entsteht ein stromrichtungsunabhängiger Materialübertrag. Auch ein dem Thermostrom gleichgerichteter äußerer Strom erhöht ebenfalls die Stromdichte in den Mikrokontakten, was sich letztendlich in der Erhöhung der Adhäsionsmenge äußert.

Die Übertragbarkeit der oben dargestellten Wirkzusammenhänge wurde anhand des Tiefziehens, welches das am häufigsten verwendete Umformverfahren in der Blechverarbeitung darstellt, verifiziert. Da bei diesem Verfahren Adhäsionen vorrangig am Ziehradius auftreten, erfolgte die Messung der Temperatur und des Thermostroms zwischen Blechwerkstoff und Ziehmatrize. Analog zum Scherschneiden konnte auch bei diesem Verfahren eine Korrelation zwischen Kraftverlauf beziehungsweise der verrichteten Arbeit, der Temperatur und dem Thermostrom bestätigt werden. Auch ein verfahrenscharakteristischer Verlauf dieser Größen wurde sowohl für das Edelstahlblech 1.4301 sowie die Aluminiumlegierung EN AW 5083 ermittelt. Anhand einer äußeren Beeinflussung der entstehenden Thermostrome konnten die oben dargestellten Wirkzusammenhänge auch beim Tiefziehen vollumfänglich bestätigt werden. Dadurch ist davon auszugehen, dass der

Gültigkeitsbereich alle Trenn- und Umformprozesse umfasst und mit großer Wahrscheinlichkeit auch auf spanende Verfahren übertragen werden kann.

Abschließend konnte sowohl für die Versuche mit als auch ohne externen Strom ein heuristisches Modell abgeleitet werden, anhand dessen sich die mittlere Adhäsionshöhe auf Basis weniger Faktoren mit einer hohen Genauigkeit abschätzen lässt. Dieses Modell bildet die Grundlage künftiger Forschungsaktivitäten und kann dadurch erweitert und verfeinert werden.

Die im Rahmen dieses Forschungsprojekts identifizierten fundamentalen Zusammenhänge zwischen thermoelektrischen Strömen und der Entstehung von Adhäsionen leisten einen Beitrag zum besseren Verständnis der Adhäsionsentstehung. Einerseits ermöglichen diese Daten bereits heute eine wissensbasierte Senkung von Adhäsionen und somit Kaltaufschweißungen, andererseits bilden sie die Basis weiterer Untersuchungen. Beispielhaft sei hier die Wahl des Werkzeugwerkstoffs, welche häufig auf empirischen Wissen, gefolgt aus Erfahrungen, basiert, genannt. Besonders im Bereich der Adhäsionsbildung bleiben wissenschaftlich fundierte Aussagen, warum sich ein Werkstoff besser eignet als ein anderer, häufig geschuldet. In erster Linie würde sich eine Materialcharakterisierung hinsichtlich des thermoelektrischen Verhaltens von Werkzeug- und Blechwerkstoffen, ähnlich der elektrochemischen Spannungsreihe, anbieten. Dies ermöglicht gerade bei adhäsiven Blechwerkstoffen eine wissensbasierte Wahl des Werkzeugwerkstoffs. Gleiches wäre auch im Bereich der Hartstoffschichten denkbar. Ein nächster Schritt wäre die bewusste Einstellung eines Seebeck-Koeffizienten im Rahmen einer metallurgischen Legierungs- oder eines Schichtentwicklungsprozesses. Die grundsätzliche Machbarkeit konnte hierbei bereits nachgewiesen werden (Schrepfer et al., 2022). Daneben bietet auch die externe Beeinflussung thermoelektrischer Ströme ein großes Potential bezüglich eines Einsatzes im industriellen Umfeld. Hier gilt es neben den Seebeck-Koeffizienten weitere Prozess- und Werkstoffkennwerte zu identifizieren, anhand derer eine Vorhersage der ideale Kompensationsstromhöhe möglich wird.

## A Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Prinzipieller Aufbau eines Scherschneidwerkzeugs für den geschlossenen Schnitt mit Niederhalter nach (DIN 9869-2, 1969-11) .....	5
Abbildung 2-2: Ablauf eines Scherschneidvorgangs mit qualitativen Schneidkraftverläufen für kleine und große Schneidspalte nach (Demmel, 2014, S. 7 & 13, Klocke, 2017, S. 494) .....	6
Abbildung 2-3: Qualitative Kräfte und Momente beim Scherschneiden im geschlossenen Schnitt nach (Romanowski, 1979, S. 15) .....	8
Abbildung 2-4: Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 und Blatt 5 (1994-05, 1994-5) .....	13
Abbildung 2-5: Charakteristische Phasen des Tiefziehprozesses .....	14
Abbildung 2-6: Skalenabhängige Betrachtung der Interaktion von Stempel und Blechwerkstoff nach (Demmel, 2014, S. 20) .....	16
Abbildung 2-7: a) Thermodiffusion in einem elektrisch leitfähigen Festkörper; b) Prinzipielles Schaltbild zur Entstehung messbarer Thermoelektrizität ...	27
Abbildung 3-1: Struktur der Forschungsarbeit .....	48
Abbildung 5-1: Gefügeschliffbilder der Blechwerkstoffe .....	53
Abbildung 6-1: Prinzipieller Werkzeugaufbau zur Messung von Temperatur und Thermostrom sowie Beeinflussung des letzteren beim Scherschneiden und Tiefziehen .....	58
Abbildung 6-2: Elektrische Ersatzschaltbilder der Kontaktverhältnisse in Anlehnung an (Demmel, 2014) .....	59
Abbildung 6-3: Versuchswerkzeug real und als CAD-Modell im Schnitt .....	61
Abbildung 6-4: Blockdiagramm des Signalflusses .....	64
Abbildung 6-5: Zugrunde liegender Messkreis der thermoelektrischen Charakterisierung .....	66
Abbildung 6-6: Graphische Ermittlung der Kalibrierfunktion eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelements nach (Demmel, 2014, S. 60) .....	68
Abbildung 6-7: Prinzipieller Aufbau des Apparats zur thermoelektrischen Charakterisierung .....	69
Abbildung 6-8: Aufbau des Apparats zur thermoelektrischen Charakterisierung .....	71
Abbildung 7-1: Vorgehen bei der qualitativen und quantitativen Analyse der Kaltaufschweißungen am Beispiel der Stempelmantelfläche .....	79
Abbildung 8-1: a) Vergleich der experimentell ermittelten Thermospannung einer Typ-K-Paarung mit den Normwerten und b) Standardabweichung des Mittelwerts der gemessenen Thermospannung .....	80

Abbildung 8-2: Absolute Abweichung der ermittelten Thermospannung von den Normwerten .....	81
Abbildung 8-3: a) Thermospannungsverläufe der Blechwerkstoffe EN AW 5083 und 1.4301 relativ zu Platin; b) Standardabweichung der Thermospannung.....	83
Abbildung 8-4: a) Thermospannungsverläufe der Werkzeugwerkstoffe 1.2379 und 1.3343 (weich und vergütet auf 64 HRC) relativ zu Platin; b) Standardabweichung der jeweiligen Thermospannung.....	84
Abbildung 8-5: a) Thermospannungsverlauf des Hartmetalls CF-H40S relativ zu Platin; b) Standardabweichung der Thermospannung .....	85
Abbildung 8-6: Kalibrierkurven des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements .....	86
Abbildung 8-7: Erweiterte Messunsicherheit des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements .....	86
Abbildung 8-8: Stempelkraft- und Blitztemperaturverlauf beim Scherschneiden des Blechwerkstoffs 1.4301 mit 4 mm Dicke bezogen auf den Stempelweg (Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s) .....	88
Abbildung 8-9: Verlauf der Stempelkraft, Blitztemperatur und des Thermostroms bezogen auf den Stempelweg (Stempelwerkstoff: CF-H40S; Blechwerkstoff: EN AW 5083; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s).....	91
Abbildung 8-10: Verlauf der a) Stempelkraft, b) Blitztemperatur und c) des Thermostroms bezogen auf den Stempelweg in Abhängigkeit des Schneidspalts (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: EN AW 5083 mit 4 mm Dicke; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s) .....	94
Abbildung 8-11: Verlauf der a) Stempelkraft, und b) des Thermostroms bezogen auf den Stempelweg in Abhängigkeit des Schneidspalts (Stempelwerkstoff: CF-H40S; Blechwerkstoff: EN AW 5083 mit 4 mm Dicke; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s).....	95
Abbildung 8-12: a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) Topographie der Stempelmantelfläche in Abhängigkeit des Schneidspalts für die Stempelwerkstoffe 1.3343 und CF-H40S (Blechwerkstoff: EN AW 5083; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s).....	96
Abbildung 8-13: a) Maximale betragsmäßige Thermostrome und b) Temperaturen während dem Scherschneiden der Blechwerkstoffe EN AW 5083 und 1.4301 mit einer Dicke von 4 mm (Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s).....	97

- Abbildung 8-14: a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) Oberflächentopographie des jeweiligen Stempels aus 1.3343 beim Scherschneiden der Blechwerkstoffe EN AW 5083 und 1.4301 mit einer Dicke von 4 mm (Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)..... 98
- Abbildung 8-15: a) Beträgsmäßige Thermostrommaxima während des Scherschneidprozesses sowie b) die mittleren Adhäsionshöhen nach neun Schneidoperationen in Abhängigkeit des Beölungszustands (Blechwerkstoff: EN AW 5083 mit einer Dicke von 4 mm, Schneidspalt: 1 % und Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s) ..... 99
- Abbildung 8-16: Topographien der Schnittflächen des Blechwerkstoffs EN AW 5083 in Abhängigkeit des Schneidspalts sowie des Stempelwerkstoffs (Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)..... 100
- Abbildung 8-17: Geleistete Schneidarbeit bis zum unteren Umkehrpunkt in Abhängigkeit des Schneidspalts bezogen auf den Stempelweg inklusive der Zeitpunkte des Auftretens der Temperaturmaxima (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: EN AW 5083 (4 mm); Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s)..... 101
- Abbildung 8-18: a) Schneidkraft, b) Schneidarbeit sowie c) die resultierenden Schnittflächen in Abhängigkeit des Blechwerkstoffs (Stempelwerkstoff: 1.3343; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s) ..... 104
- Abbildung 8-19: a) Stempelkraft- und b) Thermostromverläufe im trockenen und beölten Zustand (Stempelwerkstoff: 1.3343; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s; Schmierstoff: AK 3080 und ZO 3368) ..... 106
- Abbildung 8-20: Qualitative Unterschiede im Stromfluss in Abhängigkeit des Beölungszustands ..... 107
- Abbildung 8-21: a) Verlauf der Seebeck-Koeffizienten der untersuchten Werkstoffe relativ zu Platin bezogen auf die Temperatur; b) Differenz der Seebeck-Koeffizienten von Stempelwerkstoff und dem Blechwerkstoff EN AW 5083 ..... 110
- Abbildung 8-22: a) Verlauf der Stempelkraft und b) des Thermostroms in Abhängigkeit des Stempelwerkstoffs beim Schneiden des Blechwerkstoffs EN AW 5083 mit 4 mm Dicke (Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s) ..... 111
- Abbildung 8-23: a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) Topographie der Stempelmantelfläche in Abhängigkeit des Stempelwerkstoffs nach neun

	Scherschneidoperationen (Blechwerkstoff: EN AW 5083 (4 mm); Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s).....	113
Abbildung 8-24:	Stempelkraft und Verlauf des geregelten Stroms über die Kontaktfläche zwischen Stempel- und Blechwerkstoff bezogen auf den Stempelweg ....	115
Abbildung 8-25:	a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) exemplarische Topographie der Stempel-mantelfläche in Abhängigkeit des externen Stroms und des Referenzfalls ohne äußere Beeinflussung (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: EN AW 5083; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s).....	116
Abbildung 8-26:	a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) exemplarische Topographie der Stempel-mantelfläche in Abhängigkeit des externen Stroms und des Referenzfalls ohne äußere Beeinflussung (Stempelwerkstoff: CF-H40S; Blechwerkstoff: EN AW 5083; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s).....	117
Abbildung 8-27:	a) Mittlere Adhäsionshöhe und b) exemplarische Topographie der Stempel-mantelfläche in Abhängigkeit des externen Stroms und des Referenzfalls ohne äußere Beeinflussung (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: 1.4301; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s).....	119
Abbildung 8-28:	REM-Aufnahmen a) der Schneidkante eines 1.3343-Stempels, b) eines Detailauschnitts, und c) der Verteilung von Sauerstoff (Blechwerkstoff: EN AW 5083; Schneidspalt: 1 %; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s) ...	121
Abbildung 8-29:	Adhäsionsbeeinflussende Wechselwirkungen zwischen Elektronen und Gitteratomen in den Mikrokontakten von Stempel- und Blech.....	123
Abbildung 8-30:	Gefügebilder des Stempels aus dem Edelstahl 1.4301 aus dem Randbereich sowie des mittleren Bereiches nahe der Stirnfläche.....	126
Abbildung 8-31:	Vergleich des qualitativen Stromflusses auf mikroskopischer Ebene mit (a) und ohne (b) äußerer Beeinflussung des Thermostroms.....	127
Abbildung 8-32:	Stempelkraft, Temperatur und Thermostromverlauf beim Tiefziehen der Blechwerkstoffe a) EN AW 5083 und b) 1.4301 mit je 1 mm Dicke bezogen auf den Stempelweg .....	130
Abbildung 8-33:	Mittlere Adhäsionshöhe nach 21 Hub (Ziehringwerkstoff: 1.2379; Blechwerkstoff: EN AW 5083 und 1.4301).....	132
Abbildung 8-34:	Reliefbilder des Ziehradius nach 21 Hub, die MAH und die zugehörige Standardabweichung SD in Abhängigkeit der Stromstärke für die Blechwerkstoffe a) EN AW 5083 und b) 1.4301 .....	133

---

Abbildung 8-35: Auswirkungen der externen Beeinflussung beziehungsweise Adhäsionsentstehung am Ziehring auf die Stempelkraft beim Tiefziehen von 1.4301-Blech mit 1 mm Dicke .....	134
Abbildung 8-36: Vergleich der abgeschätzten und realen Adhäsionsmengen in Abhängigkeit des Thermostroms, aufgeteilt in übereinstimmende und ungleiche Seebeck-Koeffizienten (SK) von Stempel- und Blechwerkstoff. ....	136
Abbildung 8-37: Beispielhafter Vergleich der abgeschätzten und realen Adhäsionsmengen in Abhängigkeit des extern angelegten Stroms beim Scherschneiden (Blechwerkstoff: 1.4301; Stempelwerkstoff: 1.3343).....	138
Abbildung 10-1: Schaltplan des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter nach (Demmel, 2014, S. 185) .....	183
Abbildung 10-2: Bodediagramm des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter nach (Demmel, 2014, S. 186) .....	184
Abbildung 10-3: Sprungantwort und Ansprechverhalten des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter (Demmel, 2014, S. 186) .....	184
Abbildung 10-4: Seebeck Koeffizienten ausgewählter Reinelemente .....	185
Abbildung 10-5: Auswirkungen der Adhäsionsbildung auf das Stempelkraftsignal in Abhängigkeit der Anzahl an Scherschneidoperationen (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: 1.4301 mit 4 mm Dicke; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s; Schneidspalt: 1 %) .....	186
Abbildung 10-6: a) Kalibrierkurve des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements und b) die zugehörige erweiterte Messunsicherheit der Tiefziehversuche .....	187

## B Tabellenverzeichnis

Tabelle 4-1:	Ausgewählte technische Daten der verwendeten Schnellläuferpresse (Bruderer AG, 2013) .....	49
Tabelle 4-2:	Ausgewählte Leistungsmerkmale der Source-Measure-Unit (für den jeweils gewählten Messbereich).....	51
Tabelle 5-1:	Ausgewählte mechanische Kennwerte der Blechwerkstoffe inklusive Standardabweichung (n = 7) bei Raumtemperatur.....	52
Tabelle 5-2:	Chemische Zusammensetzung der Blechwerkstoffe.....	53
Tabelle 5-3:	Chemische Zusammensetzung der Werkzeugwerkstoffe.....	54
Tabelle 5-4:	Wärmeleitfähigkeit und elektrische Leitfähigkeit der Werkstoffe inklusive Standardabweichung (n = 10) bei Raumtemperatur.....	55
Tabelle 5-5:	Dichte bei 15 °C und kinematische Viskosität bei 40 °C nach (Wisura GmbH 2013a) und (Wisura GmbH 2013b) sowie die elektrische Leitfähigkeit inklusive Standardabweichung (n = 10) .....	55
Tabelle 7-1:	Prozessparameter der Scherschneiduntersuchungen .....	76
Tabelle 7-2:	Oberflächenrauigkeit in Abhängigkeit des Stempelwerkstoffs inklusive Standardabweichung (n=10).....	77
Tabelle 7-3:	Prozessparameter der Tiefziehversuche .....	78
Tabelle 10-1:	Vorverstärker- und Filterkennwerte der Signalvorverarbeitungseinheit.....	184
Tabelle 10-2:	Parameterset zur Abschätzung der mittleren Adhäsionsmenge beim Scherschneiden ohne externen Strom.....	188
Tabelle 10-3:	Parameterset zur Abschätzung der mittleren Adhäsionsmenge beim Tiefziehen ohne externen Strom.....	189
Tabelle 10-4:	Parameterset zur Abschätzung der mittleren Adhäsionsmenge bei einer externen Beeinflussung des Thermostroms.....	190

## C Literaturverzeichnis

- AGILENT TECHNOLOGIES INCORPORATION, 2011. Agilent B2900 Series Precision Source/Measure Unit - User's Guide.
- AKHKUBEKOV, A.A., AKHKUBEKOVA, S.N., BAGOVA, A.M., ZUBKHADJIEV, M.-A.V., TAMAIEV, T.H., 2016. Effect of electromigration on the formation of a transient zone during contact between solid bodies at temperatures below the melting point of a low-melting compound. *Bulletin of the Russian Academy of Sciences: Physics*, 80 (11), S. 1372-1376. Verfügbar unter: doi:10.3103/S1062873816110046
- ALVELID, B., 1970. Cutting Temperature Thermo-electrical Measurements. *Annals of the C.I.R.P.*, 18, S. 547-554.
- ARAVAS, N., KIM, K.-S., LECKIE, F.A., 1990. On the Calculations of the Stored Energy of Cold Work. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 112, S. 465-470.
- ARGANDOÑA, E.S. de, ZABALA, A., GALDOS, L., MENDIGUREN, J., 2020. The Effect of Material Surface Roughness in Aluminum Forming. *Procedia Manufacturing*, 47, S. 591-595. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.promfg.2020.04.182
- AWAKOV, A.A., RITSCHKIN, A.A., 1966. Erhöhung der Standzeit der Bohrer mit Hilfe thermoelektrischer Kompensation. *Maschinenbau und Fertigungstechnik der UdSSR*, 68, S. 237-238.
- AXER, H., 1954. Zur Physik des Werkzeugverschleißes. *Fortschrittliche Fertigung und moderne Werkzeugmaschinen - 7. Aachener Werkzeugmaschinen-Kolloquium*, S. 64-67.
- AXER, H., 1956. *Über die Ursachen des Verschleißes an Hartmetall-Drehwerkzeugen*. Dissertation, Aachen.
- BACH, E.L., 1924. *Die Spannungen unter dem kreisrunden Stempel*. Dissertation, Karlsruhe.
- BAGCHI, H., 1975. *Thermoelectric Phenomenon in Machining*. Dissertation, Poona.
- BAGCHI, H., 1980. Fine Machining and Thermo-Electric Wear. *Industrial Lubrication and Tribology*, 32 (4), S. 124-152. Verfügbar unter: doi:10.1108/eb053204
- BAGCHI, H., BASU, S.K., 1973. Thermoelectric wear in tools. *Wear*, 26 (1), S. 39-44. Verfügbar unter: doi:10.1016/0043-1648(73)90148-8
- BALBACH, R., 1987. Influence of Various Surface Microstructures on the Tribology in Aluminium Sheet Metal Forming. *Annals of the C.I.R.P.*, 36 (1), S. 181-184.
- BARGEL, H.-J. und G. SCHULZE, 2018. *Werkstoffkunde*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-662-48628-3.

- BARIK, J., SONKAMBLE, V., NARASIMHAN, K., 2018. Burr formation and shear strain field evolution studies during sheet metal blanking. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 418, S. 1-8. Verfügbar unter: doi:10.1088/1757-899X/418/1/012068
- BEDNARZ, M., 2014. *Entwicklung einer optimierten Messergeometrie für das einstufige Zargenbeschneiden von Strukturbauteilen*. Dissertation, München.
- BENNETT, H.E., 1961. The Contamination of Platinum Metal Thermocouples. *Causes of Failure in Hydrogen Atmospheres. Platinum Metals Review*, 5 (4), S. 132-133.
- BER, A., GOLDBLATT, M., 1989. The Influence of Temperature Gradient on Cutting Tool's Life. *Annals of the C.I.R.P.*, 38 (1), S. 69-73.
- BERGMANN, L. und C. SCHÄFER, 2006. *Elektromagnetismus: 9th ed.*, Berlin/Boston: De Gruyter. ISBN 9783110199284.
- BERNHARD, F., 2014. *Handbuch der Technischen Temperaturmessung: 2. Auflage*, Berlin: Springer Vieweg. VDI-Buch. ISBN 978-3-642-24505-3.
- BEVER, M.B., D.L. HOLT und A.L. TITCHENER, 1973. *The stored energy of cold work*, Oxford: Pergamon Press. 17.
- BHATTACHARYYA, A., GOSH, A., 1968. Diffusion Wear of Cutting Tools. *Annals of the C.I.R.P.*, 16, S. 369-375.
- BHUSHAN, B., ISRAELACHVILI, J.N., LANDMAN, U., 1995. Nanotribology: friction, wear and lubrication at the atomic scale. *Nature*, 374 (6523), S. 607-616. Verfügbar unter: doi:10.1038/374607a0
- BING, G., WALLBANK, J., 2008. The effect of using a sprung stripper in sheet metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 200 (1-3), S. 176-184. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.09.018
- BIRZER, F., C. MAURER, M. SCHALTEGGER und M. SCHNEEBERGER, 2014. *Feinschneiden und Umformen. Wirtschaftliche Fertigung von Präzisionsteilen aus Blech: 3., vollst. überarb. Aufl.*, Landsberg: Verlag Moderne Industrie. Die Bibliothek der Technik. Bd. 134. ISBN 9783862360680.
- BOBROVSKI, V.A., 1966. Extending Tool Life by Breaking the T.E.M.F. Circuit. *Russian Engineering Journal*, 46 (8), S. 70-72.
- BOBROVSKIJ, V.A., 1967. Eine Methode zur Erhöhung der Bohrerstandzeit. *Maschinenbau und Fertigungstechnik der UdSSR*, 8 (76), S. 19-20.

- BOUBECHOU, C., BOUCHOUCHA, A., ZAIDI, H., MOUADJI, Y., 2014. Thermal and Tribological Analysis of the Dry Sliding Steel-steel Couple Traversed by an Electrical Current. *Physics Procedia*, 55, S. 165-172. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.phpro.2014.07.024
- BOWDEN, F.P., HUGHES, T.P., 1939. The friction of clean metals and the influence of adsorbed gases. The temperature coefficient of friction. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 172 (949), S. 263-279. Verfügbar unter: doi:10.1098/rspa.1939.0103
- BOWDEN, F.P., RIDLER, K., 1936. Physical properties of surfaces. III - *The Surface Temperature of Sliding Metals - The Temperature of Lubricated Surfaces*. *Proceedings of the Royal Society*.
- BOWDEN, F.P., TABOR, D., 1939. The area of contact between stationary and moving surfaces. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 169 (938), S. 391-413. Verfügbar unter: doi:10.1098/rspa.1939.0005
- BOWDEN, F.P., TABOR, D., FREITAG, E.H., 1959. Die Wirkungsweise von Hochdruckschmiermitteln. In: *Reibung und Schmierung fester Körper*: Springer Verlag, S. 284-307.
- BOWDEN, F.P., THOMAS, P.H., 1954. The Surface Temperature of Sliding Solids. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 223 (1152), S. 29-40.
- BOWDEN, F.P., YOUNG, J.E., 1951. Friction of clean metals and the influence of adsorbed films. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 208 (1094), S. 311-325. Verfügbar unter: doi:10.1098/rspa.1951.0162
- BRAUNOVIC, M., ALEXANDROV, N., 1994. Intermetallic compounds at aluminum-to-copper electrical interfaces: effect of temperature and electric current. *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology: Part A*, 17 (1), S. 78-85. Verfügbar unter: doi:10.1109/95.296372
- BREDELL, L.J., 1983. The Influence of Thermo Electric Current on the Wear of Tungsten Carbide Tools. *Science of Hard Materials*, 53, S. 723-734. Verfügbar unter: doi:10.1007/978-1-4684-4319-6\_39
- BRIEHL, H., 2021. *Chemie der Werkstoffe*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-662-63296-3.

- BROKKEN, D., 1999. *Numerical modelling of ductile fracture in blanking*. Dissertation, Eindhoven.
- BRUDERER AG, 2013. *BSTA 1600 - Volle Kraft für Ihre wirtschaftliche Produktion*, Frasnacht.
- BUCHMANN, K., 1963. Über den Verschleiß und ihn begleitende Erscheinungen beim Schneiden von Stahlfeinblechen. *Werkstattstechnik*, 53 (3), S. 128-134.
- BUCKLEY, D.H., 1975. Adhesion and friction behavior of group 4 elements germanium, silicon, tin, and lead. *NASA Scientific and Technical Publications*, S. 1-19.
- BUCKLEY, D.H., 1976. Wear and interfacial transport of material. *Journal of Vacuum Science and Technology*, 13 (1), S. 88-95. Verfügbar unter: doi:10.1116/1.568963
- BUCKLEY, D.H., 2010. *Surface Effects in Adhesion, Friction, Wear, and Lubrication*, Amsterdam: Elsevier. Tribology series. 5. ISBN 0-444-41966-7.
- BUDINSKI, K.G., 2011. Adhesive transfer to abrasive particles in abrasion testing. *Wear*, 271 (9-10), S. 1258-1263. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2010.11.036
- BUDZYNSKI, A.F., 1976. The influence of natural and forced currents on tool life in finish turning. *International Journal of Tool Design and Research*, 16 (1), S. 123-128.
- CAMMANN, J.H., 1986. *Untersuchungen zur Verschleissminderung an Scherschneidwerkzeugen der Blechbearbeitung durch Einsatz geeigneter Werkstoffe*. Dissertation, Darmstadt.
- CARL ZEISS MICROSCOPY GMBH, 1999. *Axioplan 2 imaging and Axiophot 2 Universal Microscopes - Operating Manual*, Jena.
- CARL ZEISS MICROSCOPY GMBH, 2006. *AxioCam MRc 5 - Digitale Freiräume*, Jena.
- CERATIZIT SA, 2006. hard material matters. *Hardmetall für den Schnitt- und Stanzwerkzeugbau. Datenblatt*.
- CHAUVIN ARNOUX, 2003. *Bedienungsanleitung Strommesszange K1 und K2*, Paris.
- CHEN, S., CHEN, C., 2003. Electromigration effects upon interfacial reactions. *JOM*, 55 (2), S. 62-67. Verfügbar unter: doi:10.1007/s11837-003-0230-8
- CHEN, Z.H., CHAN, L.C., LEE, T.C., TANG, C.Y., 2003. An investigation on the formation and propagation of shear band in fine-blanking process. *Journal of Materials Processing Technology*, 138 (1-3), S. 610-614. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0924-0136(03)00141-9

- CHEN, Z.-K., SAWA, K., 1998. Effect of arc behaviour on material transfer: a review. *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology: Part A*, 21 (2), S. 310-322. Verfügbar unter: doi:10.1109/95.705480
- CRASEMANN, H.-J., 1959. *Der offene, kreuzende Scherschnitt an Blechen*. Dissertation, Hannover.
- CUSACK, N., KENDALL, P., 1958. The absolute scale of thermoelectric power at high temperature. *Proceedings of the Physical Society*, 72 (5), S. 898-901.
- CZICHOS, H. und K.-H. HABIG, 2015. *Tribologie-Handbuch. Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. 4. Auflage, Wiesbaden: Springer Vieweg. ISBN 978-3-8348-1810-2.
- CZICHOS, H., 1983. Tribology: Scope and Future Directions of Friction and Wear Research. *JOM*, 35 (9), S. 18-20. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF03338359
- DAHL, W., Hg., 1993. *Umformtechnik, Plastomechanik und Werkstoffkunde*, Düsseldorf: Verlag Stahleisen. ISBN 3-514-00402-1.
- DAICU, R., OANCEA, G., 2015. Electrical Current at Metal Cutting Process: A Literature Review. *Applied Mechanics and Materials*, 808, S. 40-47. Verfügbar unter: doi:10.4028/www.scientific.net/AMM.808.40
- DAVIES, R. und E.R. AUSTIN, 1970. *Developments in high speed metal forming*, Brighton: The Machinery Publishing Co. Ltd.
- DEMMELE, P., 2014. *In-situ Temperaturmessung beim Scherschneiden*. Dissertation, München.
- DEMMELE, P., HIRSCH, M., GOLLE, R., HOFFMANN, H., 2012a. In Situ Temperature Measurement in the Shearing Zone during Sheet Metal Blanking. *Advanced Materials Research*, 445, S. 207-212. Verfügbar unter: doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.445.207
- DEMMELE, P., HOFFMANN, H., GOLLE, R., INTRA, C., VOLK, W., 2015. Interaction of heat generation and material behaviour in sheet metal blanking. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 64 (1), S. 249-252. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.cirp.2015.04.091
- DEMMELE, P., KOPP, T., GOLLE, R., VOLK, W., HOFFMANN, H., 2012b. Experimental investigation on the temperature distribution in the shearing zone during sheet metal blanking. *Steel Research International*, Special Edition: 14th International Conference on Metal Forming , S. 291-294.

- DEMMELE, P., TRÖBER, P., KOPP, T., GOLLE, R., VOLK, W., HOFFMANN, H., 2013. Characterization of the Thermoelectric Behavior of Plastically Deformed Steels by Means of Relative Seebeck Coefficient. *Materials Science Forum*, 755, S. 1-7. Verfügbar unter: doi:10.4028/www.scientific.net/MSF.755.1
- DETERS, L., FISCHER, A., SANTNER, E., STOLZ, U., 2002. GfT Arbeitsblatt 7 - Tribologie. *Verschleiß, Reibung - Definitionen, Begriffe, Prüfung*, S. 1-52.
- DIES, R., 1955. Temperaturmessungen beim Lochern von Blechen. *Werkstatt und Betrieb*, 88 (10), S. 651-654.
- DIES, R., 1960. Die Vorgänge beim Lochern von Stahl und Nichteisenmetallen mit runden Stempel. *Der Maschinenmarkt*, 13a (7), S. 21-23.
- DIETRICH, J., 2018. *Praxis der Umformtechnik. Umform- und Zerteilverfahren, Werkzeuge, Maschinen: 12.*, überarbeitete und erweiterte Auflage, Wiesbaden: Springer Vieweg. ISBN 3658195290.
- DIETRICH, N., 1968. Ursachen und Wirkungsweise von sulfidischen und oxidischen Schutzschichten an Hartmetall-Drehwerkzeugen. *Industrie Anzeiger*, 90 (93), S. 2051-2054.
- DOEGE, E. und B.-A. BEHRENS, 2016. *Handbuch Umformtechnik*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag.
- DOEGE, E., SCHMIDT, K.-H., NEUMANN, C.-P., 1977. Ein Beitrag zur Beurteilung der Schneidbarkeit von Elektroblech - Schwingungsfreier Schneidvorgang. *Blech Rohre Profile*, 10.
- DOHDA, K., YAMAMOTO, M., HU, C., DUBAR, L., EHMANN, K.F., 2020. Galling phenomena in metal forming. *Friction*. Verfügbar unter: doi:10.1007/s40544-020-0430-z
- DOLMETSCH, H., D. HOLZNAGEL, E. KELLER, W. KLEIN und T. ODENWALD, 2011. *Metalltechnik: der Werkzeugbau; Stanztechnik, Formenbau, Vorrichtungsbau, Meßgeräte und Lehren, Bearbeitungsverfahren im Werkzeugbau, Werkstoffe und Wärmebehandlungsverfahren*, Haan-Grüiten: Verlag Europa-Lehrmittel. ISBN 3808510897.
- ECKSTEIN, F., 1969. *Gleichartigkeit mechanischer Trennvorgänge: zur Klärung bestehender Zusammenhänge des Spanens und spanlosen Schneidens*, München: Carl Hanser Verlag.
- EICKHOFF, W., 1961a. Stanzereitechnik. *Untersuchung über den Kraft-und Arbeitsbedarf beim Lochen von Grobblechen*. *Werkstatt und Betrieb*, 94 (7).

- EICKHOFF, W., 1961b. *Über das Lochen von Grobblechen*. Dissertation, Darmstadt.
- EL MANSORI, M., PIERRON, F., PAULMIER, D., 2003. Reduction of tool wear in metal cutting using external electromotive sources. *Surface and Coatings Technology*, 163-164, S. 472-477. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0257-8972(02)00644-8
- ELLIS, J., BARROW, G., 1968. Tool wear in metal cutting and its relationship with the thermo-electric circuit. *Annals of the C.I.R.P.*, 17 (1), S. 39-50.
- ENDO, K., FUKUDA, Y., TAKAMIYA, O., 1971. Wear Behaviours of Metals under Lubricated Condition and the Effect of Small Electric Potential. *Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers*, 14 (78), S. 1281-1288.
- ENDRES, H., 1984. *Chemische Aspekte der Festkörper-Physik*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-540-13604-0.
- ENGELTER, A., MÜLLER, F.H., 1958. Thermische Effekte bei mechanischer Deformation, insbesondere von Hochpolymeren. *Kolloid - Zeitschrift*, 157 (2), S. 90-111.
- ENGSTRAND, G., 1959. Does compensation of thermoelectric currents influence cutting tool wear. *Kungl. Tekniska Högskolans Handlingar - Transactions of the royal institute of technology, Stockholm, Sweden*, 144 (5).
- FENG, I.-M., 1954. A new Theory of Metal Transfer & Wear. *Lubrication Engineering*, 10 (1), S. 34-38.
- FEYNMAN, R.P., 1960. There's Plenty of Room at the Bottom. *Engineering and Science*, 23 (5), S. 22-36.
- FINCKENSTEIN, E. von, LAWRENZ, K.-J., 1977. Umformung kunststoffbeschichteter Stahlbleche durch Tiefziehen. Verfügbar unter: doi:10.1007/978-3-322-88390-2
- FISCHEKOV, N., 1991. Wie wirkt der Wärmeeinfluß auf die Standzeit von Stanzwerkzeugen? *Werkstatt und Betrieb*, 124.
- FISCHER, T.E., 1992. Chemical Effects in Friction. In: I.L. SINGER und H.M. POLLOCK, Hg. *Fundamentals of friction. Macroscopic and microscopic processes*; Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, S. 299-312. ISBN 978-94-010-5249-8.
- FISHEKOV, 1991. Bestimmung der maximalen Schneidkraft beim Scherschneiden. *Bleche Rohre Profile*, 38 (5).
- FRITSCH, C., 2002. *Einfluss der Prozessparameter auf das Feinschneiden von Aluminiumlegierungen*. Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 2002, München: Hieronymus. Utg-Forschungsberichte. 19. ISBN 3-89791-261-9.

- FRITZ, A.H., 2018. *Fertigungstechnik*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-662-56534-6.
- FUGGER, B., 1984. *Untersuchung der Verschleißvorgänge beim Scherschneiden von Feinblech*, Düsseldorf: VDI-Verlag. Reihe 2, Nr. 81.
- GANE, N., 1983. Thermoelectric effects during the frictional sliding and cutting of metals. *Wear*, 86 (1), S. 167-172. Verfügbar unter: doi:10.1016/0043-1648(83)90099-6
- GANGOPADHYAY, A., BARBER, G., ZHAO, H., 2006. Tool wear reduction through an externally applied electric current. *Wear*, 260 (4-5), S. 549-553. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2005.03.020
- GANGOPADHYAY, A., PAPUTA PECK, M.C., SIMKO, S.J., 2002. Wear Control in a Lubricated Contact Through Externally Applied Electric Current. *Tribology Transactions*, 45 (3), S. 302-309. Verfügbar unter: doi:10.1080/10402000208982553
- GARREIS, F., 1976. Ordnung der Genauschneidverfahren zum Zerteilen von Blech. *Umformtechnik*, 10 (4), S. 41-43.
- GEIGER, H., K. SCHEEL und W. WESTPHAL, 1928. *Handbuch der Physik*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag.
- GERMER, L.H., 1960. The erosion of relay contacts. *Wear*, 3 (3), S. 188-199. Verfügbar unter: doi:10.1016/0043-1648(60)90137-X
- GERTHSEN, C., 2006. *Physik: 23.*, überarb. Aufl., Berlin: Springer Verlag. Springer-Lehrbuch. ISBN 3540254218.
- GHIOTTI, A., REGAZZO, P., BRUSCHI, S., BARIANI, P.F., 2010. Reduction of vibrations in blanking by MR dampers. *CIRP Annals*, 59 (1), S. 275-278. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.cirp.2010.03.111
- GOLOVASHCHENKO, S.F., 2006. A study on trimming of aluminum autobody sheet and development of a new robust process eliminating burrs and slivers. *International Journal of Mechanical Sciences*, 48 (12), S. 1384-1400. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijmecsci.2006.07.007
- GOLOVASHCHENKO, S.F., 2007. Analysis of Trimming of Aluminum Closure Panels. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 16 (2), S. 213-219. Verfügbar unter: doi:10.1007/s11665-007-9034-2
- GOTO, K., 1995. The influence of surface induced voltage on the wear mode of stainless steel. *Wear*, 185 (1-2), S. 75-81.

- GOTTSTEIN, G., 2007. *Physikalische Grundlagen der Materialkunde*: 3. Aufl., Berlin: Springer Verlag. Springer-Lehrbuch. ISBN 9783540711049.
- GOTTSTEIN, G., 2014. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-642-36602-4.
- GOTTWEIN, K., 1925. Die Messung der Schneidentemperatur beim Abdrehen von Flusseisen. *Maschinenbau - Der Betrieb*, 4 (23), S. 1129-1135.
- GROCHE, P., NITZSCHE, G., 2004. Temperatureinfluss auf den Adhäsionsverschleiß beim Umformen von Aluminiumblechen. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 35 (7), S. 461-466. Verfügbar unter: doi:10.1002/mawe.200400774
- GROCHE, P., NITZSCHE, G., 2007. Influence of temperature on the initiation of adhesive wear with respect to deep drawing of aluminum-alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 191 (1-3), S. 314-316. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.03.098
- GROCHE, P., NITZSCHE, G., ELSER, A., 2008. Adhesive wear in deep drawing of aluminum sheets. *CIRP Annals*, 57 (1), S. 295-298. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.cirp.2008.03.042
- GRUNER, M.P., MAUERMANN, R., 2009. Erweiterte Möglichkeiten in Anwendung von Servospindelpressen. *Kongress Stanztechnik, Dortmund*.
- GUIDI, B.-B., 1963. Nachschneiden. *Bänder Bleche Rohre*, 1, S. 233-243.
- GUNNAR NYGREN, 1960. Stanzereitechnik. *Verschleiß von Schnittwerkzeugen. Werkstatt und Betrieb*, 93 (12).
- GUO, Y., RUAN, Q., ZHU, S., WEI, Q., CHEN, H., LU, J., HU, B., WU, X., LI, Y., FANG, D., 2019. Temperature Rise Associated with Adiabatic Shear Band: Causality Clarified. *Physical review letters*, 122 (1), S. 15503. Verfügbar unter: doi:10.1103/PhysRevLett.122.015503
- GUO, Y., RUAN, Q., ZHU, S., WEI, Q., LU, J., HU, B., WU, X., LI, Y., 2020. Dynamic failure of titanium: Temperature rise and adiabatic shear band formation. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 135, S. 103811. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmps.2019.103811
- HABIG, H., KIRSCHKE, K., MAENNIG, W.-W., TISCHER, H., 1972. Festkörpergleitreibung und Verschleiß von Eisen, Kobalt, Kupfer, Silber, Magnesium und Aluminium in einem Sauerstoff - Stickstoff- Gemisch zwischen 760 und  $2 \cdot 10^{-7}$  Torr. *Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM)*, BAM-Bericht 13 , S. 1-56.

- HALL, E.H., 1879. On a New Action of the Magnet on Electric Currents. *American Journal of Mathematics*, 2 (3), S. 287-292.
- HASE, A., MISHINA, H., 2018. Identification and evaluation of wear phenomena under electric current by using an acoustic emission technique. *Tribology International*, 127, S. 372-378. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.triboint.2018.06.027
- HAYD, A., MAURER, M., SATZGER, W., 1987. Physikalische Grundlagen von metallischer Reibung. *VDI Berichte*, 600 (3), S. 57-69.
- HEHENKAMP, T., 1958. Untersuchung über den elektrisch kompensierbaren Verschleiß an Drehmeißeln aus Hartmetall. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 29 (4), S. 249-256.
- HEHENKAMP, T., HEUMANN, T., 1962. Elektrolytische Teilchenwanderung und Thermodiffusion in Hartmetallen und ihre Bedeutung für den Verschleiß. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 33 (7), S. 501-504.
- HEINICKE, G., 1984. *Tribochemistry*: Lizenzausg, München: Hanser. ISBN 3-446-13972-9.
- HELLWIG, W. und M. KOLBE, 2012. *Spanlose Fertigung Stanzen*, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag. ISBN 978-3-8348-1802-7.
- HELM, D., 2010. Thermomechanical representation of the stored energy during plastic deformation. *International Journal of Materials Research*, 101 (8), S. 972-980.
- HERBERTZ, R., CHO, M.-L., 1983. Reibungsmechanismen in der Grenzfläche Werkstück/Werkzeug bei Uniformverfahren und daraus resultierende Probleme für theoretische Berechnungen. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 54 (12), S. 499-502. Verfügbar unter: doi:10.1002/srin.198305279
- HERNANDEZ, S., HARDELL, J., WINKELMANN, H., RIPOLL, M.R., PRAKASH, B., 2015. Influence of temperature on abrasive wear of boron steel and hot forming tool steels. *Wear*, 338-339, S. 27-35. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2015.05.010
- HEROLD, J., 2003. Einfluss der Kantengestaltung von Schneidstempeln beim Scherschneiden auf die Stempelstandzeit. *utf-science*, II, S. 1-4.
- HESSE, S., 1995. *Umformmaschinen. Grundlagen der umformenden und zerteilenden Werkzeugmaschinen*, Würzburg: Vogel. Vogel-Fachbuch. ISBN 3-8023-1555-3.
- HEUBERGER, M., 2007. Wie entsteht Reibung? Nanotribologie. *Physik in unserer Zeit*, 38 (3), S. 142-148. Verfügbar unter: doi:10.1002/piuz.200601114
- HIRSCH, M., 2011. *Einfluss von Leichtbauwerkstoffen in schnelllaufenden Stanzwerkzeugen auf das Verschleißverhalten*. Dissertation, München.

- HOFFMANN, H., 1973. *Untersuchungen über den Einfluss des statischen und dynamischen Verhaltens einer Presse in vertikaler Richtung auf den Eintauchvorgang beim Schneiden*. Dissertation, Berlin.
- HOFFMANN, H., R. NEUGEBAUER, G. SPUR und R. NEUGEBAUER, 2012. *Handbuch Umformen*: [2., vollst. neu bearb. Aufl.], s.l.: Carl Hanser Fachbuchverlag. Edition Handbuch der Fertigungstechnik. ISBN 978-3-446-43004-4.
- HOLM, R., 1958. *Elektrische Kontakte / Electric Contacts Handbook*: Dritte völlig neubearbeitete Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-662-23790-8.
- HOOGEN, M., 1999. *Einfluß der Werkzeuggeometrie auf das Scherschneiden und Reißen von Aluminiumfeinblechen*. Zugl.: München, Techn. Univ., Diss: Als Typoskr. gedr, München: Hieronymus. Utg-Forschungsberichte. Bd. 6. ISBN 3897910454.
- HÖRMANN, F., 2008. *Einfluss der Prozessparameter auf einstufige Scherschneidverfahren zum Ausschneiden mit endkonturnaher Form*. Dissertation, München.
- HORNBOGEN, E., H. WARLIMONT und B. SKROTZKI, 2019. *Metalle*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-662-57762-2.
- HOU, Y.K., LI, Y.P., YU, Z.Q., ZHAO, Y.X., LI, S.H., 2012. Review of Research Progress on Galling in Sheet Metal Forming. *Key Engineering Materials*, 501, S. 94-98. Verfügbar unter: doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.501.94
- HUANG, M.L., ZHOU, S.M., CHEN, L.D., 2012. Electromigration-Induced Interfacial Reactions in Cu/Sn/Electroless Ni-P Solder Interconnects. *Journal of Electronic Materials*, 41 (4), S. 730-740. Verfügbar unter: doi:10.1007/s11664-012-1952-6
- IBACH, H. und H. LÜTH, 2009. *Festkörperphysik*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-540-85794-5.
- ILIESCU, C., NEAGOE, I., 1988a. Ausstoßkräfte beim Stanzen experimentell ermittelt. *Bleche Bänder Rohre*, 7.
- ILIESCU, C., NEAGOE, I., 1988b. Theoretisches Vorherbestimmen der Ausstoßkräfte beim Stanzen. *Bänder Bleche Rohre*, 2.
- INNOVATIVE SENSOR TECHNOLOGY IST AG, 2022. TSic 506F/503F/501F. *Temperatur Sensor IC. Datenblatt V2.3.1*.
- INTERNATIONAL ALUMINIUM INSTITUTE, 2022. *Primary Aluminium Production* [online], Zugriff am: 26. Juni 2022: Verfügbar unter: <https://international-aluminium.org/statistics/primary-aluminium-production/>

- IRRGANG, K., 2020. *Altes und Neues zu thermoelektrischen Effekten und Thermoelementen*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-662-60883-8.
- JAHNKE, H., R. RETZKE und W. WEBER, 1981. *Umformen und Schneiden*, Berlin: VEB Verlag Technik.
- JIANXIN, D., JIANTOU, Z., HUI, Z., PEI, Y., 2011. Wear mechanisms of cemented carbide tools in dry cutting of precipitation hardening semi-austenitic stainless steels. *Wear*, 270 (7-8), S. 520-527. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2011.01.006
- JIANXIN, D., YOUSHENG, L., WENLONG, S., 2008. Diffusion wear in dry cutting of Ti-6Al-4V with WC/Co carbide tools. *Wear*, 265 (11-12), S. 1776-1783. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2008.04.024
- JOHNSON, W., SLATER, R.A.C., 1967. A survey of the slow and fast blanking of metals at ambient and high temperatures. *Proceedings of the International Conference on Manufacturing Technology, Dearborn*, S. 825-851.
- JOST, H.P., 1966. Lubrication (Tribology) Education and Research – A Report of the Present Position and Industry's Needs. *Department of Education and Science, Her.*
- JUNGE, T., LIBORIUS, H., MEHNER, T., NESTLER, A., SCHUBERT, A., LAMPKE, T., 2020. Measurement system based on the Seebeck effect for the determination of temperature and tool wear during turning of aluminum alloys. *Procedia CIRP*, 93, S. 1435-1441. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.procir.2020.03.015
- JUNGE, T., NESTLER, A., SCHUBERT, A., 2021. In-process monitoring and empirical modeling of the tool wear in turning of aluminum alloys using thermoelectric signals. *Procedia CIRP*, 102, S. 308-313. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.procir.2021.09.053
- KADIR, A.M., KAKO, S.A., 2022. Comparative Investigation on the Quality of Sensitivity of Six Different Types of Thermocouples. *Al-Rafidain Engineering Journal*, 27 (2), S. 117-126.
- KAFFANKE, K. und H. CZICHOS, 1973. *Die Bestimmung von Grenzflächentemperaturen bei tribologischen Vorgängen*, Berlin: Berichte der Bundesanstalt für Materialprüfung. BAM-Bericht Nr. 19.
- KARLSSON, P., GÅÅRD, A., KRAKHMALOV, P., 2014. Influence of tool steel microstructure on friction and initial material transfer. *Wear*, 319 (1-2), S. 12-18. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2014.07.002
- KATAFUCHI, T., 1985. Effects of Electric Current on Wear under Lubricated Conditions; I - Electric Current. *Journal of Japan Society of Lubrication Engineers*, 30, S. 883-886.

- KELLER, E., R. KILGUS, W. KLEIN und R. WINKOW, 2001. *Metalltechnik*: 13. Aufl., Haan-Gruten: Verlag Europa-Lehrmittel. Europa-Fachbuchreihe für Metallberufe. ISBN 3-8085-1203-2.
- KENNEDY, F.E., 1984. Thermal and thermomechanical effects in dry sliding. *Wear*, 100 (1-3), S. 453-476. Verfügbar unter: doi:10.1016/0043-1648(84)90026-7
- KEYENCE CORPORATION, 2015. *VK-X150 - Präzise und Intuitive Oberflächenanalyse*.
- KEYENCE CORPORATION, 2017. Vergleich 3D Profilometer - Kontaktprofilometer.
- KIENZLE, O., F.-W. TIMMERBEIL und T. JORDAN, 1959. *Einige Untersuchungen über das Schneiden Von Blechen*, Wiesbaden: VS Verlag für Sozialwissenschaften. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen. 693. ISBN 9783663047896.
- KIM, S.-H., KANG, J.J., LEE D.-J., 2007. The effect of temperature rise in a fineblanking tool. *Numiform 07, Materials Processing and Design: Modelling, Simulation and Applications*, S. 877-882.
- KLAASEN, H., KÜBARSEPP, J., EIGI, R., 2006. Peculiarities of hardmetals wear in blanking of sheet metals. *Tribology International*, 39 (4), S. 303-309. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.triboint.2005.01.041
- KLAASEN, H., KÜBARSEPP, J., ROOSAAR, T., VILJUS, M., TRAKSMAA, R., 2010. Adhesive wear performance of hardmetals and cermets. *Wear*, 268 (9-10), S. 1122-1128. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2010.01.006
- KLOCKE, F., 2017. *Fertigungsverfahren 4. Umformen*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag.
- KLOCKE, F., SWEENEY, K., RAEDT, H.-W., 2001. Improved tool design for fine blanking through the application of numerical modeling techniques. *Journal of Materials Processing Technology*, 115 (1), S. 70-75.
- KO, D.-C., KIM, B.-M., 2000. Development of an analytical scheme to predict the need for tool regrinding in shearing processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40 (9), S. 1329-1349.
- KO, D.-C., KIM, B.-M., CHOI, J.-C., 1997. Finite-element simulation of the shear process using the element-kill method. *Journal of Materials Processing Technology*, 72 (1), S. 129-140.
- KOCHENDÖRFER, A., 1952. Der Gleitvorgang und die Verfestigung bei metallischen Werkstoffen. *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure*, 94 (10), S. 267-273.

- KOHNO, A., ITOH, M., SODA, N., 1984. Effect of Contact Arc on Wear of Materials for Current Collection, Part 3. *Journal of Japan Society of Lubrication Engineers*, 29, S. 458-462.
- KOPP, T., 2017. *Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt*. Dissertation, München.
- KOPP, T., STAHL, J., DEMMEL, P., TRÖBER, P., GOLLE, R., HOFFMANN, H., VOLK, W., 2016. Experimental investigation of the lateral forces during shear cutting with an open cutting line. *Journal of Materials Processing Technology*, 238, S. 49-54. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2016.07.003
- KOROBOV, Y.M., 1968. Effect of thermoelectric Phenomena on Tool Wear in Metal-Cutting. *Machines and Tooling*, 34 (3), S. 35-37.
- KÖSTER, W. und W. SEITH, 1955. *Diffusion in Metallen*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. 3.
- KOTT, M., ERZ, C., HEINGÄRTNER, J., GROCHE, P., 2020. Controllability of Temperature Induced Friction Effects during Deep Drawing of Car Body Parts with High Drawing Depths in Series Production. *Procedia Manufacturing*, 47, S. 553-560. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.promfg.2020.04.166
- KRAGELSKI, I.V., 1971. *Reibung und Verschleiss: Lizenz-Ausg*, München: Hanser. ISBN 3-446-11474-2.
- KRAGELSKY, I.V., DEMKIN, N.B., 1960. Contact area of rough surfaces. *Wear*, 3 (3), S. 170-187. Verfügbar unter: doi:10.1016/0043-1648(60)90136-8
- KRÄMER, W., 1969. *Untersuchungen über das Genauschneiden von Stahl und Nichteisenmetallen*, Essen: Verlag Girardet. Berichte aus dem Institut für Umformtechnik Stuttgart. 14.
- KRAUSE, H., CHRIST, E., 1976. Kontaktflächentemperaturen bei technisch trockener Reibung und deren Messung. *VDI-Z*, 118 (11), S. 517-524.
- KRIM, J., 1996. Reibung auf atomarer Ebene. *Spektrum der Wissenschaft*, 12, S. 80-85.
- KUBOTA, Y., NAGASAKA, S., MIYAUCHI, T., YAMASHITA, C., KAKISHIMA, H., 2013. Sliding wear behavior of copper alloy impregnated C/C composites under an electrical current. *Wear*, 302 (1-2), S. 1492-1498. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2012.11.029

- KÜHNE, H.-J., 1991. Der Schneidvorgang selbst und die Stempelgeometrie als Ursache für Maßungenauigkeiten und Spannungen beim Scherschneiden von Elektroblechen. *Bleche Rohre Profile*, 38 (5), S. 397-401.
- LANGE, K., 1990. *Umformtechnik - Band 3: Blechbearbeitung*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag.
- LANGE, K., Hg., 2002. *Umformtechnik. Handbuch für Industrie und Wissenschaft: 2. Aufl., Nachdr. in veränd. Ausstattung, limitierte Studienausg*, Berlin: Springer Verlag. ISBN 3-540-43686-3.
- LAVRINENKO, V.I., DEVITSKII, A.A., PASICHNYI, O.O., KUKHARENKO, S.A., 2015. Thermoelectric phenomena in machining processes and a study of their functioning in superabrasive grinding. *Journal of Superhard Materials*, 37 (4), S. 262-270.
- LEE, S.-H., CHEN, C., 2011. Electromigration in a Sn-3 wt.%Ag-0.5 wt.%Cu-3 wt.%Bi Solder Stripe Between Two Cu Electrodes Under Current Stressing. *Journal of Electronic Materials*, 40 (9), S. 1943-1949. Verfügbar unter: doi:10.1007/s11664-011-1684-z
- LEIPNER, H.S., 2008. Tendenzen der Thermoelektrik. *Neue thermoelektrische Werkstoffe, Technologien und Bauelemente*.
- LERCH, R., 2016. *Elektrische Messtechnik*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-662-46941-5.
- LI, H., WANG, X., GUO, X., YANG, X., LIANG, S., 2017. Material transfer behavior of AgTiB<sub>2</sub> and AgSnO<sub>2</sub> electrical contact materials under different currents. *Materials & Design*, 114, S. 139-148. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.matdes.2016.10.056
- LIENIG, J. und M. THIELE, 2018. *Fundamentals of Electromigration-Aware Integrated Circuit Design*, Cham: Springer International Publishing. ISBN 978-3-319-73557-3.
- LIENIG, J., 2013. Electromigration and its impact on physical design in future technologies. *Proceedings of the 2013 ACM international symposium on International symposium on physical design*, S. 33-40: Verfügbar unter: <http://dl.acm.org/citation.cfm?id=2451916>
- LIENIG, J., JERKE, G., 2002. Elektromigration. *Eine neue Herausforderung beim Entwurf elektronischer Baugruppen. F&M Elektronik*, 110 (10), S. 36-39.
- LIND, L., PEETSALU, P., PODRA, P., E. ADOBERG, VEINTHAL, R., KULU, P., 2010. Description of Punch Wear Mechanism during Fine Blanking Process. *Proceedings of 7th International DAAAM Baltic Conference "Industrial Engineering"*.

- LIU, X., CAI, Z., HE, J., PENG, J., ZHU, M., 2017. Effect of elevated temperature on fretting wear under electric contact. *Wear*, 376-377, S. 643-655. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2017.02.036
- M. KANJI, D.K. PAL, 1969. Thermoelectric compensation in drilling. *advances in machine tool design and research*, S. 135-141.
- MACDOUGALL, D., 2000. Determination of the plastic work converted to heat using radiometry. *Experimental Mechanics*, 40 (3), S. 298-306. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF02327503
- MAIR, J., 2016. *Dynamische Belastungen von Lochstempeln beim Scherschneiden*, Aachen: Shaker Verlag. Utg-Forschungsberichte. Band 72. ISBN 9783844045000.
- MANG, T., BECKER, H., SCHMOECKEL, D., SCHUBERT, K.-H., 1981. Schmierung und Schmierstoffe beim Normalschneiden von Blechen. *Blech Rohre Profile*, 28 (7), S. 277-281.
- MARINESCU, M. und N. MARINESCU, 2020. *Elektrotechnik für Studium und Praxis*, Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden. ISBN 978-3-658-28883-9.
- MAYER, K., 2020. *Nachhaltigkeit: 125 Fragen und Antworten. Wegweiser für die Wirtschaft der Zukunft: 2.*, erweiterte und aktualisierte Auflage, Wiesbaden: Springer Gabler. ISBN 9783658289348.
- MCBRIDE, J.W., SHARKH, S., 1993. The effect of contact opening velocity and the moment of contact opening on the AC erosion of Ag/CdO contacts. In: *Proceedings of IEEE Holm Conference*, S. 87-95.
- MEDISON, V.V., 2014. Influence of thermoelectric current on the tool life in cutting titanium alloys. *Russian Engineering Research*, 34 (4), S. 235-238. Verfügbar unter: doi:10.3103/S1068798X14040133
- MERCIER, D., MANDRILLON, V., HOLTZ, A., VOLPI, F., VERDIER, M., BRÉCHET, Y., 2012. Quantitative Evolution of Electrical Contact Resistance between Aluminum Thin Films. In: *2012 IEEE 58th Holm Conference on Electrical Contacts (Holm)*: IEEE, S. 1-8. ISBN 978-1-4673-0781-9.
- MOGHADAM, M., C.V. NIELSEN, P. CHRISTIANSEN und N. BAY, Hg., 2018. *Tool condition monitoring in strip reduction testing using acoustic emission*.
- MUJU, M.K., GOSH, A., 1977. A Model of adhesive wear in the presence of a magnetic field. *Wear*, 41, S. 103-116.

- MUJU, M.K., RADHAKRISHNA, A., 1980. Wear of non-magnetic materials in the presence of a magnetic field. *Wear*, 58, S. 49-58.
- MÜLLER, E., 1962. *Der Verschleiss von Hartmetallwerkzeugen und seine kurzzeitige Ermittlung*. Dissertation, Zürich.
- MÜLLER-BOLLENHAGEN, C., 2011. *Verformungsinduzierte Martensitbildung bei mehrstufiger Umformung und deren Nutzung zur Optimierung der HCF- und VHCF-Eigenschaften von austenitischem Edelstahlblech*. Dissertation, Siegen.
- MÜSER, M.H., 2003. Der mikroskopische Ursprung der Reibung. *Statische Mechanik der Reibung und die Amontonschen Gesetze. Physik Journal*, 2 (9), S. 43-48.
- N. N., 1996. *Handbuch der Umformtechnik*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag.
- NAKADA, Y., 1965. Orientation dependence of energy dissipation during plastic deformation of f.c.c. crystals. *Philosophical Magazine*, 11 (110), S. 251-261. Verfügbar unter: doi:10.1080/14786436508221854
- NARDGREN, L., 1955. Termostrommars inverkan ps hardmetall vid skarbetning. *Teknisk information. Edition Verkstadsteknik*, 10 (4), S. 390-403.
- NICHOLAS, J., 1959. The dissipation of energy during plastic deformation. *Acta Metallurgica*, 7 (8), S. 544-548. Verfügbar unter: doi:10.1016/0001-6160(59)90190-7
- NIELSEN, C.V., MARTINS, P.A., BAY, N., 2016. Modelling of real area of contact between tool and workpiece in metal forming processes including the influence of subsurface deformation. *CIRP Annals*, 65 (1), S. 261-264. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.cirp.2016.04.126
- NORDHEIM, L., GORTER, C.J., 1935. Bemerkungen über Thermokraft und Widerstand. *Physica*, 2 (1-12), S. 383-390.
- NOWICKI, M., LEWANDOWSKA, B., 2019. Relative Seebeck coefficient differences used for metal sorting. In: *APPLIED PHYSICS OF CONDENSED MATTER (APCOM 2019)*: AIP Publishing, S. 20033.
- NURUL AMIN, A., SARKER, M.A., AHMED, M., MUSTAFIZUL KARIM, A., 1998. Selection of cemented carbide turning tools using EMF and optimization criteria. *Journal of Materials Processing Technology*, 77 (1-3), S. 59-63. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0924-0136(97)00394-4
- OEHLER, G. und F. KAISER, 1993. *Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-642-97498-4.

- OEHLER, G., 1938. *Taschenbuch für Schnitt- und Stanzwerkzeuge*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-642-98344-3.
- OEHLER, G., 1960. Schwierigkeiten beim Lochen dicker und harter Stahlbleche. *Werkstattstechnik*, 50 (11), S. 582-586.
- OLSON, G.B., COHEN, M., 1975. Kinetics of strain-induced martensitic nucleation. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 6 (4), S. 791-795. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF02672301
- OPITZ, H. und H. AXER, 1956. *Beeinflussung des Verschleißverhaltens bei spanenden Werkzeugen durch flüssige und gasförmige Kühlmittel und elektrische Maßnahmen*, Wiesbaden: VS Verlag für Sozialwissenschaften. Forschungsberichte des Wirtschafts- und Verkehrsministeriums Nordrhein-Westfalen. 271. ISBN 978-3-663-04725-4.
- OPITZ, H., 1954. Stand und Planung der wichtigsten Zerspanbarkeitsforschungen am Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der T. H. Aachen. *Fortschrittliche Fertigung und moderne Werkzeugmaschinen - 7. Aachener Werkzeugmaschinen-Kolloquium*, S. 53-55.
- OPITZ, H., 1957. About wear on cutting tools. *Proceedings of the conference on lubrication and wear*, S. 664-669.
- OPITZ, H., G. OSTERMANN und M. GAPPISCH, 1958. *Beobachtungen über den Verschleiß an Hartmetallwerkzeugen*, Wiesbaden: VS Verlag für Sozialwissenschaften. Forschungsberichte des Wirtschafts- und Verkehrsministeriums Nordrhein-Westfalen. 668. ISBN 978-3-663-04736-0.
- ORCHARD, H.T., GREER, A.L., 2006. Electromigration effects on intermetallic growth at wire-bond interfaces. *Journal of Electronic Materials*, 35 (11), S. 1961-1968. Verfügbar unter: doi:10.1007/s11664-006-0300-0
- OSAKADA, K., MORI, K., ALTAN, T., GROCHE, P., 2011. Mechanical servo press technology for metal forming. *CIRP Annals*, 60 (2), S. 651-672. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.cirp.2011.05.007
- OSTERMANN, F., 2014. *Anwendungstechnologie Aluminium*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-662-43807-7.
- OTTO, M., 2003. *Erweiterung der Umformgrenzen beim Tiefziehen und Kragenziehen durch Nachschieben von Werkstoff*. Dissertation, Magdeburg.
- PEGASHKIN, V.F., GOLUBEV, V.I., MEDISON, V.V., 2014. Use of electrical insulation of the cutting tool to increase tool life when machining titanium alloys. *The International*

- Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 74 (5-8), S. 599-614. Verfügbar unter: doi:10.1007/s00170-014-5762-2
- PELSTER, R., PIEPER, R., HÜTTL, I., 2005. Thermospannungen. *Viel genutzt, fast immer falsch erklärt. Physik und Didaktik in Schule und Hochschule*, 4 (1), S. 10-22.
- PEREIRA, M.P., ROLFE, B.F., 2014. Temperature conditions during ‘cold’ sheet metal stamping. *Journal of Materials Processing Technology*, 214 (8), S. 1749-1758. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2014.03.020
- PEREIRA, M.P., YAN, W., ROLFE, B.F., 2008. Contact pressure evolution and its relation to wear in sheet metal forming. *Wear*, 265 (11-12), S. 1687-1699. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2008.04.042
- PEREIRA, M.P., YAN, W., ROLFE, B.F., 2012. Wear at the die radius in sheet metal stamping. *Wear*, 274-275, S. 355-367. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2011.10.006
- PETHICA, J.B., TABOR, D., 1982. Characterized Metal Microcontacts. *The Journal of Adhesion*, 13 (3-4), S. 215-228. Verfügbar unter: doi:10.1080/00218468208073188
- PFAFF, K.-O., 1972. *Über das Lochen austenitischer rostfreier Feinbleche*. Dissertation, Darmstadt.
- PODGORNIK, B., JERINA, J., 2012. Surface topography effect on galling resistance of coated and uncoated tool steel. *Surface and Coatings Technology*, 206 (11-12), S. 2792-2800. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.surfcoat.2011.11.041
- PONNAMBALAM, V., LINDSEY, S., HICKMAN, N.S., TRITT, T.M., 2006. Sample probe to measure resistivity and thermopower in the temperature range of 300–1000K. *Review of Scientific Instruments*, 77 (7), S. 73904. Verfügbar unter: doi:10.1063/1.2219734
- POPOV, V.L., 2015. *Kontaktmechanik und Reibung*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-662-45974-4.
- POPOV, V.L., RUBZOV, V.E., KOLUBAEV, A.V., 2000. Blitztemperaturen bei Reibung in hoch belasteten Reibungspaaren. *Tribologie und Schmierungstechnik*, 47, S. 35-38.
- POSTNIKOV, S.N., 1964. The friction of metals. *Contemporary Physics*, 6 (2), S. 94-111. Verfügbar unter: doi:10.1080/00107516408203112
- POSTNIKOV, S.N., 1967. The role of electrical phenomena in friction and cutting of metals. *Fiziko-Khimicheskaya Mekhanika Materialov*, 9 (3), S. 313-318.

- PRILLHOFER, R., PRILLHOFER, B., ANTREKOWITSCH, H., 2008. Verwertung von Reststoffen beim Aluminium-Recycling. *BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte*, 153 (3), S. 103-108. Verfügbar unter: doi:10.1007/s00501-008-0360-y
- PUJANTE, J., PELCASTRE, L., VILASECA, M., CASELLAS, D., PRAKASH, B., 2013. Investigations into wear and galling mechanism of aluminium alloy-tool steel tribopair at different temperatures. *Wear*, 308 (1-2), S. 193-198. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2013.06.015
- RAEDT, J.W., 2002. *Grundlagen für das schmiermittelreduzierte Tribosystem bei der Kaltumformung des Einsatzstahles 16MnCr5*. Dissertation, Aachen.
- RAFSANJANI, A., ABBASION, S., FARSHIDIANFAR, A., IRANI, N., 2009. Investigation of the viscous and thermal effects on ductile fracture in sheet metal blanking process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 45 (5-6), S. 459-469. Verfügbar unter: doi:10.1007/s00170-009-1988-9
- RAPOPORT, L., PARKANSKY, N., LAPSKER, I., RAYHEL, A., ALTERKOP, B., BOXMAN, R.L., GOLDSMITH, S., BURSTAIN, L., 2001. Effect of transverse current injection on the tribological properties of WC cemented carbide. *Wear*, 249 (1-2), S. 1-5. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0043-1648(00)00496-8
- RAVICHANDRAN, G., 2001. On the Conversion of Plastic Work into Heat During High-Strain-Rate Deformation. *Shock Compression of Condensed Matter*, S. 557-562. Verfügbar unter: doi:10.1063/1.1483600
- RAVINDRA, N.M., B. JARIWALA, A. BAÑOBRE und A. MASKE, 2019. *Thermoelectrics*, Cham: Springer International Publishing. ISBN 978-3-319-96339-6.
- REICHEL, W., KATZ, R., 1968. Das Stanzen kleiner Löcher. *Blech*, Nr. 1 , S. 24-34.
- RENTSCH, C., 1996. *Feinschneiden mit beschichteten Werkzeugen. Fortschrittsberichte VDI, Nr. 413*. Fertigungstechnik. 2.
- RICHTER, F., 2011. *Die physikalischen Eigenschaften der Stähle* [online]. *Das 100 - Stähle - Programm*, Zugriff am: 3. Mai 2022: Verfügbar unter: [https://www.tugraz.at/fileadmin/user\\_upload/Institute/IEP/Thermophysics\\_Group/Files/Staehle-Richter.pdf](https://www.tugraz.at/fileadmin/user_upload/Institute/IEP/Thermophysics_Group/Files/Staehle-Richter.pdf)
- RIEDER, W., WEICHSLEDER, V., 1992. Make erosion mechanism of Ag/CdO and Ag/SnO<sub>2</sub> contacts. *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology*, 15 (3), S. 332-338. Verfügbar unter: doi:10.1109/33.148500

- ROMANOWSKI, W.P., 1979. *Handbuch der Kaltumformung (russische Fassung: Spravochnik po holodnoj shtampovke)*: 6. Auflage, Leningrad: Maschinenbau-Verlag.
- ROSAKIS, A.J., MASON, J.J., RAVICHANDRAN, G., 1993. The Conversion of Plastic Work to Heat Around a Dynamically Propagating Crack in Metals. *Journal of the Mechanical Behavior of Materials*, 4 (4), S. 198. Verfügbar unter: doi:10.1515/JMBM.1993.4.4.375
- RÖSLER, J., M. BÄKER und H. HARDERS, 2006. *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*: 2. Aufl., Wiesbaden: Teubner. ISBN 9783835100084.
- RUMPF, H., 1961. Problemstellungen und neuere Ergebnisse der Bruchtheorie. *Materials Testing*, 3 (7), S. 253-265. Verfügbar unter: doi:10.1515/mt-1961-030701
- SASADA, T., NOROSE, S., MISHINA, H., 1981. The Behavior of Adhered Fragments Interposed Between Sliding Surfaces and the Formation Process of Wear Particles. *Journal of Lubrication Technology*, 103 (2), S. 195-202. Verfügbar unter: doi:10.1115/1.3251627
- SCHILP, H., HOFFMANN, H., GOLLE, R., HOOGEN, M., 2004. Flitterreduzierung beim Schneiden von Aluminiumblech. *Blech Rohre Profile*, (2/2004), S. 78-79.
- SCHIMROSCZYK, E., 2020. *Tribologische Analysen eines hochbelasteten Rastmechanismus unter unterschiedlichen kinematischen Bedingungen*. Dissertation, Karlsruhe.
- SCHMALTZ, G., 1936. *Technische Oberflächenkunde*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-642-51820-1.
- SCHMID, P., 2013. Thermal Influences on Deep Drawing Process of Ferritic and Metastable Austenitic Stainless Steels. *Advanced Materials Research*, 769, S. 221-228. Verfügbar unter: doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.769.221
- SCHMID, P., 2016. *Ein Beitrag zum Wärmeeinfluss und zur Temperaturführung bei der Umformung von nichtrostenden Stahlblechwerkstoffen*. Dissertation, Stuttgart.
- SCHMIDT, R.-A. und F. BIRZER, 2007. *Umformen und Feinschneiden. Handbuch für Verfahren, Stahlwerkstoffe, Teilgestaltung*, München: Hanser. ISBN 9783446409644.
- SCHMOECKEL, D., 1983. *Erarbeitung eines Kurzprüfverfahrens zur Ermittlung optimaler Aluminium-Schmierstoff-Kombinationen im Hinblick auf die Vermeidung von Aufschweissungen beim Lochschneiden von Aluminiumblech*, Hannover: DFB. Forschungsbericht / Deutsche Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. Nr. 6. ISBN 9783867760652.
- SCHREPFER, A., SCHOTT, A., TRÖBER, P., KEUNECKE, M., WELM, M., STEINLEHNER, F., GOLLE, R., VOLK, W., 2022. Reduction of adhesive wear with use

- of tool coating reducing thermoelectric currents. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 1238 (1), S. 12033. Verfügbar unter: doi:10.1088/1757-899X/1238/1/012033
- SCHULZ, J. und W. HOLWEGGER, 2010. *Wechselwirkung von Additiven mit Metalloberflächen*, Renningen: Expert-Verlag. ISBN 978-3-8169-2921-5.
- SCHULZ, J., BRINKSMEIER, E., MEYER, D., KOCH, T., 2011. Projekt CoolArt: Eine interdisziplinäre Herangehensweise aus Forschung und Praxis. *Mineralöltechnik*, 56 (1).
- SCHULZE, G.E.R., 1974. *Metallphysik. Ein Lehrbuch: 2.*, bearb. Aufl., Wien: Springer Verlag. ISBN 3211811133.
- SCHÜRR, H., 1981. Scherschneiden von Blech mit elektrisch-hydraulischer Schnittschlagdämpfung. *Zeitschrift für industrielle Fertigung*, 71, S. 71-75.
- SCHÜBLER, M., 1990. *Hochgeschwindigkeits-Scherschneiden im geschlossenen Schnitt zur Verbesserung der Schnittqualität*. Dissertation, Darmstadt.
- SEETHARAMAN, V., 1984. Deformation and martensitic transformation. *Bulletin of Materials Science*, 6 (4), S. 703-716. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF02743999
- SEITH, W., WEVER, H., 1954. Zum Mechanismus der elektrolytischen Berührung in festen intermetallischen Phasen. *Naturwissenschaften*, 41 (19), S. 447. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF00628869
- SHAN, H.S., PANDEY, P.C., 1970. Thermoelektrische Kompensation beim Zerspanen von Metallen. *Microtecnic*, 24 (1), S. 30-32.
- SHAN, H.S., PANDEY, P.C., 1972. Konzentrierter Meißelverschleiß und thermoelektrische Kompensation. *Microtecnic*, 26 (7), S. 359-361.
- SHAN, H.S., PANDEY, P.C., 1975. Wear of cutting tools: Thermo-electric Effects. *Wear*, (32), S. 167-179.
- SHAN, H.S., PANDEY, P.C., 1976. Oxidation and wear behaviour of carbide cutting tools. *Wear*, 37 (1), S. 69-75. Verfügbar unter: doi:10.1016/0043-1648(76)90181-2
- SHAW, M.C., 1971. Fundamentals of Wear. *Annals of the C.I.R.P.*, 19, S. 533-543. Verfügbar unter: doi:10.5040/9781472598080.0006
- SIEGERT, K., 2015. *Blechumformung. Verfahren, Werkzeuge und Maschinen*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. VDI-Buch Serie. ISBN 978-3-540-68418-3.
- SIKORSKI, M.E., 1964. The adhesion of metals and factors that influence it. *Wear*, 7 (2), S. 144-162.

- SINGER, M.R., 2019. *Neuartige Versuchsmethodik zur verbesserten Modellierung der Reibung in der Blechumformung*, Stuttgart: Institut für Umformtechnik. Beiträge zur Umformtechnik. 85. ISBN 978-3-946818-10-6.
- SOEJIMA, T., YANG, M.X., WANG, Z.G., YOSHIKAWA, Y., 2013. Tribological Peculiarity of Galling Position in Square Cup Drawing. *Advances in Engineering Plasticity XI*, 535-536, S. 334-337. Verfügbar unter: doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.535-536.334
- ŠOLAJA, V., HUGHES, H.L., 1958. Some electrical phenomena in metal cutting. *Wear*, 2, S. 311-314.
- SOMAN, A., ANBARASAN, N., HAREESH, P., KUPPAN, P., 2014. Experimental Study on the Effect of Electric Current Applied at the Interface of Cutting Tool and Workpiece for Turning Operation. *Procedia Engineering*, 97, S. 220-229. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.proeng.2014.12.245
- SOMMER, K., R. HEINZ und J. SCHÖFER, 2014. *Verschleiß metallischer Werkstoffe*, Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- SOMMERLATTE, J., NIELSCH, K., BÖTTNER, H., 2007. Thermoelektrische Multitalente. *Physik Journal*, 6 (5): Verfügbar unter: [https://www.physik.de/sites/default/files/pdf/articles/2018-11/prophy25296article\\_issart25296de.pdf](https://www.physik.de/sites/default/files/pdf/articles/2018-11/prophy25296article_issart25296de.pdf)
- SOOTSMAN, J.R., CHUNG, D.Y., KANATZIDIS, M.G., 2009. Alte und neue Konzepte für thermoelektrische Materialien. *Angewandte Chemie*, 121 (46), S. 8768-8792. Verfügbar unter: doi:10.1002/ange.200900598
- SPÄTH, W., 1953. Thermoelektrische Effekte in belasteten Metallen. *Metall*, 7 (11/12), S. 430-432.
- STACHOWIAK, G.W. und A.W. BATCHELOR, 2014. *Engineering tribology: Fourth edition*, Oxford: Butterworth-Heinemann. ISBN 9781299875722.
- STUART, C.M., 1987. Thermoelectric Differences Used for Metal Sorting. *Journal of Testing and Evaluation*, 15 (4), S. 224-230. Verfügbar unter: doi:10.1520/JTE11013J
- SUHARA, K., 1990. Break arcs in inductive circuits and the minimum arc current. In: *Thirty-Sixth IEEE Conference on Electrical Contacts, and the Fifteenth International Conference on Electrical Contacts*: IEEE, S. 94-101.
- SWINGLER, J., MCBRIDE, J.W., 1996. The erosion and arc characteristics of Ag/CdO and Ag/SnO/sub 2/ contact materials under DC break conditions. *IEEE Transactions on*

- Components, Packaging, and Manufacturing Technology: Part A*, 19 (3), S. 404-415.  
Verfügbar unter: doi:10.1109/95.536842
- TABOR, D., WINTERTON, R.S., 1969. The direct measurement of normal and retarded van der Waals forces. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 312 (1511), S. 435-450.
- TALONEN, J., HÄNNINEN, H., 2007. Energetics of Plastic Deformation of Metastable Austenitic Stainless Steel. *Steel Research International*, 78 (3), S. 260-265. Verfügbar unter: doi:10.1002/srin.200705889
- TANAKA, R., HOSOKAWA, A., YAMADA, K., UEDA, T., 2004. Effect of additional current on cutting mechanism of free machining steels in turning. *Progress of Machining Technology - Proceedings of the Seventh International Conference on Progress of Machining Technology, ICPMT'2004*, S. 786-791.
- TANAKA, R., LIN, Y., HOSOKAWA, A., UEDA, T., YAMADA, K., 2009. Influence of Additional Electrical Current on Machinability of BN Free-Machining Steel in Turning. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, 3 (2), S. 171-178. Verfügbar unter: doi:10.1299/jamdsm.3.171
- TAYLOR, G., QUINNEY, M., 1934. The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 143, S. 307-326.
- TIMMERBEIL, F.-W., 1953. Einflüsse auf die Rückzugskräfte beim Lochen von Blechen. *Mitteilungen aus der Forschungsstelle Blechverarbeitung am Institut für Werkzeugmaschinen der Technischen Hochschule Hannover*, 24, S. 308-313.
- TIMMERBEIL, F.-W., 1957. *Untersuchung des Schneidvorganges bei Blech, insbesondere beim geschlossenen Schnitt*. Dissertation, Hannover.
- TOUSSAINT, A., 2000. *Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Teilequalität beim Scherschneiden von Elektroblechen*. Dissertation, München.
- TRÄNKLER, H.-R. und L. REINDL, 2014. *Sensortechnik*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-642-29941-4.
- TRITT, T.M., SUBRAMANIAN, M.A., 2006. Thermoelectric Materials, Phenomena, and Applications: A Bird's Eye View. *MRS Bulletin*, 31 (03), S. 188-198. Verfügbar unter: doi:10.1557/mrs2006.44

- TRÖBER, P., GOLLE, R., VOLK, W., 2015a. Influence of lubrication on the measured thermoelectric voltage and temperature in the forming zone when embossing S355MC. *Dry Metal Forming Open Access Journal - Fast Manuscript Track*, 1, S. 17-21.
- TRÖBER, P., GOLLE, R., VOLK, W., 2015b. Thermoelectric currents and their impact on wear behavior of punches during embossing operations. *Dry Metal Forming Open Access Journal - Fast Manuscript Track*, 1, S. 103-107.
- TRÖBER, P., GOLLE, R., VOLK, W., 2016. Experimental investigation on the thermoelectric current during embossing of Aluminum EN AW 1050. *Dry Metal Forming Open Access Journal - Fast Manuscript Track*, 2, S. 40-43.
- TRÖBER, P., HACKL, A., LEITNER, H., WELM, M., DEMMEL, P., GOLLE, M., VOLK, W., 2022. On the Sensitivity of a Tool-Workpiece-Thermocouple to Material Properties. *The 12th Tooling Conference & Exhibition Conference Proceedings*, (1), S. 261-268.
- TRÖBER, P., WEISS, H.A., KOPP, T., GOLLE, R., VOLK, W., 2017. On the correlation between thermoelectricity and adhesive tool wear during blanking of aluminum sheets. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 118-119, S. 91-97. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijmachtools.2017.03.005
- TROSS, A., 1966. *Über das Wesen und den Mechanismus der Festigkeit*, Saalfelden: Buchdruckerei + Reoproanstalt Rudolf Peichär.
- UEHARA, K., SAKURAI, M., IKEDA, T., 1992. On the problem of thermoelectric current in metal cutting. *Annals of the C.I.R.P.*, 41 (1), S. 75-78.
- ULRICH, L., 1996. Schnittflächenqualität beim Scherschneiden von Feinblechen. *Blech Rohre Profile*, 43, S. 187-190.
- UNNERSTALL, T., 2021. *Faktencheck Nachhaltigkeit. Ökologische Krisen und Ressourcenverbrauch unter der Lupe*, Berlin: Springer Verlag. Springer eBook Collection. ISBN 9783662626016.
- URBAKH, M., MEYER, E., 2010. Nanotribology: The renaissance of friction. *Nature materials*, 9 (1), S. 8-10. Verfügbar unter: doi:10.1038/nmat2599
- VAZ, M., BRESSAN, J.D., 2002. A computational approach to blanking processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 125-126, S. 206-212.
- VEENSTRA, P.C., RAMAEKERS, J., 1978. A Criterion for Critical Tool Wear in Blanking. *Annals of the C.I.R.P.*, 27 (1), S. 157-158.

- VINARICKY, E., 2016. *Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag. ISBN 978-3-642-45427-1.
- VITOS, L., LARSSON, K., JOHANSSON, B., HANSON, M., HOGMARK, S., 2006. An atomistic approach to the initiation mechanism of galling. *Computational Materials Science*, 37 (3), S. 193-197. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.commatsci.2005.08.006
- VITZTHUM, S., REBELO KORNMEIER, J., HOFMANN, M., GRUBER, M., MAAWAD, E., BATISTA, A.C., HARTMANN, C., VOLK, W., 2022. In-situ analysis of the thermoelastic effect and its relation to the onset of yielding of low carbon steel. *Materials & Design*, 219, S. 1-13. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.matdes.2022.110753
- Vorrichtung zur Messung der Schneidentemperatur bei spanabhebender Metallbearbeitung.  
Erfinder: K. GOTTSWEIN. Anmeldung: 1934. 626759.
- WEISS, H.A., 2019. *Fertigung effizienter Elektromotoren*. Dissertation, München.
- WEISS, M., MAJCHRZYCKI, Ł., BORKOWSKA, E., CICHOMSKI, M., PTAK, A., 2021. Nanoscale dry friction: Dependence on load and sliding velocity. *Tribology International*, 162, S. 107133. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.triboint.2021.107133
- WEIßGERBER, W., 2008. *Gleichstromtechnik und elektromagnetisches Feld*: 8. Aufl., Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag. Studium. 1. ISBN 9783834804730.
- WELM, M., TRÖBER, P., WEISS, H.A., DEMMEL, P., GOLLE, R., VOLK, W., 2020. A Thermoelectrically Based Approach to Reduce Adhesive Wear During Blanking. In: *TMS 2020 149th Annual Meeting & Exhibition Supplemental Proceedings*. Cham: Springer International Publishing, S. 1993-2007. ISBN 978-3-030-36295-9.
- WELM, M., TRÖBER, P., WEISS, H.A., GOLLE, R., VOLK, W., 2019. Adhesive Wear Initiation during Blanking of Austenitic Stainless Steel, with regard to Thermoelectricity. *Dry Metal Forming Open Access Journal - Fast Manuscript Track*, 5, S. 50-54.
- WESTLUND, V., HEINRICHS, J., JACOBSON, S., 2018. On the Role of Material Transfer in Friction Between Metals: Initial Phenomena and Effects of Roughness and Boundary Lubrication in Sliding Between Aluminium and Tool Steels. *Tribology Letters*, 66 (3). Verfügbar unter: doi:10.1007/s11249-018-1048-4
- WESTLUND, V., HEINRICHS, J., OLSSON, M., JACOBSON, S., 2016. Investigation of material transfer in sliding friction-topography or surface chemistry? *Tribology International*, 100, S. 213-223. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.triboint.2016.01.022
- WHITEHOUSE, D.J., 2011. *Handbook of surface and nanometrology*: 2nd ed., Boca Raton: CRC Press. ISBN 9781420082012.

- WORLDWIDE ANALYTICAL SYSTEMS AG, 2009. *Foundry-Master (Handbuch)*, Uedern.
- WOSKA, R., BARBEHÖN, J., 1982. Metallische Adhäsion unter trockener Reibung. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 13 (10), S. 348-355. Verfügbar unter: doi:10.1002/mawe.19820131005
- WU, X.Y., RAMESH, K.T., WRIGHT, T.W., 2003. The effects of thermal softening and heat conduction on the dynamic growth of voids. *International Journal of Solids and Structures*, 40 (17), S. 4461-4478. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0020-7683(03)00214-2
- WU, Y., CHEN, C., WANG, C., GROCHE, P., 2021. Influence of the sheet metal Seebeck coefficient on wear detection based on thermoelectric measurement. *ESAFORM 2021*. Verfügbar unter: doi:10.25518/esaform21.2129
- XU, H.J., TONG, X.C., 1983. Investigations on high heating rate and precision calibration of the thermoelectric Characteristics of the Tool and Work Materials. *Annals of the C.I.R.P.*, 32 (1), S. 47-50.
- YOSHIDA, I., ONO, T., INO, K., MONMA, D., ASAI, M., 2001. Martensitic transformations studied by the measurement of thermoelectric properties. In: *Proceedings ICT2001. 20 International Conference on Thermoelectrics (Cat. No.01TH8589)*: IEEE, S. 495-498. ISBN 0-7803-7205-0.
- ZEHNDER, A.T., ROSAKIS, A.J., 1991. On the temperature distribution at the vicinity of dynamically propagating cracks in 4340 steel. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 39 (3), S. 385-415. Verfügbar unter: doi:10.1016/0022-5096(91)90019-K
- ZEIER, W., PANTHÖFER, M., JANEK, J., TREMEL, W., 2011. Thermo-elektrische Verbindungen. Strom aus Abwärme. *Chemie in unserer Zeit*, 45 (3), S. 188-200. Verfügbar unter: doi:10.1002/ciuz.201100393
- ZEIN, H., AL MUFADI, F., 2018. Using Forming Limit Stress Diagram (FLSD) for Investigation the Effect of the Geometrical and the Operating Parameters on the Deep Drawing Force. *Minia Journal of Engineering & Technology*, 37 (2), S. 152-173.
- ZHENG, R.G., ZHAN, Z.J., WANG, W.K., 2010. Wear behavior of Cu-La<sub>2</sub>O<sub>3</sub> composite with or without electrical current. *Wear*, 268 (1-2), S. 72-76. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.wear.2009.06.026
- ZIMAN, J.M., 1962. Electrons in metals: A short guide to the Fermi surface. *Contemporary Physics*, 4 (1), S. 1-14. Verfügbar unter: doi:10.1080/00107516208205824

- ZUM GAHR, K.H., 1985. Tribologie: Reibung - Verschleiss - Schmierung. *Die Naturwissenschaften*, 72 (5), S. 260-267. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF00448687
- ZÜNKLER, B., 1963. Beitrag zur Geometrie der Schneidwerkzeuge und zur Mechanik des Schneidvorganges. *Bänder Bleche Rohre*, 4 (7), S. 344-350.
- ZÜNKLER, B., BOKELMANN, G., 1977. Festigkeits- und Elastizitätsfragen beim Schneiden von Blechen. *Blech Rohre Profile*, 6.
- ZWICK GMBH, 2008. *Zwick Betriebsanleitung Material-Prüfmaschine*, Ulm.

## **D Normenverzeichnis**

- DIN 2906 - Blatt 5, 1994-05, *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall. Feinschneiden.*
- DIN 50125, 2022-08, *Prüfung metallischer Werkstoffe. Zugproben.*
- DIN 515, 2017, *Aluminium und Aluminiumlegierungen-Halbzeug-Bezeichnung der Werkstoffzustände.*
- DIN 6930, 2016-11, *Stanzteile aus Stahl. Teil 2: Allgemeintoleranzen.*
- DIN 8580, 2003-09, *Fertigungsverfahren. Begriffe, Einteilung.*
- DIN 8584-3, 2003-09, *Fertigungsverfahren Zugdruckumformen. Teil 3: Tiefziehen; Einordnung, Unterteilung, Begriffe.*
- DIN 8588, 2003-09, *Fertigungsverfahren Zerteilen. Einordnung, Unterteilung, Begriffe.*
- DIN 9869-2, 1969-11, *Begriffe für Werkzeuge der Stanztechnik. Schneidwerkzeuge.*
- DIN 9870-1, 1974-10, *Begriffe der Stanztechnik. Fertigungsverfahren und Werkzeuge, Allgemeine Begriffe und alphabetische Übersicht.*
- DIN 9870-2, 1972-10, *Begriffe der Stanztechnik. Fertigungsverfahren und Werkzeuge zum Zerteilen.*
- DIN EN 60584-1, 2014-07, *Thermoelemente- Teil: I Thermospannung und Grenzabweichungen.*
- DIN EN ISO 377, 2017-09, *Stahl und Stahlerzeugnisse-Lage und Verarbeitung von Probenabschnitten und Proben für mechanische Prüfungen.*
- DIN EN ISO 1101, 2017-10, *Geometrische Produktspezifikation - Geometrische Tolerierung. Tolerierung von Form, Richtung, Ort und Lauf.*
- DIN ISO 8020, 2003-07, *Werkzeuge der Stanztechnik. Schneidstempel mit zylindrischem Kopf und glattem oder abgesetztem Schaft.*
- G98-02, 2009, *Test Method for Galling Resistance of Materials.*
- ITS-90, 2000, *NIST ITS-90 Thermocouple Database. Standard Reference Database 60.*
- VDI 2906 Blatt 2, 1994-05, *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall. Scherschneiden.*
- VDI 2906 Blatt 5, 1994-05, *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall. Feinschneiden.*

VDI 3822 - Blatt 5, 1999-01, *Schadensanalyse. Schäden durch tribologische Beanspruchung.*

### 13 Anhang

#### 13.1 Charakterisierung des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter

Dieses Kapitel zeigt die wichtigsten Kennwerter der zur Temperaturmessung genutzten Signalvorverarbeitungseinheit nach (Demmel, 2014, S. 55 & 185-186).

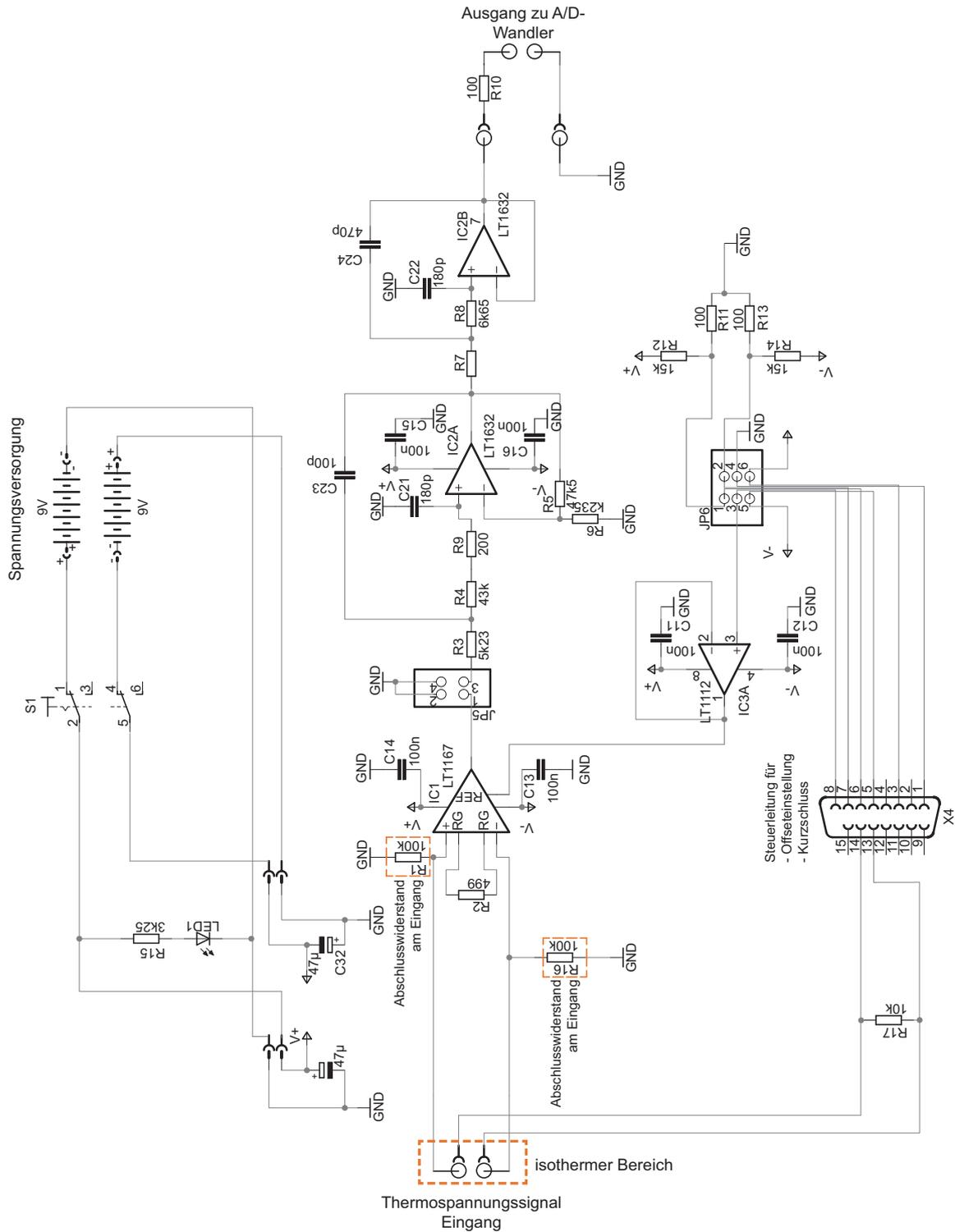


Abbildung 13-1: Schaltplan des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter nach (Demmel, 2014, S. 185)

Tabelle 13-1: Vorverstärker- und Filterkennwerte der Signalvorverarbeitungseinheit

Verstärkungs- faktor A	Grenzfrequenz $f_G$	Dämpfung ab $f_G$	Gruppen- laufzeit	Anstiegs- geschwindigkeit
[-]	[kHz]	[dB/Dekade]	[ $\mu$ s]	[V/ $\mu$ s]
1.000	44,6	90	7,9	1,9

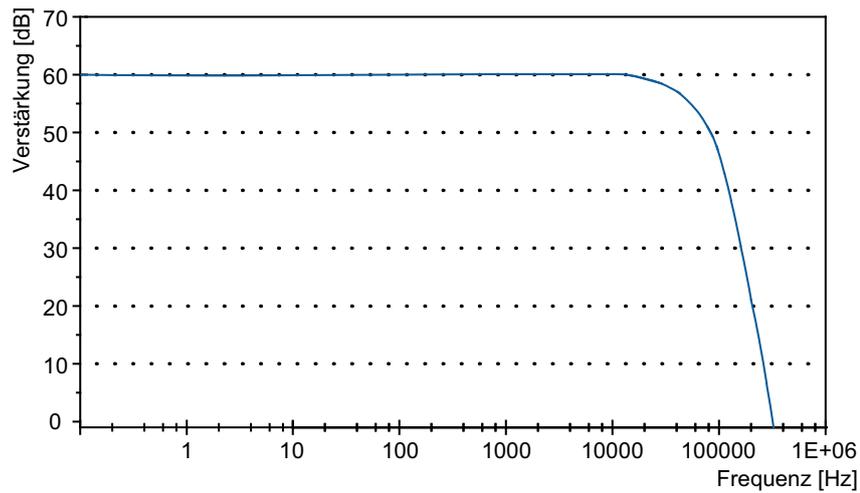


Abbildung 13-2: Bodediagramm des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter nach (Demmel, 2014, S. 186)

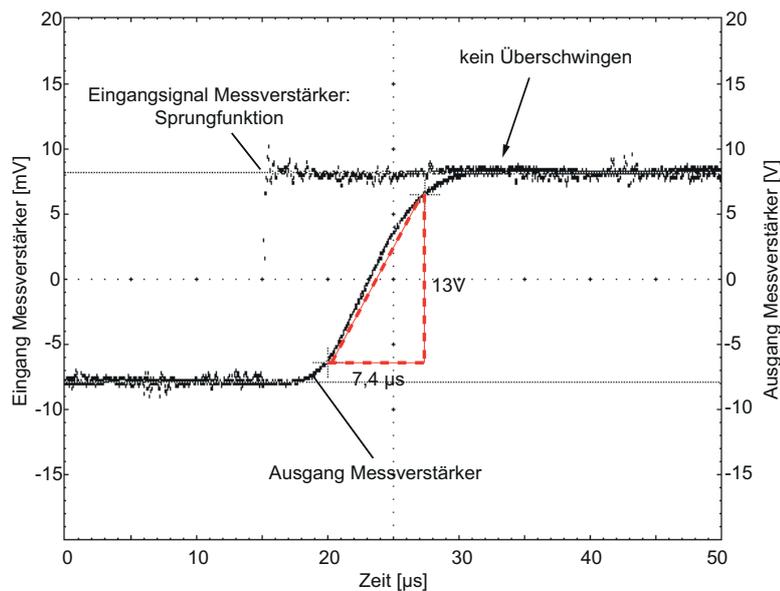


Abbildung 13-3: Sprungantwort und Ansprechverhalten des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter (Demmel, 2014, S. 186)

### 13.2 Seebeck-Koeffizienten ausgewählter Reinelemente

Abbildung 13-4 zeigt die relativ zu Platin ermittelten Seebeck-Koeffizienten ausgewählter Legierungselemente der in dieser Arbeit verwendeten Werkstoffe.

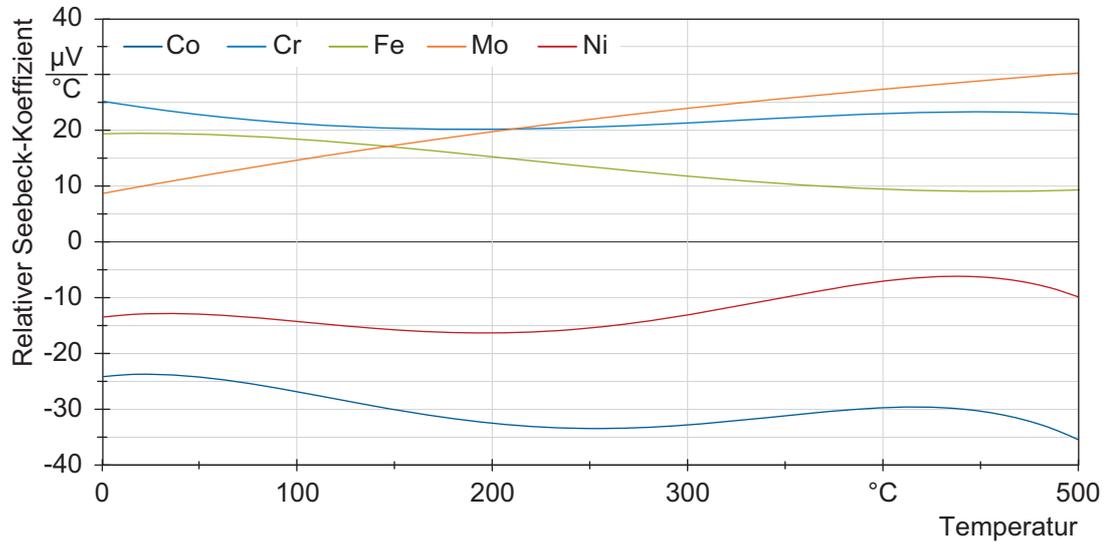


Abbildung 13-4: Seebeck Koeffizienten ausgewählter Reinelemente

### 13.3 Adhäsionsinitiierung

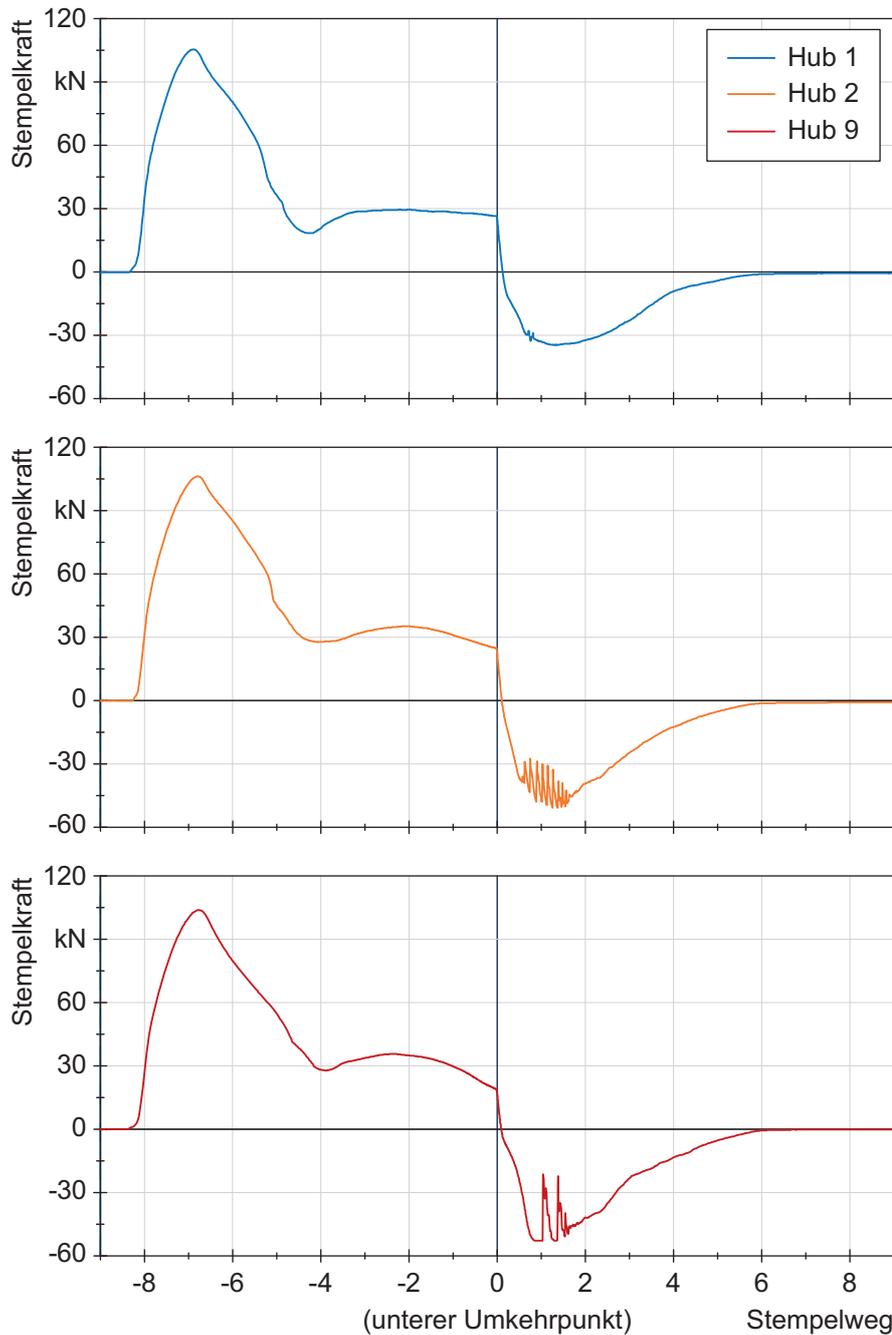


Abbildung 13-5: Auswirkungen der Adhäsionsbildung auf das Stempelkraftsignal in Abhängigkeit der Anzahl an Scherschneidoperationen (Stempelwerkstoff: 1.3343; Blechwerkstoff: 1.4301 mit 4 mm Dicke; Auftreffgeschwindigkeit: 50 mm/s; Schneidspalt: 1 %)

### 13.4 Kalibrierkurve zur Ermittlung der Temperatur beim Tiefziehen

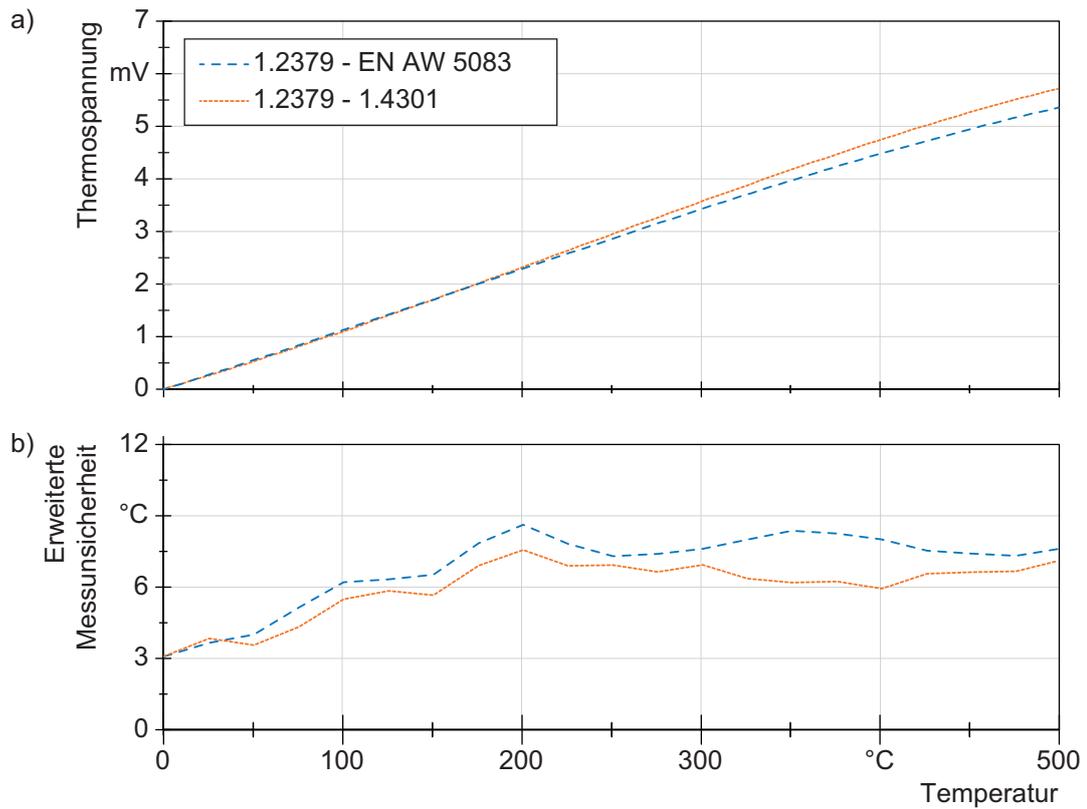


Abbildung 13-6: a) Kalibrierkurve des Werkzeug-Werkstück-Thermoelements und b) die zugehörige erweiterte Messunsicherheit der Tiefziehversuche

### 13.5 Parameter des mathematischen Modells für Thermostromversuche

Für das heuristische Modell aus Kapitel 11.1.1 wurden unter Beachtung des Thermostroms in Abhängigkeit der Prozessparameter, der Temperatur und der Werkstoffkombination anhand der in Tabelle 13-2 dargestellten Parameter die mittlere Adhäsionshöhe beim Scherschneiden ohne extern angelegten Strom abgeschätzt. Die Parameter des Tiefziehprozesses sind in Tabelle 13-3 angegeben.

Tabelle 13-2: Parameterset zur Abschätzung der mittleren Adhäsionsmenge beim Scherschneiden ohne externen Strom

#### Blechwerkstoff EN AW 5083 (4 mm)

Stempelwerkstoff	Thermostrom $I_{Th}$ [mA]	Schneidspalt $U$ [%]	Gewichtungsfaktoren			
			Temperatur	Prozessparameter	Werkstoff	Strom
			$K_T$ [-]	$K_P$ [-]	$K_W$ [-]	$A$ [ $\mu\text{mmA}^{-1}$ ]
1.3343	0,53	1	1,43	10	1,8	20
1.3343	0,31	5	1,18	10,2	1,8	20
1.3343	0,09	10	1,11	10,5	1,8	20
CF-H40S	-0,48	1	1,43	10	1,5	-20
CF-H40S	-0,26	5	1,18	10,2	1,5	-20
CF-H40S	-0,01	10	1,11	10,5	1,5	-20
1.4301	0	1	1,43	10	4,5	-20

#### Blechwerkstoff 1.4301 (4 mm)

1.3343	4,1	2,50	2,5	10	0,2	20
--------	-----	------	-----	----	-----	----

*Tabelle 13-3: Parameterset zur Abschätzung der mittleren Adhäsionsmenge beim Tiefziehen ohne externen Strom*

**Blechwerkstoff EN AW 5083 (1 mm)**

Stempel- werkstoff	Thermo- strom $I_{Th}$ [mA]	Gewichtungsfaktoren			
		Temperatur	Prozess- parameter	Werkstoff	Strom
		$K_T$ [-]	$K_P$ [-]	$K_W$ [-]	$A$ [ $\mu\text{mmA}^{-1}$ ]
1.2379	0,7	1	23	2	20

**Blechwerkstoff 1.4301 (1 mm)**

1.2379	2,7	1,5	23	0,8	20
--------	-----	-----	----	-----	----

### 13.6 Parameterset des mathematischen Modells mit externer Beeinflussung

Für das heuristische Modell aus Kapitel 11.1.2 wurden unter Beachtung des extern angelegten Stroms in Abhängigkeit der Prozessparameter, und der Werkstoffkombination anhand der in Tabelle 13-4 dargestellten Parameter die mittlere Adhäsionshöhe beim Scherschneiden mit extern angelegtem Strom abgeschätzt.

*Tabelle 13-4: Parameterset zur Abschätzung der mittleren Adhäsionsmenge beim Scherschneiden und Tiefziehen mit einer externen Beeinflussung des Thermostroms*

Werkstoffkombination	Gewichtungsfaktoren		
	Prozess- parameter $K_P$ [-]	Werkstoff $K_W$ [ $\mu\text{mmA}^{-2}$ ]	Externer Strom $K_{ES}$ [mA]
<b>Scherschneiden</b>			
1.3343 / EN AW 5083	0,016	-15	0,4
CF-H40S / EN AW 5083	0,0009	50	0,4
1.3343 / 1.4301	0,0003	-50	0,4
<b>Tiefziehen</b>			
1.2379 / EN AW 5083	0,01	-20	0,9
1.2379 / 1.4301	0,0002	-50	0,4