

Technische Universität München

Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen

Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

# **Ansätze zur Reduzierung der prozessbeding- ten Flitterbildung beim Scherschneiden von Aluminiumblechen im offenen Schnitt**

**Michael Walter Krinninger**

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der  
Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines  
**Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)**  
genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Prof. Dr. Markus Zimmermann

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Prof. Dr.-Ing. Bernd-Arno Behrens

Die Dissertation wurde am 28.02.2019 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 22.10.2019 angenommen.



---

## **Vorwort und Danksagung**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) an der Technischen Universität München.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater, Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk für das entgegengebrachte Vertrauen, die Wertschätzung meiner Arbeit und die Freiheit in der Bearbeitung meines Themas. Seine freundliche, offene, ehrliche und gleichzeitig menschliche Art, aber auch sein Bestreben zu fördern und zu fordern haben mich in meinem Handeln und meiner Arbeit immer wieder motiviert.

Ein ganz besonderer Dank geht an Herrn Dr.-Ing. Roland Golle, der mich fachlich ganz besonders unterstützt und immer wieder motiviert hat. Ich bedanke mich ganz besonders für das entgegengebrachte Vertrauen und die vielen fruchtbaren Diskussionen zum vorliegenden Forschungsthema.

Weiterhin möchte ich mich gerne bei allen aktiven und ehemaligen Kolleginnen und Kollegen, Studentinnen und Studenten des Lehrstuhls für die tatkräftige Unterstützung bedanken. Allen voran seien hier mein langjähriger Bürokollege Herr Dr.-Ing. Daniel Opritescu und die wohl beste Bürokollegin Frau Dipl.-Ing. Isabella Pätzold genannt. Bei beiden möchte ich mich für die tolle Zusammenarbeit und das gute und herzliche Miteinander bedanken. Aber auch Herrn Dipl.-Ing. Martin Feistle, Florian Steinlehner, M. Sc. und Jens Stahl, M. Sc. und der ganzen Schneidergruppe möchte ich auf diesem Weg danken. Studentische Unterstützung erhielt ich während meiner Zeit von Herrn Dipl.-Ing. Stefan Oberländer, Herrn Yue Zhao, M. Sc., Herrn Ilja Koslow, M. Sc, Herrn Sebastian Brettner, M. Sc. und Herrn Philipp Bonkoß B. Sc., bei denen ich mich für die tolle Zusammenarbeit und deren Unterstützung bedanken möchte.

Ganz besonders möchte ich meiner Ehefrau Nadine und meiner kleinen Tochter Mirelle, meiner Familie und meinen Freunden danken, deren bedingungsloser Rückhalt und Unterstützung mich immer wieder motivierten, meine Arbeit weiter voranzutreiben und die mir die notwendige Energie gaben, dieses Werk trotz schwieriger Zeiten und viel Stress fertig zu stellen.

D a n k e s c h ö n !

Garching, im Januar 2019

*Michael Walter Krinninger*

---

## **Kurzzusammenfassung**

Bei der industriellen Verarbeitung von Aluminiumblechen mittels Zerteilen besteht die Gefahr der Flitterentstehung. Hierbei handelt es sich um kleine, formlose Aluminiumpartikel, die beim Scherschneidprozess entweder aus der Schnittfläche des Blechteils herausgelöst bzw. abgeschlagen werden oder von den Werkzeugaktivelementen abgelöste Kaltaufschweißungen. Diese unerwünschten und unkontrolliert verteilten Partikel können während der Blechteilfertigung zur Beschädigung der Bauteile, der Werkzeuge und der Verarbeitungsmaschinen führen und verursachen dadurch hohe zusätzliche Kosten. Hauptursache für die Flitterentstehung sind Kaltaufschweißungen, die sich während der Serienproduktion zum einen zyklisch von den Schneidaktivelementen ablösen und zum anderen, noch an den Werkzeugaktivelementen anhaftend, Partikel, ähnlich dem Feilen, aus der Schnittfläche der Bauteile herauslösen.

Forschungsziel dieser Arbeit ist es, für den offenen Schnitt die Wirkzusammenhänge der Entstehung von Kaltaufschweißungen beim Zerteilen von Aluminium zu erklären und darauf aufbauend Strategien zu erarbeiten, um diese zu vermindern und dadurch die Flitterentstehung zu reduzieren. Insbesondere liegt der Fokus auf der Minimierung der entstehenden Prozesswärme in der Scherzone, indem durch zusätzliche Überlagerung des Spannungszustandes der Scherschneidzone durch Zugspannungen ein vorzeitiger Bruch initiiert wird. Hierdurch wird primär aufgrund der geringeren Umformung weniger Wärme erzeugt und sekundär die Kontaktfläche und damit die Reibfläche zwischen Schneidaktivelement und dem Glattschnittanteil des Blechteils reduziert. Eine wichtige Nebenbedingung hierbei bildet eine geringe Grathöhe an den Bauteilen, da diese als weitere Flitterquelle fungiert.

Anhand eines kalibrierten Simulationsmodells werden mittels systematischer Prozessparameterbetrachtung die Wirkzusammenhänge der Bruchinitiierung und der Entstehung von Kaltaufschweißungen durch eine Analyse der Spannungszustände in der Scherzone und der Betrachtung von Geometrievariationen der Schneidaktivelemente erklärt. Aus dem daraus entstandenen tiefgreifenden Prozessverständnis können Konstruktionsrichtlinien zur Auslegung von Schneidwerkzeugen mit geringerer Adhäsion und deutlich reduzierter Flitterbildung abgeleitet werden. Diese werden durch experimentelle Dauerhubversuche erfolgreich abgesichert.

---

## **Abstract**

In the industrial processing of aluminum sheets by shear cutting, there is a risk of the formation of sliver. These are small, shapeless aluminum particles that are either removed out of the cutting surface of the sheet metal component during the shear cutting process, or cold welds detached from the tool active elements. These unwanted and uncontrolled distributed particles can lead to a damage of the components, the tools and the processing machines during the sheet metal part production and thus cause high additional costs. The main cause of the sliver formation are cold welds, which detach cyclically from the cutting active elements during series production on the one hand and, on the other hand, still stick to the tool active elements, detaching particles, similar to the filing, from the cutting surface of the components.

The aim of this work is to explain the formation and the effects of cold welds during the shear cutting of aluminum for an open cutting line and to develop strategies to reduce them and thereby reduce the formation of sliver. In particular, the focus is on minimizing the process heat generated in the shear zone by premature crack initiation being initiated by additional superposition of the stress state of the shear cutting zone by tensile stresses. As a result, less heat is generated primarily due to the lower deformation and secondarily reduces the contact surface and thus the friction surface between the cutting active element and the clean shear of the sheet metal component. An important secondary condition is a low burr height on the components, since this acts as a further source of sliver.

A calibrated simulation model is used for a systematic process parameter analysis. The effects of fracture initiation and the formation of cold welds are explained by an analysis of the stress states in the shear zone and the consideration of geometrical variations of the cutting active elements. From the resulting in-depth process understanding design guidelines for the design of cutting tools with less adhesion and significantly reduced sliver formation can be derived. These are successfully secured by continuous stroke experiments.



---

## Inhaltsverzeichnis

<b>Verzeichnis der Kurzzeichen</b> .....	<b>V</b>
<b>Verzeichnis der Abkürzungen</b> .....	<b>VII</b>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse</b> .....	<b>3</b>
2.1 Leichtbau in der Automobilindustrie.....	3
2.1.1 Trend zum Werkstoffmix in der Automobilindustrie.....	3
2.2 Aluminiumwerkstoffe in der industriellen Anwendung.....	4
2.2.1 Eigenschaften von Aluminiumwerkstoffen.....	4
2.2.2 Einteilung der Aluminiumwerkstoffe.....	6
2.2.3 Anwendungsbereiche von Aluminiumwerkstoffen.....	8
2.3 Fertigungsverfahren Scherschneiden.....	9
2.3.1 Einordnung des Fertigungsverfahrens.....	9
2.3.2 Prozess- und Werkzeugparameter beim Scherschneiden.....	11
2.3.3 Kenngrößen der Schnittflächen.....	14
2.3.4 Prozesskräfte und -spannungen beim Scherschneidprozess.....	16
2.3.5 Phasen des Scherschneidprozesses.....	19
2.3.6 Vorbiegung im Scherschneidprozess.....	21
2.4 Verschleiß.....	22
2.4.1 Verschleißarten und Verschleißmechanismen.....	22
2.4.2 Verschleißformen an Werkzeugen und Verschleißmessgrößen.....	26
2.5 Scherschneiden von Aluminiumblechen.....	29
2.5.1 Flitter beim Scherschneiden von Aluminiumblechen.....	29
2.5.2 Adhäsions- und Flitterbildung beim Kaltumformen / Scherschneiden.....	30
2.5.3 Flitterarten, Flitterentstehungsmechanismen und Einflussgrößen.....	32
<b>3 Aufgabenstellung / Problemstellung</b> .....	<b>37</b>
<b>4 Versuchsanlagen und Messeinrichtungen</b> .....	<b>40</b>

---

4.1	Versuchsanlagen .....	40
4.1.1	Mechanische Schnellläuferpressen mit Haspel und Richtapparat .....	40
4.2	Mess- und Prüfreinrichtungen .....	41
4.2.1	Universal-Zugdruck-Prüfmaschine .....	41
4.2.2	Tastschnittgerät .....	41
4.2.3	Koordinatenmessmaschine .....	42
4.2.4	Härtemessgerät .....	42
4.2.5	Funkenemissionsspektrometer .....	43
4.2.6	Mikroskopie .....	43
4.2.7	Präzisionswaagen .....	43
4.2.8	Partikelgrößenanalysegerät .....	44
4.3	Konstruktions- und Simulationssoftware .....	44
<b>5</b>	<b>Werkstoffe .....</b>	<b>45</b>
5.1	Werkzeugwerkstoff .....	45
5.2	Blechwerkstoffe .....	45
5.2.1	AA6014 .....	45
5.2.2	AA5754 .....	47
<b>6</b>	<b>Versuchseinrichtungen .....</b>	<b>49</b>
6.1	Versuchswerkzeug .....	49
6.2	Konzept zur Flitterabsaugung .....	51
<b>7</b>	<b>Versuchsbeschreibung und -durchführung .....</b>	<b>54</b>
7.1	Experimentelle Einzelhubversuche .....	54
7.1.1	Basis zur Simulationskalibrierung .....	54
7.1.2	Sensitivitätsanalyse der Schneidparameter .....	55
7.1.3	Bestätigung der Vorbiegungsgeometrien und Robustheitsanalyse .....	56
7.1.4	Auswertung der Schnittflächen und Prozesskräfte .....	57
7.2	Simulationsgestützte Einzelhubversuche .....	59



---

7.2.1	Materialcharakterisierung und Versagensverhalten der Simulation .....	59
7.2.2	Aufbau und Kalibrierung der Simulation .....	64
7.2.3	Simulationsgestützte Sensitivitätsanalyse wichtiger Schneidparameter ..	67
7.2.4	Simulationsgestützte Ermittlung verschiedener Vorbiegungsgeometrien	68
7.2.5	Auswertung der Schnittflächen und Prozesskräfte .....	68
7.3	Experimentelle Dauerhubversuche .....	69
7.3.1	Bestätigung der Flitterreduzierung in Dauerhubversuchen .....	69
7.3.2	Auswertung der Schnittflächen .....	70
7.3.3	Auswertung des Aktivelementverschleiß und Flittermengen .....	71
<b>8</b>	<b>Fehlerbetrachtung.....</b>	<b>72</b>
<b>9</b>	<b>Versuchsergebnisse und Diskussion .....</b>	<b>73</b>
9.1	Reproduzierbarkeit der Ergebnisse .....	73
9.2	Validierung der Simulation .....	73
9.3	Einfluss der Schneidparameter auf Schnittflächen und Prozesskräfte .....	77
9.3.1	Blechlagewinkel .....	79
9.3.2	Schneidspalt.....	81
9.3.3	Schneidkantenradius.....	87
9.3.4	Niederhalterspalt .....	93
9.3.5	Niederhalterkraft .....	94
9.3.6	Zusammenfassung Einfluss der Prozessparameter.....	95
9.3.7	Bestätigung zielführender Parametereinstellungen .....	96
9.4	Einfluss der Vorbiegungsgeometrien auf Schnittflächen und Prozesskräfte.....	97
9.4.1	Stufe.....	99
9.4.2	Fase.....	100
9.4.3	Kombinationslösungen Stufenradius und Fasenstufe.....	101
9.4.4	Zusammenfassung Einfluss der Vorbiegung.....	102
9.4.5	Bestätigung und Robustheit zielführender Vorbiegungsgeometrien.....	103

---

9.5 Einfluss der Schneidparameter auf Aktivelementverschleiß und Schnittflächenausprägung im Dauerhub.....	106
9.6 Einfluss der Vorbiegungsgeometrien auf Aktivelementverschleiß und Schnittflächenausprägung im Dauerhub.....	113
9.7 Ausbildung von Kaltaufschweißungen und Flitterentstehung .....	117
9.8 Flitterentstehung in Abhängigkeit der Schneidparameter.....	120
9.8.1 Blechlagewinkel.....	121
9.8.2 Schneidspalt .....	124
9.8.3 Schneidkantenradius .....	127
9.8.4 Werkstoff .....	127
9.9 Flitterentstehung in Abhängigkeit der Vorbiegungsgeometrie.....	128
9.9.1 Vorbiegung .....	129
9.9.2 Eintauchtiefe .....	130
9.9.3 Werkstoff .....	131
9.10 Ableitung der optimalen Parameter zum flitterreduzierten Scherschneiden .....	131
<b>10 Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>135</b>
<b>A. Abbildungsverzeichnis .....</b>	<b>138</b>
<b>B. Tabellenverzeichnis .....</b>	<b>146</b>
<b>C. Literatur .....</b>	<b>148</b>
<b>D. Studienarbeiten.....</b>	<b>158</b>
<b>E. Anhang .....</b>	<b>159</b>

## Verzeichnis der Kurzzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$a$	[-]	Modellparameter
$A_g$	[%]	Gleichmaßdehnung
$A_S$	[mm <sup>2</sup> ]	Schnittfläche
$A_{50}, A_{80}$	[%]	Bruchdehnungen
$b$	[-]	Modellparameter
$b$	[mm]	Breite
$b_E$	[mm]	Kanteneinzugsbreite
$c$	[-]	Modellparameter
$c$	[-]	Beiwert
$c$	[mm/s]	Schallgeschwindigkeit
$d_{1-5}$	[-]	Kalibrierungsgrößen
$E$	[GPa]	Elastizitätsmodul
$F_H$	[N]	Horizontalkraft Obermesser
$F'_H$	[N]	Horizontalkraft Untermesser
$F_N$	[N]	Normalkraft
$F_{NH}$	[N]	Niederhalterkraft
$F_R$	[N]	Rückzugskraft
$F_S$	[N]	Schneidkraft
$F'_S$	[N]	Schneidkraft Untermesser
$F_{Smax}$	[N]	Maximale Schneidkraft
$F_Q$	[N]	Querkraft Obermesser
$F'_Q$	[N]	Querkraft Untermesser
$F_V$	[N]	Vertikalkraft Obermesser
$F'_V$	[N]	Vertikalkraft Untermesser
$h$	[mm]	Höhe
$h_B$	[mm]	Bruchflächenhöhe
$h_E$	[mm]	Kanteneinzugshöhe
$h_G$	[mm]	Grathöhe
$h_S$	[mm]	Glattschnitthöhe
$H$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Härte weicherer Werkstoff
$i$	[-]	Laufvariable
$k$	[-]	Schneidfaktor
$k_{ad}$	[-]	Wahrscheinlichkeit Verschleißpartikelentstehung
$k_f(\varphi)$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Fließspannung
$k_S$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Schneidwiderstand
$l_S$	[mm]	Schnittlinienlänge

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$L$	[mm]	Länge, Hebelarm
$L_e$	[mm]	Kleinste Elementkantenlänge
$m_{Flitter,bez.}$	[mg/mm <sup>2</sup> ]	Bezogene Flittermenge
$M_{Flitter,abs.}$	[mg]	Absolute Flittermenge
$M_A$	[Nm]	Inneres Moment Abfall
$M_S$	[Nm]	Inneres Moment Schnittteil
$n$	[-]	Anzahl Messungen
$p$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Hydrostatische Spannung
$q$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Mises-Vergleichsspannung
$r$	[mm]	Schneidkantenradius
$R_m$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit
$Rp_{0,2}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Streckgrenze
$s$	[mm]	Gleitweg
$s_0$	[mm]	Blechdicke
$\Delta t_{stab}$	[s]	Stabiler Zeitschritt
$T$	[°C]	Prozesstemperatur
$u_{SSP}$	[mm bzw. %]	Schneidspalt
$u_{NHSP}$	[mm]	Absoluter Niederhalterspalt
$v_S$	[m/s]	Schneidgeschwindigkeit
$W$	[mm <sup>3</sup> ]	Volumetrischer Verschleiß
$x$	[mm]	Schneidweg
$x$	[mm]	Koordinate
$x_i$	[jeweilige Einheit]	i-ter Messwert
$\bar{x}$	[jeweilige Einheit]	Arithmetischer Durchschnittswert
$y$	[mm]	Koordinate
$z$	[mm]	Koordinate
$\beta$	[°]	Bruchflächenwinkel
$\gamma$	[°]	Blechlagewinkel
$\varepsilon_D^{pl}$	[-]	Plastische Vergleichsdehnung
$\dot{\varepsilon}^{pl}$	[s <sup>-1</sup> ]	Dehnrage
$\dot{\varepsilon}_0$	[s <sup>-1</sup> ]	Dehnrage Ausgangszustand
$\eta$	[-]	Triaxialität
$\mu$	[-]	Reibwert
$\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Dichte
$\bar{\sigma}$	[jeweilige Einheit]	Standardabweichung
$\tau_B$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Scherfestigkeit
$\vartheta$	[-]	Querkontraktion
$\varphi$	[-]	Formänderung

## Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
AW	Bezeichnungspräfix bei Knetlegierung auf Aluminiumbasis
AA	Aluminum Association
ALE	Arbitrary-Lagrangian-Eulerian-Verfahren
Al	Aluminium (chemisches Element)
C	Kohlenstoff (chemisches Element)
CAD	Computer-Aided-Design
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid (chemische Verbindung)
Cr	Chrom (chemisches Element)
Cu	Kupfer (chemisches Element)
DIN	Deutsches Institut für Normung e. V.
EDT	Electron Discharge Texturing
EN	Europäische Norm
EU	Europäische Union
ET	Eintauchtiefe
F	Herstellungszustand (Wärmebehandlungszustand)
Fe	Eisen (chemisches Element)
FEM	Finite-Elemente-Methode
FVK	Faserverstärkte Kunststoffe
H	Kaltverfestigt (Wärmebehandlungszustand)
hdp	Hexagonal dichtest gepackt (Gitterstruktur)
HRC	Härte nach Rockwell
HV 0,1	Härte nach Vickers mit Prüfkraft 0,1 N
ISO	Internationale Organisation für Normung
kfz	Kubisch flächenzentriert (Gitterstruktur)
krz	Kubisch raumzentriert (Gitterstruktur)
KTL	Kathodische-Tauch-Lackierung
M	Metall
Mg	Magnesium (chemisches Element)
MIG	Schweißverfahren
MMD	Multi-Material-Design
Mn	Mangan (chemisches Element)
Mo	Molybdän (chemisches Element)
O	Weichgeglüht (Wärmebehandlungszustand)
PKW	Personenkraftwagen
Si	Silizium (chemisches Element)
T	Wärmebehandelt auf andere stabile Werkstoffzustände (Wärmebehandlungszustand)

T4	Lösungsgeglüht, abgeschreckt und kaltausgelagert auf einen weitgehend stabilen Zustand (Wärmebehandlungszustand)
T6	Lösungsgeglüht, abgeschreckt und warmausgelagert (Wärmebehandlungszustand)
Ti	Titan (chemisches Element)
utg	Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen
V	Vanadium (chemisches Element)
VDI	Verein Deutscher Ingenieure e. V.
W	Lösungsgeglüht (Wärmebehandlungszustand)
WIG	Schweißverfahren
Zn	Zink (chemisches Element)
3D	Dreidimensional
2D	Zweidimensional

## 1 Einleitung

Nach den Vorgaben der Europäischen Union (EU) aus der Weiterentwicklung des Kyoto-Protokolls soll die CO<sub>2</sub>-Emission von Personenkraftwagen (PKW) gesenkt werden. Seit 2015 lag der Zielwert für den CO<sub>2</sub>-Ausstoß eines Automobils bei 130 g/km. Im Pariser Abkommen haben sich die EU-Staaten im Paket für saubere Mobilität darauf geeinigt, dass dieser ab dem Jahr 2020 auf 95 g/km gesenkt wird. Bis 2030 sollen bei neuen PKWs und leichten Nutzfahrzeugen die Ausstöße um 20-30 % als Realverbrauchsminderung gegenüber 2015 gesenkt werden. (Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit, 2017)<sup>1</sup> Um diese Umweltziele zu erreichen und das Grundbedürfnis des Menschen nach Mobilität allumfänglich befriedigen zu können, müssen einerseits effizientere und andererseits, bedingt durch die endlichen natürlichen Vorkommen fossiler Energieträger, alternative Antriebskonzepte entwickelt und deren Umsetzung gefördert werden. Die Sicherstellung des Mobilitätsbedürfnisses wird im Fahrzeugbau durch jegliche Art von Gewichtseinsparung unterstützt. Daher hat die konsequente Umsetzung von Leichtbau, der gleichzeitig als Treibkraft für Innovationen fungiert, bei der Entwicklung von neuen Fahrzeugkonzepten einen besonderen Stellenwert. (Friedrich, 2013, S. 1) Leichtmetalle, wie Aluminium, Magnesium und deren Legierungen, bieten aufgrund ihrer physikalischen und mechanischen Eigenschaften effektive Möglichkeiten zur Lösung des Zielkonflikts zwischen reduzierten Fahrzeuggewichten und gleichzeitiger Verbesserung der Crasheigenschaften bei gesteigerter passiver Sicherheit. Die praktisch unerschöpflichen Vorkommen dieser Materialien auf der Erde sowie deren Rezyklierbarkeit sind schlagkräftige Argumente für deren Verwendung. Es erscheint nicht verwunderlich, dass der Anteil von Aluminium in der Automobilindustrie in den letzten Jahren zugenommen hat, nicht zuletzt aufgrund der guten Verarbeitbarkeit und dessen Korrosionseigenschaften. Im Feld der Elektromobilität, bzw. in der Elektro- und Elektronikindustrie wird der Werkstoff vermehrt aufgrund seines Potenzials als Substitutionsmaterial für hochpreisige Kupferwerkstoffe verwendet. Die zunehmenden Verarbeitungsmengen stellen zusätzliche Herausforderungen an die verarbeitenden Unternehmen und deren Herstellungsprozesse. Dessen adhäsives Verhalten resultiert bei Verfahren der Umformtechnik und im Besonderen beim Zerteilen, wie Scherschneiden, in enormen Problemen. Durch den sich regelmäßig wiederholenden unvermeidlichen Kontakt zwischen Werkzeug und Blech bilden sich Kaltaufschweißungen an den Werkzeugen, verursacht

---

<sup>1</sup>Zitierweise: Bezieht sich der Quellenverweis ausschließlich auf ein Wort oder eine Wortgruppe, so ist dieser unmittelbar nach dem letzten Bezugswort und damit vor einem eventuell folgenden Satzzeichen platziert. Literaturverweise, die nach einem Satzzeichen angegeben sind, beziehen sich auf einen durch Satzzeichen eingeschlossenen Satzteil, umfassen vollständige Sätze oder ganze Absätze.

durch Reibung und gefördert durch die entstehende Reibwärme. Diese lösen sich zyklisch, dennoch zufällig, bei weiterer Beanspruchung wieder ab. Die geringe Dichte und das große Oberflächen-Volumen-Verhältnis ermöglichen eine weitläufige Verteilung des losgelösten Flitters. Während Folgeoperationen wird dieser auf den Blechbauteilen oder Werkzeugkomponenten eingepreßt und führt zu Beschädigungen. Als Folge müssen die Bauteile entweder nachgearbeitet bzw. als Ausschuss aussortiert werden. Werkzeugbeschädigungen gefährden die Prozessstabilität und verursachen zeit- und kostenintensive Instandhaltungsmaßnahmen. Industrielle Abhilfemaßnahmen erstrecken sich von regelmäßigen manuellen Werkzeugreinigungen bis hin zu Absaugeinrichtungen in den Verarbeitungsanlagen. All diese Maßnahmen verursachen Kosten durch außerplanmäßige Stillstandszeiten für Reinigungen bzw. zusätzliche Invests für Anlagentechnik, sodass hier Handlungsbedarf besteht.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, an diesem Problem anzusetzen und ein tiefergehendes Verständnis für die Flitterentstehung beim Zerteilen zu entwickeln. Die Untersuchung der maßgeblich beeinflussenden Prozessparameter sowie eine zielgerichtete Weiterentwicklung der Schneidengeometrie sollen genutzt werden, um die Entstehung von prozessbedingten Kaltaufschweißungen und den resultierenden Flitter unter industriellen Anforderungen an die Prozessstabilität zu analysieren. Dadurch soll es möglich sein, die Bildungsmechanismen zu verstehen und den Flitter reduzieren zu können. Dies geschieht für das besonders praxisrelevante Verfahren Scherschneiden im vollkantig drückenden Schnitt mit offener Schnittlinie für industriegängige Blechlagen. Basierend auf den Erkenntnissen vorangegangener wissenschaftlicher Arbeiten wird folgender hypothetischer Ansatz verfolgt: Die Bildung von Kaltaufschweißungen und die Entstehung von Flitter können reduziert werden, wenn die Wärme in der Schneidzone durch Verringerung der Reibung niedrig gehalten wird. Der adhäsiven Neigung des Aluminiums kann so entgegengewirkt werden. Dies kann beispielsweise durch eine Reduzierung der Kontaktflächen zwischen Bauteil und Werkzeug realisiert werden.

Zur Zielerreichung wird eine kalibrierte Scherschneidsimulation als virtuelles Labor angewandt. Sie gewährleistet einerseits eine aufwandsarme Analyse der Prozessparametereinflüsse auf die kontaktbestimmenden Schnittflächen und die Ermittlung optimaler Parameter mit dem Fokus auf reduzierte Kontaktflächen und andererseits die Untersuchung von alternativen Schneidengeometrien mit Zugspannungsüberlagerung zur vorzeitigen Rissinitiierung und zur Senkung der Werkzeug-Bauteil-Kontaktflächen. Die Wirksamkeiten der numerisch ermittelten Maßnahmen werden experimentell bestätigt und die Wirkzusammenhänge zwischen den Schnittflächenkenngrößen, Spannungen in der Schneidzone und Flittermengen herausgearbeitet. Die für die Werkzeugkonstruktion optimalen Prozessparameter zur Reduzierung von Flitter beim Scherschneiden von Aluminium werden abgeleitet und bereitgestellt.



## 2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse

### 2.1 Leichtbau in der Automobilindustrie

Im Laufe der Entwicklung eines Fahrzeugs nimmt dessen Gewicht durch sämtliche Anforderungen an das Konzept, gesetzliche Vorgaben und Kundenwünsche kontinuierlich zu. Zumeist kann trotz bereits in der Vergangenheit erfolgreich eingesetzter Methoden das geplante Gewichtsziel nicht erreicht werden. Die Anwendung von systematischen Leichtbauansätzen ermöglicht eine anschließende Gewichtsreduzierung auf einen vorgegebenen Zielwert. Allerdings geht jede auf Leichtbau basierende Gewichtsreduktion mit zusätzlichen Kosten für diese Maßnahmen einher. Natürliche Grenzen ergeben sich aus physikalischen Restriktionen. Beispielsweise gibt es für Konstruktionen mit minimalem Gewicht keine Werkstoffe, die dementsprechende Dichten bzw. mechanische Eigenschaften aufweisen, um die geforderte Funktionalität uneingeschränkt zu gewährleisten. (Friedrich, 2013, S. 43-48)

Der Begriff Leichtbau schlüsselt sich in Leichtbaustrategie, -prinzipien und -weisen. Sie behandeln prinzipiell dieselbe Thematik, jedoch verschiedene Ansätze zur Zielerreichung. Leichtbauweisen und -prinzipien lassen sich in Leichtbaustrategien integrieren und beschreiben die Methode, mit der Leichtbau betrieben wird. Dazu gehören z.B. Stoff-, Form-, Bedingungs-, Konzept- und Fertigungsleichtbau. Keine der genannten Strategien darf zur vollständigen Ausschöpfung aller Potenziale einzeln betrachtet werden. (Friedrich, 2013, S. 43-118)

Stoffleichtbau entspricht einem Austausch eines verwendeten Materials durch einen leichteren bzw. durch einen artgleichen Werkstoff unter Berücksichtigung der Fertigungsmöglichkeiten und Kosten. Paradebeispiele im Karosseriebau sind der Tausch von Stahl durch höher- und höchstfeste Stähle bzw. von Stahl durch Aluminium. Durch anforderungsgerechte Werkstoffe an entsprechenden Stellen lassen sich alleine durch Werkstofftausch in manchen Anwendungsbereichen bis zu 10 % Gewicht einsparen, beispielsweise an der B-Säule einer Fahrzeugkarosserie. Trotz werkstoffbedingter, geometrischer Bauteilanpassungen ermöglicht der Einsatz von Aluminium Gewichtseinsparungen von bis zu 60 %. (Friedrich, 2013, S. 52-58)

#### 2.1.1 Trend zum Werkstoffmix in der Automobilindustrie

In der Automobilindustrie wird Leichtbau in der Karosserie, Antriebsstrang und Fahrwerk erfolgreich umgesetzt. Mit einem Gewichtsanteil von ca. 40 % am gesamten Fahrzeuggewicht bietet die Karosserie zielführende Ansatzpunkte hierfür. Der Stoffleichtbau ermöglicht hierbei bei gleichzeitiger Beachtung von Kostenzielen und Fertigungsmöglichkeiten deutliche Gewichtseinsparungen und hat weiterführend positive Auswirkungen auf sämtliche Komponenten des Fahrwerks, Getriebes und Antriebsstrangs sowie der Bremsanlage, da diese Baugruppen

gewichtsbezogen kleiner dimensioniert werden können, sodass zusätzliches Gewicht eingespart werden kann. Die Konstruktionsprinzipien für Fahrzeugkarosserien Rahmen-, Monocoque-, Space-Frame- und Schalen-Bauweise bieten verschieden gute Umsetzbarkeiten für Leichtbaustrategien. Die Space-Frame-Technologie basiert verstärkt auf der Verwendung von Aluminium. Aufgrund geringer Stückzahlen einer Kleinserie werden sämtliche Karosseriekomponenten, also Struktur-, Anbauteile und Klappen daraus hergestellt und ermöglichen eine gezielte Kraftflusssteuerung durch die Struktur. Der Audi A8 aus dem Jahre 1994 gilt als das erste Serienautomobil mit einer Alu-Space-Frame-Karosserie und ermöglichte eine leichtbaubasierte Gewichtseinsparung von 40 %. (Friedrich, 2013, S. 11-17) Schalenbauweisen finden hauptsächlich bei Großserien Anwendung. Die erforderlichen Steifigkeiten werden durch das Zusammenfügen von Blechhohlkörpern, -profilen, Verstärkungen und Beplankungen mit hohen Widerstandsmomenten erzeugt, wobei alle Lasten von den Komponenten der selbsttragenden Karosserie vollumfänglich aufgenommen werden. In der Vergangenheit hat sich auch in der Großserie der Anteil an Leichtmetallen und faserverstärkten Kunststoffen (FVK) erhöht. Dennoch wird hier vermehrt Stoffleichtbau artgleicher Werkstoffe mit höher- und höchstfesten Güten umgesetzt. Multi-Material-Design (MMD) vermischt die Werkstoffe entsprechend ihrer Eigenschaften anforderungsgerecht in der Karosserie. (Friedrich, 2013, S. 15-18) Dadurch kann beispielsweise die Gewichtsverteilung im Fahrzeug optimal austariert werden, bei gleichzeitigen Kosteneinsparungen durch die Verwendung von Gleichteilen aus Baukastensystemen. (Friedrich, 2013, S. 786-788) Im Antriebsstrang und Fahrwerk erfolgt die Werkstoffauswahl auf Basis von Leichtbauaspekten unter den Prämissen, dass die Zuverlässigkeit aufgrund der Leistungsfähigkeit der Werkstoffe und die Wirtschaftlichkeit durch Begrenzung von Aufwand und Kosten im Fokus stehen. Das 6-Zylinder-Hybrid-Kurbelgehäuse von BMW aus dem Jahre 2004 in Aluminium-Magnesium-Verbundbauweise ermöglichte 24 % Gewichtseinsparungen im Vergleich zur reinen Aluminiumbauweise. Es zeigte sich dennoch, dass eine reine Materialsubstitution nicht zielführend war, da Magnesium die geforderten Eigenschaften für Zylinderlaufflächen nicht bereitstellte, sodass ein Konzept entwickelt werden musste, welches alle mechanischen und fertigungstechnischen Anforderungen gewährleistete. (Friedrich, 2013, S. 18-30)

## **2.2 Aluminiumwerkstoffe in der industriellen Anwendung**

### **2.2.1 Eigenschaften von Aluminiumwerkstoffen**

Aluminium und Aluminiumlegierungen werden aufgrund ihrer chemischen, technologischen und mechanischen Eigenschaften auf nahezu allen industriellen Anwendungsgebieten als Konstruktionswerkstoffe verwendet. Die Herstellung von Primäraluminium ist sehr energieintensiv, da für die Schmelzflusselektrolyse enorme Mengen an Strom benötigt werden. Ungefähr 30 %

bis 40 % der Erzeugungskosten entstehen alleine durch Energiekosten. Ein Vorteil des Werkstoffs ist die vielfältige Rezyklierbarkeit. Sekundäraluminium kann durch Ein- und Umschmelzen für den Bedarf in Formgießereien nutzbar gemacht werden. Hierfür werden bis zu 95 % weniger Energie als für die Primäraluminiumherstellung benötigt. Ein Sekundärkreislauf für die Sammlung, Sortierung, Aufarbeitung und Umschmelzung ist etabliert und macht den Werkstoff ökologisch. (Ostermann, 2014, S. 746-749) Weitere Vorteile sind dessen unerschöpfliche Vorkommen und unbegrenzte Verfügbarkeiten (Friedrich, 2013, S. 266).

Mit einer Dichte von  $2.700 \text{ kg/m}^3$  gehört Aluminium zu den Leichtmetallen im Periodensystem der Elemente. Die Legierungsbildung beeinflusst dessen Dichte im Bereich von -2 % bis +3 %. Eine Ausnahme bildet Lithium als Legierungselement mit Veränderungen im Bereich von -15 %. (Ostermann, 2014, S. 213) An der Luft bildet der Werkstoff eine dünne, festhaftende, durchsichtige Oxidschicht, die lediglich gegen verdünnte organische Säuren beständig ist. (Merkel und Thomas, 2003, S. 294-295) Aluminium zählt als ungiftig und kann in der Verpackungsindustrie für Lebensmittel verwendet werden (Ostermann, 2014, S. 2). Der Werkstoff bietet vielfältige Möglichkeiten zur Halbzeugherstellung, zu den gängigsten Fertigungsverfahren für Halbzeuge gehören Gießen, Walzen, Strangpressen, Schmieden, Kaltfließpressen oder Ziehen. Aluminium kristallisiert im kubisch flächenzentrierten (kfz-) Gitter mit 12 Gleitsystemen, weswegen es vielseitige Formgebungsmöglichkeiten durch kalt- und warmumformende Verfahren wie Tiefziehen, Streckziehen und Biegen bietet. (Ostermann, 2014, S. 2) Dessen Zerspanung ist problemlos möglich. Für einwandfreie Oberflächengüten und eine hohe Wirtschaftlichkeit der Fertigung werden hohe Schnittgeschwindigkeiten empfohlen. Aluminium und Aluminiumlegierungen lassen sich mit WIG- und MIG-Verfahren schweißen und mittels Hart- und Weichlöten fügen. (Merkel und Thomas, 2003, S. 294-295) Die Wärmeleitfähigkeit von Aluminium ist dreimal so hoch wie die von Stahl, die elektrische Leitfähigkeit ungefähr doppelt so hoch wie von Kupfer, weswegen der Werkstoff für die Elektromobilität von besonderem Interesse ist. Er wird als Substitutionswerkstoff für die verhältnismäßig teuren Kupferwerkstoffe verwendet und findet bereits bei Hochspannungsleitungen Anwendung. Aluminium ist schwach paramagnetisch und kann als unmagnetisch betrachtet werden. Daraus ergeben sich auch Anwendungen für Abschirmungen von empfindlichen elektronischen Geräten. (Ostermann, 2014, S. 213) Weitere Vorteile sind die gute Korrosions- und Witterungsbeständigkeit, die durch Anodisieren, Beschichtung bzw. Lackierung noch verbessert werden können (Ostermann, 2014, S. 2). Dessen mechanische Eigenschaften decken einen großen Eigenschaftsbereich ab (Friedrich, 2013, S. 266). Der Elastizitätsmodul liegt bei ca.  $70.000 \text{ MPa}$  und entspricht ungefähr einem Drittel von dem eines Stahls. Die Festigkeiten variieren legierungsabhängig zwischen  $70 \text{ N/mm}^2$  und  $800 \text{ N/mm}^2$ . Gezielte Beeinflussungen der mechanischen Eigenschaften, speziell für Karosseriezwecke, sind durch Hinzulegen chemischer Elemente erreichbar.

Strukturelle Anforderungen an die Tragfähigkeiten und Sicherheiten können bei gleichzeitiger Langlebigkeit gewährleistet werden. Diese Vorteile in Kombination mit den vielfältigen Anwendungsmöglichkeiten haben dazu geführt, dass Aluminium nach Stahl zum wichtigsten Gebrauchsmetall geworden ist. Dies zeigt sich auch an den steigenden Zahlen der Primäraluminiumherstellung. Allein in den Jahren 2000 bis 2010 hat sich die weltweite Produktion von 25 auf fast 50 Millionen Tonnen verdoppelt. (Ostermann, 2014, S. 2-9; S. 688)

### 2.2.2 Einteilung der Aluminiumwerkstoffe

Zur eindeutigen Benennung von Aluminiumlegierungen wurden einheitliche Bezeichnungen mit Ziffernfolgen eingeführt. DIN EN 573-1 beschreibt das numerische Bezeichnungssystem für Knetlegierungen und folgt den Empfehlungen der Aluminum Association (AA), Washington D.C. (USA) für ein internationales Benennungssystem mit vier Ziffern. International wird das Präfix AA als Abkürzung für „Aluminum Alloy“ verwendet. DIN EN 573-2 beschreibt das Bezeichnungssystem mit chemischen Symbolen und DIN EN 573-3 die chemischen Zusammensetzungen und Erzeugnisformen. Die Knetlegierungen werden nach den wirkenden Verfestigungsmechanismen in naturharte und aushärtbare Legierungen unterteilt. (DIN EN 12258) Das numerische Bezeichnungssystem (DIN EN 573-1) mit den Hauptlegierungselementen ist in Tabelle 2.1 dargestellt, die für diese Arbeit relevanten Gruppen sind hierin hervorgehoben.

*Tabelle 2.1: Einteilung der Legierungsgruppen bei Aluminium nach Hauptlegierungselementen (nach DIN EN 573-1) und Aufteilung nach deren Verfestigungsmechanismen in naturharte und aushärtbare Legierungen*

Typ	Gruppe	Hauptlegierungselement
Naturharte Legierungen	1000	Aluminium, mit $\geq 99,0\%$
	3000	Mangan (Mn)
	<b>5000</b>	<b>Magnesium (Mg)</b>
	8000	Sonstige Elemente
Aushärtbare Legierungen	2000	Kupfer (Cu)
	4000	Silizium (Si)
	<b>6000</b>	<b>Magnesium und Silizium (Mg, Si)</b>
	7000	Zink (Zn)

Die höheren Festigkeiten von Aluminiumlegierungen gegenüber Reinaluminium basieren auf der Mischkristallverfestigung, beispielsweise mit den Legierungselementen Magnesium, Zink oder Kupfer (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 39; Friedrich, 2013, S. 268-269). Eingelagerte Fremdatome erschweren die Versetzungsbewegung, sodass eine höhere Grundfestigkeit resultiert (Roos, 2015, S. 110-111). Naturharte Legierungen erfahren neben der Mischkristallhärtung Festigkeitssteigerungen durch Kaltverfestigung (Friedrich, 2013, S. 268-269). Diese

basiert darauf, dass einerseits durch plastische Verformungen die Versetzungsdichte ansteigt und andererseits in der Gitterstruktur vorhandene Versetzungen wandern und sich durch die gegenseitigen Wechselwirkungen Anziehung bzw. Abstoßung behindern. Die notwendigen Spannungen, damit sich die Versetzungen aneinander vorbeibewegen können, steigen. Je größer die Versetzungsanzahl, desto größer sind die notwendigen Spannungen zur Versetzungsbe-  
wegung und damit die Festigkeit. (Roos, 2015, S. 110-111)

Bei aushärtbaren Legierungen sind neben diesen Festigkeitssteigerungen weitere Verfestigungen durch Wärmebehandlungen möglich. (DIN EN 12258; Friedrich, 2013, S. 268-269) Diese basieren auf der gezielten Bildung von Ausscheidungen. In einem Lösungsglühprozess werden Legierungsbestandteile aufgrund der temperaturabhängigen Randlöslichkeit im Mischkristall gelöst. Dazu werden die Legierungen auf Temperaturen zwischen 450-600 °C erwärmt und gehalten. Die rasche Abschreckung auf Raumtemperatur unterbindet Diffusion und erzeugt einen instabilen Zustand in Form eines übersättigten Mischkristalls. Bei Lagerung des Werkstoffs bei Raumtemperatur verfestigt dieser in den ersten Stunden bis zu einigen Tagen aufgrund Entmischung signifikant. Dies wird als Kaltauslagerung mit Kaltaushärtung bezeichnet. Bei der Warmaushärtung wird das Material nochmals auf Temperaturen zwischen 100-200 °C erwärmt, wobei der Mischkristall gezielt entmischt wird. Es bilden sich Ausscheidungen, die je nach Form, Ähnlichkeit und Integration im Kristall als effektive Versetzungsbehinderungen fungieren, sodass die Festigkeit ansteigt. Weitere Festigkeitssteigerungen durch Kaltverfestigung bleiben hiervon unangetastet. (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 39; Friedrich, 2013, S. 268-269) Die Wärmebehandlungszustände sind nach DIN EN 515 in Tabelle 2.2 dargestellt, die für diese Arbeit wichtigen sind hervorgehoben.

*Tabelle 2.2: Wärmebehandlungszustände von Aluminiumlegierungen (nach DIN EN 515)*

<b>Bezeichnung</b>	<b>Beschreibung</b>
F	Herstellungszustand
O	Weichgeglüht
<b>H</b>	<b>Kaltverfestigt</b>
W	Lösungsgeglüht
<b>T</b>	<b>Wärmebehandelt auf andere stabile Werkstoffzustände</b>
	<b>T4                    Lösungsgeglüht, abgeschreckt und kaltausgelagert auf einen weitgehend stabilen Werkstoffzustand</b>
	T6                    Lösungsgeglüht, abgeschreckt und warmausgelagert

Für den stabilisierten Anlieferungszustand T4 garantieren die Hersteller konstante mechanische Kennwerte für mindestens sechs Monate. Die mechanischen Eigenschaften verändern sich nach

dem Lösungsglühen, Abschrecken / Kaltauslagern hin zu höheren Festigkeitswerten. Allerdings zeigen sich die größten Veränderungen bereits innerhalb der ersten Stunden nach dem Abschrecken. (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 39)

### **2.2.3 Anwendungsbereiche von Aluminiumwerkstoffen**

Aluminium hat sich in den vergangenen Jahren zum Lifestyle-Werkstoff entwickelt, der in vielen Freizeitprodukten Anwendung findet. Dies reicht von Tennis-, Golf- oder Baseballschlägern über Wander- und Kletterbedarf bis hin zu Fahrrädern usw. Die Unterhaltungs- und Elektronikindustrie verwendet den Werkstoff aufgrund seiner edlen Haptik und Erscheinung für Gehäuse von Smartphones bzw. hochpreisigen Notebooks, Tablets oder anderen EDV-Peripheriegeräten, wie Zusatzakkus oder USB-Sticks. (Ostermann, 2014, S. 746-749) Die Weißwaren- und Elektroindustrie nutzt den Lifestyle-Werkstoff bestmöglich für ihr Produktportfolio. Gehäuse von Küchenmaschinen, Kühlschränken oder Waschmaschinen werden aus Aluminium umformtechnisch hergestellt, da so außergewöhnliche Design- und Formgestaltungen bei gleichzeitiger Nutzung der haptischen Vorteile und hochqualitativer Erscheinung umgesetzt werden können. Weitere Anwendungsgebiete liegen im Bauwesen und Verkehrssektor. Hierzu gehören die Bereiche Architektur und Ingenieurbau und der Flugzeug- und Schiffbau, Schienen- und Nutzfahrzeugbau, sowie der Automobilbau. (Ostermann, 2014, S. 9; Vollrath, 1998)

Je nach Anwendungsgebiet werden Legierungen der 5000er- und 6000er-Gruppe (vgl. Tabelle 2.1) verarbeitet. Die Auswahl der jeweiligen Legierungsgruppe erfolgt anhand der wesentlichen mechanischen Eigenschaften, der Fließfigurenbildung und der Aushärtbarkeit.

5000er-Legierungen neigen bei der umformtechnischen Verarbeitung zur Bildung von sichtbaren Fließfiguren auf der Blechoberfläche, weswegen sie nahezu ausschließlich im strukturellen Bereich einer Karosserie verwendet werden. Sie zeigen gutes Umformvermögen bei geringer Richtungsabhängigkeit der Eigenschaften (Anisotropie). AA5754 wird eingesetzt, wenn keine besonderen Anforderungen an die mechanische Bearbeit- und Belastbarkeit gestellt werden. Es zeichnet sich durch gute Schweißbarkeit und Korrosionsbeständigkeit gegen Meerwasser aus und kann bei erhöhten Temperaturen eingesetzt werden. (Metall Service Menziken AG, 2017) AA5754 wird in den Halbzeugformen Bleche, Bänder, Stangen, Profile und Schmiedestücke angeboten. Verwendungsbeispiele sind Metallwaren, Verpackungen bzw. Behälter für Getränke und Lebensmittel, Bedachungen und im Apparate-, Maschinen-, Fahrzeug- und Druckbehälterbau. (Batz und Burgel GmbH, 2014; Merkel und Thomas, 2003, S. 302)

Die warmahärtbaren 6000er-Legierungen zeigen allesamt sehr gute Umformeigenschaften ohne Fließfigurenbildung und ausgeprägter Anisotropie. AA6014 bietet besonders gute Falz-

barkeit und ermöglicht designtechnisch anspruchsvolle Realisierungen von komplexen, scharfkantigen Charakterlinien auf den Außenhautblechen moderner Fahrzeugkarosserien. (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 36-42) Typische Bauteile sind Kotflügel, Seitenwandrahmen, Türbeplankungen und Heckklappen. Aber auch einem kritischen und anspruchsvollen Einsatz in der Fahrzeugstruktur steht aufgrund der ausgezeichneten mechanischen Eigenschaften in Kombination mit der Korrosionsbeständigkeit nichts im Wege. (Novelis Deutschland GmbH, 2011; Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 36-42)

## 2.3 Fertigungsverfahren Scherschneiden

### 2.3.1 Einordnung des Fertigungsverfahrens

Abbildung 2.1 stellt die Einteilung der Fertigungsverfahren nach DIN 8580 in die verschiedenen Hauptgruppen, Gruppen und Untergruppen dar. In Hauptgruppe 3 Trennen finden sich in der Untergruppe 3.1 Zerteilen die Fertigungsverfahren Scher-, Messer-, Beißschneiden, Spalten, Reißen und Brechen. Bei dem in dieser Arbeit verwendeten Verfahren handelt es sich um das Scherschneiden. Dieses beschreibt ein spanloses Trennverfahren entlang einer Schnittlinie. (Lange, 1990, S. 110; Hellwig, 2006, S. 218-219)

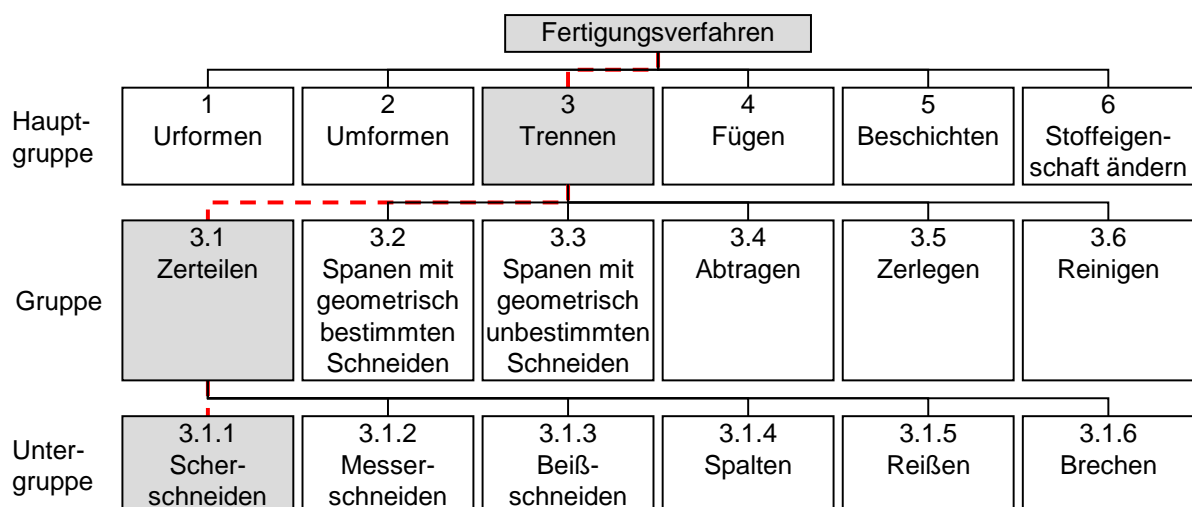


Abbildung 2.1: Einteilung der Fertigungsverfahren in die verschiedenen Hauptgruppen, Gruppen und Untergruppen (nach DIN 8580)

Das Zerteilen des Werkstücks erfolgt zwischen zwei sich aneinander vorbei bewegenden Schneiden (DIN 8588). Anders als bei spanenden Trennverfahren entstehen keine formlosen Späne als Abfall. Dennoch ist es im Allgemeinen nicht abfalllos, da je nach angewendeten Verfahren Butzen, Stanzgitter oder Blechstücke als Abfall zurückbleiben. (Lange, 1990, S. 112)

Abbildung 2.2 zeigt den schematischen Aufbau eines Scherschneidprozesses mit geradliniger Bewegung und den nach DIN 8588 beteiligten Komponenten des Werkzeugs.

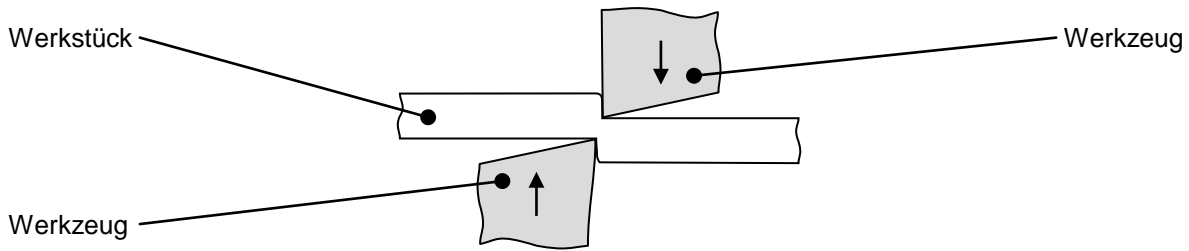


Abbildung 2.2: Schematischer Aufbau des Scherschneidens zwischen zwei sich aneinander vorbeibewegenden Schneiden mit geradliniger Bewegung (nach DIN 8588)

Einhubiges Scherschneiden bezeichnet eine vollständige Trennung entlang der gesamten Schnittlinie in einer Hubbewegung (DIN 8588). Mehrhubiges Schneiden liegt vor, wenn der Beschnitt zwischen den einschneidigen Werkzeugen in mehreren Hübem mit schrittweisem Vorschub stattfindet. Kontinuierliches Scherschneiden findet zwischen rotierenden Messern bei stetigem Materialtransport statt. Anwendungsbeispiele sind die Spaltung eines Muttercoils in Bänder oder das Besäumen eines Blechcoils im Walzwerk. (Bleck und Moeller, 2017, S. 118)

Anhand Lage, Anfang und Ende der Schnittlinie kann eine weitere Unterteilung erfolgen. Beim geschlossenen Scherschneiden findet das Zerteilen im Zusammenwirken der Komponenten Schneidstempel und Schneidmatrize entlang einer in sich geschlossenen Schnittlinie statt. Die Werkstückberandung wird nicht gekreuzt. Das Schneiden mit offener Schnittlinie erfolgt im Zusammenwirken von Ober- und Untermesser, wobei die Blechberandung geschnitten wird, sodass die Schnittlinie in sich nicht geschlossen ist. (Lange, 1990, S. 110-111) Zu den Verfahren mit geschlossener Schnittlinie zählen Ausschneiden und Lochen. Sie unterscheiden sich lediglich in der Betrachtung, was als Bauteil verwendet bzw. als Abfall entsorgt wird. Abbildung 2.3 verdeutlicht beide Verfahren, sowie die Definition der Bauteile und des Abfalls.

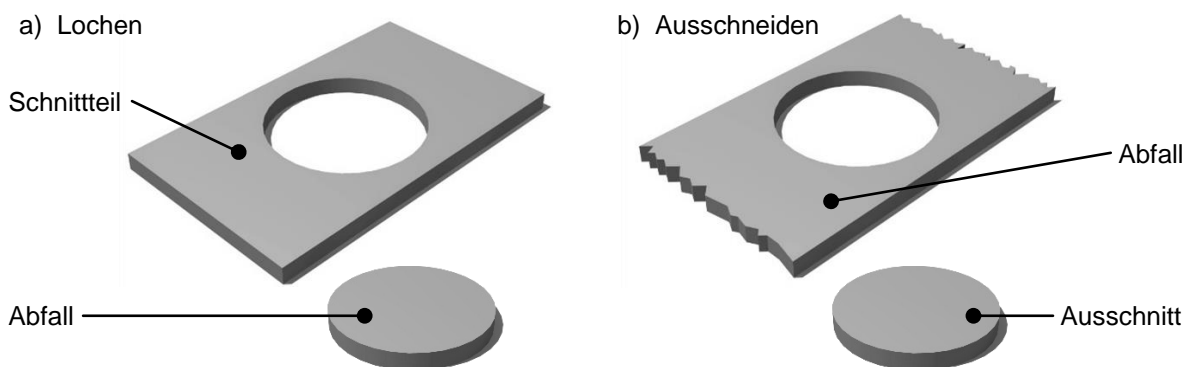


Abbildung 2.3: Spezifikation der Scherschneidverfahren mit geschlossener Schnittlinie: a) Lochen; b) Ausschneiden (nach DIN 8588)

Lochen erzeugt durch einhubiges Scherschneiden eine Innenform am Werkstück, der ausgeschnittene Butzen wird als Abfall entsorgt. (DIN 8588) Sollmaß und Maßgenauigkeit des Werkstücks werden durch den Lochstempel festgelegt. Die Werkstoffrückfederung führt dazu, dass der finale Lochdurchmesser kleiner ist, als das Stempel-Istmaß. Ausschneiden erzeugt



durch einhubiges Schneiden eine Außenform am Werkstück. Den Abfall bildet das Stanzgitter, aus dem die fertigen Blechbauteile herausgetrennt werden. Das Sollmaß wird hierbei durch die Schneidmatrize festgelegt. (VDI 3368; DIN 8588)

Abschneiden und Beschneiden zählen zu den Schneidverfahren mit offener Schnittlinie, wobei Abschneiden eine besonders wirtschaftliche Bedeutung besitzt. Es dient der definierten Abtrennung eines Halbfertig- oder Fertigteils vom Roh- bzw. Halbfertigteil ohne die Entstehung von Abfall. Anwendungsbeispiel hierfür ist das Ablängen von Blechtafeln. (Bleck und Moeller, 2017, S. 120) Beschneiden beschreibt das vollständige Trennen von Rändern oder Bearbeitungszugaben entlang einer offenen Schnittlinie. (DIN 8588) Dieses Verfahren wird verwendet, um aus Blechtafeln durch einen Zuschnitt Platinen zu erzeugen (Bleck und Moeller, 2017, S. 119). Abbildung 2.4 stellt die Verfahren in Anlehnung an DIN 8588 dar.

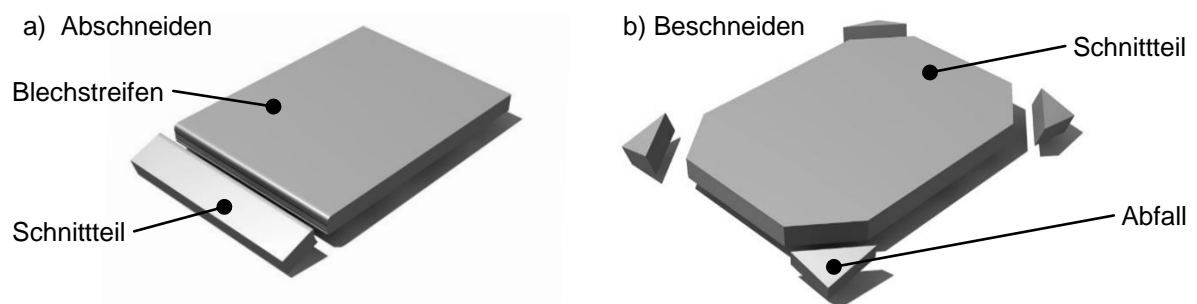


Abbildung 2.4: Spezifikation der Scherschneidverfahren mit offener Schnittlinie: a) Abschneiden; b) Beschneiden (nach DIN 8588)

Eine kinematische Unterteilung der Schneidverfahren ist nach der Bewegungsrichtung der Schneidaktivelemente zueinander bzw. anhand des Kontakts zwischen Schneidaktivelement und Werkstück möglich. Hiernach wird vollkantig bzw. kreuzend und drückend bzw. ziehend unterschieden. Vollkantiges Schneiden ist durch eine von Beginn an entlang der gesamten Schnittlinie vollständig wirkenden Schneide gekennzeichnet. Kreuzendes Schneiden findet zwischen sich in der Schneidebene kreuzenden Schneiden statt, wobei eine Schneide allmählich in das Bauteil eindringt. Drückendes Schneiden bezeichnet einen Vorgang, bei dem die Bewegung zwischen Schneidaktivelement und Bauteil in der Schneidebene senkrecht zur Schneidkante verläuft. Ziehendes Schneiden liegt vor, wenn die Bewegung zwischen Schneidaktivelement und Bauteil in der Schneidebene schräg zur Schneidkante verläuft. (DIN 8588)

### 2.3.2 Prozess- und Werkzeugparameter beim Scherschneiden

In Anlehnung an DIN 8588 wird folgende Benennungskonvention verwendet: Werkzeugseitigen Komponenten wird die Stammsilbe „Schneid-“, bauteilseitigen Komponenten die Stammsilbe „Schnitt-“ vorangestellt (DIN 8588). Scherschneidwerkzeuge werden nach Fertigungsverfahren, Ablauf oder konstruktiven Merkmalen klassifiziert. Sie bestehen grundsätzlich aus

mindestens zwei formgebenden Schneidaktivelementen. (DIN 9869-1; DIN 9869-2) Zur Verbesserung der Prozessstabilität kann ein Niederhalter verwendet werden. Dieser ist nicht zwingend erforderlich, beeinflusst aber die resultierenden Schnittflächen. Während des Prozesses drückt dieser das Blech an das untere Schneidaktivelement und verhindert dessen Abheben beim Eintauchen bzw. das ungewollte Hochziehen beim Austauchen des Stempels. Abbildung 2.5 zeigt den prinzipiellen Werkzeugaufbau mit Niederhalter für Lochen (geschlossene Schnittlinie) und Abschneiden (offene Schnittlinie). (DIN 8588)

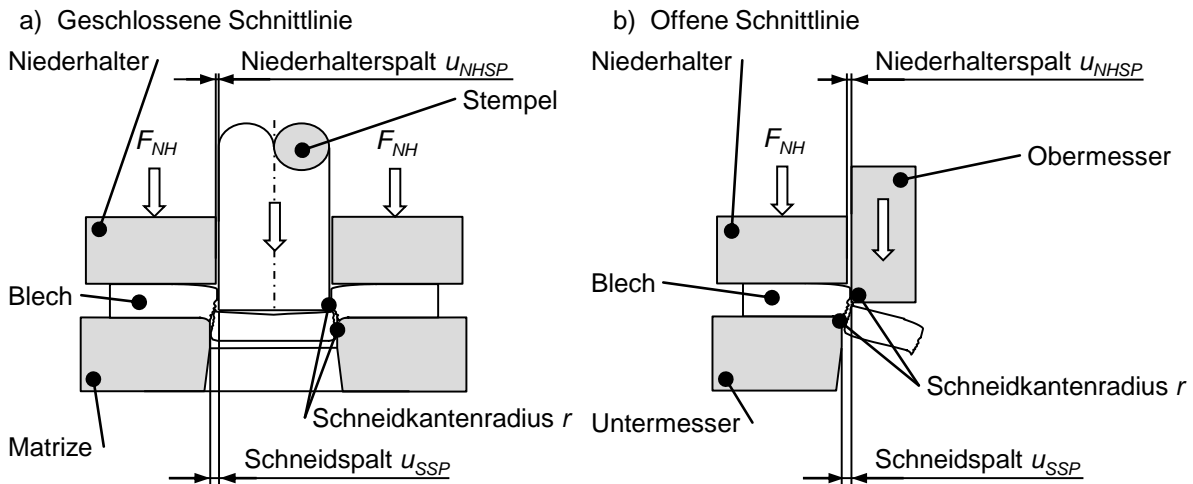


Abbildung 2.5: Prinzipieller Aufbau von Scherschneidwerkzeugen mit Niederhalter zur Durchführung eines vollkantig drückenden Scherschneidprozesses: a) Geschlossene Schnittlinie; b) Offene Schnittlinie (nach DIN 8588; DIN 9869-2)

Der Schneidspalt ist der gleichmäßige Abstand zwischen den Mantelflächen des unteren und oberen Schneidaktivelements im eingetauchten Zustand. (VDI 3368) Dieser wird häufig als relativer Wert bezogen auf die Blechdicke angegeben und sollte abhängig vom verarbeiteten Blechwerkstoff zwischen 5 % bis 15% liegen (Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 681). Bei Schneidverfahren mit offener Schnittlinie wird nach König und Klocke (1995, S. 172) ein Schneidspalt von 3 % bis 4 % vorgeschlagen. Zur Abschätzung kann der Ansatz nach Oehler-Kaiser als grobe Überschlagsformel herangezogen werden. (König und Klocke, 1995, S. 172)

$$u_{SSP} = c s_0 \sqrt{\tau_B} \quad \text{Formel 2.1}$$

mit	$u_{SSP}$	Absoluter Schneidspalt [mm]
	$s_0$	Blechdicke [mm]
	$c$	Beiwert [-]
	$\tau_B$	Scherfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]

Der Beiwert  $c$  berücksichtigt Einflussgrößen wie Blechdicke, Schnittlinienform und Werkstoffqualität des Werkstücks. Er wird mit 0,005 für gute Schnittflächen, 0,035 für niedrige Schneidkräfte und mit 0,015-0,018 für Hartmetallwerkzeuge angenommen.

Die Scherfestigkeit des Werkstoffs ergibt sich nach König und Klocke (1995, S. 172-173) zu:

$$\tau_B = 0,8 R_m \quad \text{Formel 2.2}$$

mit  $\tau_B$  Scherfestigkeit [N/mm<sup>2</sup>]  
 $R_m$  Zugfestigkeit [N/mm<sup>2</sup>]

Werden besondere Anforderungen an die Schnittflächen gestellt, ist die Ermittlung mittels Formel 2.1 nicht zulässig. Vielmehr müssen experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung des optimalen Schneidspalts durchgeführt werden. (Bleck und Moeller, 2017, S. 123) Industriell gängige Werte liegen zwischen 5 % und 10 % (König und Klocke, 1995, S. 173).

Die Schneidkantenradien entsprechen den tangentialen Verrundungen zwischen der Mantel- und Stirnfläche der Schneidaktivelemente. Diese können scharfkantig oder mit einem definierten Radius verrundet ausgeführt sein.

Der Niederhalterspalt bezeichnet den gleichmäßigen Abstand zwischen der Mantelfläche des Niederhalters und des oberen Schneidaktivelements (Bleck und Moeller, 2017, S. 123).

Der Blechlagewinkel ist folgendermaßen definiert: Bilden Blechebene und Wirkrichtung des Stempels einen von 90° abweichenden Winkel, so entspricht die Differenz aus 90° und diesem dem Blechlagewinkel. (Nürnberg, 2010, S. 14) Abbildung 2.6 zeigt verschiedene Blechlagen bei einem Schneidprozess mit offener Schnittlinie in Anlehnung an Nürnberg (2010, S. 14).

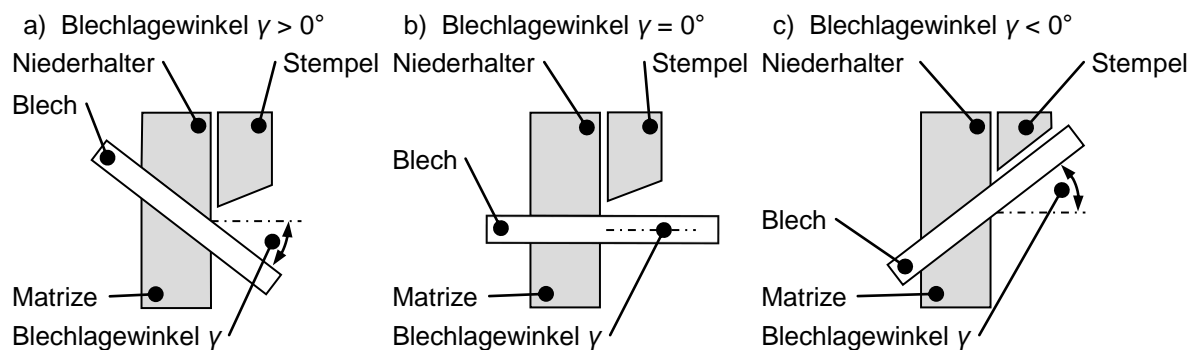


Abbildung 2.6: Blechlagewinkel beim Scherschneiden: a) Blechlage  $\gamma > 0^\circ$ ; b) Blechlage  $\gamma = 0^\circ$ ; c) Blechlage  $\gamma < 0^\circ$  (nach Nürnberg, 2010, S. 14)

In der industriellen Praxis werden neutrale Blechlagen (Blechlagewinkel  $0^\circ$ ) angestrebt. Diese ergeben sich allerdings durch die Bauteilgeometrie. (Nürnberg, 2010, S. 14) Abhängig vom Verhältnis Blechdicke zu Stempeldurchmesser und der mechanischen Werkstoffkennwerte, wie Zugfestigkeit, werden Blechlagewinkel zwischen  $10^\circ$  und maximal  $60^\circ$  empfohlen. Der unter Blechlage winkelbedingt auftretenden Stempelabdrängung muss durch versteifende Maßnahmen im Werkzeug zusätzlich entgegengewirkt werden. (Oehler und Kaiser 1973, S. 342-343)

### 2.3.3 Kenngrößen der Schnittflächen

Die Schnittflächenausprägung stellt neben der Maßhaltigkeit das wichtigste Qualitätsmerkmal von schergeschnittenen Bauteilen dar. Die geometrische Genauigkeit kann nach DIN 6930-2 bewertet werden. Prinzip bedingt treten beim Scherschneiden Abweichungen von der idealen Durchbruch- oder Abschnittsgeometrie auf. Durch die Werkstoffverfestigung oder Gefügeumwandlungen bilden sich typische Oberflächenfeinstrukturen aus. Diese werden in ihrer Gesamtheit als charakteristische Schnittflächenkenngrößen bezeichnet und nach VDI 2906-1 bzw. -2 klassifiziert. Abbildung 2.7 zeigt diese bei neutralem Blechlagewinkel. Sie treten in dieser Erscheinung typischerweise bei den metallischen Werkstoffen Stahl, Kupfer, Aluminium und deren Legierungen sowie bei metallischen Verbundwerkstoffen auf. (VDI 2906-1; VDI 2906-2)

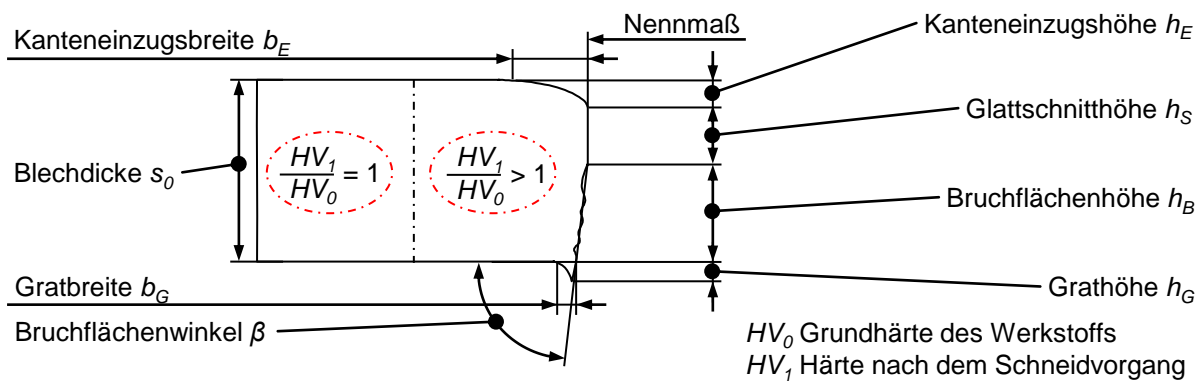


Abbildung 2.7: Charakteristische Schnittflächenkenngrößen und Bereiche der Aufhärtung beim Scherschneiden unter neutralem Blechlagewinkel (nach VDI 2906-2)

Die Schnittflächenkenngrößen werden meist als relative Anteile auf die Blechdicke bezogen, um eine bessere Vergleichbarkeit zu ermöglichen. Anhand deren Veränderungen können Rückschlüsse auf den Schneidprozess bzw. den Verschleißzustand der Schneidaktivelemente gezogen werden. (VDI 2906-2) Je nach angewendetem Trennverfahren können durch veränderte Werkstoffeigenschaften in der kaltverfestigten Randzone von Blechen Abweichungen von der geplanten Geometrie auftreten (VDI 2906-1). Durch die verformungsinduzierte Kaltverfestigung nimmt beim Scherschneiden die Werkstofffestigkeit in der Schneidzone zu. Der Bereich der Aufhärtung ist in Abbildung 2.7 markiert. Die Einhärtetiefe ist vom verwendeten Schneidspalt, Werkzeugführung, Schneidaktivelementzustand, Blechwerkstoff, Blechdicke, Bauteilgeometrie und Schneidgeschwindigkeit abhängig. Bei Stahlwerkstoffen reicht sie in der Regel bis zu einer Tiefe von 70 % der Blechdicke. (Bleck und Moeller, 2017, S. 124)

Der Einsatzzweck des Bauteils bestimmt die Anforderungen an die Schnittflächen. Sollen diese als Funktionsflächen fungieren, wie es bei feingeschnittenen Bauteilen möglich ist, so werden geringe Kanteneinzüge und hohe Glattschnittanteile bei gleichzeitig kleinen Bruchflächen gefordert. Die Grathöhe sollte generell gering sein. Einerseits kann so die Verletzungsgefahr für

den Werker reduziert werden (Schachtel, 1954, S. 116), andererseits führt ein ausgeprägter Grat dazu, dass Beschichtungen und Lacke an den Bauteilkanten nicht vollständig geschlossen werden und frühzeitig Korrosion einsetzt (Bednarz, 2014, S. 11-12). Beim Teiletransport durch das Werkzeug besteht die Gefahr, dass der Grat abgeschlagen wird, sodass sich dieser im Arbeitsraum der Verarbeitungsmaschine auf den Werkzeugwirkflächen verteilt und während des Umformprozesses auf den Bauteiloberflächen eingepresst wird. (Erdmann, 2004, S. 100) Im Karosseriebau der Automobilindustrie sind die Schnittflächen keine Funktionsflächen. Dennoch wird aus Gründen der Prozesssicherheit der Bildung und Entwicklung des Grats besondere Aufmerksamkeit entgegengebracht. Hoogen (1999, S. 15) definierte optimale Schnittflächen mit geringem Kanteneinzug und -breiten, niedrigen Bruchflächenhöhen sowie geringen Grathöhen und -breiten bei hohen Glattschnittanteilen. Ein optimaler Bruchflächenwinkel liegt bei einem Winkel von  $90^\circ$  vor (Hoogen, 1999, S. 15).

Nach Bleck und Möller (2017, S. 124-125) ergeben sich folgende prinzipielle Prozessparameterinflüsse auf die Schnittflächenkenngrößen:

- **Kanteneinzug:** Dieser steigt mit zunehmendem Schneidspalt bzw. großen Kantenradien durch das vermehrte plastische Verformungsvolumen des Werkstoffs in der Scherzone an. Größere Blechdicken und Schnittliniengeometrien mit kleinen Krümmungsradien bzw. kleinen Winkeln in ausspringenden Geometrien und große Niederhalterspalt verursachen erhöhte Kanteneinzüge. Die verwendete Legierung (Gefüge, Festigkeit) beeinflusst ebenfalls den Kanteneinzug. Geringe Festigkeiten resultieren verformungsbedingt in größeren Kanteneinzügen. (Bleck und Moeller, 2017, S. 124-125)
- **Glattschnitt:** Dieser steigt (beim Lochen) bei kleinen (vgl. Feinschneiden) bzw. großen Schneidspalten und großen Schneidkantenradien materialflussbedingt an. (Bleck und Moeller, 2017, S. 124-125) Beim Scherschneiden mit offener Schnittlinie nimmt dieser mit zunehmenden Schneidkantenradien bzw. Schneidspalten zu.
- **Bruchfläche:** Sie wird von identischen Einflussfaktoren bestimmt. Der Bruchflächenwinkel entsteht spannungsbasiert und wird vom Schneidspalt und dem Zustand der Schneidkanten maßgebend beeinflusst. (Bleck und Moeller, 2017, S. 124-125)
- **Grat:** Große Schneidkantenradien bzw. starker Schneidaktivelementverschleiß erzeugen verformungsbedingt große Grate (Bleck und Moeller, 2017, S. 124-125). Durch das Einbringen einer Kerbe auf der dem Untermesser zugewandten Seite des Blechs kann der Gratbildung beim Scherschneiden entgegengewirkt werden. (Feistle et al., 2015, S. 477-484; Krinninger et al., 2017, S. 53-58)

### 2.3.4 Prozesskräfte und -spannungen beim Scherschneidprozess

Die beim Scherschneiden auftretenden Kräfte und resultierenden Momente beeinflussen den in der Schneidzone vorliegenden Spannungszustand, die Rissinitiierung, Rissausbreitung und die Schnittflächencharakteristik am Blechteil. Die Schneidkraft ist die für den vollständigen Trennprozess notwendige gesamte Kraft und wird vom Obermesser übertragen. Sie lässt sich in horizontale und vertikale Kraftkomponenten zerlegen und erzeugt entsprechend Actio gleich Reactio Reaktionskräfte im Gegenüber. Abbildung 2.8 zeigt die Kräfteverteilung und resultierenden Momente für einen Scherschneidprozess mit offener Schnittlinie in Anlehnung an Lange (1990, S. 117), Hoffmann, Neugebauer und Spur (2012, S. 685) und Kopp (2017, S. 13).

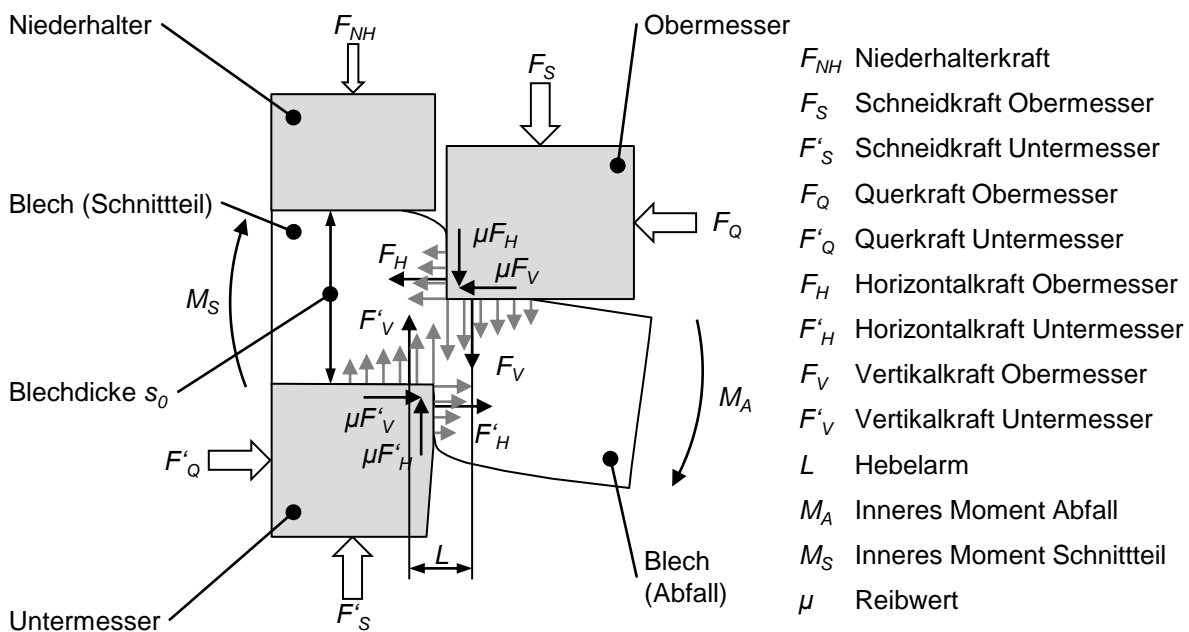


Abbildung 2.8: Verteilung der Kräfte und resultierende Momente für einen vollkantig drückenden Scherschneidprozess mit offener, geradliniger Schnittlinie (nach Lange, 1990, S. 117; Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 685; Kopp, 2017, S. 13)

Die Einleitung der vertikalen Kräfte in das Blech findet nicht unmittelbar an den Schneidkanten statt. Die resultierenden Kräfte werden in einem schmalen Bereich dahinter eingeleitet und beeinflussen den Spannungszustand. Sie verursachen das plastische Werkstofffließen an der Stirnseite des Obermessers. Basierend auf den vertikalen Kräften und dem Gleiten an der Stirnfläche entstehen Reibungskräfte. Da diese im vorderen Bereich des oberen und unteren Schneidaktivlements auftreten, entsteht ein Kräftepaar, welches aufgrund der wirkenden Hebelarme ein Moment erzeugt. Beim geschlossenen Schnitt resultiert dies in der Durchwölbung des Blechs und dem Abheben der Platine bei fehlendem Niederhalter. Der entstehende Butzen weist eine Durchbiegung auf. Beim offenen Schnitt kommt es zu einer Verkippung des Blechs, die durch den Niederhalter kompensiert wird. Die horizontalen Kräfte erzeugen Reibkräfte an den Man-

telflächen und fördern dessen Verschleiß. Gleichzeitig wird das obere Schneidaktivelement abgedrängt. (Lange, 1990, S. 116-125; Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 685-686)

Abbildung 2.9 bildet typische qualitative Schneidkraft-Weg-Verläufe für einen duktilen Werkstoff inklusive dem Ausschwingvorgang des Blechs ab. Sie entsprechen einer vollständigen Rissbildung ohne und mit Zipfelbildung, die einer Verschmierung z. B. in Form von Sekundärglattschnitt entspricht. Deren charakteristische Bereiche und Phasen werden im Folgenden mit der Entstehung der Schnittflächenkenngrößen verknüpft. Die Fläche unter der Kurve entspricht der für den Schneidprozess aufzubringenden Arbeit. (König und Klocke, 1995, S. 171-177)

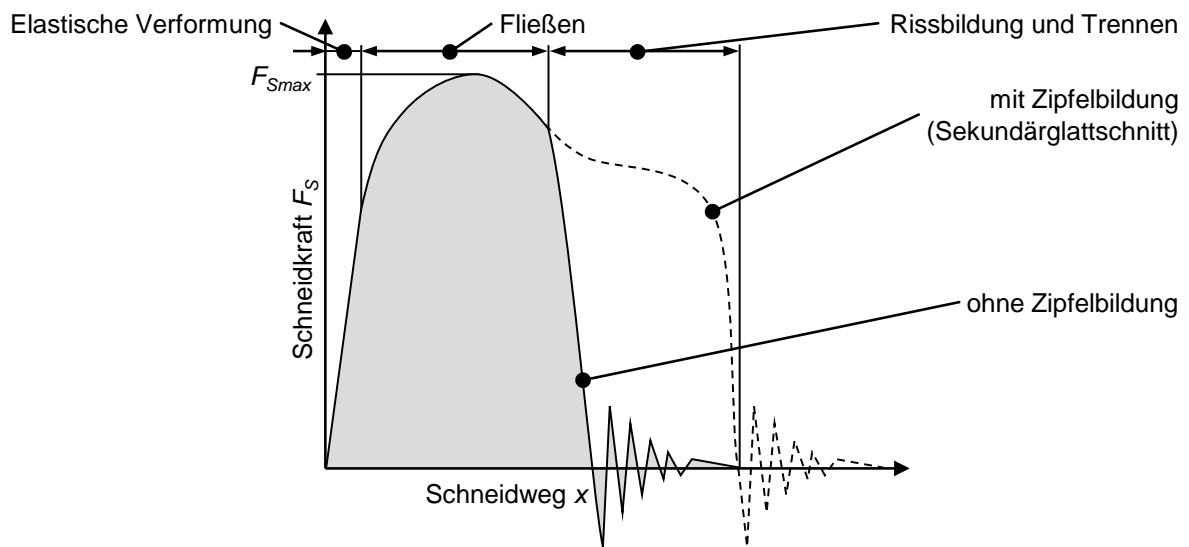


Abbildung 2.9: Qualitative Schneidkraft-Weg-Verläufe von Scherschneidprozessen für einen duktilen Werkstoff inklusive Ausschwingvorgang ohne und mit Zipfelbildung (in Anlehnung an König und Klocke, 1995, S. 176)

Die maximale Schneidkraft ist für die Auslegung der Schneidwerkzeuge und die Auswahl der Verarbeitungsmaschine eine wichtige Größe. Sie berechnet sich überschlägig durch folgenden formelmäßigen Zusammenhang: (Lange, 1990, S. 117; Bleck und Moeller, 2017, S. 123)

$$F_{Smax} = A_S k_S = l_S s_0 k R_m \quad \text{Formel 2.3}$$

mit	$F_{Smax}$	Maximale Schneidkraft [N]
	$A_S$	Schnittfläche [mm <sup>2</sup> ]
	$k_S$	Schneidwiderstand [N/mm <sup>2</sup> ]
	$l_S$	Schnittlinienlänge [mm]
	$s_0$	Blechdicke [mm]
	$k$	Schneidfaktor [-]
	$R_m$	Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]

Die Abweichungen der überschlägigen Berechnung zur tatsächlich gemessenen Schneidkraft liegen in einem Toleranzbereich von  $\pm 20\%$ . (Lange, 1990, S. 117)

Die Schneidkraft wird maßgeblich von der Scherfläche, bestehend aus Länge der Schnittlinie und Blechdicke, Zugfestigkeit des verarbeiteten Werkstoffs und dem sogenannten Schneidfaktor, bestimmt. Die Vergrößerung der Schnittlinienlänge führt direkt proportional zu deren Steigerung, da die Länge als Multiplikator in der Berechnung einfließt. Gleichartig verhält es sich mit der Blechdicke, deren Erhöhung zwar den Scherschneidfaktor reduziert, jedoch die Schneidkraft insgesamt ansteigen lässt. Die Zugfestigkeit des Werkstoffs geht als Proportionalitätsgröße in die Berechnung ein. Höherfeste Werkstoffe erfordern unweigerlich größere Schneidkräfte bei ansonsten identischen Randbedingungen.

Der Scherschneidfaktor  $k$  wird von den Einflussgrößen Bauteilgeometrie, Werkzeug- und Prozessparameter wie folgt bestimmt. Üblicherweise liegt er im Bereich zwischen 0,65 und 0,9. (Hellwig, 2006, S. 21-22; König und Klocke, 1995; Bleck und Moeller, 2017)

- Bauteilgeometrie
  - Schnittliniengeometrie [-]
  - Schnittlinienart (Eckenradien Schnittlinie) [-]

Eine offene Schnittlinie reduziert den Scherschneidfaktor im Vergleich zu einem identischen, geschlossenen Schnitt. Enge Radien hingegen erhöhen den Faktor und die maximale Schneidkraft steigt. (Bleck und Moeller, 2017, S. 124)

- Werkzeugparameter
  - Schneidspalt  $u_{SSP}$  [%]
  - Niederhalterspalt  $u_{NHSP}$  [mm]
  - Schneidkantenzustand (Kantenradius  $r$  [mm], Geometrie [-])
  - Verschleißzustand der Schneidaktivelemente [-]
  - Oberflächenbeschaffenheit bzw. Rauheit der Schneidaktivelementflächen [ $\mu\text{m}$ ]

Die Vergrößerung des Schneidspalts reduziert den Scherschneidfaktor und die Schneidkraft. Bei Vergrößerung des Schneidspalts von 1 % auf 5 % sinkt die spezifische Schneidkraft um bis zu 15 %, bei größeren Schneidspalten hingegen bleibt der Schneidfaktor konstant (Hellwig, 2006, S. 21). Beim Lochschneiden führt dies zu einem früheren Rissbeginn. (Lange, 1990, S. 117) Der Einfluss des Niederhalterspalts ist in der Literatur bisher nicht näher beschrieben. Verschlissene Schneidkanten können mit größeren Schneidkantenradien gleichgesetzt werden. Der Scherschneidfaktor und die Schneidkräfte nehmen zu, da die induzierten Spannungen großflächiger verteilt sind. Polierte bzw. beschichtete Oberflächen senken die Reibung in der Scherzone, weswegen der Schneidfaktor und die Schneidkräfte sinken. (Bleck und Moeller, 2017, S. 124)

- Prozessparameter
  - Schneidgeschwindigkeit  $v_S$  [m/s]
  - Prozesstemperaturen  $T$  [°C]



- Schmierung [ $\text{g}/\text{m}^2$ ]
- Schneidstrategie (Lagewinkel, vollkantig, kreuzend, drückend, ziehend) [-]

Höhere Schneidgeschwindigkeiten senken bei dehnratenempfindlichen Werkstoffen den Scherschneidfaktor. Gesteigerte Prozess Temperaturen wirken entfestigend und senken diesen ebenfalls. Der Einsatz von Schmierstoffen ermöglicht reduzierte Reibwerte und senkt die Kräfte. (Bleck und Moeller, 2017, S. 124) Der gezielte Einsatz verschiedener Schneidstrategien, beispielsweise durch Dachschliffe, schräge Stempelschliffe oder Rillen im Stempel ermöglichen reduzierte Schneidkräfte. (Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 688-689)

### 2.3.5 Phasen des Scherschneidprozesses

Der Ablauf eines Scherschneidprozesses für einen vollkantig drückenden Schnitt mit offener Schnittlinie und Niederhalter gliedert sich in fünf Phasen. Diese sind in Abbildung 2.10 dargestellt und werden in Anlehnung an Bleck und Moeller (2017, S. 125) erläutert.

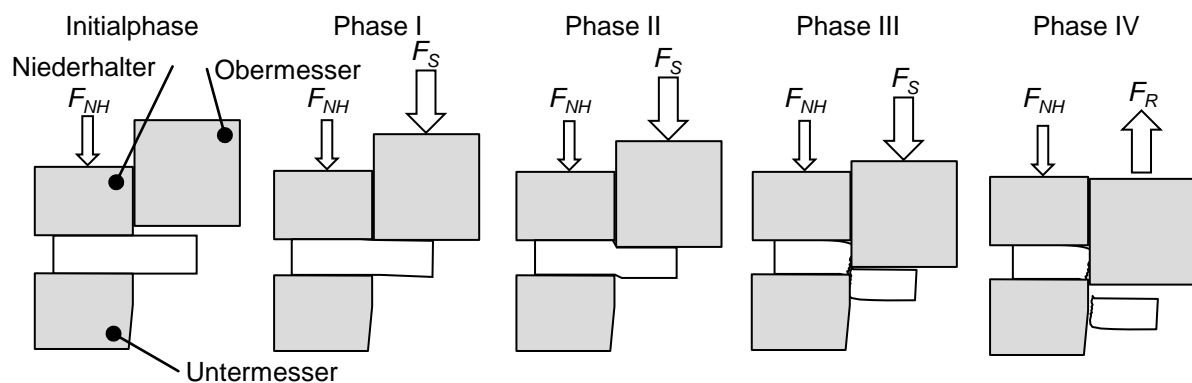


Abbildung 2.10: Phasen des vollkantig drückenden Scherschneidprozesses mit Niederhalter und geradliniger, offener Schnittlinie (nach Bleck und Moeller, 2017, S. 125)

In der Initialphase befindet sich das Blech im Werkzeug. Durch den herabfahrenden Stößel der Umformmaschine setzt zunächst der Niederhalter auf dem Blech auf und klemmt dieses auf der Stirnfläche des unteren Schneidaktivelements. Die Niederhalterkraft wird bei der Werkzeugschließbewegung durch die Komprimierung von Federn im Werkzeug aufgebaut. Gleichzeitig bewegt sich das obere Schneidaktivelement in vertikaler Richtung auf die Blechoberfläche zu. Die weitere Abwärtsbewegung des Pressenstößels bewirkt in Phase I das Aufsetzen der Stirnfläche des oberen Schneidaktivelements auf der Blechoberfläche. Der Blechstreifen wird durch Druckbeaufschlagung zunächst elastisch verformt. Je nachdem, welche Schneidparameter und Blechdicken verwendet werden, wird ein verschieden starkes Biegemoment tangential zur Schneidkante erzeugt. Dieses biegt das Blech elastisch abwärts. Zeitgleich wird das gesamte Werkstück-Werkzeug-Umformmaschine-System elastisch vorgespannt. Im Schneidkraft-Weg-Verlauf (vgl. Abbildung 2.9) ist dies als linearer Kraftanstieg zu Beginn des Prozesses auszumachen. Der anfangs vorliegende, flächige Kontakt der Stirnfläche des Obermessers mit der

Blechoberseite reduziert sich im weiteren Verlauf der Biegung auf einen Linienkontakt entlang der Schnittlinie. Ohne den Niederhalter würde das vorherrschende Biegemoment das Blech vom Untermesser abheben lassen. (Bleck und Moeller, 2017, S. 126)

Durch das weitere Eintauchen des Obermessers erhöhen sich die Stempelkraft und der Schubspannungszustand in der Scherzone. Beim Erreichen der Schubfließgrenze beginnt der Werkstoff unterhalb der Stirnfläche plastisch zu Fließen. Dabei wird er zunächst in Bewegungsrichtung des Messers umgelenkt und verdrängt. Es entsteht der Kanteneinzug am Bauteil. Das Eindringen des Obermessers schert den Werkstoff entlang der Bewegungsrichtung und es entsteht zeitgleich eine glänzende, glatte Oberfläche, der Glattschnitt. Dieser ist aufgrund der Kaltverfestigung des Werkstoffs hochverfestigt. Der Zustand der Schneidaktivelemente, wie beispielsweise Oberflächenrauigkeit, Verschleiß bzw. der Beölungszustand beeinflussen den Werkstofffluss in der Scherzone und mithin die Verfestigungszone (Kienzle, 1956, S. 262). Diese ist unter anderem vom Schneidspalt abhängig (Timmerbeil, 1957, S. 233-234). Im Schneidkraft-Weg-Verlauf ist die Phase II im Bereich Fließen erkennbar. Der Wendepunkt entspricht der maximalen Schneidkraft. Hier kehren sich die Wirkungen zweier gegenläufiger Einflüsse um. Im ansteigenden Bereich des Kraftverlaufs ist die werkstoffbedingte Kaltverfestigung höher als die verformungsbedingte Abnahme des Blechquerschnitts, daher nimmt die Kraft zu. Im Wendepunkt befinden sich beide Wirkungen im Gleichgewicht. Rechts davon kann die Verfestigung die Querschnittsabnahme durch das eindringende Messer nicht mehr kompensieren. Der tragende Querschnitt und die Kraft nehmen ab, wenngleich sich noch kein Riss gebildet hat. (Bleck und Moeller, 2017, S. 125)

Rissbildung und Trennen finden in der Phase III statt. Das Material ist hochverfestigt, das werkstoffseitige Umformvermögen erschöpft und die Schubbruchgrenze erreicht. Prozessseitig befindet sich das Obermesser noch in der Abwärtsbewegung. Es bilden sich winzig kleine Mikrorisse im Werkstoff. Durch Wachstum und Koagulation dieser bilden sich erste Makrorisse nahe unterhalb der Blechoberfläche (Müller und Schmitt, 2009, S. 6). Durch die Abstreckung des Blechs und die obermesserinduzierte Vorbiegung ohne Abstützung werden beim offenen Schnitt auf der Blechoberseite Zugspannungen erzeugt. Sie resultieren im Vergleich zum geschlossenen Schnitt bei ansonsten identischen Schneidparametern in einer verfrühten Rissbildung und einem gerichteten Risswachstum. Die Rissausbreitung erfolgt von der Mantelfläche des Obermessers zu der des Untermessers entlang der maximalen Spannungen bei erschöpftem Umformvermögen. Beim geschlossenen Schnitt entsteht der Zugspannungszustand aufgrund der symmetriebedingten Abstreckung und Blechdurchbiegung auf der Matrizenseite, sodass die Rissinitiierung matrizenseitig beginnt. Die auf der Blechoberseite auftretenden Zugspannungen werden teilweise durch Druckbeanspruchungen aufgrund der Blechdurchbiegung kompensiert,

sodass sich stempelseitig ein zeitlich versetzter, zweiter Riss ausbildet (Timmerbeil, 1957, S. 234-235). Sofern der Schneidspalt optimal eingestellt ist, laufen beide Risse aufeinander zu. Bei zu großen oder kleinen Schneidspalten verfehlen sich diese, was zur Zipfelbildung in Form von Verschmierungen auf der Schnittfläche führen kann. (Bleck und Moeller, 2017, S. 125)

Phase IV entspricht der vollständigen Werkstofftrennung. Die Schneidkraft fällt schlagartig ab, das vorgespannte Gesamtsystem wird entlastet. Der sogenannte Schnittschlag regt durch die freiwerdende Energie das Obermesser zu Schwingungen an. In der Ausschwingphase findet wiederholter Kontakt zwischen der Mantelfläche des longitudinal angeregten Messers und der Schnittfläche statt. Der Reibweg beider Partner verlängert sich. Erhöhter Mantelflächenverschleiß ist die Folge. (Hirsch, 2012, S. 81) Diesem Effekt kann beim Lochen mit einem angepassten Stempelkopfspiel entgegengewirkt werden (Mair, 2015). Unmittelbar nach der vollständigen Werkstofftrennung federt das Blech elastisch zurück. Die entstandene Schnittfläche stemmt sich gegen die Mantelfläche des Obermessers und verursacht Mantelflächenverschleiß. Am unteren Umkehrpunkt vollzieht das Obermesser einen Richtungswechsel und taucht wieder aus. Hierbei kommt es zum erneuten Kontakt mit den Bauteilschnittflächen, was wiederum Verschleiß fördert. Nach dem Austausch des Obermessers hebt der Niederhalter ab und gibt das Blech für den Vorschub frei. (Bleck und Moeller, 2017, S. 125)

### 2.3.6 Vorbiegung im Scherschneidprozess

Bereits die Arbeiten von Panico (2012) und Nothhaft (2014) beschäftigten sich damit, inwiefern eine abfallseitige Vorbiegung beim offenen Schnitt von höher- und höchstfesten Stahlwerkstoffen einen Einfluss auf die Schnittflächenkenngrößen, Schneid- und Querkräfte, Prozessspannungen in den Schneidaktivelementen und die Aufweitung des Schneidspalts hat.

Panico (2012, S. 119-121) entwickelte eine numerische Methode, mit der eine virtuelle Werkzeugentwicklung im qualitativ und gesamtwirtschaftlich optimalen Prozessfenster möglich ist. Diese berücksichtigt das elastische Werkzeugverhalten und dessen Steifigkeit. Neben dem konventionellen Scherschneiden wurden Schneidengeometrien mit Spannungsüberlagerungen in Form von Fasen und Vorsprüngen untersucht. Ziel war, den Verschleiß und das Verschleißrisiko zu senken. Die experimentelle Verifikation bestätigte seine Simulationsergebnisse und es gelang, das Verschleißrisiko für ein duktileres Stahlblech um bis zu 56 % zu verringern. Die auftretenden Spannungen in den Schneidaktivelementen konnten mittels vorbiegungsinduzierter Zugspannungen in den Randfasern um bis zu 28 % gesenkt werden. (Panico, 2012, S. 119-121)

Nothhaft (2014, S. 116-123) untersuchte die Vorbiegung simulationsgestützt und experimentell für pressgehärtete Stahlwerkstoffe und Mehrphasenstähle mit dem Ziel, die Belastungen auf die Schneidaktivelemente zu reduzieren und den Schneidkantenverschleiß zu minimieren.

Nebenbedingung war die Reduzierung der Schneid- und Querkräfte. Als Kenngrößen zur Schnittflächenbewertung wurden ein niedriger Grat und geringe plastische Verformungen, bestehend aus Kanteneinzug und Glattschnitt, definiert. Die Experimente zeigten, dass es nicht unmittelbar möglich ist, anhand der maximal auftretenden Schneidkräfte auf den Verschleißzustand zu schließen. Diese werden durch Parametervariationen bzw. den auftretenden Verschleiß lediglich geringfügig beeinflusst. Die Querkräfte hingegen werden dadurch stark beeinflusst, was wiederum eine direkte Auswirkung auf die Schneidspaltaufweitung hat. Sinnvolle Parameterkombinationen aus Schneidkantenradius (ca. 100  $\mu\text{m}$ ) und Schneidspalt ermöglichen eine Senkung der auftretenden Spannungen in den Schneidaktivelementen ohne extreme Spannungsspitzen bei gleichzeitig ansteigenden Schnittgrathöhen und Querkräften. Der Schneidspalt zeigt nur einen geringen Einfluss auf die Prozess- und Schnittflächenkenngrößen und sollte werkstoffabhängig zwischen 5 % und 7,5 % eingestellt werden. Die Wahl von geeigneten Schneidkantengeometrien, beispielsweise eine Fase am Obermesser, ermöglicht die Reduzierung der Schneidkantenbeanspruchung. Plastische Verformungen der Schneidaktivelemente können verhindert und Ausbrüche an den Schneidkanten durch Überlastung vermieden werden. Allerdings steigen hierdurch die Querkräfte an, was die Schneidspaltaufweitung begünstigt. Es zeigte sich, dass eine 4 mm breite Fase mit  $7^\circ$  zielführend ist. Um höherfestes Material prozesssicher schneiden zu können, werden besonders steife Werkzeuglösungen empfohlen. Unter Beachtung dieser Randbedingungen stellt das Scherschneiden eine wirtschaftliche Alternative zum Laserbeschneiden dar. (Nothhaft, 2014, S. 116-123)

In beiden Arbeiten wurden Vorbiegungen beim Scherschneiden für höherfeste, spröde Stahlwerkstoffe beleuchtet. Die Ergebnisse ermöglichen eine Steigerung der Prozessstabilität von diesen unter Leichtbauaspekten in der Automobilindustrie eingesetzten Werkstoffen. Die Übertragbarkeit der Erkenntnisse von Stahl auf Aluminium ist nicht beschrieben und sicherlich nicht ohne weiteres möglich, da die Werkstoffe hinsichtlich ihrer Eigenschaften stark divergieren.

Bisher gibt es keinerlei Untersuchungen, welche die Auswirkungen der Spannungsüberlagerungen durch Vorbiegung beim Scherschneiden von Aluminiumblechen auf die Schnittflächen, Schneidkräfte und besonders die Flitterproblematik beschreiben.

## **2.4 Verschleiß**

### **2.4.1 Verschleißarten und Verschleißmechanismen**

Verschleiß resultiert aus dem Beanspruchungskollektiv, bestehend aus den wirkenden Kräften, Geschwindigkeiten, Bewegungsarten, -form, Belastungsdauern, -verläufen und Temperaturen, sowie der Systemstruktur des tribologischen Systems, d.h. den beteiligten Systempartnern Grund- und Gegenkörper, Zwischenstoff und Umgebungsmedium. (Gesellschaft für Tribologie

e. V., 2002, S. 6) Die Verschleißarten verweisen auf die Ursachen, die sich aus der Kombination der tribologischen Beanspruchungen der Systemstruktur bzw. der Bewegungsform, den beteiligten Komponenten und deren Wechselwirkungen ergeben. Dazu gehören beispielsweise Gleit-, Wälz-, Schwingungsverschleiß usw. (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 12) Die in einem Scherschneidwerkzeug verbauten Komponenten unterliegen komplexen Beanspruchungen. Maßgeblich finden mechanische Beanspruchungen im Druck-Schwell-Bereich während des Schneidens im Vorwärtshub und Zug-Druck-Wechselbelastungen während des Rückhubs statt. Diese verursachen Gleitverschleiß der Komponenten. Hinzu kommen tribologische Beanspruchungen durch die am Tribosystem beteiligten Partner. (Lange, 1990, S. 136)

Laut der Gesellschaft für Tribologie e. V. (2002, S. 5-7) ist Verschleiß ein kontinuierlich fortschreitender und nicht regulierbarer Materialverlust aus der Oberfläche fester Körper. Es handelt sich um einen zeitabhängigen Vorgang. Beim Scherschneiden ist er durch das stetige Abtragen von Werkstoffteilchen aus der Schneidkante der Werkzeugaktivelemente gekennzeichnet (Lange, 1990, S. 136). Hervorgerufen wird er durch mechanische Ursachen, maßgeblich durch den Kontakt und der Relativbewegung von festen Körpern mit einem festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörper. Beim Scherschneiden entsteht Verschleiß durch den Kontakt der Schneidaktivelemente mit dem Blech. (Doege und Behrens, 2010, S. 369) Bis auf wenige Ausnahmen, z. B. bei Einlauf- oder Einarbeitungsvorgängen, ist Verschleiß ein unerwünschter Nebeneffekt, der sich wertmindernd auf Bauteile und Werkzeuge auswirkt. Bauteilseitig spiegeln sich die Folgen in sinkender Maßhaltigkeit und Schnittflächenqualität wider. Werkzeugseitig verursacht er Beschädigungen, die im Extremfall Komplettausfälle verursachen. (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 5)

Verschleiß kann in die Mechanismen Adhäsion, Abrasion, Tribooxidation (Tribochemische Reaktion) und Oberflächenzerrüttung (Ermüdung) klassifiziert werden. (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 5). Abbildung 2.11 stellt die Verschleißmechanismen schematisch dar.

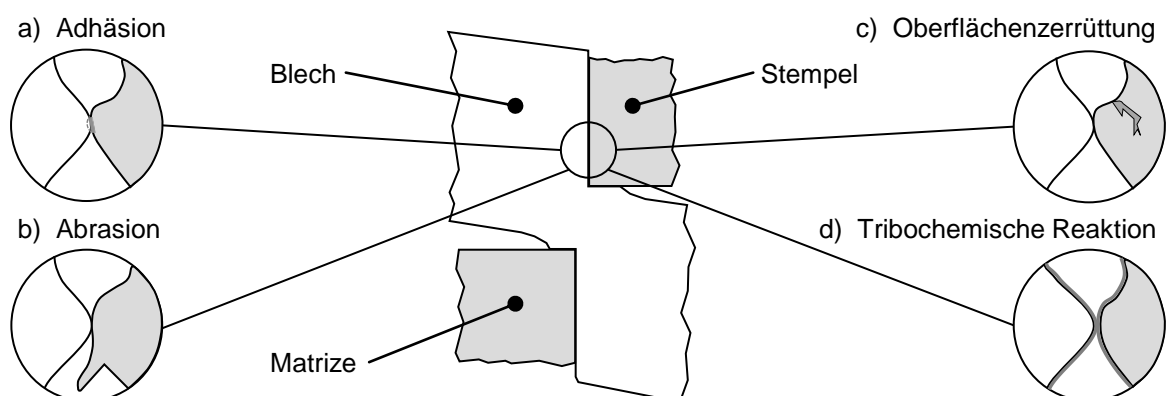


Abbildung 2.11: Schematische Darstellung der vier Verschleißmechanismen: a) Adhäsion; b) Abrasion; c) Oberflächenzerrüttung; d) Tribochemische Reaktion (nach Czichos und Habig, 2010, S. 118; Klocke und König, 2006, S. 142)

Verschleißvorgänge bestehen aus der Kombination verschiedener, gleichzeitig wirkender Mechanismen. Eine Vorhersage über das gesamte Verschleißverhalten anhand des Superpositionsverfahrens ist nicht möglich. (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 12-13)

Adhäsiver Verschleiß ist eine Folge von Grenzflächen-Haftverbindungen zwischen verschiedenen Reibpartnern, die durch tribologische Beanspruchungen und hohe, lokale Pressungen bei gleichzeitigem Aufbrechen der Oberflächendeckschichten entstehen (de Gee 1982, S. 75). Durch Normal- und Schubbeanspruchungen wird bei der Verarbeitung eine elastisch-plastische Verformung erzeugt. Diese führt dazu, dass lokal Adsorptionsschichten zerstört und Reaktionsschichten auf den Reibpartnern Blech und Werkzeugaktivelement aufgebrochen werden, sodass die Metalloberflächen blank liegen. Durch die Flächenpressung während des Schneidprozesses bilden sich in diesen Bereichen metallische Bindungen, sogenannte Haftbrücken, zwischen dem weicheren Blech- und dem harten Schneidaktivelementwerkstoff. (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 16) Sind die sich bildenden, adhäsiven Grenzflächenbindungen stärker als die kohäsiven Bindungen im Blechwerkstoff bzw. Werkzeugaktivelement, kommt es bei weiterer Relativbewegung zum Auseinanderreißen und Materialübertrag vom kohäsiv schwächer gebundenem Material, dem Blechwerkstoff, zum kohäsiv stärker gebundenen Material, dem Schneidaktivelement. (Buckley, 1981, S. 245) Die Trennung der Haftverbindungen erfolgt außerhalb der ursprünglichen Grenzflächen, vorrangig im unmittelbar angrenzenden Material aufgrund der geringeren Festigkeit. Aus der Oberfläche des Blechs werden Partikel herausgelöst, die am Schneidaktivelement haften bleiben. Diese stoffschlüssigen Verbindungen werden Kaltverschweißungen genannt und bilden eine Art Aufbauschneide auf den Schneidaktivelementen. (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 13) Zur Beschreibung des adhäsiv bedingten volumetrischen Verschleißes kann der empirische Zusammenhang in Anlehnung an Archard (1980, S. 59-65) verwendet werden. (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 16)

$$W = k_{ad} \frac{F_N s}{H} \quad \text{Formel 2.4}$$

mit	$W$	Volumetrischer Verschleiß [mm <sup>3</sup> ]
	$k_{ad}$	Wahrscheinlichkeit Verschleißpartikelentstehung [-]
	$F_N$	Normalkraft [N]
	$s$	Gleitweg [mm]
	$H$	Härte weicherer Werkstoff [N/mm <sup>2</sup> ]

Die Ausbildung von Kaltverschweißungen wird als Fressen bezeichnet. Die Oberflächen der beteiligten Reibpartner rauhen sich auf, wobei charakteristische Erscheinungsbilder wie Riefen, plastische Verformungen, Scherwaben, Werkstoffübertrag, Schubriss und Gefügeumwandlungen sichtbar werden. Möglichkeiten zur Adhäsionsreduzierung bestehen durch den Aufbau

von trennenden Schmierfilmen bzw. Reaktionsschichten in Form von Schmierstoffadditivierung, sowie durch die Verwendung von Werkstoffen mit verschiedenen Gitterstrukturen. Kombinationen aus kfz-Metallen zeigen aufgrund der gleichen Anzahl an Gleitsystemen eine verstärkte Neigung zur Adhäsion. Hingegen ist diese bei kubisch raumzentrierten (krz-) Metallen geringer und bei hexagonal dichtest gepackten (hdp-) Metallen noch niedriger. (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 18) Keramische Werkstoffe haben aufgrund des kovalenten Bindungstyps eine sehr geringe Neigung zur Adhäsionsbildung (Czichos und Habig, 2010, S. 357).

Nach Tröber et al. (2017, S. 91-97) wird Adhäsion durch elektrischen Strom beeinflusst. Während des Schneidprozesses wird ein Teil der plastischen Arbeit in Wärme umgewandelt, wodurch es zur Temperaturerhöhung in der Scherzone kommt. Aufgrund des Seebeck-Effekts entstehen in der Kontaktzone Blech-Schneidstempel thermoelektrische Ströme. Diese bewirken einen Elektronentransfer zwischen Blech und Stempel, welcher die Adhäsionsbildung beeinflusst. Je höher der fließende Strom, desto größer der entstehende Materialübertrag (Tröber et al., 2017, S. 293-296). Wird ein Strom von außen am System angelegt, kann der Elektronentransfer gezielt gerichtet und die Adhäsion reduziert werden. (Tröber et al., 2017, S. 91-97)

Abrasion entspricht einem Materialabtrag durch furchende oder ritzende Beanspruchung (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 13). Beim Schneiden von hochfesten Werkstoffen ist dieser Verschleißmechanismus vorrangig an den Aktivelementen zu beobachten. (vgl. Nothhaft, 2014) Die Rauheitsspitzen harter Festkörper bzw. Abrasivstoffe oder stark verfestigter Verschleißpartikel dringen unter Last in den weicheren Körper ein oder reiben über dessen Oberfläche. Duktile Materialien werden oberflächlich mikroverformt und / oder -zerspannt. Mehrfaches Übergleiten führt zum Abbrechen der Rauheitsspitzen und geht mit Ermüdung einher. Bei extrem spröden Werkstoffen dominiert das Mikrobrechen der Rauheitsspitzen. Das gesamte tribologische System beeinflusst den auftretenden Verschleiß durch die Kinematik des kleinsten Reibpartikels, dem Reibkorn, und dessen Gleitweg. Treten Abrasivstoffe als feste Gegenkörper auf, so führen sie im Vergleich zu einem losen Reibkorn einen längeren Reibweg aus. Beim losen Korn ist dies eine Rollbewegung. In diesem Fall sinkt der Verschleißbetrag. Das Erscheinungsbild der Abrasion ist durch Riefen, großflächige Abtragungen, Druckstellen, Wulstbildung und Ausbrüche gekennzeichnet. (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 18-19) Zur Reduzierung des abrasiven Verschleißes kann die Oberflächenhärte der im Eingriff befindlichen Schneidaktivelemente gezielt erhöht werden (Doege und Behrens, 2010, S. 415).

Oberflächenzerrüttung basiert auf der Materialermüdung (Festigkeitsabnahme) durch ständig wechselnde mechanische oder thermische Beanspruchungen im tribologischen System. (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 20; Doege und Behrens, 2010, S. 417) Die Summe der geringen plastischen Deformationen im ständigen Wechsel führt beim Scherschneiden zur

Mikrorissbildung in den Oberflächenbereichen nahe der Schneidkante. Makroskopisch sind die plastischen Verformungen lediglich als elastische erkennbar. In der Kristallstruktur werden jedoch Versetzungen aktiviert und stauen sich an den unüberwindbaren Korngrenzen auf. Die Festigkeit steigt kurzfristig an, jedoch sinkt das Energieaufnahmevermögen bedingt durch Versprödung. Bei Erschöpfung des Werkstoffs entstehen Anrisse, welche bei weiterer zyklischer Zug- und Druckbelastung wachsen. Treffen Risse aufeinander, brechen Partikel schlagartig aus. Die Erscheinung entspricht einer schuppenartig abgeplatzten Oberfläche mit entsprechender Grübchenbildung. (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 20; Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 20; Czichos und Habig, 2010, S. 119) Oberflächenzerrüttung tritt vorrangig bei spröden Werkstoffen auf. Da es sich bei der Bildung von Mikrorissen um augenscheinlich nicht erkennbare Vorgänge handelt, ist der Zeitraum bis zur Abplatzung eine verschleißlose Inkubationsphase, die zu einem schlagartigen Versagen des Materials führt. (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 20) Diesem Mechanismus kann beispielsweise durch die Verwendung von duktilen Werkstoffen mit ausreichend gehärteten Randschichten oder vollständig gehärteten Schneidaktivelementen entgegengewirkt werden. (Doege und Behrens, 2010, S. 415)

Tribochemische Reaktionen sind durch tribologische Beanspruchungen ausgelöste bzw. geförderte chemische Reaktionen zwischen den beteiligten Reaktionspartnern Festkörper, Schmierstoff und Umgebung (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 13). Druck und Temperatur als mechanische bzw. thermische Aktivierung resultieren in einer erhöhten Reaktionsbereitschaft und -geschwindigkeit (Sommer, Heinz und Schöfer, 2010, S. 21). Sie führen zur Entstehung von anhaftenden Reaktionsschichten bzw. losen -partikeln, welche sich vom restlichen Grundmaterial in verschiedenen Abtragungsraten unterscheiden. (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 13) Nach Doege und Behrens (2010, S. 416) verursachen harte Reaktionsprodukte die Zerstörung der vorhandenen Oberflächen und fördern die Bildung neuer Reaktionsprodukte und weiterer Verschleißmechanismen. Bei nahezu identischen bzw. geringeren Härten der Reaktionsprodukte kann dadurch eine Trennschicht gebildet werden, die beispielsweise Adhäsionsmechanismen entgegenwirkt. Tribochemischer Verschleiß tritt während des Schneidprozesses zwischen dem Blech, den Schneidaktivelementen und dem verwendeten Schmierstoff auf und wird durch den vorherrschenden Druck und die reibungsbedingt ansteigenden Temperaturen begünstigt. Maßnahmen zur Reduzierung bilden die Verwendung von oxidationsbeständigen Werkstoffen und die Passivierung der Oberflächen. (Doege und Behrens, 2010, S. 416)

#### **2.4.2 Verschleißformen an Werkzeugen und Verschleißmessgrößen**

Die Maß- und Formgenauigkeit eines Bauteils wird maßgeblich durch die qualitativen Ausprägungen des Werkzeugs bestimmt. Daher sollte die Werkzeuggenauigkeit mindestens zwei ISO-Toleranzen höher sein, als die geforderte Bauteilgenauigkeit. Aufgrund der mechanischen



Beanspruchungen in Kombination mit den tribologischen Wechselwirkungen treten an den Schneidaktivelementen die beschriebenen Verschleißmechanismen auf und wirken sich negativ auf die entstehende Werkstückqualität aus. (König und Klocke, 1995, S. 178) Je nach Verschleißort können Mantel-, Stirnflächen- und Kolkverschleiß, bzw. Kantenverschleiß beobachtet werden. Diese treten in Kombination auf und bewirken verschlissene Aktivelemente. (Lange, 1990, S. 136; Kienzle, 1957, S. 33) Die Orte und Erscheinungsformen sind in ihrer Einzelform und in Kombination schematisch in Abbildung 2.12 dargestellt.

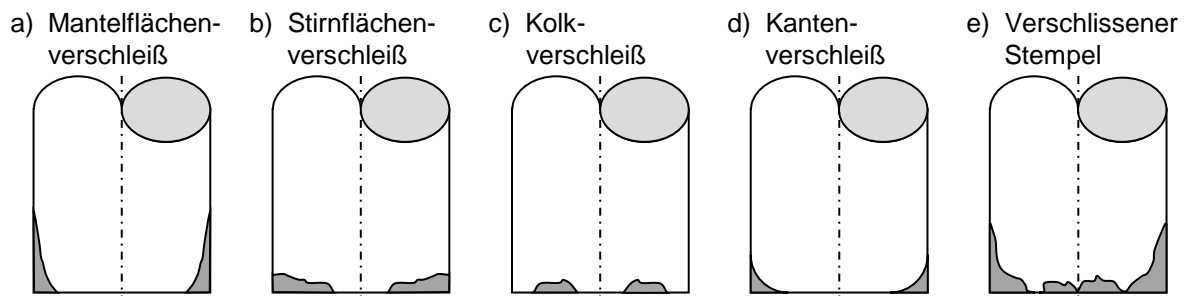


Abbildung 2.12: Schematische Darstellung der Verschleißformen am Schneidaktivelement: a) Mantelflächenverschleiß; b) Stirnflächenverschleiß; c) Kolkverschleiß; d) Kantenverschleiß; e) Verschlissener Stempel (nach Lange, 1990, S. 136; Klocke und König, 2006, S. 459)

Mantelflächenverschleiß resultiert aus der Reibung der Mantelfläche mit dem Blech parallel zur Schneidrichtung. Er entsteht sowohl während des Eindringens durch den direkten Kontakt zwischen Schneidstempel und Blechteil als auch während der Rückhubbewegung. (Lange, 1990, S. 136) Unmittelbar nach der vollständigen Blechtrennung wird der Stempel durch den Schnit Schlag zu longitudinalen Schwingungen angeregt. Gleichzeitig federt das Blech elastisch zurück, sodass vermehrter Reibkontakt auftritt. (Bleck und Moeller, 2017, S. 126) Mantelflächenverschleiß überwiegt beim Schneiden von dicken Blechen (Lange, 1990, S. 136).

Der Stirnflächen- und Kolkverschleiß tritt bevorzugt bei der Verarbeitung von dünnen Blechen auf. (Lange, 1990, S. 136) Während des Schneidprozesses wird der Werkstoff in den Schneidspalt hineingezogen. Unter hoher Flächenpressung kommt es zur Relativbewegung zwischen der Stempelstirnfläche und dem Blech. Gleitverschleiß resultiert und Abrasion wird gefördert. Aufgrund der Druckverhältnisse wird Adhäsion unterstützt. (Loibl, 2003, S. 12; Toussaint, 2000; S. 12) Kolkverschleiß kann nach Toussaint (2000, S. 12-13) dem Stirnflächenverschleiß zugeordnet werden. Er entspricht muldenförmigen Ausbrüchen in geringen Abständen zur Schneidkante und resultiert durch Relativbewegungen zwischen Stempel und Blech bei hohen Flächenpressungen. Durch innigen Kontakt kommt es zu Temperaturspitzen, sodass der Werkzeugwerkstoff an den Berührungspunkten lokal aufschmilzt. Die Relativbewegung induziert Mikrozerspannungsvorgänge und bewirkt Ausbrüche auf der Stirnfläche. Diffusionsvorgänge führen besonders bei Hartmetallen zu Kolkverschleiß. (Toussaint, 2000, S. 12-13; Loibl, 2003, S. 12)

Kantenverschleiß findet direkt an den Schneidkanten der Schneidaktivelemente statt. Der Radius einer scharfkantigen Schneidkante vergrößert sich durch abrasive Materialabtragungen. (Kienzle, 1957, S. 33) Verschlossene Stempel weisen zumeist Kombinationen aus den einzelnen, reinen Verschleißerscheinungsbildern auf. (Lange, 1990, S. 136)

Am Bauteil kann Verschleiß durch Veränderungen der Schnittflächen abgeleitet werden. (König und Klocke, 1995, S. 178) Zunehmende Grathöhen weisen auf eine Vergrößerung der Matrizenschneidkanten bzw. auf veränderte Schneidspalte hin. Gesteigerte Glattschnitte und Kanteneinzüge können auf veränderte Schneidspalte infolge von Mantelflächenverschleiß zurückgeführt werden. Alternative Möglichkeiten zur Verschleißermittlung sind anhand veränderter Werkstoffaufhärtungen und Schneidkräften möglich. (Nothhaft, 2014; Buchmann 1962)

Verschleiß kann verschiedenartig in Kenngrößen quantifiziert werden. Die Gesellschaft für Tribologie (2002, S. 34-38) unterteilt direkte und indirekte Verschleißkenngrößen. Direkte Verschleißkenngrößen entsprechen Gestalt- oder Masseänderungen des verschleißenden Grundkörpers und können als lineare (Längenänderungen), planimetrische (Flächenänderung) volumetrische (Volumenänderungen) oder massenmäßige Verschleißbeträge (Massenänderung) angegeben werden. Deren Aussagekraft ist gering, erst die Zusatzinformation der Beanspruchungsparameter, insbesondere der Dauer, bietet Vergleichbarkeit. Die indirekten Verschleißkenngrößen basieren auf Messungen von Dauer oder Durchsatz bis zum Zeitpunkt, an dem das Bauteil nicht mehr funktionsfähig ist. (Gesellschaft für Tribologie e. V., 2002, S. 34-38)

Für die Dokumentation des Verschleißverhaltens der Schneidaktivelemente bieten sich die direkten Verschleißkenngrößen Mantelflächen-, Stirnflächen- und 45°-Verschleißlänge an. Diese sind in Abbildung 2.13 exemplarisch an einem Schneidstempel schematisch dargestellt.

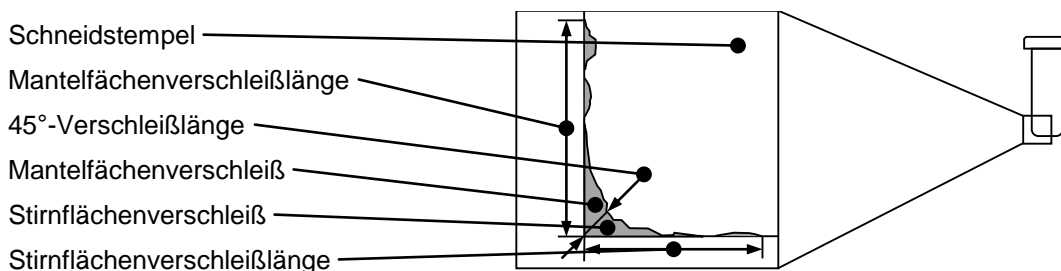


Abbildung 2.13: Verschleißkenngrößen an einem Schneidstempel (nach Toussaint, 2000, S. 11-12)

Die Mantel- bzw. Stirnflächenverschleißlängen werden von der ideal scharfen Schneidkante aus auf den jeweiligen Flächen gemessen. Die 45°-Verschleißlänge entspricht bei einem Schneidkantenwinkel von 90° der Länge der Winkelhalbierenden. Sie dienen als Beurteilungskriterium des adhäsiv-abrasiven Verschleißverhaltens. (Toussaint, 2000, S. 11-12)

## **Einflussgrößen auf den Verschleiß**

Alle am Schneidvorgang beteiligten Komponenten beeinflussen den Werkzeugverschleiß und die Bauteile. Hierzu zählen das Werkzeug (mit spezifischen Werkstoffen, Härten, Oberflächen, Führungen, Spalten), die Verfahrensvariante (offene oder geschlossene Schnittlinie), das Werkstück (Werkstofflegierung, Festigkeit, Härte, Abmessung, Form) sowie die Maschine (Bauart, Bauform und Steifigkeit). Schmierstoffe ermöglichen Abhilfe, dennoch ist eine vollständige Vermeidung unmöglich. (König und Klocke, 1995, S. 178-179) Die Folgen von verschleißbedingt versagenden Stempeln sind teilweiser oder vollständiger Werkzeugausfall. Dies verursacht Ausschuss bzw. kostenintensive Stillstandszeiten oder Beschädigungen der Werkzeuge und Verarbeitungsmaschinen. Diese Gefahren bestehen auch durch adhäsiven Verschleiß und sich ablösende Adhäsionen.

## **2.5 Scherschneiden von Aluminiumblechen**

### **2.5.1 Flitter beim Scherschneiden von Aluminiumblechen**

Trotz der Vorteile, die Aluminium als Leichtbauwerkstoff auszeichnen, weist der Konstruktionswerkstoff auch Nachteile, gerade in der umformtechnischen Verarbeitung, auf. Nahezu jedes Blechbauteil wird während der Verarbeitungsprozesskette vom Blech zum einbaufertigen Bauteil mit einem Trennverfahren bearbeitet. Scherschneiden gilt als das häufigste Verfahren zur Bearbeitung von Blechteilen (Fritsch und Schulze, 2006, S. 237). Gerade dieses birgt besondere Probleme in sich. Neben der durch den niedrigen Elastizitätsmodul verursachten starken elastischen Rückfederung kann es beim Trennen von Aluminium und Aluminiumlegierungen zur sogenannten Flitterbildung kommen. (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 36)

Flitter bezeichnet kleine, formlose und stark verfestigte Werkstoffpartikel aus Aluminium, die auf dessen adhäsive Neigung zurückzuführen sind. Je nach Partikelart und auftretenden Mechanismen lösen sich diese von den am Prozess beteiligten Komponenten ab oder sie werden während des Verarbeitungsprozesses aus der Schneidzone herausgelöst bzw. durch Erschütterungen der Bauteile und / oder des Werkzeugs von diesen abgelöst. Deren Auftreten beeinflusst die Schnittflächenqualität bzw. verursacht Oberflächenfehler auf flächigen Bauteilen. (Krinninger et al., 2017, S. 273-290)

Maschinen- und werkzeugseitig verursachen Flitterpartikel Beschädigungen an den Führungskomponenten und freien Funktions- und Wirkflächen, welche Flächenpressungen erfahren. Abgescherte Partikel können beispielsweise auf Säulen- oder Stollenführungen eingepresst werden. Dadurch verringern sich die Maschinen- bzw. Werkzeuggenauigkeiten, welche wiederum direkte Auswirkungen auf die Bauteilmaßhaltigkeit haben. (Krinninger et al., 2017, S. 273-290)

Werkzeugseitig verringern Aufschweißungen den Schneidspalt und können im Extremfall dazu führen, dass sich die Stempel in deren engen Führungen verklemmen und im Rückhub abgerissen werden (Schmidt, 2006, S. 159). Von diesen Problemen sind die Schneidstufen der Werkzeuge unmittelbar betroffen. In Einzel-, Folgeverbund- oder Stufenwerkzeugen sind zusätzlich die vor- bzw. nachgelagerten Werkzeug- und / oder Pressenstufen in ähnlicher Weise betroffen, da der entstandene Flitter durch die Sogwirkung der Hubbewegung in Kombination mit der geringen Dichte und großen Oberfläche durch den gesamten Arbeitsraum der Verarbeitungsmaschine verteilt wird. Dadurch wird die Prozessstabilität reduziert und die Ausbringungsmenge an Gutteilen sinkt. Gleichzeitig steigen Ausschuss und nacharbeitsbedingte Mehrkosten an. Außerplanmäßige Stillstände erhöhen die Maschinenkosten und erfordern aufwändige zusätzliche Instandhaltungsmaßnahmen für Maschinen und Werkzeuge. Als Abhilfemaßnahmen werden in der industriellen Praxis Absaugungen eingesetzt, um den entstehenden Flitter im Werkzeug abzusaugen. Weitere aufwändige Alternativen sind Werkzeugreinigungen in regelmäßigen Zyklen. Die vollständige Flitterfreiheit kann durch diese Maßnahmen dennoch nicht gewährleistet werden. (Krinninger et al., 2017, S. 273-290)

Bauteilseitig entstehen flitterbedingt ungleichmäßige Schnittflächen entlang der Schnittlinie mit rauen und stark zerklüfteten Glattschnitten und großen Graten. Dies reduziert die Maßhaltigkeit der Bauteile und führt innerhalb der Prozesskette Karosserie dazu, dass Beschichtungen, wie Kathodische-Tauch-Lackierung (KTL), Füller und Lacke auf Karosserieteilen nicht vollständig geschlossen sind. Die Bauteile weisen die geforderte Qualität nicht auf und sind im späteren Einsatz nur unzureichend gegen Witterungseinflüsse geschützt. Durch den mechanisierten Bauteiltransport von einer Fertigungsstufe zur nächsten werden instabile Grate abgeschlagen bzw. entstandene Flitterpartikel durch die auftretende Sogwirkung im Arbeitsraum der Verarbeitungsmaschine in allen Werkzeugstufen verteilt. Beim Niederschlag der losen, großflächigen Partikel auf den formgebenden Werkzeugflächen der Tiefziehstufen führt dies zu unerwünschten Abdrücken, da die Partikel während der Umformoperationen auf den Blechen eingeprägt werden. Trotz Lackier- und Beschichtungsvorgängen ermöglichen diese Oberflächen kein einwandfreies Bauteilfinish und verursachen kostspielige Nacharbeiten oder Ausschuss. Bei der Leiterplattenbestückung der Elektronikbranche führt die Flitterproblematik zum Niederschlag von Partikeln auf den Leiterplatten. Im Zuge der Miniaturisierung stellt dies besondere Probleme dar, da es vermehrt zu ungewollten Kurzschlüssen führt und die Platinen dadurch zerstört werden. (Krinninger et al., 2017, S. 273-290; Schilp et al., 2005, S. 1-4)

### **2.5.2 Adhäsions- und Flitterbildung beim Kaltumformen / Scherschneiden**

Die Entstehung von Aluminiumflitter ist maßgeblich auf die Bildung von adhäsiven Anhaftungen an den im Eingriff befindlichen Schneidaktivelementen zurückzuführen. Nach Raedt

(2002, S. 111-112) beruht dessen Bildung bei Kaltumformprozessen basierend auf dem tribologischen Kontakt des Bauteil- und Werkzeugwerkstoffs. Die von Beginn an auf den Oberflächen vorhandenen nichtmetallischen Verunreinigungen werden durch mechanisch-abrasive und thermische Beanspruchungen zunächst abgetragen. Während dieser Beanspruchungen kommt es stellenweise zu sehr innigem Kontakt, sodass sich metallische Bindungen ausbilden. Die vorhandene Grenzfläche vom weicheren zum härteren Werkstoff fungiert wie eine Korngrenze, sodass Versetzungsbewegungen an dieser effektiv behindert werden. Daraus resultiert Kaltverfestigung des durch die hohen Anpresskräfte bereits plastifizierten Werkstoffs. Die Abscherung findet daher in einer Entfernung statt, an der eine geringere Festigkeit vorliegt, als direkt an der Grenzfläche. Dies geschieht gleichermaßen auch bei niedrigsten Temperaturen, sodass von einer rein mechanischen Verfestigung ausgegangen werden kann. Die sichtbare Adhäsion bildet sich durch mehrmalige Wiederholungen aus. Sie besitzt einen schichtartigen Aufbau und erreicht dann einen Stillstand, wenn die konkurrierenden Vorgänge Adhäsionsneubildung und Abrieb der mechanisch instabilen Adhäsionen im Gleichgewicht stehen. (Raedt, 2002, S. 111-112; Schilp et. al., 2005, S. 1-4)

Hoffmann und Schilp (2008, S. 1-38) stellten die Überlegung auf, dass Kaltaufschweißungen auf thermisch und mechanisch aktivierte Vorgänge zurückzuführen sind und von der Prozesswärme in der Schneidzone beeinflusst werden (Hoffmann und Schilp, 2008, S. 1-38). Diese steigt durch plastische Verformungsarbeit und Reibungswärme deutlich an (Tröber et al., 2017, S. 91-97). Ein Temperatureinfluss auf die adhäsiven Aluminiumanhaftungen konnte beim Ziehen bereits bestätigt werden (Groche und Nitzsche, 2007, S. 314-316; Groche, Nitzsche und Elsen, 2008, S. 295-298). Nach Hoffmann und Schilp (2008, S. 1-38) leiten sich zwei Strategien ab, um Adhäsionen entgegenzuwirken. Zum einen können durch eine reduzierte Wärmeentwicklung in und zum anderen durch eine verbesserte Wärmeabfuhr aus der Scherschneidzone heraus die Kaltaufschweißungen reduziert werden. Eine verbesserte Abfuhr der Prozesswärme ist beispielsweise durch die Verwendung von Werkzeugwerkstoffen mit höheren Wärmeleitfähigkeiten umsetzbar. Realisierungsmöglichkeiten bieten Kupfer- oder Aluminiumlegierungen als Werkstoffe für die Schneidaktivelemente. Die Reduzierung der Wärmeentwicklung im Prozess kann durch Herabsetzen der Reibungskoeffizienten zwischen den beteiligten Reibpartnern oder die Reduzierung der Reibflächen erreicht werden. Praktische Möglichkeiten zur Senkung der Reibungskoeffizienten bieten sich durch Zusatzbeölung des Blechs bzw. mittels Beschichtung der Schneidaktivelemente. Eine Reduzierung der Reibflächen zwischen dem Schneidaktivelement und Bauteil lässt sich mittels geringerer Werkzeugeintauchtiefen (kürzere Reibwege) oder Freischliffen an den Aktivelementen verwirklichen. Diesbezüglich untersuchte Hoffmann und Schilp (2008, S. 1-38) bereits in der Vergangenheit rein experimentell die Ein-

flüsse verschiedener Werkzeugparameter und -werkstoffe auf die gewichtsmäßige Flitterentstehung beim Scherschneiden von Aluminiumlegierungen im vollkantig drückenden Schnitt mit offener Schnittlinie. Hierzu wurden Dauerhubversuche mit jeweils 100.000 Hübten durchgeführt und die entstehenden Flittermengen zu einer Referenzmenge ins Verhältnis gesetzt. Diese wurden mit hartgefrästen, rechtwinkligen Schneidaktivelementen aus gehärtetem 1.2379 ohne Freischliff durchgeführt. Der relative Schneidspalt betrug 10 %, die Schneidkanten waren manuell quer abgezogen. Prozesstechnisch wurde eine Eintauchtiefe von 3,0 mm festgelegt. Die Verwendung von sehr gut wärmeleitenden, hochfesten Kupfer- und Aluminiumlegierungen als Werkzeug-Werkstoff ermöglicht die Senkung der Flittermenge um mehr als 80 %, eine Beschichtung der Aktivelemente von über 90 %. Alternativ wurden reduzierte Oberflächenrauheiten untersucht. Hierbei zeigen sich Flitterreduzierungen von mehr als 60 %, wobei die Schleifriefenorientierung eine eher untergeordnete Rolle spielt. Die Verringerung der Eintauchtiefe auf 2,0 mm bewirkt eine Flitterreduktion von rund 40 %, ein Freischliff an den Schneidaktivelementen mehr als 80 %. Detaillierte Untersuchungen der Flitterarten und Entstehungsmechanismen wurden nicht durchgeführt. (Hoffmann und Schilp, 2008, S. 1-38)

### 2.5.3 Flitterarten, Flitterentstehungsmechanismen und Einflussgrößen

Flitter kann nach dem äußeren Erscheinungsbild in die vier Flitterarten abgescherte Kaltaufschweißungen, Brösel, Späne und Staub eingeteilt werden. Abbildung 2.14 veranschaulicht diese ohne eine nähere Angabe zu deren Größen. (Erdmann, 2003, S. 97)

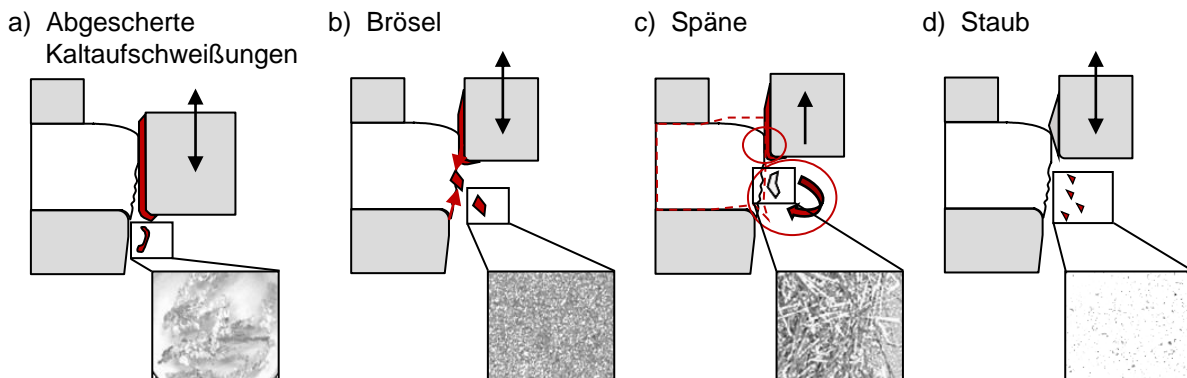


Abbildung 2.14: Erscheinungsformen der Flitterarten ohne Angabe der Größe: a) Abgescherte Kaltaufschweißungen; b) Brösel; c) Späne; d) Staub (nach Erdmann, 2003, S. 97; Hoffmann und Schilp, 2008, S. 9-12)

Die maßgebliche Ursache des Flitters beim Scherschneiden beruht auf den Wechselwirkungen zwischen den Schneidaktivelementen und dem zu verarbeitenden Blech. Die adhäsive Neigung des Aluminiums führt unter thermischer und mechanischer Beanspruchung in der Schneidzone zur kontinuierlichen Bildung von adhäsivem Verschleiß in Form von Kaltaufschweißungen. Längere Kontaktzeiten und -flächen fördern größere Mengen an Aufschweißungen.

Mit zunehmender Anzahl an durchgeführten Schneidoperationen nehmen die Dicken der Kaltaufschweißungen auf Stempel- und Matrizenoberfläche zu. Diese wachsen bis auf einen kritischen Wert an, werden in den Ebenen mit der geringsten Scherfestigkeit gelöst und mit steigender Teileanzahl wieder aufgebaut. Dieser diskontinuierliche Prozess führt abhängig von den gewählten Parametereinstellungen zu verschiedenen Flitterarten und Flittermengen. Den periodischen Aufbau und das Abscheren der Kaltaufschweißungen konnte Erdmann (2004, S. 97-98) mit Messungen der spezifischen Schneidkraft bei seinen Dauerhubversuchen bis 20.000 Teile zeigen. Der Anstieg der Schneidkraft wurde auf den durch den Aufbau der Kaltaufschweißungen künstlich verkleinerten Schneidspalt zurückgeführt. Das Absinken der Schneidkraft resultierte aus dessen Ablösung. (Erdmann, 2004, S. 97-98)

Brösel stellen eine weitere Flitterart dar. Eine Differenzierung ist zwischen der verschleißabhängigen, diskontinuierlichen und verschleißunabhängigen, kontinuierlichen Bröselbildung möglich. Wenngleich die Erscheinung dieser Flitterarten nahezu identisch ist, so sind dessen Entstehungsmechanismen verschieden. Verschleißabhängige, diskontinuierliche Brösel resultieren aus der Reibschubbeanspruchung zwischen den kaltaufgeschweißten Schneidaktivelementen und dem Blechmaterial. Dabei wirken die rauen Oberflächen der Aktivelemente mit ihren hohen Festigkeiten abrasiv mikrofurchend bzw. -spanend auf die Schnittflächen. Bröselartige Partikel werden aus oberflächennahen Bereichen herausgelöst solange beide Reibpartner im Eingriff sind. Die Bröselmenge ist direkt vom instationären Verschleißzustand des Messers abhängig. Die verschleißunabhängigen, kontinuierlichen Brösel bilden sich durch das Zusammenwirken einer zufällig vorauseilenden Rissfront in Kombination mit der nachschneidenden Schneidkante. Dieses Phänomen tritt bei ungünstigen Blechlage- und Schneidwinkeln bereits ab dem ersten Hub auf. Bei kleinen Schneidspalten und scharfen Schneidkanten besteht das potenzielle Risiko der Bröselbildung vermehrt, da die Rissausbreitungen von Matrizen- und Stempelschneidkante ungünstig aneinander vorbeilaufen. (Erdmann, 2004, S. 98-99)

Die Entstehungsmechanismen von Spänen können analog zur Bröselbildung in verschleißabhängige, diskontinuierliche und verschleißunabhängige, kontinuierliche Mechanismen unterteilt werden. Späne sind ausschließlich von zu groß eingestellten Schneidspalten abhängig und entstehen kontinuierlich vom ersten Hub an. Während des Eintauchens des Stempels bilden sich im Übergangsbereich Glattschnitt-Bruchfläche Verschmierungen, welche abhängig vom gebildeten Bruchwinkel und somit von den eingestellten Prozessparametern und dem Verschleißzustand der Schneidaktivelemente sind. Unmittelbar nach dem vollständigen Durchbrechen des Schnittteils federt das Blech elastisch zurück, sodass die Schnittfläche an der Stempelmantelfläche anliegt. In der Rückhubbewegung werden Bereiche der Verschmierungen von den kaltaufgeschweißten Stempelmantelflächen herausgerissen. Die geschieht über längere

Bereiche entlang der Schnittlinie, sodass spanartige Flitter entstehen. Die Bildung von langen und schmalen Spänen erfolgt durch partielles Abschlagen des Grats an der Matrzenschneidkante. Das zurückgefederte Blech wird in der Rückhubbewegung von den kaltaufgeschweißten Bereichen des Stempels elastisch nach oben gebogen. Nach dem Lösen dieser Zwangsmittelnahme federt das Blech zurück und schlägt auf der Matrzenschneidkante auf, wobei lange Gratbereiche abgeschlagen werden. Verschleißunabhängige, kontinuierliche Späne sind die Folgen von extremer Gratbildung am Schnittteil bzw. am Abfallteil. Bei besonders großen, jedoch nicht näher spezifizierten, Schneidspalten werden sehr große Grate vom ersten Arbeitshub an gebildet. Diese nur bedingt stabilen Bereiche der Schnittfläche können im Verlauf des Hubs bzw. während des Bauteiltransports abgelöst werden. (Erdmann, 2004, S. 99-100)

Staub entsteht kontinuierlich im Dauerhub, sowohl während des Eindringens des Stempels in das Blech als auch während der Rückhubbewegung. Hierbei führen lokale Rückfederungseffekte und die schlagartige Entlastung des vorgespannten Systems zur Ablösung von staubartigen Partikeln aus der Bruchfläche (Erdmann, 2004, S. 100)

Im Folgenden werden weitere Arbeiten hinsichtlich der Flitterproblematik beschrieben. Hierbei liegt das Augenmerk weniger auf den Bildungsmechanismen, sondern vielmehr auf den Einflüssen verschiedener Prozessparameter, die zur Flitterentstehung führen bzw. diese fördern.

Kerschner et. al. (2003, S. 26-29) untersuchte das Scherschneiden hinsichtlich der Flitterbildung für den vollkantig drückenden und ziehenden Schnitt im Einzelhub und folgerte, dass die Entstehung des Grats die maßgebliche Ursache für die Oberflächenfehler bedingt durch sich ablösende Flitterpartikel bildet. Hierbei stellen ziehende Schnitte besonders schlechte Randbedingungen dar, da hier die Grathöhen deutlich ansteigen. Erschwerend kommt die zufällige Rissausbreitung und das Nachschneiden der Bruchflächenspitzen als weitere Flitterart hinzu. Beim vollkantig drückenden Schnitt unter Blechlagewinkel kann nur ein geringer Einfluss auf die Grathöhe festgestellt werden. Diese liegen beim idealen Schneidspalt von 11 % im Bereich bis maximal 10 µm und lassen sich bei geeigneter Werkzeugkonstruktion nahezu vollständig vermeiden. Beim ziehenden Schnitt ist eine Abhängigkeit der Grathöhe vom Schneidspalt erkennbar. Mit zunehmenden Eingriffswinkel des Schneidaktivelements wird der kritische Schneidspalt, ab dem sich deutliche Grathöhen ausbilden, kleiner. Daher wird empfohlen, dass die Schneidmesser sehr genau der Bauteilkontur folgen sollen und Schneideingriffswinkel über 20° vermieden werden. (Kerschner et. al., 2003, S. 26-29)

Neugebauer und Demmler (1997) ermittelten optimale Schneidbedingungen beim Ausschneiden, Lochen und Abschneiden von Aluminiumblechen im Einzelhub mit dem Ziel, möglichst hohe Schnittflächenqualitäten zu erreichen. Ein Transfer auf den Dauerhub und mögliche Beeinflussungen durch wiederholte Schneidoperationen wurden dabei unbeachtet gelassen.



Ungewollte Schnittrückstände, die Kaltaufschweißungen verursachen könnten, konnten verringert werden. Die Auswahl des optimalen Schneidspalts stellt beim Schneiden von Aluminium einen Kompromiss zwischen bestmöglicher Schnittflächenqualität und minimalen Schnittrückständen dar. (Neugebauer und Demmler, 1997)

Hoogen (1999) untersuchte Scherschneiden mit offener und geschlossener Schnittlinie und Reißen von Aluminiumblechen der 1000er-, 5000er- und 6000er-Reihe. Seiner Meinung nach ist die Flitterbildung maßgeblich auf die losgelösten Schnittgrate zurückzuführen. Jedoch untersuchte auch er dies nicht explizit in Dauerhubversuchen, sodass dazu nur Vermutungen ange stellt werden konnten. Er variierte die Prozessparameter Blechlagewinkel zwischen  $0^\circ$  bis  $20^\circ$ , die Schneidspalte zwischen 1 % bis 20 % beim Schneiden bzw. zwischen 20 % bis 100 % beim Reißen und die Schneidkantenradien  $9\ \mu\text{m}$  und  $70\ \mu\text{m}$  und beurteilte die Schnittflächenkenngrößen mit dem Fokus auf den Grat. Beim offenen Schnitt zeigt sich, dass bei scharfen Schneidkanten der Schneidspalt vernachlässigt werden kann. Auch bei größeren Spalten entstehen keine Grate, die sich als Flitter im Werkzeug verteilen können. Hoogen (1999) ermittelte legierungs- und blechlageabhängig kritische Schneidspalte, ab deren Überschreitung Zunahmen der Grathöhen zu beobachten waren. Beim offenen Schneiden unter Blechlagewinkel zeigen die entstandenen Grathöhen keinen eindeutigen Trend. Dennoch wurde verallgemeinernd festgestellt, dass sich bei neutraler Blechlage die geringsten Grathöhen ausbilden. (Hoogen, 1999)

Li (2000, S. 889-906; 2003, S. 128-137) untersuchte vollfaktoriell die Einflüsse der Prozessparameter Blechlagewinkel, Schneidspalt und Schneidkantenradius beim offenen Scherschneiden einer 6111-T4-Legierung auf die Schnittflächenkenngrößen in einem praxisnahen Versuchsaufbau. Dabei variierten die Blechlagewinkel von  $0^\circ$  bis  $25^\circ$ , die Schneidspalte von 5 % bis 25 % und die Schneidkantenradien zwischen  $25,4\ \mu\text{m}$  und  $0,5\ \text{mm}$ . Er teilte den Flitter in die Kategorien „Hair-like sliver“, „Needle-like sliver“ und „Flakes“ / „Particles“ ein und beschrieb deren kontinuierliche Entstehung während jedes Hubs. Die entscheidende Erkenntnis ist, dass bestmögliche Schneidbedingungen nicht unbedingt unter neutraler Blechlage vorliegen. In gewissen Blechlagewinkelbereichen sind gute Schnittflächen ohne Grat mit großen Schneidspalten und stumpfen Schneidkanten möglich. Der verwendete Prozess war robust und verlangte weniger Nacharbeit bzw. Instandhaltungsmaßnahmen der Aktivelemente. (Li, 2000, S. 889-906; Li, 2003, S. 128-137) Weitere Untersuchungen hinsichtlich der Deformationsmechanismen, Rissbildung und -ausbreitung folgten. (Li, 2000, S. 907-923) Die Schneidversuche wurden lediglich im Einzelhub durchgeführt, ein Transfer auf Dauerhubprozesse und die Auswirkungen von Kaltaufschweißungen auf die Flitterbildung wurden nicht näher betrachtet.

Golovashchenko (2006, S. 1384-1400; 2007, S. 213-219) zeigte, dass spanartige Flitterpartikel als Folge der Rissentwicklung vom oberen Schneidaktivelement aus entstehen. Die Biegung

der Bauteilabfallseite erzeugt an deren Oberseite eine schmale, instabile Lippe, die im Prozessverlauf abgeschlagen wird und sich als Flitter im Werkzeug verteilt. Er vermutete, dass dieser Flitter durch den 3D-Charakter der Bauteilschnittlinie verursacht wird. Durch eine Abstützung der Abfallseite kann diese Flitterart vermieden werden. Eine Kombination von scharfen Unter- und stumpfen Obermessern zeigte vielversprechende Ansätze durch eine gerichtete Rissausbreitung von unten nach oben. Hierzu wurden Untersuchungen mit Schneidspalten von 2 % bis 107 % durchgeführt, mit denen die „Hair-like slivers“ zumindest im Einzelhub vermieden werden konnten. (Golovashchenko, 2006, S. 1384-1400; Golovashchenko, 2007, S. 213-219)

Laut Bacha, Daniel und Klocker (2008, S. 480-497; 2010, S. 1885-1897) geht die Flitterbildung auf den Risszeitpunkt und die vom Obermesser ausgehende mantelflächenorientierte konvexe Rissausbreitung zurück. Der Flitter bildet sich als Folge der nachgeschnittenen Bruchfläche. Aufbauend auf simulationsgestützten und experimentellen Untersuchungen hinsichtlich des Versagens von duktilen Werkstoffen untersuchten sie experimentell und simulationsgestützt den konventionellen Schneidprozess von 5000er- und 6000er-Legierungen und postulierten, dass flitterfreies Schneiden möglich ist, sofern Schneidkantenradius, Blechlagewinkel oder Schneidspalt vergrößert werden und der Verformungskanal dadurch vergrößert wird. (Bacha, Daniel und Klocker, 2008, S. 480-497; Bacha, Daniel und Klocker, 2010, S. 1885-1897)

Bezüglich der Flitterentstehung und -reduzierung sind in der Vergangenheit bereits zahlreiche Untersuchungen angestellt worden. Die Zusammenhänge zwischen den Schnittflächenkenngrößen und der Flitterbildung im Dauerhub wurden nicht beleuchtet, sodass keine Bestätigung der verschiedenen Theorien möglich war. Die Kenntnis der Prozessparametereinflüsse auf die Schnittflächen im Dauerhub bildet eine wichtige Basis für das Gesamtverständnis der Flitterbildung beim Aluminiumscherschneiden.

Mit dieser Arbeit wird an dieser Stelle angesetzt und der Zusammenhang zwischen den Schnittflächenkenngrößen, der Flitterbildung und den in der Schneidzone vorliegenden Spannungs- und Kraftzuständen, besonders im Dauerhub, hergestellt.

### 3 Aufgabenstellung / Problemstellung

Wie aus den vorangehenden Kapiteln ersichtlich, findet eine zunehmende industrielle Verarbeitung von Aluminiumlegierungen im Zuge des Leichtbaubestrebens statt. Das Problem der Flitterentstehung, -verteilung im Werkzeug und deren Auswirkungen auf die Blechteile sind nach wie vor ein Problem und stellen die verarbeitende Industrie vor große Herausforderungen. Wenngleich es bereits Untersuchungen zu den Entstehungsmechanismen von Kaltaufschweißungen und der Bildung von Flitter in Abhängigkeit einiger Prozessparameter gibt, so verbleiben doch offene Fragen, deren wissenschaftliche Betrachtung bisher aussteht.

Bisherige Untersuchungen beschäftigten sich hauptsächlich mit den Einflüssen der Prozessparameter auf die Schnittflächenkenngrößen mit dem Fokus auf den Grat, bzw. wie werkzeugseitig konstruktiv verursachter Flitter beim Scherschneiden von Aluminiumlegierungen im offenen Schnitt umgangen werden kann. Der Großteil dieser Untersuchungen fand im Einzelhub statt, sodass nur Vermutungen darüber angestellt werden konnten, was im Dauerhub hinsichtlich der Flitterbildung zu erwarten ist. Vereinzelt gab es Dauerhubuntersuchungen, dennoch konnte entweder mit den verwendeten Versuchsaufbauten die Flitterbildung für einen offenen Schnitt nicht isoliert betrachtet, oder es konnten keine vollständigen und reproduzierbaren Ermittlungen der Flittermengen bei den für das Scherschneiden grundlegenden Prozessparametern durchgeführt werden. Die Wirkzusammenhänge zwischen den Schnittflächenkenngrößen der Bauteile und der Flitterbildung sind bislang unerforscht.

Zentrales Ziel dieser Arbeit ist es daher, diese Wirkzusammenhänge für einen offenen Schnitt zu erarbeiten. Konkret geht es um die Zusammenhänge zwischen den Schnittflächenkenngrößen am Bauteil, dem daraus resultierenden Werkzeugverschleiß an den Schneidaktivelementen und der Flitterbildung. Dem zu Grunde liegt die Hypothese, dass die Bildung und Ablösung von Kaltaufschweißungen an den Schneidaktivelementen maßgeblich für die Flitterentstehung verantwortlich ist. Kaltaufschweißungen bilden sich reibungsabhängig und werden durch höhere Temperaturen begünstigt. Dementsprechend gilt es, die Temperatur in der Scherzone durch Verringerung der Reibung niedrig zu halten. Die Reibfläche in der Scherzone, welche über den Kontakt zwischen der Schnittflächenkenngröße Glattschnitt und der Schneidaktivmantelfläche definiert ist, soll während des Scherschneidens gezielt niedrig gehalten werden. Dies ist mittels einer vorzeitigen Rissinitiierung bei geringem Glattschnittanteil möglich. Somit soll der Bildung von Kaltaufschweißungen und der Entstehung von Flitter entgegengewirkt werden. Anhand einer systematischen Analyse soll die Reibflächenreduzierung einerseits durch angepasste Prozessparameter für Scherschneiden mit konventionellen rechtwinkligen Schneidkanten und für zugspannungsüberlagertes Scherschneiden mittels Vorbiegegeometrie, das Biegeschneiden, geschehen. Eine wichtige Nebenbedingung stellt hierbei eine geringe

Grathöhe an den Bauteilen, da diese unmittelbar als Quelle für weitere Flitterarten fungiert. Abbildung 3.1 zeigt die Struktur der vorliegenden Arbeit, das Vorgehen und die verwendeten Methoden unter Angabe der zu Grunde liegenden Annahme, sowie das vorgesehene Ziel.

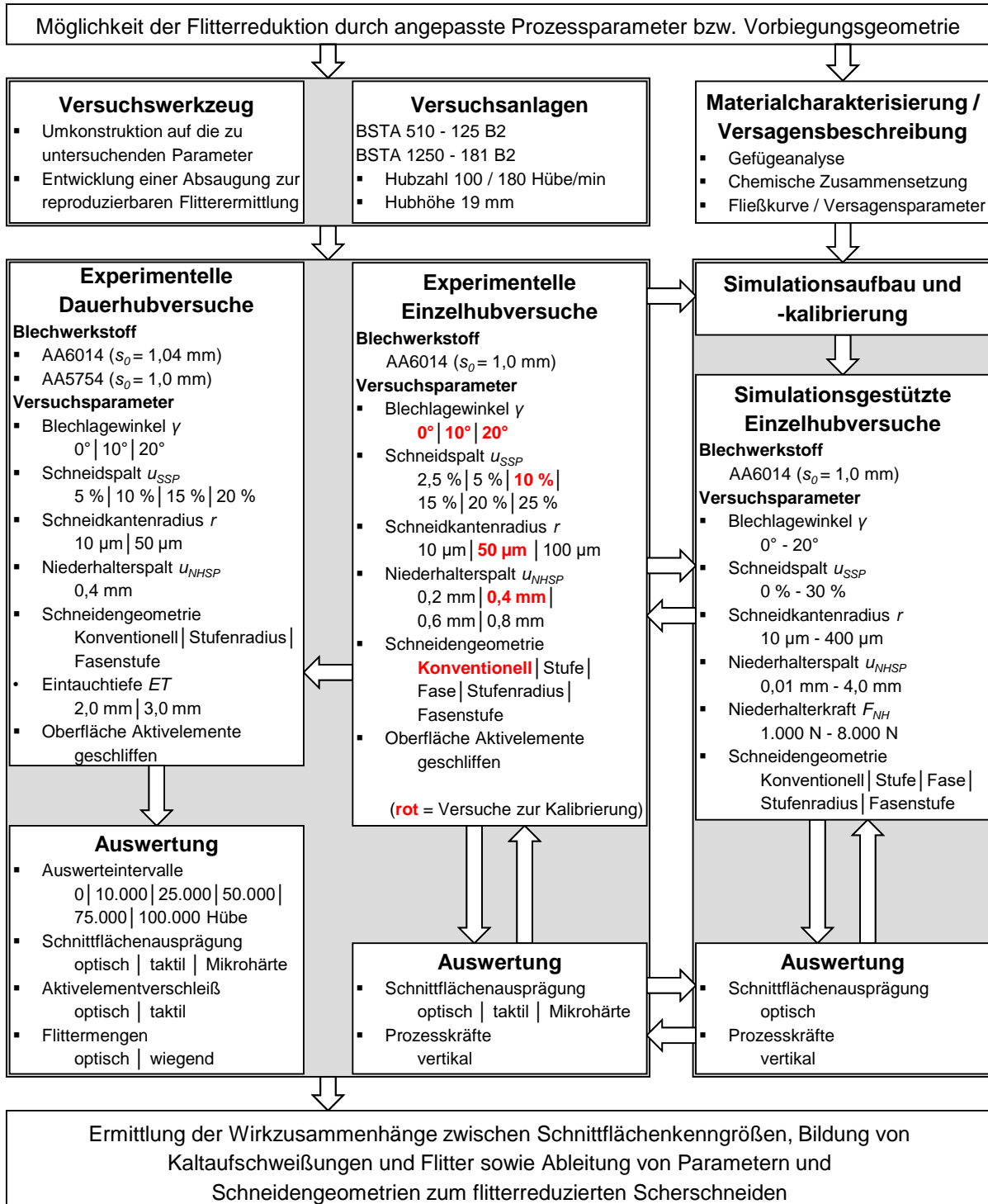


Abbildung 3.1: Struktur der vorliegenden Arbeit, Vorgehen und Methoden

Zur Zielerreichung wird ein dauerhubfähiges Werkzeug konstruktiv an die zu untersuchenden Parameterkonstellationen angepasst und um ein Absaugkonzept erweitert, mit dem es möglich ist, den Flitter prozesssicher und reproduzierbar während der Dauerhubversuche aus dem

Werkzeug abzusaugen und quantitativ zu erfassen. Anhand experimenteller Schneidversuche mit konventionellen Schneidkanten soll ein Simulationsmodell realitätsnah kalibriert werden. Mit diesem werden einerseits die Einflüsse der wichtigsten Prozessparameter Blechlagewinkel, Schneidspalt, Schneidkantenradius, Niederhalterpalt und Niederhalterkraft auf die Schnittflächenkenngrößen, insbesondere Kanteneinzug, Glattschnitt und Grathöhe, sowie die Rissinitiierung und -ausbreitung und die Prozesskräfte dahingehend untersucht, sodass die Kontaktflächen beim Scherschneiden reduziert werden. Andererseits sollen anhand dessen Schneidkantengeometrien ermittelt werden, mit denen durch Zugspannungsüberlagerung eine frühere Rissinitiierung mit verringerten Glattschnittanteilen als beim Scherschneiden mit konventionellen Schneidkanten möglich ist und somit die Kontaktflächen reduziert werden können.

Die Gültigkeit der Simulation wird gezeigt und die simulationsgestützten Ergebnisse werden im Experiment bestätigt. Die Wirksamkeit der Maßnahmen wird in Dauerhubuntersuchungen nachgewiesen, sodass der Zusammenhang zwischen den entstehenden Schnittflächenkenngrößen, der Bildung von Kaltaufschweißungen, dem Verschleißzustand der Schneidaktivelemente und der Flittermenge dargestellt werden kann.

## 4 Versuchsanlagen und Messeinrichtungen

### 4.1 Versuchsanlagen

#### 4.1.1 Mechanische Schnellläuferpressen mit Haspel und Richtapparat

Die experimentellen Einzel- und Dauerhubversuche wurden auf den mechanischen Schnellläuferpressen vom Typ BSTA 1250 - 181 B2 bzw. BSTA 510 - 125 B2 der Fa. Bruderer AG, Frasnacht (Schweiz) durchgeführt. Beide Maschinen besitzen für den Prozess ausreichende Nennpresskräfte. Vollständige translatorische und rotatorische Massenausgleichssysteme in Kombination mit engen Fertigungstoleranzen der Führungselemente ermöglichen größtmögliche Präzision, die Bauart und Gestellform verhindern ein einseitiges Aufbiegen, sodass minimale Werkzeugbelastungen und -beanspruchungen auftreten und konstante Schnittflächenkenngrößen entlang der gesamten Schnittlinie zu erwarten sind. Dies bietet optimale Randbedingungen für reproduzierbare Versuchsdurchführungen und vergleichbare Ergebnisse. Tabelle 4.1 stellt die technischen Daten der Maschinen gegenüber.

*Tabelle 4.1: Ausgewählte technische Daten der verwendeten Schnellläuferpressen vom Typ BSTA 1250 – 181 B2 bzw. BSTA 510 – 125 B2 der Fa. Bruderer AG, Frasnacht (Schweiz) (Bruderer AG, 2016; Bruderer AG, 2015)*

<b>Kenngröße</b>	<b>BSTA 1250 - 181 B2</b>	<b>BSTA 510 - 125 B2</b>
Nennkraft	1250 kN	510 kN
Hubfrequenzen	60 - 600 Hübe/min	100 - 1050 Hübe/min
Verstellhubhöhe	19 mm, 26 mm, 40 mm, 55 mm, 68 mm, 80 mm, 90 mm, 96 mm, 100 mm	16 mm, 19 mm, 25 mm, 32 mm, 38 mm, 44 mm, 51 mm
Aufspannfläche	1790 mm x 1070 mm	1240 mm x 650 mm
Werkzeugeinbauhöhe	256 mm - 385 mm	256 mm - 344 mm
Einbauraumerhöhung	120 mm	100 mm

Für die Dauerhubuntersuchungen ist die BSTA 1250 - 181 B2 mit einem Servovorschub vom Typ BSV 300 ausgestattet. Dieser fördert das Blechband durch eine Vorschubwalze in den Pressenarbeitsraum. (Bruderer AG, 2016) Der Verarbeitungsmaschine vorangestellt ist eine kombinierte Haspel- und Richtmaschine inklusive sensorischer Überwachung der Fa. Kohler Maschinenbau GmbH, Friesenheim (Deutschland) vom Typ 18.260 / 19 - 2000.2 H (Kohler Maschinenbau GmbH, 2014). Dadurch wird die kontinuierliche Versorgung der Schnellläuferpresse im Dauerhub ermöglicht. Gleichzeitig kann die unnötige Abwicklung des Bandes und die Entstehung von Bandschlaufen vermieden werden.

## 4.2 Mess- und Prüfeinrichtungen

### 4.2.1 Universal-Zugdruck-Prüfmaschine

Die Materialcharakterisierung sowie die Ermittlung der auftretenden vertikalen Prozesskräfte wurden mit der Universal-Zugdruck-Prüfmaschine Zwick Typ 1484 / DUPS-M der Fa. Zwick GmbH & Co. KG, Ulm (Deutschland) durchgeführt. Sie besitzt eine obere (bis maximal 20 kN) und eine untere Prüfkammer (bis maximal 200 kN) zur Zug- und Druckprüfung. Die Kraftmeseinrichtungen der Anlage entsprechen den Genauigkeitsanforderungen der Klasse 1 nach DIN EN ISO 7500-1. Die Prüfmaschine erlaubt Traversengeschwindigkeiten bis 200 mm/min. Die Verformungen und Verfahrswege wurden mittels taktilen Längen- und Breitenaufnehmern direkt an den Proben abgenommen. Zur Untersuchung eines Temperatureinflusses auf die mechanischen Werkstoffeigenschaften steht die integrierbare Temperierkammer vom Typ EC2021 der Fa. Zwick GmbH & Co. KG, Ulm (Deutschland) zur Verfügung. Diese ermöglicht gleichmäßige Temperaturen bis 250 °C nach entsprechender Auf- und Durchheizzeit. Die Datenauswertung und grafische Ergebnisaufbereitung für die Weiterverarbeitung erfolgte mit der Software TestExpert. (Zwick GmbH & Co. KG, 2008)

### 4.2.2 Tastschnittgerät

Die Schnittteile bzw. Schneidaktivelemente wurden hinsichtlich der Schnittflächenkenngrößen Kanteneinzug, Glattschnitt, Bruch und Grat bzw. der Schneidkantengeometrie mit einem taktilen Messsystem der Fa. Mahr GmbH, Göttingen (Deutschland) vermessen. Das Konturmessgerät arbeitet nach dem Tastschnittverfahren entlang einer Linie und liefert ein zweidimensionales Ergebnis des Oberflächenprofils mit einer Auflösung von 1 µm.

Zur Profilermittlung stehen eine Doppel- und eine Kegeltastspitze aus Hartmetall zur Verfügung. Zur Vermessung der Schnittflächencharakteristika wurde die Doppeltastspitze mit Gesamthöhe 18 mm und Kopfradien von 25 µm verwendet. Die Kegeltastspitze zur Ermittlung der Schneidkantengeometrien hat eine Gesamthöhe von 36 mm mit einem Kopfradius von 25 µm. Die Tastnadeln sind jeweils auf 350 mm langen Tastarmen montiert.

Das Vorschubsystem PCV 200 bewegt diese entlang eines definierten Weges (Taststrecke in x-Richtung). Dabei werden die konturbedingten Auslenkungen des Tastarms in z-Richtung gemessen und mittels der Kenntnis über die verwendete Messnadel auf Profilpunkte umgerechnet. Das automatisierte Verfahren der Probe ist in y-Richtung durch einen mechanisch angetriebenen Tisch möglich. Die Auswertung der gemessenen Profile erfolgte mittels MarWin XR 20 softwaregestützt. Tabelle 4.2 zeigt ausgewählte technische Daten des verwendeten Konturenvorschubgeräts PCV. (Mahr GmbH, 2005; DIN EN ISO 4287)

Tabelle 4.2: *Ausgewählte technische Daten des Konturenvorschubgeräts PCV (Mahr GmbH, 2013)*

<b>Kenngroße</b>	<b>Kennwerte</b>
Taststrecke	1 mm bis 200 mm (x-Richtung)
Messbereich	50 mm bei 350 mm-Tastarm (z-Richtung)
Messunsicherheit $u_{95}$	$(2 + L / 50) \mu\text{m}$ , L in mm (x- und z-Richtung) $(2 + L / 50) \mu\text{m}$ , L in mm (x- und z-Richtung)
Positioniergenauigkeit	1 $\mu\text{m}$ (x- und z-Richtung)
Auflösung	1 $\mu\text{m}$ (x-Richtung) 0,38 $\mu\text{m}$ (z-Richtung) bezogen auf 350°mm-Tastarm

Die Rauigkeitsmessungen der Schneidaktivelemente wurden mit der Vorschubeinheit PGK 20 und dem Tastsystem des Typs MFW 250 (B) durchgeführt. Die Auswertung erfolgte softwaregestützt ebenfalls mit der Software MarWin. (Mahr GmbH, 2002; Mahr GmbH, 2005)

#### 4.2.3 Koordinatenmessmaschine

Zur Vermessung und Kontrolle der Werkzeugtoleranzen wurde die 3D-Koordinatenmessmaschine des Typs Wenzel LH 87 Premium Select der Fa. Wenzel Präzision GmbH, Wiesthal (Deutschland) mit dem Tastkopf der Fa. Renishaw plc, New Mills (Großbritannien) verwendet. Dieser kann je nach Messaufgabe messend und schaltend betrieben und mit verschiedenen Tastern im Längenbereich zwischen 50 mm bis 105 mm bestückt werden. Die Tischgröße von 800 mm x 1000 mm x 700 mm ermöglicht die Vermessung ganzer Werkzeuge. Die Steuerung und Auswertung erfolgte softwaregestützt mit Metrosoft Metrology. Tabelle 4.3 zeigt ausgewählte technische Daten der Koordinatenmessmaschine. (Wenzel Präzision GmbH, 2012)

Tabelle 4.3: *Ausgewählte technische Daten der Koordinatenmessmaschine Wenzel LH 87 (Wenzel Präzision GmbH, 2012)*

<b>Kenngroße</b>	<b>Kennwerte</b>
Auflösung	0,05 $\mu\text{m}$
Grenzwert Längenmessabweichung (gemäß DIN EN ISO 10360-2)	$(1,5 + L / 450) \mu\text{m}$ , L in mm

#### 4.2.4 Härtemessgerät

Das Mikro- / Makro-Indentationshärteprüfsystem Leco AHM 43 der Fa. Leco Corporation, St. Joseph (USA) wurde zur Durchführung von Mikrohärtmessungen genutzt. Ein verfahrbarer x-y-Tisch ermöglicht die vollständig automatisierte Messung einer im Probenhalter auf dem Probenhalter platzierten Probe. Zur Probenpositionierung stehen Objektive mit Vergrößerungen 5 x,



10 x und 50 x auf dem Objektrevolver zur Verfügung. Zur Prüfung der Mikrohärtigkeit wird eine Diamantpyramide nach Vickers verwendet. Die Steuerung und Auswertung der Eindrücke erfolgte softwaregestützt. (Leco Corporation, 2005)

#### **4.2.5 Funkenemissionsspektrometer**

Die chemische Zusammensetzung der Werkstoffe wurde mit dem Funkenemissionsspektrometer Foundry-Master der Fa. WAS Worldwide Analytical Systems AG, Uedem (Deutschland) bestätigt.

Eine oberflächliche Entladung durch einen Funken schmilzt die Probenoberfläche an und verdampft den Probenwerkstoff. In Kombination mit der hohen Energie des Funkens entsteht ein Plasma, welches Licht aussendet. Dieses wird an einem optischen Gitter gebrochen, mit lichtempfindlichen Halbleitern analysiert und ermöglicht die Quantifizierung der chemischen Bestandteile. (WAS Worldwide Analytical Systems AG, 2009)

#### **4.2.6 Mikroskopie**

Die Gefügeuntersuchungen wurden mit dem Auflichtmikroskop Axioplan 2 der Fa. Carl Zeiss Microscopy GmbH, Göttingen (Deutschland) durchgeführt. Dieses ermöglicht optische Auswertungen mit Vergrößerungen von 25:1 bis 2.500:1. Die integrierte Mikroskopiekamera Axio-Cam MRc 5 ermöglicht Aufnahmen zu Dokumentationszwecken mit einer maximalen Auflösung von 2.584 x 1.936 Pixel. (Carl Zeiss Microscopy GmbH, 2005)

Die visuellen Untersuchungen der Bauteilschnittflächen und der kaltaufgeschweißten Aktivelemente wurden mit dem Digitalmikroskop VHX-2000 der Fa. Keyence Corporation, Osaka (Japan) durchgeführt. Dieses ist mit dem Zoom-Objektiv VH-Z20R ausgestattet und erlaubt hochaufgelöste Vergrößerungen von 20:1 bis 200:1. Die motorbetriebene z-Achsen-Steuerung ermöglicht eine Autofokus-Suche und die Zusammensetzung von Bildern mit hoher Tiefenschärfe bzw. 3D-Abbildungen durch eine schichtweise Objektabtastung. Der motorbetriebene Objektisch verfährt zur schrittweisen Bildzusammensetzungen großer Betrachtungsbereiche automatisch in x- und y-Richtung. Umfangreiche Messfunktionen ermöglichen die Vermessung der Objekte. (Keyence Deutschland GmbH, 2012)

#### **4.2.7 Präzisionswaagen**

Die quantitative Flitterbestimmung wurde mit zwei Präzisionslaborwaagen durchgeführt. Zur Ermittlung des Flittergewichts im Filtereinsatz wurde die Präzisionslaborwaage Steinberg Systems SBS-LW 7500A der Fa. Expondo Polska spółka z ograniczoną odpowiedzialnością sp. k., Zielona Góra (Polen) verwendet. Die Laborwaage besitzt einen Messbereich bis 7.500 g mit einer Staffelung von 0,1 g und einer Linearität von 0,1 %. (Steinberg Systems, 2017)

Zur gewichtstechnischen Bestimmung des losen Flitters wurde die Laborpräzisionswaage PCB 250-3 der Fa. Kern & Sohn GmbH, Balingen (Deutschland) verwendet. Sie besitzt einen Wägebereich bis maximal 250 g mit einer Ablesbarkeit von 0,001 g. Die Linearität ist mit 0,005 g angegeben. (Kern & Sohn GmbH, 2017)

#### 4.2.8 Partikelgrößenanalysegerät

Zur Bestimmung der Größenverteilung und absoluten Flittermengen wurde das Partikelgrößenmessgerät PartAn 3D der Fa. Microtrac, Montgomeryville (USA) verwendet. Es erlaubt die dreidimensionale und kontaktlose Vermessung verschiedener morphologischer Parameter von trockenem Schüttgut im Größenbereich von 15  $\mu\text{m}$  bis 35 mm. Die Analyse, Zählung und Messung erfolgt dynamisch mittels einer Hochgeschwindigkeitskamera. Tabelle 4.4 zeigt ausgewählte technische Daten des Partikelmessgeräts. (Microtrac, 2017, S. 2)

*Tabelle 4.4: Ausgewählte technische Daten des Partikelmessgeräts Microtrac PartAn 3D (Microtrac, 2017, S. 2)*

<b>Kenngroße</b>	<b>Kennwerte</b>
Messbereich	15 $\mu\text{m}$ bis 35 mm
Messprinzip	Dynamische Bildanalyse nach ISO13322-2 und ISO 9276-6
Abtastrate	100 Bilder pro Sekunde

### 4.3 Konstruktions- und Simulationssoftware

Zur virtuellen Berechnung von Prozessspannungen und Prozesskräften während des Schneidprozesses wurde die Finite-Elemente-Methode (FEM) verwendet. Der Zerteilvorgang ist ein hochdynamischer, nichtlinearer Prozess, der mit einer expliziten Integrationsmethode nachgebildet wurde. Hierfür wurde Abaqus / Explicit Version 6.12-3 von Dassault Systèmes HQ, Vélizy-Villacoublay (France) verwendet. (Abaqus, 2012) Das Integrationsverfahren des Solvers ermöglicht eine garantierte Lösung bei der Wahl eines sinnvollen Zeitschritts, bei guter Auflösung und Robustheit für den zeitlich extrem kurzen, nichtlinearen, dynamischen Prozess (Nothhaft, 2014, S. 36). In der industriellen Praxis hat sich die FEM zur virtuellen Bauteilabsicherung und Vorhersage von Blechumformprozessen etabliert. Dies steht für die Scherschneidsimulation allumfänglich noch aus. Ein Grund liegt in der fehlenden Allgemeingültigkeit des abzubildenden Versagensverhaltens des Blechwerkstoffs. (Krininger et al., 2017, S. 1570-1575)

Sämtliche Computer-Aided-Design-(CAD)-Konstruktionen wurden mit dem 3D-CAD-Konstruktionsprogramm Catia V5-6R2014 von Dassault Systèmes HQ, Vélizy-Villacoublay (France) durchgeführt.

## 5 Werkstoffe

### 5.1 Werkzeugwerkstoff

Sämtliche Schneidaktivelemente des Versuchswerkzeugs wurden aus dem hochlegierten Werkzeugstahl X153CrMoV12 (Werkstoffnummer 1.2379) gefertigt. Dieser gehört zur Gruppe der legierten Kaltarbeitsstähle. (DIN EN ISO 4957, 2017, S. 35) Die chemische Zusammensetzung laut Hersteller ist in Tabelle 5.1 dargestellt. Durch eine Wärmebehandlung wurden die Aktivelemente Ober- und Untermesser auf eine Härte von 58 + 2 HRC einsatzgehärtet.

*Tabelle 5.1: Chemische Zusammensetzung (in Gewichts-%) des Werkzeugstahls X153CrMoV12 (Dörrenberg Edelstahl GmbH, 2004)*

Bezeichnung	C [%]	Cr [%]	Mo [%]	V [%]
X153CrMoV12 (1.2379)	1,55	12,00	0,80	0,90

Der ledeburitische Stahl zeigt einen hohen Widerstand gegen abrasiven und adhäsiven Verschleiß bedingt durch einen hohen Volumengehalt an harten  $M_7C_3$ -Karbiden im Gefüge. (Dörrenberg Edelstahl GmbH, 2004; Cammann, 1986, S. 36-41) Der Werkstoff besitzt gute Zähig- und hohe Druckfestigkeiten bei wenig Maßänderung. Er ist für eine Nitrierung bzw. Beschichtung geeignet. Der Einsatzzweck erstreckt sich von Schneid-, Stanz- und Feinschneidwerkzeugen hin über Kaltscherenmesser, Fließpress- sowie Zieh- und Biegewerkzeugen zu Tiefzieh- und Bördelwerkzeugen. (Dörrenberg Edelstahl GmbH, 2004)

### 5.2 Blechwerkstoffe

#### 5.2.1 AA6014

Die Aluminiumlegierung AA6014 (EN AW AlMg0,6Si0,6V) wurde für die Simulationskalibrierung und -analyse sowie für sämtliche Schneidversuche im Einzel- und Dauerhub verwendet. Sie ist durch die temperaturabhängige Löslichkeit der intermetallischen Phase  $Mg_2Si$  im Al-Mischkristall kalt- und warmaushärtbar. Mittels Warmaushärtung sind die günstigsten Festigkeitseigenschaften erreichbar. (DIN EN 573-3, 2013, S. 12; Merkel und Thomas, 2003, S. 302; Novelis Deutschland GmbH, 2011)

Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs nach Herstellerangaben und eigenen Messungen mittels Funkenspektrometer (vgl. Kapitel 4.2.5) ist in Tabelle 5.2 angegeben. Die eigens durchgeführten Untersuchungen zeigen sowohl beim Si- und Mg-Anteil geringfügig höhere Werte und liegen außerhalb der Norm. Diese sind in Tabelle 5.2 der Vollständigkeit halber hervorgehoben dargestellt.

Tabelle 5.2: *Chemische Zusammensetzung (in Gewichts-%) des Werkstoffs AA6014 nach Herstellerangaben und eigenen Messungen mittels Funkenspektrometer (Novelis Deutschland GmbH, 2011)*

	<b>Si</b> [%]	<b>Fe</b> [%]	<b>Cu</b> [%]	<b>Mn</b> [%]	<b>Mg</b> [%]	<b>Cr</b> [%]	<b>Zn</b> [%]	<b>Ti</b> [%]
Novelis	0,59	0,25	0,12	0,09	0,64	k. A.	k. A.	k. A.
utg	<b>0,85</b>	0,30	0,09	0,08	<b>0,81</b>	0,03	0,06	0,03

Tabelle 5.3 zeigt für die Simulation relevante Werkstoffeigenschaften nach Herstellerangaben.

Tabelle 5.3: *Relevante Eigenschaften des Werkstoffs AA6014 (Novelis Deutschland GmbH, 2011)*

<b>Kenngroße</b>	<b>Kennwerte</b>
Dichte	$2,7 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
Elastizitätsmodul	70.000 N/mm <sup>2</sup>

Die typischen mechanischen Werkstoffeigenschaften senkrecht zur Walzrichtung gemäß DIN EN 10002 sind in Tabelle 5.4 angegeben. Eigens durchgeführte Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 (Probenform H 12,5 x 50 nach DIN 50125) bestätigen diese Angaben bzw. die garantierten mechanischen Eigenschaften (Novelis Deutschland GmbH, 2011). Weitere Zugversuche fanden im Rahmen der Materialmodellierung für die Simulation statt (vgl. Kapitel 7.2.1).

Tabelle 5.4: *Mechanische Kennwerte des Werkstoffs AA6014 (Novelis Deutschland GmbH, 2011)*

<b>R<sub>p0,2</sub></b> [MPa]	<b>R<sub>m</sub></b> [MPa]	<b>A<sub>g</sub></b> [%]	<b>A<sub>80</sub></b> [%]	<b>R<sub>p0,2</sub> / R<sub>m</sub></b> [-]	<b>n<sub>5</sub></b> [-]	<b>r<sub>10</sub></b> [-]
90	195	22,0	25,0	0,46	0,29	0,68

Die Einzelhubuntersuchungen im Zuge der Simulationskalibrierung und der Sensitivitätsanalyse wurden mit Werkstoff der Blechdicke 1,0 mm und dem Trockenschmierstoff Zeller Gmelin E1 als Oberflächenschutz durchgeführt. Für die Dauerhubversuche zur Flittermengenermittlung wurde der Blechwerkstoff mit Dicke 1,04 mm ohne Trockenschmierstoff verwendet. Das Blech wurde beim Spalten mit einer Minimalstmengenschmierung zum Schutz der Spaltanlage benetzt. Die Oberflächenbeschaffenheit entsprach einer Electron-Discharge-Texturing-(EDT)-Oberfläche (Bauer und Schadt, 2017, S. 56). Die Spaltbandbreite betrug 50 mm.

Der Anlieferungszustand der Legierung war T4, vorausgehärtet und stabilisiert (Bezeichnung PX von Novelis (Friedrich, 2014, S. 271)). Der Werkstoff unterliegt einer zeitabhängigen Verfes-

tigung durch Ausscheidungsbildung und -wachstum. Er entsprach während des gesamten Zeitraums der durchgeführten Versuche den vom Hersteller angegebenen garantierten mechanischen Eigenschaften.

Abbildung 5.1 zeigt mikroskopische Gefügeschliffbilder (Blechdicke) des Werkstoffs im Längs- bzw. Querschliff (vgl. Kapitel 4.2.6).

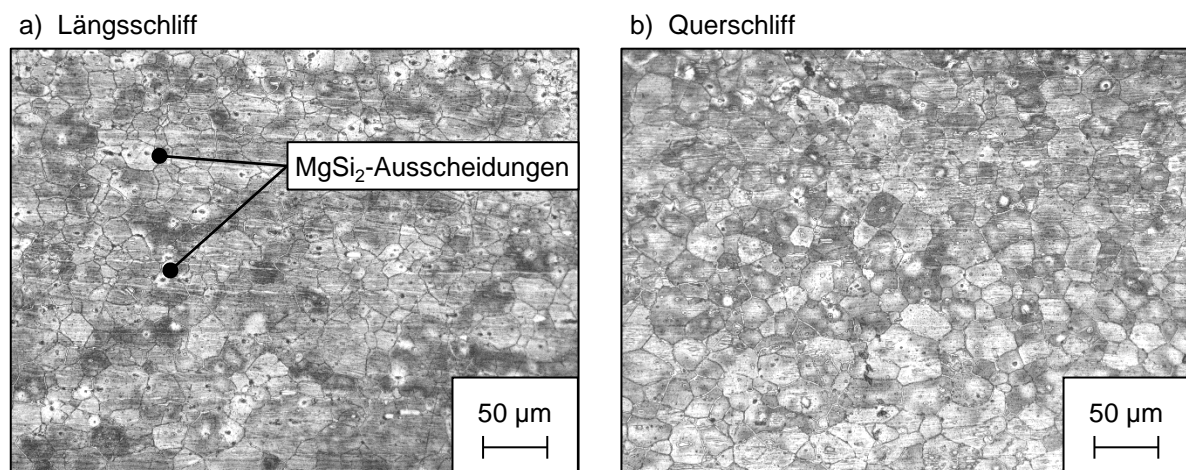


Abbildung 5.1: Gefügeschliffe des Werkstoffs AA6014 ohne kristallographische Vorzugsorientierung: a) Längsschliff (parallel zur Walzrichtung); b) Querschliff (senkrecht zur Walzrichtung)

Beide Gefügeschliffbilder bilden homogene Körner ohne kristallographische Vorzugsorientierung ab. Es kann von einem isotropen Werkstoffverhalten ausgegangen werden, was die simulationsgestützte Abbildung des Materialverhaltens vereinfacht. In den Schliffbildern sind die werkstofftypischen intermetallischen Mg<sub>2</sub>Si-Ausscheidungen als kleine dunkle Flecken zu erkennen. Diese liegen mittig in den Körnern sehr homogen verteilt vor, was zu einer Festigkeitssteigerung des Werkstoffs führt. Eine Anlagerung dieser Ausscheidungen an den Korngrenzen würde den Werkstoff verspröden lassen und dessen Umformbarkeit herabsetzen.

### 5.2.2 AA5754

Für den Transfer der Erkenntnisse auf andere Legierungsgruppen wurde die Aluminiumlegierung AA5754 (EN AW AlMg3) verwendet. Der Werkstoff zeichnet sich durch ein temperaturabhängiges Lösungsvermögen des Hauptlegierungselements Magnesium aus. Es handelt sich um ein System mit Mischungslücke im festen Zustand. AA5754 gehört zu den naturharten Aluminiumlegierungen. Aufgrund des geringen Magnesiumanteils bis 7 % kann durch Aushärten keine Festigkeitssteigerung erreicht werden. (DIN EN 573-3, 2013, S. 11; Merkel und Thomas, 2003, S. 302; Gleich Aluminiumwerk GmbH & Co. KG, 2016)

Tabelle 5.5 zeigt die chemische Zusammensetzung nach Herstellerangaben und eigenen Messungen mittels Funkenspektrometer (vgl. Kapitel 4.2.5). Die Messungen zeigen sehr gute Übereinstimmungen, alle Werte liegen in identischen Bereichen und in der Norm.

*Tabelle 5.5: Chemische Zusammensetzung (in Gewichts-%) des Werkstoffs AA5754 nach Herstellerangaben und eigenen Messungen mittels Funkenspektrometer (Constellium Germany Holdco GmbH & Co. KG, 2016)*

	<b>Si</b> [%]	<b>Fe</b> [%]	<b>Cu</b> [%]	<b>Mn</b> [%]	<b>Mg</b> [%]	<b>Cr</b> [%]	<b>Zn</b> [%]	<b>Ti</b> [%]
Constellium	0,11	0,35	0,04	0,25	2,84	0,04	0,01	0,02
utg	0,14	0,35	0,04	0,24	2,99	0,04	0,01	0,02

Tabelle 5.6 zeigt die mechanischen Kennwerte nach Herstellerangabe. Eigens durchgeführte Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 bestätigen diese Angaben. Der Werkstoff zeigt eine ausgeprägte Streckgrenze und Fließfiguren in Form von unregelmäßigen Zacken im gesamten Kurvenverlauf des Spannungs-Dehnungsdiagramms. Diese sind auf den Portevin LeChatelier-Effekt (dynamische Reckalterung) zurückzuführen und begründen die eingeschränkten Anwendungszwecke der Legierung auf strukturelle Karosseriebauteile (vgl. Kapitel 2.2.3). (Ostermann, 2014, S. 111-112)

*Tabelle 5.6: Mechanische Kennwerte des Werkstoffs AA5754 (Constellium Germany Holdco GmbH & Co. KG, 2016)*

<b><math>R_{p0,2}</math></b> [MPa]	<b><math>R_m</math></b> [MPa]	<b><math>A_g</math></b> [%]	<b><math>A_{80}</math></b> [%]	<b><math>R_{p0,2} / R_m</math></b> [-]	<b><math>n_{5(4-6)}</math></b> [-]	<b><math>r_{8-12}</math></b> [-]
97	211	21,4	25,6	0,46	0,36	0,70

Für die Dauerhubuntersuchungen wurde AA5754 mit der Blechdicke 1,0 mm und einer Spaltbandbreite von 49,5 mm verwendet. Laut Herstellerangabe war das verwendete Material frei von zusätzlichen Beölungen oder Schmierstoffen. Der Anlieferzustand H111 bedeutet, dass der Werkstoff gegläht und anschließend geringfügig kaltverfestigt wurde.

## 6 Versuchseinrichtungen

### 6.1 Versuchswerkzeug

Sämtliche Scherschneiduntersuchungen im Einzel- und Dauerhubbetrieb wurden mit dem identischen Versuchswerkzeug durchgeführt. Das angewendete Verfahren war ein vollkantig drückendes Scherschneiden mit offener Schnittlinie unter Verwendung eines Niederhalters. Die Schnittlinie war geradlinig, sodass der Geometrieinfluss der Schneidkante auf die Schnittflächen und die Flitterbildung isoliert betrachtet werden konnte.

Das säulengeführte Werkzeug besteht aus den drei Baugruppen Werkzeugunterteil, Niederhalterplatte und Werkzeugoberenteil (Krahn et al., 2009). Vier in der Werkzeuggrundplatte integrierte Führungssäulen übernehmen in Kombination mit spielfreien Kugelführungen aus Messing die Führung der Baugruppen zueinander. Zusätzliche Schraubenfedern und Wellensicherungsringe auf den Kugelkäfigen verhindern dessen Ver- bzw. Herausrutschen im Dauerhub und gewährleisten Prozessstabilität. Die überdimensionierten Säulen aus gehärtetem Stahl gewährleisten eine maximal hohe Werkzeugsteifigkeit und ermöglichen eine hohe Reproduzierbarkeit der charakteristischen Schnittflächen. Mögliche Effekte, verursacht durch Werkzeugverlagerungen, können ausgeschlossen werden.

Die Untersuchung verschiedener Blechlagewinkel während des Schneidprozesses erforderte Anpassungen an den Bandführungen, Schneidaktivelementen und Niederhaltern. Abbildung 6.1 zeigt eine Schnittdarstellung des angepassten Versuchswerkzeugs. Die Funktionsweise und verwendeten Werkzeugwerkstoffe werden im Anschluss näher beschrieben.

Die Werkzeuggrundplatte aus ungehärtetem S355-Stahl ist auf zwei Aufspannplatten fixiert. Die Untermesseraufnahme ermöglicht die Positionierung der unteren Schneidaktivelemente. Sie wurde aus gehärtetem Stahl der Güte 1.2379 gefertigt und konstruktiv für verschiedene Blechlagewinkel angepasst, sodass ein entsprechender Einlauf des Blechbandes auf das geeignete Schneidaktivelement möglich ist. Mittels eingepressten, gehärteten Buchsen und Passstiften wird sie auf der Werkzeuggrundplatte positioniert und anschließend verschraubt. Die unteren Schneidaktivelemente sind aus gehärtetem 1.2379 mit einer Härte von  $58 + 2$  HRC hergestellt und den Blechlagewinkeln entsprechend angepasst. Für die neutrale Blechlage  $0^\circ$  entsprechen diese rechtwinkligen Schneidleisten. Für den Blechlagewinkel  $10^\circ$  beträgt der Innenwinkel  $100^\circ$ , bei  $20^\circ$  liegt ein Innenwinkel von  $110^\circ$  an der Schneidkante vor. Jeweils 5 mm unterhalb der Blechebene sind auf deren Mantelflächen Freischliffe von  $1,5^\circ$  vorgesehen. Diese verursachen keine Beeinflussung des Schneidergebnisses, da selbst bei maximaler Stempelein-tauchtiefe ( $ET$ ) dieser Bereich nicht überschritten wird. Die Wirkoberflächen sind gleichartig auf eine Rauheit von  $Ra\ 0,8$  geschliffen. Mittels Schrauben und entsprechendem Drehmoment

werden sie in der Untermesseraufnahme verschraubt. Der Schneidspalt wird über das Maß der unteren Aktivelemente bzw. durch Hinzufügen von angepassten Blechen bzw. Folien eingestellt. Enge Form- und Lagetoleranzen gewährleisten eine genaue Einstellbarkeit. Zusätzlich sind flexibel an den Blechlagewinkel anpassbare Bandläufe aus St37 zur Führung des einlaufenden Blechbands vorhanden.

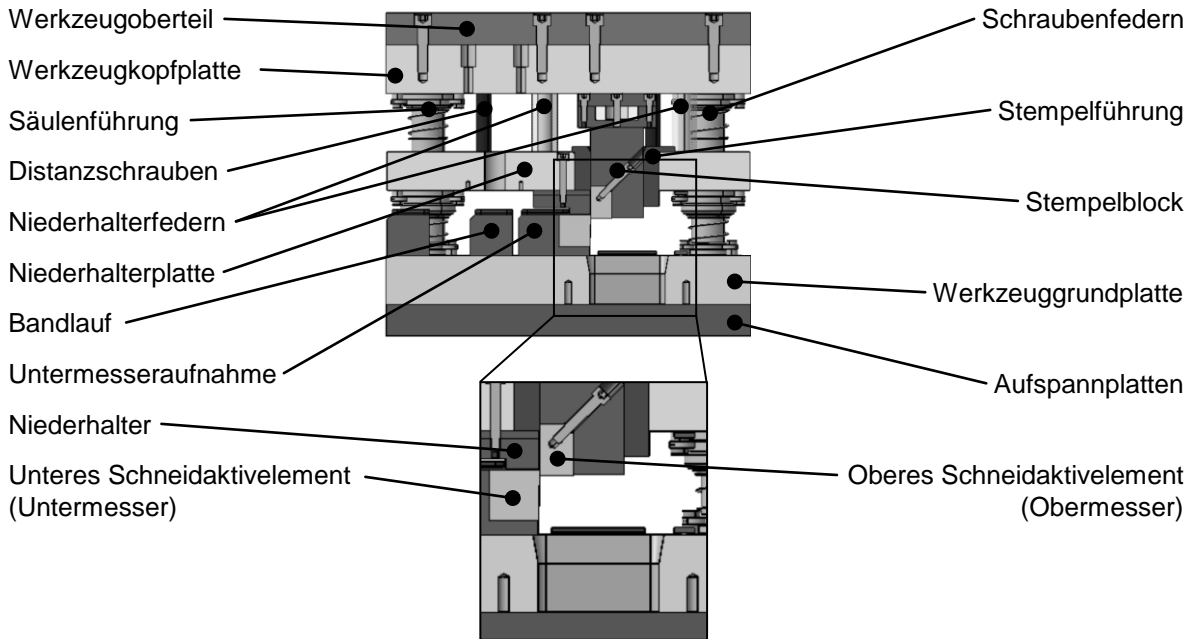


Abbildung 6.1: Scherschneidwerkzeug (geschlossen, ohne Blech) zur Untersuchung des vollkantig drückenden Scherschneidprozesses mit offener, geradliniger Schnittlinie unter Verwendung eines Niederhalters

Die Niederhalterplatte ist aus ungehärtetem S355-Stahl gefertigt. Sie übernimmt mit einem gehärteten Einsatz aus 1.2379 die enge Führung des im Werkzeugoberteil fixierten, jedoch schwimmend gelagerten Stempelblocks mit dem oberen Schneidaktivelement. Somit ist für das Scherschneiden von Aluminium die höchstmögliche Präzision bei geringsten Verlagerungen während des Schneidprozesses gewährleistet. Vier Schraubenfedern erzeugen die Niederhalterkraft. Sie werden mittels einer Schrauben-Hülsen-Kombination direkt auf der Niederhalterplatte vorgespannt. Die Federn sind symmetrisch um den Stempelblock angeordnet, sodass ein Verkippen verhindert und ein eventuelles Fressen unterbunden werden. Die an die Blechlagewinkel angepassten Niederhalter sind aus nicht gehärtetem 1.2379 hergestellt und werden auf der Niederhalterplatte mittels Passstiften positioniert. Sie bewirken die vollflächige Niederhaltung des Blechs über die gesamte Blechbreite auf einer projizierten Länge von 19,6 mm.

Der Werkzeugoberteil und die -kopfplatte bestehen aus ungehärtetem S355-Stahl. Die Kopfplatte bildet die Fixierung und gleichzeitig die Druckplatte für den Stempelblock. Dieser gehärtete Block aus 1.2379 ist schwimmend gelagert und entspricht der Aufnahme der oberen Schneidaktivelemente. Die oberen Schneidaktivelemente sind rechtwinklige Schneidleisten aus



1.2379 und auf eine Härte von  $58 + 2$  HRC wärmebehandelt. Sie sind an die jeweiligen Blechlagewinkel angepasst und entsprechend der geringeren Höhe der Untermesser verlängert. Somit findet der Schneidprozess für sämtliche Blechlagewinkel im identischen Werkzeugschließzustand statt. Sie sind ohne Freischliff auf der Mantel- und ohne Schräge auf der Stirnfläche ausgeführt, sodass sie bei neutraler Blechlage beim ersten Kontakt mit dem Blechstreifen vollflächig mit der Stirnfläche aufliegen. Sämtliche im Eingriff befindliche Oberflächen sind gleichzeitig auf eine Rauheit von  $Ra\ 0,8$  geschliffen. Die Schleifriefenorientierung auf der Mantelfläche entspricht der Bewegungsrichtung des Pressenstößels. Eine Beeinflussung der entstehenden Schnittflächen und Flittermengen aufgrund verschiedener Schleifriefenorientierungen kann ausgeschlossen werden. Die Schneidaktivelemente werden mittels zwei horizontalen und einer diagonalen Schraube im  $45^\circ$ -Winkel zur Horizontalen mit entsprechendem Drehmoment am Stempelblock fixiert. Diese Konstruktion ermöglicht die Demontage der Schneidaktivelemente, ohne dass der Stempelblock vollständig aus der Führung herausgezogen werden muss. Im Zuge der Flitteruntersuchungen ist dies besonders wichtig, da andernfalls die aufgeschweißten Schneidaktivelemente durch die enge Führung getrieben werden müssten, was zur Ablösung bzw. zur Veränderungen der geometrischen Ausprägung der Aufschweißungen führen würde. Die Werkzeugkopfplatte ist über Distanzschrauben mit der Niederhalterplatte verbunden. Während des Hubs ermöglichen sie den zusätzlich zurückzulegenden Weg bei bereits aufgesetztem Niederhalter sowie die Mitnahme des Niederhalters nach dem vollständigen Austauschen des Schneidaktivelements und der Werkzeugöffnung.

## 6.2 Konzept zur Flitterabsaugung

Ein Konzept zur reproduzierbaren Absaugung und Sammlung des während des Dauerhubbetriebs entstandenen Flitters wurde für das Versuchswerkzeug entwickelt, konstruiert, gefertigt und in Voruntersuchungen getestet. Es besteht aus den Baugruppen Einhausung und Absaugturm sowie einem Seitenkanalverdichter inklusive Peripherie zur Bereitstellung der Absaugleistung. Die konstruktive Umsetzung ist in Abbildung 6.2 als Schnittdarstellung abgebildet.

Die Einhausung der Schneidzone besteht aus angepasst gebogenen, antistatischen Kunststoffplatten aus transparentem, schlagzähem Polycarbonat (PC). Diese werden auf der Grund- bzw. der Niederhalterplatte verschraubt. Die weit überlappende und eng bemessene, anliegende Konstruktion ermöglicht eine vollständige Hubbewegung. Aufgrund des elastischen Widerstands des Kunststoffs gegen die Biegung und die Verschraubung dichten die Platten gegeneinander ab, sodass kein Flitter entweichen kann. Die obere Einhausung umschließt vollständig drei Seiten der Schneidzone. Im Bereich links und rechts des Niederhalters ist sie geöffnet, sodass an diesen Stellen gezielt Luft angesaugt werden kann. Die untere Einhausung dichtet die drei Seiten ab und schließt zusätzlich auf der vierten Seite die unteren Schneidaktivelemente bündig

ein. Ein antistatischer Kunststoffeinsatz stabilisiert die untere Einhausung. Dieser ist innen trichterförmig ausgeführt, sodass Bauteile und Flitter gezielt in die Abfallöffnung des Werkzeugs geleitet werden. Seine Geometrie ist so ausgeführt, dass ein Verkanten der Blechteile nicht möglich ist und ein Verstopfen des Abfalltrakts ausgeschlossen werden kann.

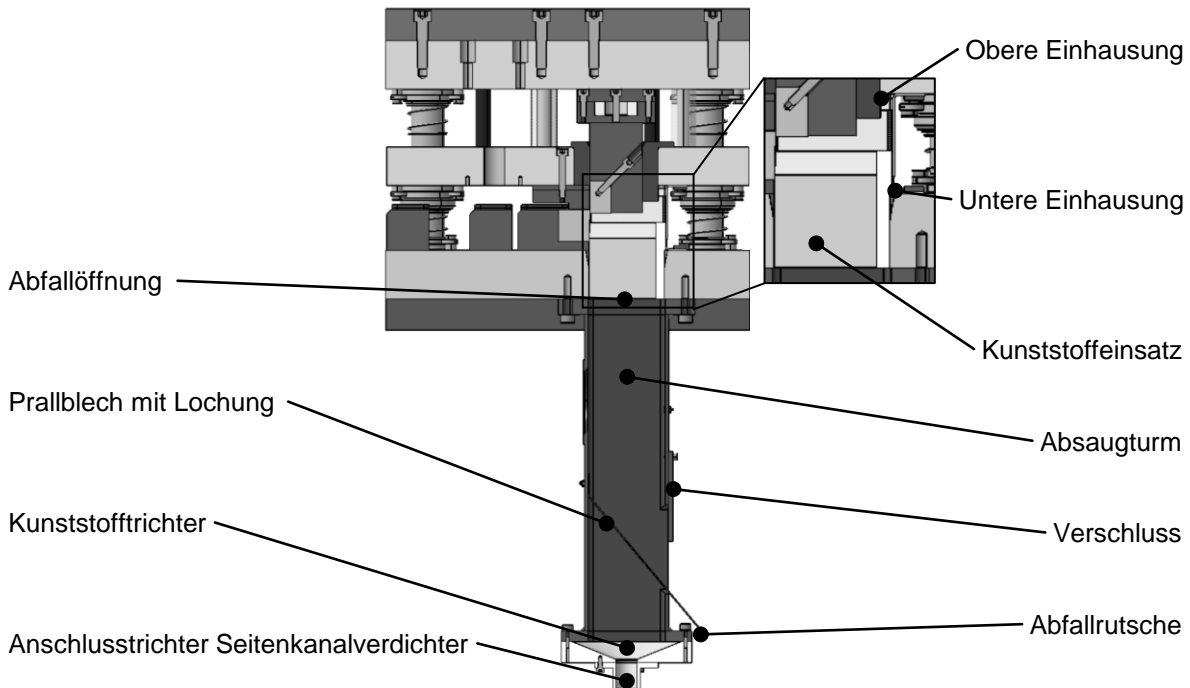


Abbildung 6.2: Scherschneidwerkzeug mit integriertem Flitterabsaugkonzept zur reproduzierbaren Ermittlung des Aluminiumflitters im Dauerhubbetrieb

Der Absaugturm ist unterhalb der Werkzeugabfallöffnung angeflanscht und zusätzlich mit einem gelochten Prallblech ausgestattet. Die fallenden Bauteile werden dadurch umgelenkt und durch die Öffnung unterhalb des Verschlusses aus dem Absaugturm befördert. Mittels einer Abfallrutsche gelangen sie in den Schrottcontainer. Der Verschluss ermöglicht die maximal mögliche Reduzierung der Abfallöffnung, sodass möglichst wenig Saugkraftverlust stattfindet, aber auch kein Abfallstau die Prozessstabilität beeinträchtigt. Unterhalb des Prallblechs befindet sich ein Kunststofftrichter, an dem der Absaugschlauch zum Seitenkanalverdichter angebracht ist. Dieser ist aufgrund des Saugkraftverlustes so kurz wie möglich und auf der Innenseite glatt ausgeführt, sodass sich dort kein Flitter verfangen kann.

Der Luftstrom zur Flitterabsaugung wird in diesem Konzept durch die niederhalterseitige Öffnung der Einhausung angesaugt und durch den Turm, das Lochblech, den Trichter und den Schlauch hindurch zum Seitenkanalverdichter gelenkt. Beim Scherschneidprozess auftretender Flitter wird durch die Sogwirkung mitgerissen, eventuell an den Bauteilen anhaftender Flitter bzw. Grate werden durch den Aufschlag auf das Prallblech bzw. die im Turm vorherrschende Sogwirkung gelöst und abgesaugt. Dies konnte in Vorversuchen bestätigt werden.

Der Seitenkanalverdichter vom TYP SV 5.250 / 2-150 der Fa. Gebr. Becker GmbH, Wuppertal (Deutschland) in der Betriebsart Vakuumpumpe dient als Antrieb für die gesamte Flitterabsaugung und liefert die Absaugleistung. Die luftgekühlte Pumpe mit Bypass wird von einem Elektromotor angetrieben und mit einem vorgeschalteten Filtertopf verwendet. Dieser bildet den Anschluss hin zum Absaugturm. Im Filtertopf ermöglicht ein Luftfilter vom Typ C 151 24 / 1 der Fa. Mann + Hummel GmbH, Ludwigsburg (Deutschland) die Trennung von Luftstrom und Aluminiumpartikeln. Der Seitenkanalverdichter erzeugt eine Leistung von 2,0 kW. Mittels eines vorgeschalteten Frequenzrichters konnte die Absaugleistung für sämtliche Versuchsreihen in Vorversuchen so eingestellt werden, sodass die Sogwirkung zur Absaugung des Flitters ausreichend war, aber das Anhaften von Bauteilen und somit ein Verschließen des Absaugtrakts vermieden werden konnte. Vorversuche bestätigten, dass die Absaugleistung des Seitenkanalverdichters ausreicht, um mit dem vorgestellten Aufbau auf der Stirnfläche des unteren Schneidaktivelements liegende Flitterpartikel abzusaugen. Der Bypass verhindert die Überhitzung des Seitenkanalverdichters für den ungeplanten Fall, dass die Absaugung durch Flitter oder Bauteile zeitweise verstopft wird.

Tabelle 6.1 zeigt ausgewählte technische Daten des verwendeten Seitenkanalverdichters gemäß dem technischen Datenblatt des Herstellers. (Gebr. Becker GmbH, 2003)

*Tabelle 6.1: Ausgewählte technische Daten des Seitenkanalverdichters TYP SV 5.250 / 2-150 (Gebr. Becker GmbH, 2003)*

<b>Kenngröße</b>	<b>Leistungswert</b>
Maximale Saugluftmenge	130 m <sup>3</sup> /h
Maximaler Unterdruck	-400 mbar
Installierte Motorleistung	2,0 kW
Drehzahl	2900 U/min

## 7 Versuchsbeschreibung und -durchführung

### 7.1 Experimentelle Einzelhubversuche

#### 7.1.1 Basis zur Simulationskalibrierung

Die experimentellen Einzelhubversuche hatten das Ziel, Schnittflächen zu erzeugen, mit denen eine inverse Simulationskalibrierung möglich war. Anhand dieser Schnittflächenkenngrößen wurde das Versagensverhalten der Simulation gezielt dahingehend verändert, sodass hinsichtlich der charakteristischen Schnittflächenkenngrößen gute Übereinstimmungen erkennbar waren und eine simulationsgestützte Vorhersagbarkeit gegeben war.

Für die Einzelhubversuche wurde folgende Referenzkonstellation verwendet: Beide Pressen wurden mit einer Hubhöhe von 19 mm betrieben (vgl. Kapitel 4.1.1). Die Stirnfläche des oberen Schneidaktivelements tauchte beim Schneidprozess 0,1 mm unter die Stirnfläche des Untermessers ein, sodass das Blech vollständig durchtrennt und abgestreift wurde. Der Vorschub wurde auf 10 mm eingestellt. Die Hubzahl für sämtliche Einzelhubversuche lag bei 100 Hub/min. Durch die Kinematik der mechanischen Presse ergab sich daraus eine Anschneidgeschwindigkeit von 0,05 m/s. Nach jedem Hub wurden die Schneidkanten mit Ethanol gereinigt und trocken abgewischt. Der Bildung von Kaltaufschweißungen konnte so entgegengewirkt und eine hohe Reproduzierbarkeit der Ergebnisse gewährleistet werden. Zur Verbesserung der Zugänglichkeit wurde das Versuchswerkzeug im Einzelhub ohne die Absaugeinrichtung und Einhausung betrieben.

Zur Absicherung der simulationsgestützten Aussagekraft wurden die vertikalen Prozesskräfte beim Schneiden auf der Universal-Zugdruck-Prüfmaschine ermittelt (vgl. Kapitel 4.2.1). Die Versuchsdurchführung fand analog zum oben beschriebenen Vorgehen mit denselben Werkzeugaktivelementen bei vergleichbaren Randbedingungen in der Versuchsanlage statt.

Werkzeugseitig wurden folgende Parameter eingestellt: Die drei Blechlagewinkel  $0^\circ$ ,  $10^\circ$  und  $20^\circ$  wurden mit einem relativen Schneidspalt von 10 % untersucht. Dieser wurde mit Präzisionsfolien entlang der gesamten Schnittlinie im zusammengebauten und eingetauchten Werkzeugzustand kontrolliert und über entsprechende vollflächige Bleche bzw. Folien angepasst. Anschnittversuche mit scharfkantigen Schneidaktivelementen bestätigten die eingestellten Parameter. Die Schneidaktivelemente wurden mit tangential übergehenden Schneidkantenradien von  $50\ \mu\text{m}$  zwischen Stirn- und Mantelfläche versehen. Diese wurden manuell mit Schleifpapier und Polierpaste erzeugt und taktile an jeweils 10 sich im Eingriff befindlichen Stellen vermessen (vgl. Kapitel 4.2.2). Der Abstand zwischen den einzelnen Messpunkten betrug 5 mm, sodass die Gleichmäßigkeit des Schneidkantenradius über die gesamte Blechstreifenbreite

sichergestellt war. Die beiden inneren Messpunkte lagen von der Mitte des Schneidaktivelements aus um jeweils 2,5 mm nach links und rechts versetzt. Die Positionen der einzelnen Messstellen und der Messstrecken können aus Abbildung 7.1 entnommen werden.

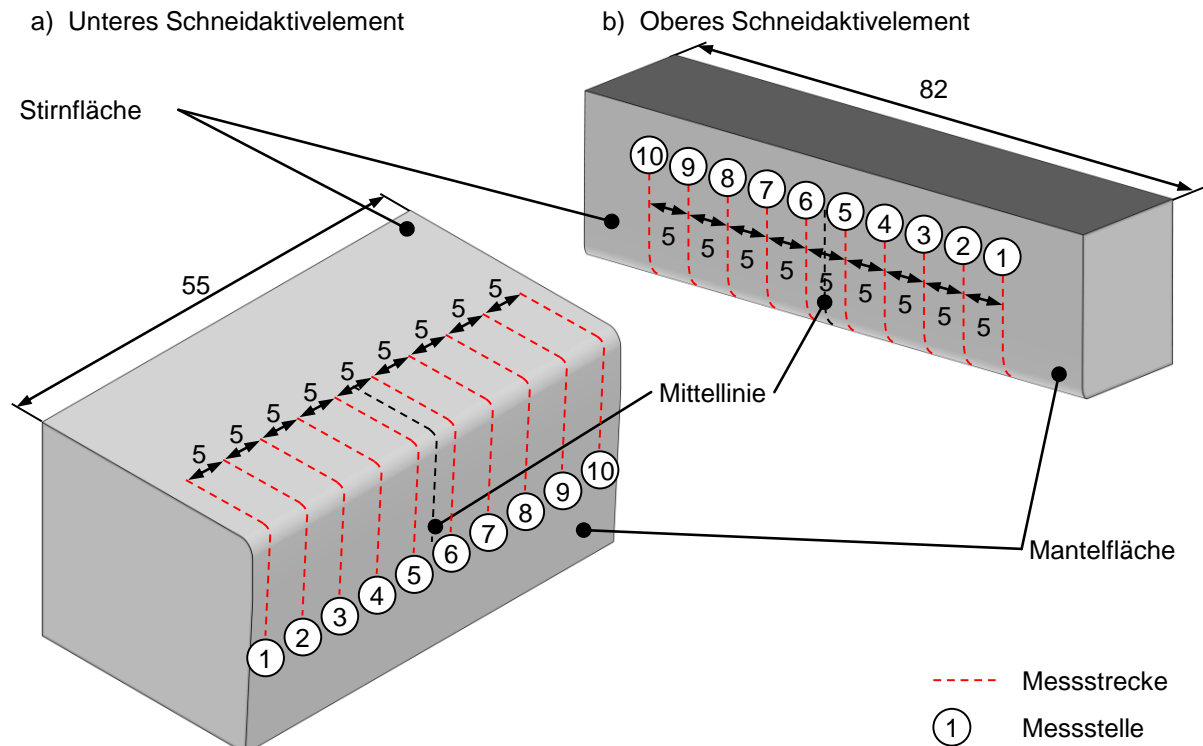


Abbildung 7.1: Positionen der Messstellen und Messstrecken der taktilen Vermessung an den Schneidaktivelementen zum Nachweis einer durchgängigen Schneidkantenverrundung zwischen Mantel- und Stirnfläche: a) Unteres Schneidaktivelement (Untermesser); b) Oberes Schneidaktivelement (Obermesser)

Als Niederhalterspalt wurde ein gängiger industrieller Standardwert von 0,4 mm eingestellt. Die Niederhalterkraft betrug 5.000 N. Ein Abheben des Blechs aufgrund zu geringer bzw. die Bildung von unerwünschten Abdrücken des Niederhalters auf dem Blech durch zu hohe Niederhalterkräfte konnten damit vermieden werden. Bei der Versuchsdurchführung war auf eine sorgsame Behandlung der Bauteile zu achten, da ansonsten die Schnittflächen des weichen Aluminiums beschädigt bzw. die Grathöhen verfälscht wurden.

Pro Parameterkonstellation wurden zur Schnittflächenermittlung jeweils 10 Bauteile geschnitten, zur Ermittlung der vertikalen Prozesskraftverläufe wurden jeweils fünf Schneidversuche und ein Leerhub durchgeführt.

### 7.1.2 Sensitivitätsanalyse der Schneidparameter

Das Ziel der Sensitivitätsanalyse wichtiger Schneidparameter war, die Wirkzusammenhänge zwischen den werkzeugseitigen Prozessparametern und deren Auswirkungen auf die Schnittflächen und vertikalen Prozesskräfte zu bestimmen. Daraus konnten Parameterkonstellationen

ermittelt werden, mit denen bereits mit konventionellen Schneidkanten eine zielgerichtete Reduzierung der Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Blech möglich war. Des Weiteren ermöglichte dies, den Gültigkeitsbereich des kalibrierten Simulationsmodells abzusichern.

Die werkzeugseitigen Parameter wurden in einem weiten industriell relevanten Bereich untersucht. Die Variation umfasste die Blechlagen  $0^\circ$ ,  $10^\circ$  und  $20^\circ$ . Gleichzeitig wurden die Schneidspalte von 2,5 % bis 25 % schrittweise vergrößert. Die untersuchten Spalte waren 2,5 %, 5 %, 10 %, 15 %, 20 %, 25 %. Sie wurden analog dem vorherig beschriebenen Vorgehen eingestellt und kontrolliert. Die Schneidkantenradien wurden von scharf ( $10 \mu\text{m}$ ) über  $50 \mu\text{m}$  in der Standardkonstellation bis hin zu  $100 \mu\text{m}$  verändert. Scharfe Schneidkanten wurden lediglich mittels Ziehstein abgezogen, sodass keine schleifbedingt überstehenden Grate zurückblieben und die entstehenden Schnittflächen beeinflussen konnten. Die resultierenden Radien waren  $\leq 10 \mu\text{m}$ . Die definierten Radien  $50 \mu\text{m}$  und  $100 \mu\text{m}$  wurden mit bereits beschriebener Vorgehensweise hergestellt und vermessen.  $50 \mu\text{m}$  entsprechen nach Expertenaussage den kleinstmöglichen Radien, die mittels Beschichtungsverfahren einwandfrei und vollständig geschlossen beschichtet werden können.  $100 \mu\text{m}$  hingegen stellen verschlissene Stempel dar. Dieser Radius wurde lediglich auf dem oberen Schneidaktivelement abgebildet, da die unteren Schneidaktivelemente selbst bei hochfesten Stählen deutlich geringeren Verschleißvorgängen unterworfen sind. (Nothhaft, 2014, S. 98-100) Die Kantenradien wurden mittels Tastschnittverfahren an jeweils 10 Stellen vermessen und deren Gleichmäßigkeit bestätigt (vgl. Abbildung 7.1). Der Niederhalterspalt wurde zwischen 0,2 mm, 0,4 mm, 0,6 mm und 0,8 mm variiert, um dessen möglichen Einfluss herausarbeiten zu können. Diesbezüglich gibt es in der Literatur keine verlässlichen Aussagen. Kontrolliert wurden die Spalte mit einer Fühlerlehre im zusammengebauten Werkzeugzustand. Pro Parameterkonstellation wurden jeweils fünf Bauteile geschnitten.

Die vertikalen Prozesskräfte wurden für die Parametervariationen ermittelt, um deren Einflüsse und Auswirkungen sichtbar zu machen. Pro eingestellter Konstellation wurden jeweils fünf Kraft-Weg-Verläufe und ein Leerhub aufgezeichnet.

### 7.1.3 Bestätigung der Vorbiegungsgeometrien und Robustheitsanalyse

Ein weiteres Ziel dieser Arbeit war, anhand der kalibrierten Scherschneidsimulation neuartige Schneidkantengeometrien zu entwickeln, mit der eine zielgerichtete Beeinflussung der charakteristischen Schnittflächenkenngrößen und eine frühere Rissinitiierung umsetzbar waren. Im Anschluss an die virtuelle Ermittlung wurden die vielversprechendsten Geometrien experimentell bestätigt. Beim Blechlagewinkel  $0^\circ$  ergaben sich aus der simulationsgestützten Untersuchung die vier Vorbiegungsgeometrien Stufe (Abbildung 7.2 a)), Fase (Abbildung 7.2 b)), Stufenradius (Abbildung 7.2 c)) und Fasenstufe (Abbildung 7.2 d)), die eine frühere Rissinitiierung

und einen geringeren Glattschnittanteil ohne vermehrte Gratbildung ermöglichten. Werkzeugseitig wurden die Prozessparameter der Referenzkonstellation verwendet. Abbildung 7.2 zeigt die geometrischen Ausprägungen der untersuchten Vorbiegungeometrien.

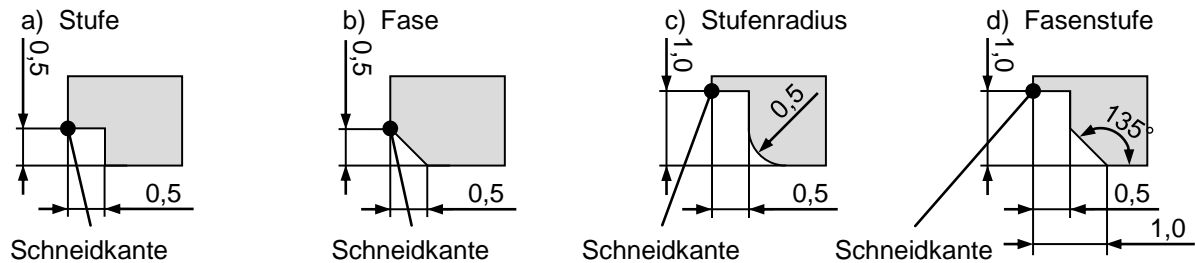


Abbildung 7.2: Geometrische Ausprägungen der simulationsgestützt ermittelten Vorbiegungeometrien: a) Stufe; b) Fase; c) Stufenradius; d) Fasenstufe

Pro Konstellation wurden jeweils 10 Bauteile geschnitten. Die zielführendsten Geometrien (Stufenradius und Fasenstufe) wurden experimentell für die Blechlagewinkel  $10^\circ$  und  $20^\circ$  unter identischen Werkzeugrandbedingungen weiter verallgemeinert.

Die vertikalen Prozesskräfte wurden analog der vorherigen Methode ermittelt, um den Einfluss einer Vorbiegung auf die Prozesskraft sichtbar zu machen. Jeweils fünf Schneidkraft-Weg-Verläufe plus Leerhub wurden aufgezeichnet, um die Niederhalterkraft herausrechnen zu können.

Zusätzlich wurden die Prozessrobustheiten der vielversprechendsten Geometrien bei veränderten Schneidspalten untersucht. Daraus konnte ein Prozessfenster definiert werden, in dem die verwendete Aluminiumlegierung prozesssicher verarbeitet werden kann. Im industriellen Umfeld kann der Schneidspalt nicht so genau, wie im Labormaßstab, eingestellt bzw. eingehalten werden. Aufgrund geringerer Werkzeugsteifigkeiten und daraus resultierenden Verlagerungen ist die Kenntnis über die Auswirkungen bei dessen Veränderung wichtig. Hierfür wurden zusätzlich Schneidspalte von 2,5 %, 5 %, 10 %, 15 %, 20 %, 25 % bei den drei Blechlagewinkeln variiert und pro eingestellter Parameterkonstellation jeweils fünf Bauteile geschnitten.

#### 7.1.4 Auswertung der Schnittflächen und Prozesskräfte

Zur Quantifizierung der Schnittflächenkenngrößen wurden die Schnittteile taktil mit dem Tastschnittverfahren vermessen (vgl. Kapitel 4.2.2). Die Vermessung erfolgte jeweils an drei Stellen pro Bauteil mit der Doppeltastspitze, sodass das vollständige Oberflächenprofil bestimmt werden konnte. Die Messstellen lagen in der Mitte des Schnittteils und außermittig nach links und rechts um jeweils 15 mm verschoben. Abbildung 7.3 zeigt die Positionen der einzelnen Messstellen und die Messstrecken an den Bauteilen. Die Messdaten wurden mittels einer eigens entwickelten Profilauswertesoftware auf Matlab-Basis ausgewertet. Anhand dieser Auswertearoutine konnten die numerischen Werte der relevanten Schnittflächenkenngrößen (nach VDI 2906-2) Kanteneinzugshöhe  $h_E$ , Glattschnitthöhe  $h_S$ , Bruchflächenhöhe  $h_B$ , Grathöhe  $h_G$

und Bruchflächenwinkel  $\beta$  ermittelt werden. Diese wurden auf die Blechdicke normiert (relative Werte) und der arithmetische Mittelwert aus mehreren Einzelmessungen gebildet. Die Grathöhen und Winkel verblieben als absolute Werte. Die Schnittflächenanteile zur Simulationskalibrierung und der Bestätigung der Vorbiegungsgeometrien ergaben sich als Mittelwert auf Basis von 30 Einzelmessungen pro Parameterkonstellation, die der Sensitivitäts- und Robustheitsanalyse auf Basis von jeweils 15 Einzelmessungen. Die Standardabweichungen wurden als Streubereich um die ermittelten Mittelwerte angegeben.

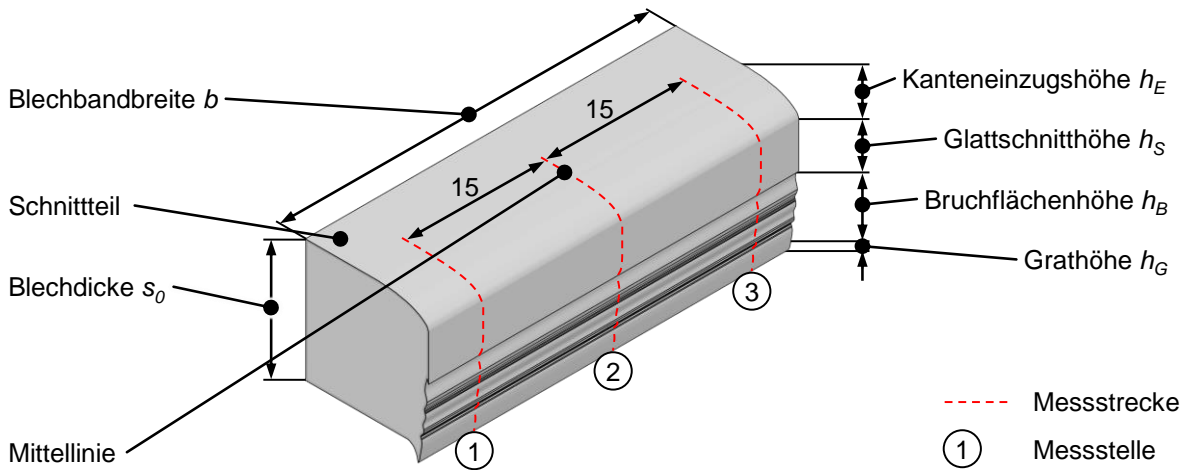


Abbildung 7.3: Positionen der Messstellen und Messstrecken der taktilen Vermessung an den Schnittflächen zur Ermittlung der charakteristischen Schnittflächenkenngrößen (nach VDI 2906-2)

Zur Bestimmung der vertikalen Prozesskraftverläufe wurden jeweils fünf Schneidhübe und ein Leerhub aufgezeichnet, sodass die Prozesskräfte um die Niederhalterkräfte bereinigt werden konnten.

Im Zuge der Sensitivitätsanalyse der Schneidparameter fand eine Untersuchung der prozessbedingten Kaltverfestigung statt. Zu diesem Zweck wurden Härtemessungen an den Schnittteilen nach der Vickers-Mikrohärteprüfung (DIN EN ISO 6507-1) mit dem Härtemessgerät durchgeführt (vgl. Kapitel 4.2.4). Als Eindringkörper wurde eine quadratische Diamantpyramide mit einer Prüfkraft von 0,98 N verwendet. Die Ausgabegröße war die Vickershärte HV 0,1 an den jeweilig vermessenen Stellen des Bauteilschliffs. Abbildung 7.4 zeigt das verwendete Messraster und die Position der Messeindrücke. Diese waren in horizontalen Abständen von 0,05 mm, 0,15 mm, 0,25 mm, 0,35 mm, 0,45 mm und 1,00 mm parallel zur Glattschnittfläche positioniert. Der Abstand der einzelnen Messpunkte auf einer Messlinie betrug 0,1 mm. Die jeweiligen Messreihen waren um 0,05 mm versetzt, sodass keine gegenseitige Beeinflussung der Werte auftrat. Die Härte im Abstand von 1,0 mm zur Glattschnittfläche wurde als Grundhärte des Werkstoffs verwendet. Die Einhärtetiefe einer Aufhärtung reicht beim Scherschneiden von Stahlwerkstoffen bis ungefähr 70 % der Blechdicke (Bleck und Möller, 2017, S. 124).



Zur besseren Vergleichbarkeit wurden die absoluten Härtewerte jeweils auf die gemittelte Werkstoffgrundhärte der jeweiligen Probe bezogen und visualisiert.

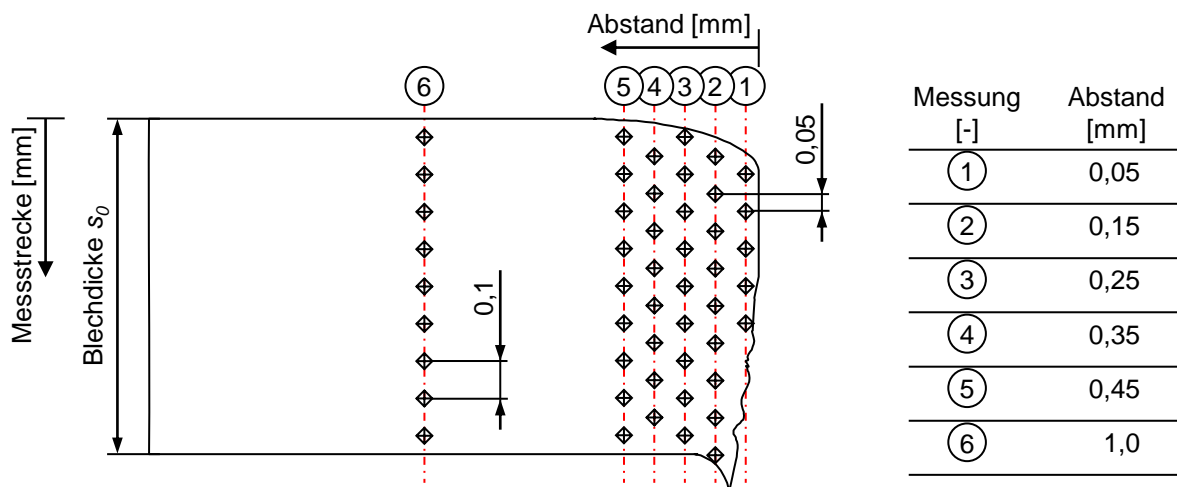


Abbildung 7.4: Messraster (Abstand und Messstrecke) der Mikrohärtemessung nach Vickers und Positionen der Messeindrücke zur Ermittlung der Kaltverfestigung am Schnittteil bedingt durch den Scherschneidprozess

## 7.2 Simulationsgestützte Einzelhubversuche

Die Simulation diente der virtuellen Ermittlung der Einflüsse verschiedener Prozessparameter auf die Schnittflächen und Prozesskräfte und der Untersuchung unterschiedlicher Vorbiegegeometrien zur Reduzierung der Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Bauteil. Die virtuelle Betrachtung beschränkte sich auf den Werkstoff AA6014, weswegen für diesen eine Materialcharakterisierung und die Ermittlung des Versagensverhaltens durchgeführt wurde.

### 7.2.1 Materialcharakterisierung und Versagensverhalten der Simulation

Zur realitätsgetreuen Abbildung des simulationsgestützten Scherschneidprozesses wurden einerseits die mechanischen Werkstoffkennwerte und dessen Fließkurve experimentell ermittelt. Letztgenannte diente als Basis für die Extrapolation der Fließkurve zur Hinterlegung in der Simulation. Andererseits wurden die Versagensparameter in Form von Wertekombinationen aus Triaxialität und plastischer Vergleichsdehnung ermittelt, um damit ein Versagenskriterium zu kalibrieren. Besonderes Augenmerk lag hierbei auf der realitätsnahen Abbildung des Kanteneinzugs und Glattschnitts, sowie dem Zeitpunkt und Ort der Rissinitiierung. Grafische Darstellungen der ermittelten Kurven finden sich im Anhang dieser Arbeit.

### Mechanische Kennwerte und Fließkurve

Anhand von Zugversuchen nach DIN EN ISO 6892-1 wurden bei Raumtemperatur parallel zur Walzrichtung ( $0^\circ$ ) die Kraft-Weg-Verläufe experimentell ermittelt. Als Probengeometrie diente

die Form H 12,5 x 50 nach DIN 50125. Die Versuche wurden im oberen Prüfbereich der Universal-Zugdruck-Prüfmaschine mit mechanischen Spannbacken durchgeführt. Sie erfolgten nach Norm dehnungsgeregelt mit  $0,00025 \text{ s}^{-1}$  bis zur Streckgrenze und danach mit  $0,0067 \text{ s}^{-1}$ . Zur Geometriebestimmung der Proben während der Prüfung wurden taktile Weg- und Breitenaufnehmer verwendet. Auf Basis von fünf gültigen Proben wurden die mechanischen Kennwerte durch Mittelwertbildung bestimmt. Es ergaben sich eine Streckgrenze von 100 MPa, eine Zugfestigkeit von 203 MPa und eine Bruchdehnung von 25,6 %. Die Werte korrelieren sehr gut mit den vom Lieferanten angegebenen Kennwerten in Tabelle 5.2.

Die experimentell ermittelte Fließkurve wurde mit dem Ansatz nach Voce extrapoliert. Dieser bildet das Fließverhalten bei Raumtemperatur ausreichend genau ab und ist für Legierungen auf Aluminiumbasis besonders geeignet (Merklein, 2006, S. 91; Ostermann, 2014, S. 278). Der Ansatz lautet ganz allgemein (Merklein, 2006, S. 91):

$$k_f(\varphi) = b - (b - a)e^{-c\varphi} \quad \text{Formel 7.1}$$

mit  $k_f(\varphi)$  Fließspannung [ $\text{N/mm}^2$ ]  
 $a, b, c$  Modellparameter zur Approximation [-]  
 $\varphi$  Formänderung [-]

Durch ein Curve-Fitting konnten die Parameter  $a, b, c$  auf Basis der experimentellen Werte zu  $a = 133,53$ ,  $b = 278,55$  und  $c = 7,87$  bestimmt werden. Die vollständige Fließkurve wurde als experimentell-extrapolierte Kombination zusammengefügt. Bis zu Dehnungen von 0,15 wurden die tatsächlichen, bei größeren Dehnungen die extrapolierten Werte verwendet.

Zugversuche bei Raumtemperatur mit senkrechter ( $90^\circ$ ) und diagonaler ( $45^\circ$ ) Orientierung der Proben zur Walzrichtung bestätigten die Gefügeschliffe (vgl. Abbildung 5.1) hinsichtlich des isotropen Werkstoffverhaltens. Deren Auswertung ist in Tabelle 7.1 dargestellt.

Tabelle 7.1: *Mechanische Kennwerte AA6014 bei verschiedenen Orientierungen der Proben zur Walzrichtung: Parallel ( $0^\circ$ ); Diagonal ( $45^\circ$ ); Senkrecht ( $90^\circ$ )*

Kenngröße	Probenausrichtung		
	Parallel ( $0^\circ$ )	Diagonal ( $45^\circ$ )	Senkrecht ( $90^\circ$ )
Streckgrenze $R_{p0,2}$	100 MPa	101 MPa	99 MPa
Zugfestigkeit $R_m$	203 MPa	204 MPa	200 MPa
Bruchdehnung $A_{50}$	25,6 %	26,6 %	24,9 %

Die geringfügigen Abweichungen waren auf Schwankungen in den Messungen zurückzuführen und sind vernachlässigbar. Der Werkstoff zeigt keine ausgeprägte Anisotropie, sodass diese beim Simulationsaufbau nicht berücksichtigt werden musste.

Zugversuche mit einer erhöhten Dehngeschwindigkeit von  $0,01 \text{ s}^{-1}$  zeigten im Abgleich mit den mechanischen Kennwerten nach Norm keine erkennbare Dehnratenempfindlichkeit. Allerdings handelt es sich beim Scherschneiden um einen hochdynamischen Prozess, bei dem deutlich höhere Dehnraten auftreten. Nach Emde (2008, S. 130) weisen vergleichbare Legierungen der 6000er Reihe unterhalb von  $200 \text{ °C}$  bis zu Dehnraten von  $100 \text{ s}^{-1}$  keine erkennbare Dehnratenempfindlichkeit auf, sodass dieser Aspekt in der simulationsgestützten Abbildung vernachlässigt werden konnte.

In der Umluft-Temperierkammer wurden Warmzugversuche nach DIN EN ISO 6892-2 bei  $125 \text{ °C}$  und  $250 \text{ °C}$  durchgeführt. Zur Sicherstellung eines reproduzierbaren Versuchsvorgehens wurde folgender Workflow zur Durchführung von Zugprüfungen bei erhöhten Temperaturen in Anlehnung an die Norm eingehalten: Die Wärmekammer wurde mehrere Stunden auf die vorgesehene Prüftemperatur vorgewärmt, damit der vollständige Versuchsaufbau homogen durchgewärmt war. Unabhängig davon, wie lange Positionierung, Ausrichten und Spannen der Proben tatsächlich dauerten, wurde der Ofen für zwei Minuten geöffnet. Anschließend wurde auf die Prüftemperatur aufgeheizt und für die in der Norm vorgegebene Zeit gehalten, bevor die Probenprüfung erfolgte. Die Ergebnisse der Warmzugversuche sind in Tabelle 7.2 dargestellt. Der aushärtbare Werkstoff zeigt eine deutliche Temperaturabhängigkeit.

*Tabelle 7.2: Mechanische Kennwerte AA6014 bei verschiedenen Prüftemperaturen: Raumtemperatur ( $R_t$ ); Temperatur  $125 \text{ °C}$ ; Temperatur  $250 \text{ °C}$*

Kenngröße	Temperatur		
	Raumtemperatur ( $R_t$ )	Temperatur $125 \text{ °C}$	Temperatur $250 \text{ °C}$
Streckgrenze $R_{p0,2}$	100 MPa	101 MPa	139 MPa
Zugfestigkeit $R_m$	203 MPa	187 MPa	143 MPa
Bruchdehnung $A_{50}$	25,6 MPa	25,6 MPa	19,6 MPa

Allerdings lag diese Temperaturabhängigkeit darin begründet, dass der Workflow für Warmzugversuche und die Versuchsdurchführung im Umluftofen aufgrund der einzuhaltenden Aufwärmzeiten bereits einer Wärmebehandlung entsprach. Bei  $125 \text{ °C}$  wirkte dies geringfügig entfestigend. Die Zugfestigkeit reduzierte sich um  $7,8 \%$  bei ansonsten gleicher Streckgrenze und Bruchdehnung. Bei  $250 \text{ °C}$  wurden sämtliche Kennwerte deutlich beeinflusst. Die Streckgrenze stieg, jedoch sanken die Gleichmaßdehnung und Zugfestigkeit ( $-29,6 \%$ ) bedingt durch das Heranwachsen von größeren, eventuell inkohärenten Ausscheidungen ab.

Nach Demmel (2014, S. 129-131) entstehen beim Scherschneiden von Baustählen mit Blechdicken von  $6,0 \text{ mm}$  in der Schneidzone Blitztemperaturen von ungefähr  $275 \text{ °C}$ . Diese sinken bei kleineren Blechdicken von  $4,0 \text{ mm}$  auf knapp  $200 \text{ °C}$ . (Demmel, 2014, S. 129-131) Es kann

daher davon ausgegangen werden, dass bei dem verwendeten Aluminiumblech aufgrund der veränderten Leitfähigkeit und der deutlich geringeren Blechdicke von 1,0 mm in der Schneidzone wesentlich geringere Temperaturen vorherrschen. Dies bedeutet, dass die mechanischen Kennwerte nicht wesentlich beeinflusst werden, da selbst eine Wärmebehandlung bei 125 °C nur geringe Veränderungen der mechanischen Kennwerte mit sich bringen. Auf die Abbildung des temperaturabhängigen Werkstoffverhaltens wurde daher in der Simulation verzichtet.

### Versagensparameter

Zur simulationsgestützten Abbildung des Werkstoffversagens wurde ein Bruchkriterium in Abaqus hinterlegt. Dieses bildet ganz allgemein die Bedingung ab, wann Elemente versagen (Kienzler, 1993). Es beruht auf Parametern, die für unterschiedliche Belastungszustände anhand entsprechender Probengeometrien experimentell bestimmt werden. Ein Versagenskriterium basiert darauf, dass die maximal erreichbare plastische Vergleichsdehnung eine Funktion der Spannungstriaxialität, Dehnrates und Temperatur ist (Abaqus, 2012):

$$\varepsilon_D^{pl} = f(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl}, T) \quad \text{Formel 7.2}$$

mit	$\varepsilon_D^{pl}$	Plastische Vergleichsdehnung [-]
	$\eta$	Triaxialität [-]
	$\dot{\varepsilon}^{pl}$	Dehnrates [s <sup>-1</sup> ]
	$T$	Temperatur [°C]

Das phänomenologische Johnson-Cook-Versagenskriterium ist bereits in Abaqus integriert und für duktile Werkstoffe prädestiniert. Der duktile Bruch wird durch das Wachstum von Poren, die anschließende Keimbildung und Vereinigung der Keime modelliert. (Werner et al. 2005, S. 1-4) Versagen tritt auf, sofern der hinterlegte Versagensparameter den Wert 1 annimmt. Dieser ist nach Ockewitz et al. (2006, S. 1-12) als die Summe der einzelnen Quotienten aus auftretender Dehnung und plastischer Vergleichsdehnung definiert. Das Johnson-Cook-Versagenskriterium ist in Formel 7.3 ganz allgemein wiedergegeben (Abaqus, 2012):

$$\varepsilon_D^{pl} = [d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta)] \left[ 1 + d_4 \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] (1 + d_5 T) \quad \text{Formel 7.3}$$

mit	$\varepsilon_D^{pl}$	Plastische Vergleichsdehnung [-]
	$d_{1-5}$	Kalibrierungsgrößen [-]
	$\eta$	Triaxialität [-]
	$\dot{\varepsilon}^{pl}$	Dehnrates [s <sup>-1</sup> ]
	$\dot{\varepsilon}_0$	Dehnrates Ausgangszustand [s <sup>-1</sup> ]
	$T$	Temperatur [°C]

Bei Vernachlässigung des Temperatur- und Dehnrateneinflusses verbleibt lediglich eine Abhängigkeit der plastischen Vergleichsdehnung von der Triaxialität:

$$\varepsilon_D^{pl} = [d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta)] \quad \text{Formel 7.4}$$

mit  $\varepsilon_D^{pl}$  Plastische Vergleichsdehnung [-]  
 $d_{1-3}$  Kalibrierungsgrößen [-]  
 $\eta$  Triaxialität [-]

Die Triaxialität ist definiert als der Quotient der hydrostatischen Spannung und der Mises-Vergleichsspannung (Abaqus, 2012):

$$\eta = -\frac{p}{q} \quad \text{Formel 7.5}$$

mit  $\eta$  Triaxialität [-]  
 $p$  Hydrostatische Spannung [N/mm<sup>2</sup>]  
 $q$  Mises-Vergleichsspannung [N/mm<sup>2</sup>]

Für den einachsigen Zugversuch ergibt sich  $\eta = 0,33$ . Weitere, mit den Verfahrensparametern der DIN EN ISO 6892-1, untersuchte Probengeometrien sind in Anlehnung an Luo (2008, S. 2-12) die Flachrundprobe (Flat specimen with cutouts) und die Flachkerbprobe (Flat grooved plane strain specimen). Diese liefern  $\eta = 0,577$  bzw.  $\eta = 0,52$ . (Luo, 2008, S. 2-12) Die so ermittelten Werte wurden zur Bestimmung der Kalibrierungsgrößen in Formel 7.4 verwendet.

Die Ermittlung der Versagensparameter erfolgte geometrieunabhängig anhand des in Abbildung 7.5 dargestellten Vorgehens.

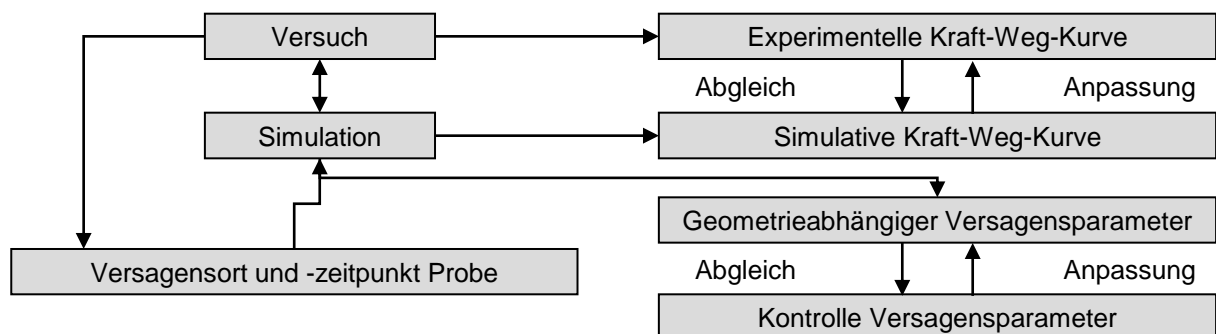


Abbildung 7.5: Vorgehensweise zur Ermittlung der Versagensparameter für die Simulation

Zunächst wurden experimentell die Kraft-Weg-Kurven ermittelt. Analog dazu wurden die Proben unter Verwendung der extrapolierten Fließkurve simulationsgestützt abgebildet und die Kraft-Weg-Verläufe bestimmt. Besonderes Augenmerk lag hierbei auf der präzisen Wiedergabe der Probengeometrie. Die simulationsgestützten und experimentellen Kraft-Weg-Verläufe wurden abgeglichen. Einflüsse, wie beispielsweise das Verhalten der plastischen Dehnung bei veränderter Elementkantenlänge, wurden analysiert und berücksichtigt (Müller und Schmitt,

2009). Anhand des experimentellen Versagensorts und -zeitpunkts konnten aus der Simulation die geometrieabhängigen Wertekombinationen der Triaxialität und der plastischen Vergleichsdehnung ermittelt werden. Diese wurden in einer ersten simulationsgestützten Kontrollschleife geometrieabhängig getestet und auf realistische Ergebniswiedergabe hin kontrolliert.

Basierend auf den so ermittelten Stützpunkten konnten die Parameter des Johnson-Cook-Kriteriums kalibriert werden und die Versagenskurve abgeleitet werden. Dies bildete den Ausgangspunkt für den iterativ inversen Kalibrierungsprozess der Schneidsimulation anhand der experimentellen Ergebnisse der Scherschneidversuche. (Krinninger et al., 2017, S. 1570-1575)

### 7.2.2 Aufbau und Kalibrierung der Simulation

Abbildung 7.6 zeigt das verwendete Simulationsmodell für den Schneidprozess. Es basiert im Wesentlichen auf dem von Krinninger et al. (2017, S. 1570-1575) beschriebenen Modell.

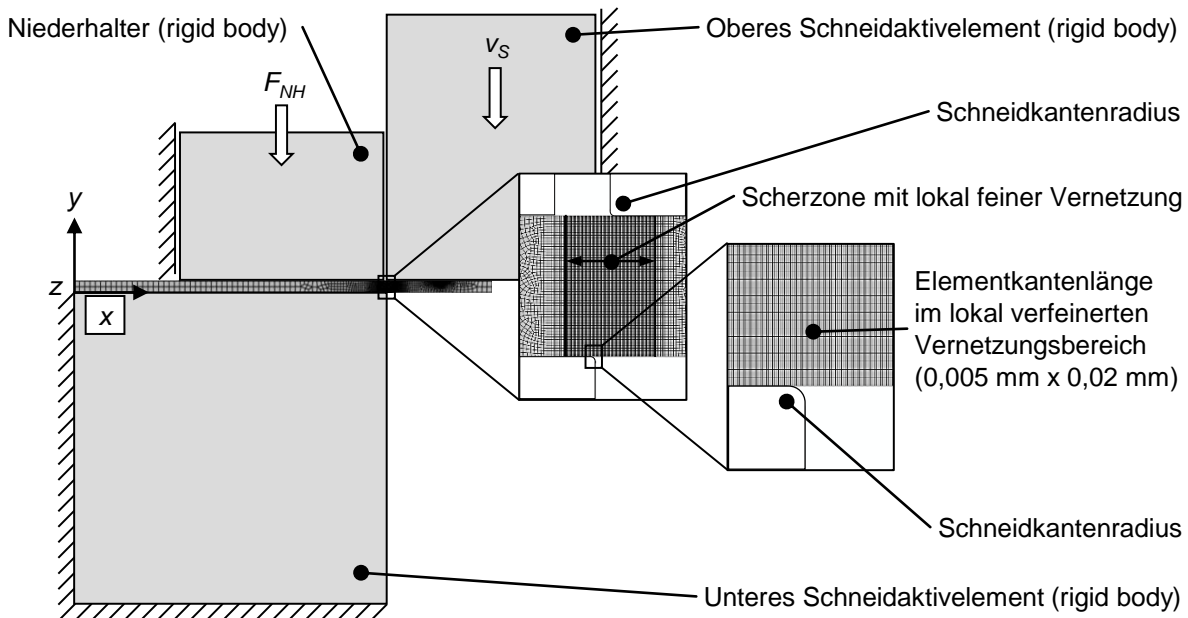


Abbildung 7.6: *Zweidimensionales Simulationsmodell für den vollkantig drückenden Scherschneidprozess mit den verwendeten Aktivelementen, genutzten Vernetzungen, Randbedingungen, Kräften und Geschwindigkeiten*

Aufgrund des hochdynamischen Charakters eines Scherschneidprozesses wurde ein dynamisch expliziter Ansatz verwendet. Dieser basiert auf der dynamischen Strukturgleichung zur Berechnung von Knotenverschiebungsgrößen bzw. Spannungsfeldern. (Müller und Groth, 2001, S. 40-41) Es wurde eine 2D-Abbildung mit ebenem Dehnungszustand verwendet. Dieser bildet die im Blechinneren auftretenden Bedingungen ab. Basierend auf den vorliegenden Verhältnissen von Blechbreite zu -dicke ist diese Annahme zulässig. (vgl. Nothhaft, 2014, S. 60) Im Simulationsmodell wurden Niederhalter und Schneidaktivelemente als Starrkörper (rigid bodies) ausgeführt. Diese Annahme ist gerechtfertigt, da sich in den experimentellen Einzelhubver-

suchen kein abrasiver Verschleiß und keine plastischen Verformungen der Schneidaktivelemente zeigten. Da Starrkörper keine Knoten besitzen und keine Dehnungen bzw. Spannungen berechnet werden müssen, konnte dadurch die Rechenzeit pro Simulation reduziert werden. In Kombination mit den gewählten Randbedingungen entsprach dies einem unendlich steifen Werkzeug. Die Aktivelemente wurden realitätsgetreu abgebildet und deren Randbedingungen und Bewegungen anhand von Referenzpunkten gesteuert.

Das untere Schneidaktivelement wurde orts- und drehfest als Bezugspunkt des Koordinatensystems verankert und mit einem 50  $\mu\text{m}$ -Schneidkantenradius versehen. Zur Übertragung der Niederhalterkraft (5.000 N bei 50 mm Blechbreite) wurde der Niederhalter mit einem Freiheitsgrad in y-Richtung versehen, ansonsten aber orts- und drehfest bestimmt. Der Niederhalterspalt wurde mit 0,4 mm realitätsnah abgebildet. Sämtliche Kontaktbedingungen wurden mittels Penalty-Kontakt realisiert. Niederhalter und Schneidaktivelemente waren hierbei jeweils als Master definiert. Die tangentielle Reibung zwischen Stahl und Aluminium wurde mit einer Coulomb'schen Reibung mit Faktor  $\mu = 0,12$  festgelegt. Dies entspricht einem gemittelten Reibungsfaktor von Stahl und Aluminium mit vorhandenem Schmierstoff und damit den zugrundeliegenden Randbedingungen bei der Simulationskalibrierung. (Hensel, Poluchin und Poluchin, 1990) Das obere Schneidaktivelement wurde an der Schneidkante mit einem 50  $\mu\text{m}$ -Radius und einem Freiheitsgrad in y-Richtung versehen, ansonsten aber orts- und drehfest gelagert. Die Stempelgeschwindigkeit war mit 10 mm/s zwar geringer als in den experimentellen Versuchen eingestellt, jedoch hatte dies nachweislich keinen nennenswerten Einfluss auf die Simulationsergebnisse. Der Prozess wurde in 100 Simulationsschritte unterteilt.

Die Diskretisierung des Blechs erfolgte mit Plane-Strain-Elementen vom Typ CPE4R. Diese besitzen eine bilineare Struktur mit vier Knoten, eine reduzierte Integration und wurden speziell für den ebenen Dehnungszustand entwickelt. Zur Vermeidung des Hourglass-Effekts haben sie eine Hourglass-control. (Abaqus, 2012) Hourglassing tritt häufig bei expliziten Simulationen mit Viereckselementen auf. Zur Beschreibung von Dehnraten und Kräften werden die Koordinatendifferenzen der diagonal gegenüberliegenden Elementecken beachtet. Verschiebt sich ein Element mit quadratischer Erscheinung zu einem trapezförmigen Element mit identischer Länge der Diagonalen, so treten trotz geometrischer Veränderung keine Dehnungsänderungen auf. Setzt sich dieses Muster bei mehreren Elementen fort, so entstehen sanduhrförmige Gebilde. (Gebhardt, 2011, S. 67-69) Hourglassing wird durch Einzellasten bzw. spezielle Lagerungsbedingungen verursacht und durch grobe Vernetzungen gefördert. (Wagner, 2017, S. 124-125; Gebhardt, 2011, S. 67-69) Diesem Effekt wirkt Abaqus mit einer Hourglass-Dämpfung entgegen, wobei der Dämpfungswert nicht mehr als 5 % bis 10 % der inneren Energie betragen soll, da ansonsten Beeinflussungen der physikalischen Ergebnisse auftreten. (Gebhardt, 2011,

S. 67-69) In der für die Schnittflächenausprägung wichtigen Scherzone (Breite  $b = 0,6$  mm, Höhe  $h = 1,0$  mm) wurden kleine, strukturierte Elemente mit einer Breite von  $0,005$  mm und einer Höhe von  $0,02$  mm verwendet. Die Druckbelastung während des Prozesses reduzierte die Elementhöhe, sodass diese final eine stabile, quadratische Form annahmen und extreme Elementverzerrungen vermieden wurden. In der Scherzone ergaben sich  $6.000$  Elemente. Zur adaptiven Netzanpassung wurde ein Arbitrary-Lagrangian-Eulerian-(ALE)-Verfahren verwendet. Es ermöglicht Knotenverschiebungen unabhängig von der zu Grunde liegenden Geometrie, wobei die Netztopologie, Elemente und Verbindungen aufrechterhalten werden. (Abaqus, 2012) Durch lokale Netzanpassungen sind große Verformungen möglich, Laufzeitabbrüche werden vermieden.

Die extrapolierte Fließkurve (vgl. Kapitel 7.2.1) wurde in der Materialkarte mit einem elastisch-plastischen Stoffmodell für große Formänderungen hinterlegt. (Lange, 1993, S. 342-349) Der Elastizitätsmodul wurde mit  $E = 70.000$  MPa, die Dichte mit  $\rho = 2,7$  to/m<sup>3</sup> und die Querkontraktion mit  $\vartheta = 0,34$  definiert (Novelis Deutschland GmbH, 2011; Merkel und Thomas, 2003, S. 294-295). Die Versagensparameter des Johnson-Cook-Kriteriums wurden anhand der experimentellen Schnittflächenkenngrößen, des Riss- und Ausbreitungsverhaltens detailgetreu und realistisch invers kalibriert. Dies geschah ausnahmslos in der Referenzkonstellation. Sie ergaben sich final zu  $d_1 = 0,1$ ,  $d_2 = 5,0$  und  $d_3 = 2,0$  und wurden in der Materialkarte hinterlegt. Die Entwicklung der Schadensvariablen wurde linear angenommen. Die plastische Verschiebung an der Stelle des Elementversagens wurde analog der geringsten Elementkantenlänge definiert.

Die explizite Simulation basiert auf der Berechnung der Beschleunigungen und Geschwindigkeiten zu Beginn eines Zeitinkrements mittels einer expliziten numerischen Zeitintegration auf Basis der zentralen Differenzenregel. Zur stabilen Berechnung ist die Annahme einer konstanten Beschleunigung innerhalb eines Zeitinkrements grundlegend. Dies ist gewährleistet, wenn der stabile Zeitschritt kleiner gewählt wird, als die Zeit, die eine elastische Welle zur Durchquerung der kleinsten Elementkantenlänge benötigt. Der stabile Zeitschritt kann anhand der folgenden Formel berechnet werden: (Abaqus, 2012)

$$\Delta t_{stab} = \frac{L_e}{c} \quad \text{Formel 7.6}$$

mit  $\Delta t_{stab}$  Stabiler Zeitschritt [s]  
 $L_e$  Kleinste Elementkantenlänge [mm]  
 $c$  Wellengeschwindigkeit [mm/s]

Die werkstoffabhängige Wellengeschwindigkeit kann mit Formel 7.7 für Aluminium berechnet werden (Abaqus, 2012; Klocke und König, 2008, S. 218-219):



$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

Formel 7.7

mit	$c$	Wellengeschwindigkeit [mm/s]
	$E$	Elastizitätsmodul [GPa]
	$\rho$	Dichte [kg/mm <sup>3</sup> ]

Bedingt durch die gewählte Elementkantenlänge liefert die Abschätzung nach Formel 7.6 einen stabilen Zeitschritt von  $9,8 \times 10^{-10}$  Sekunden. Bei einer Simulation ohne Massenskalierung kommen somit mehrere Millionen Zeitschritte bei einer Simulationsdauer von 0,1 Sekunden zustande. Zum Zweck der Rechenzeitverkürzung wurde eine Massenskalierung mit einem Zielzeitschritt  $1 \times 10^{-7}$  verwendet. Elemente mit einem kleineren als dem Zielzeitschritt werden in der Dichte skaliert. Dadurch sinkt die Wellenausbreitungsgeschwindigkeit und das stabile Zeitinkrement steigt an. (Wagner, 2017, S. 242-243; Belytschko et al., 2014, S. 337) Sofern die Dichte zu stark beeinflusst wird, kann dies zum Aufschwingen des Blechs führen und Auswirkungen auf die Ergebnisgrößen haben. Solche Masseneffekte müssen kompensiert werden. (Klocke und König, 2008, S. 218-219) Ein Vergleich der Energien dient als Kontrolle. Nach Lutz (2015, S. 124) sollte die kinetische Energie maximal 5 % der inneren Energie betragen. In diesem Modell betrug die kinetische Energie 0,04 % der gesamten inneren Energie und erfüllte das Kriterium, sodass eine Beeinflussung der Ergebnisse ausgeschlossen werden konnte.

Sämtliche Simulationen wurden mit „Single-Precision“ gerechnet. Die Validierung des Simulationsmodells ist in Kapitel 9.2 ausführlich beschrieben und diskutiert.

### 7.2.3 Simulationsgestützte Sensitivitätsanalyse wichtiger Schneidparameter

Das Ziel der simulationsgestützten Sensitivitätsanalyse war, die Wirkzusammenhänge der werkzeugseitigen Prozessparameter auf die Schnittflächenkenngrößen und auftretenden Prozesskräfte zu ermitteln. Basierend auf der grundlegenden Annahme der Aufgabenstellung (vgl. Kapitel 3) sollten Parameterkonstellationen bestimmt werden, mit denen die Kontaktflächen zwischen dem Schneidaktivelement des Werkzeugs und dem Blech reduziert werden konnten. Die Nutzung des numerischen Ersatzmodells als virtuelles Labor ermöglichte eine vollumfängliche und ausführliche Sensitivitätsanalyse einzelner Prozessparameter in einem weiten industriell relevanten Bereich. Die Ausgangsbasis bildete jeweils die Referenzkonstellation.

Die untersuchten Parametervariationen sind in Tabelle 7.3 dargestellt. Im Ergebnisteil werden im Rahmen der simulationsgestützten Betrachtungen nur ausgewählte Ergebnisse dargestellt.

Tabelle 7.3: *Simulationsgestützte Variation der Prozessparameter (Blechlagewinkel; Niederhalterkraft; Niederhalterspalt; Schneidkantenradius; Schneidspalt)*

Blechlage- winkel	Niederhalter- kraft	Niederhalter- spalt	Schneidkanten- radius	Schneid spalt
0°	1.000 N	0,05 mm	10 µm	0 %
10°	2.000 N	0,1 mm	25 µm	1 %
20°	3.000 N	0,2 mm	50 µm	2,5 %
	4.000 N	0,3 mm	75 µm	5 %
	5.000 N	0,4 mm	125 µm	7,5 %
	6.000 N	0,5 mm	150 µm	10 %
	7.000 N	0,6 mm	200 µm	12,5 %
	8.000 N	0,8 mm	250 µm	15 %
		1,0 mm	300 µm	17,5 %
		2,0 mm	400 µm	20 %
		4,0 mm		25 %
				30 %

#### 7.2.4 Simulationsgestützte Ermittlung verschiedener Vorbiegungsgeometrien

Das kalibrierte Simulationsmodell wurde weiterhin genutzt, um zu untersuchen, inwiefern durch eine Vorbiegung des Blechs eine frühzeitige Rissinitiierung und dadurch eine Reduzierung der Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Bauteil möglich war. Die Geometrievariation erstreckte sich von einfachen Stufen über verschiedene Fasen bis hin zu Kombinationslösungen (vgl. Kapitel 7.1.3). Die virtuelle Untersuchung ermöglichte eine systematische und ausführliche Analyse verschiedener Geometrien in vielfältigen Abmessungen. Die Basis bildete die Referenzkonstellation. Für den Blechlagewinkel 0° ergaben sich die vier vielversprechenden Geometrien Stufe, Fase, Stufenradius und Fasenstufe zur weiteren simulationsgestützten Untersuchung bei den Blechlagewinkeln 10° und 20° und zur Bestätigung im Experiment.

#### 7.2.5 Auswertung der Schnittflächen und Prozesskräfte

Als Bewertungsbasis wurden die simulationsgestützten Schnittflächen herangezogen. Diese wurden analog dem Vorgehen aus Kapitel 7.1.4 auf die relevanten Schnittflächenkenngrößen Kanteneinzugshöhe  $h_E$ , Glattschnitthöhe  $h_S$ , Bruchflächenhöhe  $h_B$ , Grathöhe  $h_G$  und Bruchflächenwinkel  $\beta$  nach VDI 2906-2 hin untersucht. Die Schnittflächenanteile wurden auf die Blechdicke normiert, die Grathöhe und der Bruchflächenwinkel verblieben als absolute Werte. Die auftretenden Prozesskräfte und Spannungen im Blech konnten aus der simulationsgestützten Abbildung des Scherschneidprozesses extrahiert werden. Anhand derer konnte eine Bewertung hinsichtlich einer möglichen Bildung von Kaltaufschweißungen erfolgen.

## 7.3 Experimentelle Dauerhubversuche

### 7.3.1 Bestätigung der Flitterreduzierung in Dauerhubversuchen

Das Ziel der Dauerhubversuche war es, nachzuweisen, dass durch angepasste werkzeugseitige Prozessparameter bzw. angepasste Schneidkantenometrien auf Basis einer Vorbiegung entsprechend der simulationsgestützten und experimentellen Untersuchungen die entstehenden Flittermengen während 100.000 Hübten reduziert werden können.

Ausgehend von einer Referenzversuchsreihe mit konventionellen rechtwinkligen Schneidkanten beim Blechlagewinkel  $0^\circ$  wurden vielversprechende Parameterkonstellationen im Dauerhub untersucht. Die werkzeugseitigen Prozessparameter und pressenseitigen Einstellungen zur Durchführung der Referenzreihe waren weitgehend identisch zu denen der Referenzkonstellation in Kapitel 7.1.1. Es wurden ein Schneidspalt von 10 %, initiale Schneidkantenradien von 50  $\mu\text{m}$  und ein Niederhalterspalt von 0,4 mm verwendet. Das Werkzeug wurde mit der Hubhöhe von 19 mm betrieben. Die Eintauchtiefe der Stirnfläche des Obermessers unter die Stirnfläche des Untermessers wurde nach industriellen Vorgaben mit 2,0 mm festgelegt. Dieser erhöhte Wert ergab sich aus Gründen der Prozessstabilität hinsichtlich eines sicheren Butzenabtransports aus dem Werkzeug. Auf jegliche Art von Trockenschmierstoffen bzw. Zusatzbeölungen während des Prozesses wurde verzichtet, da diese erfahrungsgemäß zu einer unregelmäßigen und nicht kontrollierbaren Reduzierung des Flitters führen. Damit ist eine eindeutige quantitative Bestimmung der Flittermenge nicht möglich und die Ergebnisvergleichbarkeit nicht gewährleistet. Der Vorschub wurde mit  $l = 10,0$  mm eingestellt. Die Hubzahl wurde mit 180 Hub/min festgelegt, sodass ein prozesssicherer Betrieb des Werkzeugs möglich war. Daraus ergab sich eine Anschnittgeschwindigkeit von etwa 0,13 m/s. Während der Dauerhubversuche fanden intervallmäßige Ausbauten der Schneidaktivelemente statt, um deren Verschleißzustand hinsichtlich Abrasion und möglichen adhäsiven Verschleiß ermitteln und bewerten zu können. Zusätzlich wurden jeweils 10 Bauteile bei einer Hubzahl von 100 Hub/min geschnitten, um die Entwicklung der Schnittflächenkenngrößen während des Dauerhubs, aber auch gegenüber den Einzelhubversuchen aus Kapitel 7.1.2, aufzeigen zu können. Mikrohärtmessungen wurden durchgeführt, um den Einfluss der verschleißbedingten Schneidkantenveränderung durch Kaltaufschweißungen auf die Kaltverfestigung und die Härteverteilung der Bauteile zu untersuchen.

Die Versuchsmatrix der Dauerhubversuche mit der Variation der Prozessparameter ergibt sich anhand Tabelle 7.4.

Tabelle 7.4: Experimentelle Variation der Prozessparameter für die Dauerhubversuche

Nr.	Schneidkanten- geometrie	Werk- stoff	Blechlage- winkel	Schneidkan- tenradius	Schneid- spalt	Eintauch- tiefe
V1	Konv. Schneidkante	AA6014	0°	50 µm	10 %	2,0 mm
V2	Konv. Schneidkante	AA6014	10°	50 µm	10 %	2,0 mm
V3	Konv. Schneidkante	AA6014	20°	50 µm	10 %	2,0 mm
V4	Konv. Schneidkante	AA6014	0°	50 µm	5 %	2,0 mm
V5	Konv. Schneidkante	AA6014	0°	10 µm	5 %	2,0 mm
V6	Konv. Schneidkante	AA6014	0°	10 µm	10 %	2,0 mm
V7	Konv. Schneidkante	AA6014	0°	10 µm	15 %	2,0 mm
V8	Konv. Schneidkante	AA6014	0°	10 µm	20 %	2,0 mm
V9	Konv. Schneidkante	AA5754	10°	50 µm	10 %	2,0 mm
V10	Stufenradius	AA6014	0°	50 µm	10 %	2,0 mm
V11	Stufenradius	AA6014	0°	50 µm	10 %	3,0 mm
V12	Stufenradius	AA6014	10°	50 µm	10 %	2,0 mm
V13	Stufenradius	AA6014	20°	50 µm	10 %	2,0 mm
V14	Stufenradius	AA5754	10°	50 µm	10 %	2,0 mm
V15	Fasenstufe	AA6014	0°	50 µm	10 %	2,0 mm
V16	Fasenstufe	AA6014	0°	50 µm	10 %	3,0 mm

### 7.3.2 Auswertung der Schnittflächen

Die im Dauerhub hergestellten Schnittteile wurden zur Quantifizierung der Schnittflächenkenngrößen taktil mit dem Tastschnittverfahren analog der Methodik aus Kapitel 7.1.4 vermessen. Die Schnittflächenkenngrößen (nach VDI 2906-2) Kanteneinzugshöhe  $h_E$ , Glattschnitthöhe  $h_S$  und Bruchflächenhöhe  $h_B$  wurden ermittelt und auf die Blechdicke bezogen, Grathöhe  $h_G$  und Bruchflächenwinkel  $\beta$  verblieben absolut. Der arithmetische Mittelwert wurde jeweils aus drei Einzelmessungen pro Bauteil und insgesamt fünf Bauteilen gebildet. Die numerischen Schnittflächenkenngrößen ergaben sich auf Basis von 15 Einzelmessungen pro Parameterkonstellation unter Angabe der Standardabweichung als Streugröße.

Analog zum Vorgehen aus Kapitel 7.1.4 wurden Mikrohärtemessungen nach DIN EN ISO 6507-1 durchgeführt. Dazu wurden zu Beginn und am Ende ausgewählter Versuchsreihen Probenschliffe nach der oben beschriebenen Methodik hergestellt und geprüft. Die Ergebnisse wurden aufbereitet, visualisiert und miteinander verglichen.

### 7.3.3 Auswertung des Aktivelementverschleiß und Flittermengen

Um Aussagen über abrasiven oder adhäsiven Aktivelementverschleiß während der Dauerhubversuche treffen zu können, wurden die Schneidaktivelemente in den Ausbauintervallen mittels taktiler Vermessungen untersucht. Hierzu wurden die Schneidkanten zu Beginn, nach 10.000, 25.000, 50.000, 75.000 und nach 100.000 Hüben an jeweils 10 Stellen abgetastet. Die Positionen der Messstellen können aus Abbildung 7.1 entnommen werden. Die Ergebnisse der Einzelmessungen wurden gegenübergestellt und die 45°-Verschleißlängen (vgl. Kapitel 2.4.2) daraus ermittelt.

Die Flittermengen wurden mit den Präzisionslaborwaagen (vgl. Kapitel 4.2.7) mittels Wiegen quantifiziert. Die pro Versuchsreihe entstandene gesamte Flittermenge ergab sich als Summe zweier Wiegungen. Erstens aus der Wiegung des Filtereinsatzes zu Beginn und am Ende der Versuchsreihe und Differenzenbildung dieser beiden Werte. Für jede Versuchsdurchführung wurden neue Filtereinsätze verwendet, um eine Verfälschung der Ergebnisse zu vermeiden. Nach 100.000 Hüben wurde der Filtereinsatz manuell gereinigt und der lose Flitter separiert. Danach erfolgte das Wiegen. Die Messung wurde jeweils fünfmal durchgeführt und der arithmetische Mittelwert gebildet. Zweitens wurde die separierte Flittermenge in einem gewichtstechnisch bestimmten Reagenzglas (inkl. Stopfen) gesammelt und der Mittelwert aus fünf Einzelwiegungen gebildet. Die Differenz zum Ausgangsgewicht des Reagenzglases bildete die quantitative Flittermenge ab.

Die Summe an gebildetem Flitter einer Versuchsreihe nach 100.000 Hüben ergab sich aus der Summe des verbleibenden Flitters im Filter und der absoluten Menge im Reagenzglas. Um die Gesamtmengen bei beiden Werkstofflegierungen mit geringfügig unterschiedlichen Blechdicken und Blechbandbreiten miteinander vergleichen zu können, wurden die absoluten Flittermengen auf die theoretische Schnittfläche umgerechnet. Diese Umrechnung in bezogene Flittermengen erfolgte anhand der folgenden Formel. Sie ermöglicht den Vergleich der entstehenden Flittermengen, da der Flitter auf eine Einheitsfläche von 1 mm<sup>2</sup> bezogen wurde.

$$m_{Flitter,bez.} = \frac{M_{Flitter,abs.}}{l_S s_0} \quad \text{Formel 7.8}$$

mit	$m_{Flitter,bez.}$	Bezogene Flittermenge [mg/mm <sup>2</sup> ]
	$M_{Flitter,abs.}$	Absolute Flittermenge [mg]
	$l_S$	Schnittlinienlänge [mm]
	$s_0$	Blechdicke [mm]

## 8 Fehlerbetrachtung

Zur Berechnung der Durchschnittswerte der ermittelten Kenngrößen wurde der arithmetische Mittelwert herangezogen. Dieser berechnet sich nach DIN 1319-1 folgendermaßen:

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad \text{Formel 8.1}$$

mit	$\bar{x}$	Arithmetischer Durchschnittswert [jeweilige Einheit]
	$n$	Anzahl Messungen [-]
	$i$	Laufvariable [-]
	$x_i$	i-ter Messwert [jeweilige Einheit]

Bei sämtlichen Messungen physikalischer Größen treten Fehler auf. Diese können ursachenabhängig in die zwei Fehlerklassen zufällige bzw. systematische Fehler unterteilt werden. (León, 2015, S. 17)

Systematische Fehler sind reproduzierbar und treten wertmäßig konstant bei Wiederholungsmessungen unter gleichen Randbedingungen auf. Deren Ursachen und Art der Wirkungen sind bekannt. Bei der Bestimmung von Schnittflächenkenngrößen können sie beispielsweise durch Ungenauigkeiten der Messgeräte oder des -verfahrens bzw. durch vernachlässigte Einflussfaktoren, wie stark schwankende Temperaturen bei den Messungen, entstehen. (León, 2015, S. 17) Die Auflösungs- und Messgenauigkeiten der verwendeten Messtechnik sind jeweils geräteabhängig im Kapitel 4.2 dargestellt.

Zufällige Fehler sind stochastisch begründet und verursachen eine Streuung um den arithmetischen Mittelwert herum. Sie gehen auf nicht erfassbare Schwankungen der Messwerte zurück, deren Ursachen unbekannt sind. (León, 2015, S. 17)

Die Standardabweichung bietet eine Möglichkeit zur Darstellung des mittleren Fehlers in Form einer positiven und negativen Streuung um den arithmetischen Mittelwert. Sie berechnet sich nach DIN 1319-1 durch folgende Formel:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad \text{Formel 8.2}$$

mit	$\bar{\sigma}$	Standardabweichung [Einheit]
	$n$	Anzahl Messungen [-]
	$i$	Laufvariable [-]
	$x_i$	i-ter Messwert [Einheit]
	$\bar{x}$	Arithmetischer Durchschnittswert [Einheit]

## 9 Versuchsergebnisse und Diskussion

### 9.1 Reproduzierbarkeit der Ergebnisse

Die aus den Einzelhubversuchen pro Parameterkombination ermittelten Schnittflächenkenngrößen zeigen sehr gute Reproduzierbarkeiten. In den Ergebnisdarstellungen wurden die Standardabweichungen der Kenngrößen als Fehlerbalken integriert. Bei den Bruchflächenwinkeln wurde auf die Angabe der Standardabweichung verzichtet, da diese nur geringfügig schwanken und die Lesbarkeit der Diagramme stark beeinträchtigt würde. Bei simulationsgestützt ermittelten Ergebnissen gibt es keine Standardabweichung, da es sich bei den Berechnungen um deterministische Prozesse ohne Abweichungen handelt.

Bei den Dauerhubversuchen wurde aufgrund des begrenzt zur Verfügung stehenden Versuchswerkstoffs lediglich eine Versuchsreihe zur Ermittlung der Reproduzierbarkeit der entstehenden Flittermengen wiederholt. Hierbei zeigten sich sehr gute Ergebnisübereinstimmungen, sodass von reproduzierbaren Ergebnissen gesprochen werden kann (vgl. Kapitel 9.8.1).

### 9.2 Validierung der Simulation

Die Validierung der Simulation erfolgte mittels des sogenannten Ereignisvaliditätstests („Event Validity Test“). Dieser stellt auftretende Ereignisse der Simulation und Realität gegenüber und vergleicht deren Auftreten. Dies kann sowohl bei zusammenhängenden als auch bei einzelnen Ereignissen in deren zeitlicher Abfolge geschehen. (Rabe, Spieckermann und Wenzel, 2008, S. 98-99) Das Simulationsmodell des Scherschneidprozesses (vgl. Kapitel 7.2.2) wurde ausgehend von den ermittelten Versagensparametern (vgl. Kapitel 7.2.1) anhand realer Scherschneidversuche in der Referenzkonstellation (vgl. Kapitel 7.1.1) invers iterativ kalibriert. Die simulationsgestützte Analyse hatte zum Ziel, die Kontaktflächen in der Scherzone zu reduzieren und so die Hypothese über die Zusammenhänge zwischen der Bildung von Kaltaufschweißungen und den Schnittflächenkenngrößen zu bestätigen. Aus diesem Grund waren die Schnittflächenkenngrößen, insbesondere Kanteneinzug, Glattschnitt und Grathöhe, sowie die Rissinitiierung und Ausbreitung von besonderem Interesse und dienten als Kalibrierungsgrößen, jedoch ohne einen Anspruch auf die quantitativ absolut korrekte Wiedergabe der numerischen Schnittflächenkenngrößen und Schneidkräfte. Vielmehr stand die richtige und realitätsnahe Wiedergabe der qualitativen Trends und Tendenzen basierend auf Veränderungen der Prozessparameter im Vordergrund. Die vielversprechendsten Simulationsergebnisse wurden jeweils experimentell abgesichert, sodass die letztendlichen Entscheidungen immer auf experimenteller Basis getroffen wurden. Abbildung 9.1 zeigt die Stufen des Kalibrierungsprozesses in der Referenzkonstellation bei einem Blechlagewinkel von  $0^\circ$  bis hin zu den finalen Versagensparametern (vgl.

Kapitel 7.2.2). Rot abgebildet sind die mittels taktiler Konturmessung ermittelten Vergleichsprofile der experimentellen Schnittflächen, anhand derer kalibriert wurde.

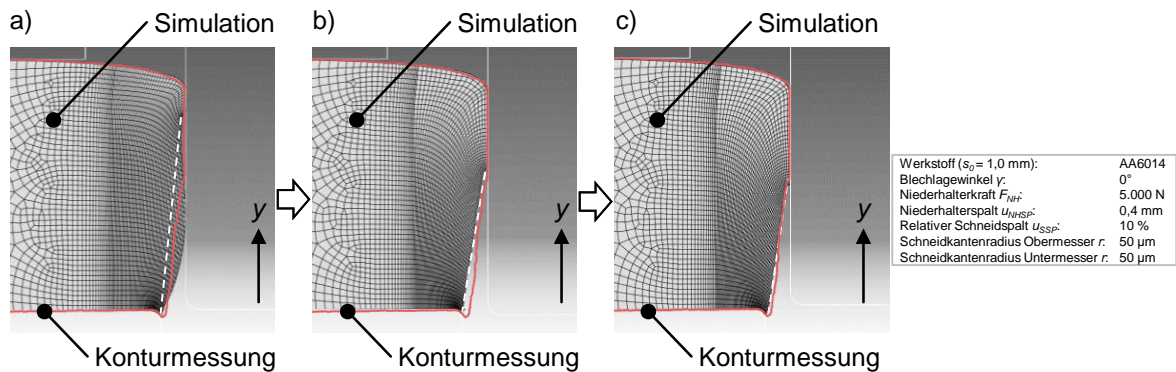


Abbildung 9.1: Kalibrierung der Scherschneidsimulation anhand realer Profilkonturmessungen durch iterativ angepasste Versagensparameter (Referenzkonstellation): a) Initiale Versagensparameter; b) Erste Iterationsschleife; c) Finale Versagensparameter

Unter Verwendung der initialen Versagensparametern (Abbildung 9.1 a)) wurde der Kanteinzug zu gering abgebildet. Der Einlauf und die Umlenkung des Werkstoffs in die Schneidzone bzw. der Glattschnitt beginnen verfrüht. Geometriebedingt wird der Glattschnitt durch das eintauchende Obermesser realistisch als glatter Bereich wiedergegeben. Aufgrund der geringen ertragbaren plastischen Dehnungen im vorliegenden Triaxialitätsbereich, die durch die ursprüngliche Versagenskurve abgebildet wurde, ist das Umformvermögen des Werkstoffs frühzeitig erschöpft, sodass die Rissinitiierung nach etwa 30 % des experimentellen Glattschnittanteils deutlich verfrüht beginnt. Die Rissausbreitung erfolgt nicht realitätsnah. In den experimentellen Versuchen zeigte sich eine gerichtete, für den offenen Schnitt typische Rissausbreitung, vom oberen zum unteren Schneidaktivelement entlang der größten vorliegenden Spannungen. Hierbei begann der Riss bei vollständiger Erschöpfung des Formänderungsvermögens am Übergang Schneidkantenradius-Mantelfläche am oberen Schneidaktivelement, da hier die maximalen Spannungen auftraten. Die Ausbreitung verlief geradlinig in Richtung des Übergangsbereichs Schneidkantenradius-Mantelfläche am Untermesser, abhängig von der parallelen Verschiebung des Blechs infolge der Scherung und das durch plastische Verformung ausgefüllte Volumen am unteren Schneidkantenradius. In der Simulation startete die Rissausbreitung ebenfalls am Ort des erschöpften Umformvermögens in Richtung der größten Spannung. Allerdings zeigte die Rissausbreitung eine konvexe Form in Richtung der Obermessermantelfläche. Dies verursachte einen weiteren Obermesserkontakt, der nicht der Realität entsprach.

Die Betrachtung der Funktionsgleichung in Formel 7.4 zeigt, dass der Einfluss der Kalibrierungsgröße  $d_1$  darin besteht, die Versagenskurve in vertikaler Richtung zu verschieben. Detailliertere Untersuchungen zeigten, dass ein reines Offset keine zielführenden Ergebnisse liefert.



Die gezielte Anpassung der Parameter  $d_2$  und  $d_3$  ermöglichten hingegen eine vielversprechende Steuerung des Krümmungsverhaltens der Versagenskurve. Die erste Iterationsschleife (Abbildung 9.1 b)) lieferte bessere Übereinstimmungen mit den experimentellen Ergebnissen. Eine Erhöhung der maximal erreichbaren plastischen Vergleichsdehnungen führte einerseits zur Steigerung des Kanteneinzugs. Andererseits konnte damit ein größerer und realistischer Glattschnittanteil dargestellt werden. Dem Werkstoff wurde längeres Fließen ohne Versagen ermöglicht. Die gewählten Parameter waren dennoch nicht optimal eingestellt. Die Rissinitiierung startete bei zu geringer vertikaler Verschiebung der Blechabfallseite. Die untere Schneidkantenverrundung wurde noch nicht vollständig durch plastisch verformtes Blech ausgefüllt, sodass die Ausbildung eines zu kleinen Bruchflächenwinkels und eine nicht realitätsnahe Darstellung des Grats bei geringfügig zu kleinem Glattschnittanteil resultierten. Eine weitere Adaption der Versagensparameter (Abbildung 9.1 c)) bewirkte nur geringe Veränderungen des Kanteneinzugs. Die Versagenskurve veränderte sich im entsprechenden Triaxialitätsbereich nur unwesentlich. Höhere ertragbare Dehnungen im Scherbereich ermöglichten eine weitere plastische Verschiebung des Blechs bevor die Rissinitiierung einsetzte. Dadurch konnten sowohl eine realistische Rissinitiierung und -ausbreitung erreicht als auch experimentell bestätigte Glattschnittanteile und Bruchflächenwinkel wiedergegeben werden. Zur Verdeutlichung der realitätsnahen Simulationskalibrierung ist in Abbildung 9.2 die experimentelle Rissinitiierung aus Anschnittversuchen mit scharfen Schneidaktivelementen der simulationsgestützten Abbildung bei identischen Randbedingungen gegenübergestellt. Die übrigen Parameter entsprachen der Referenzkonstellation.

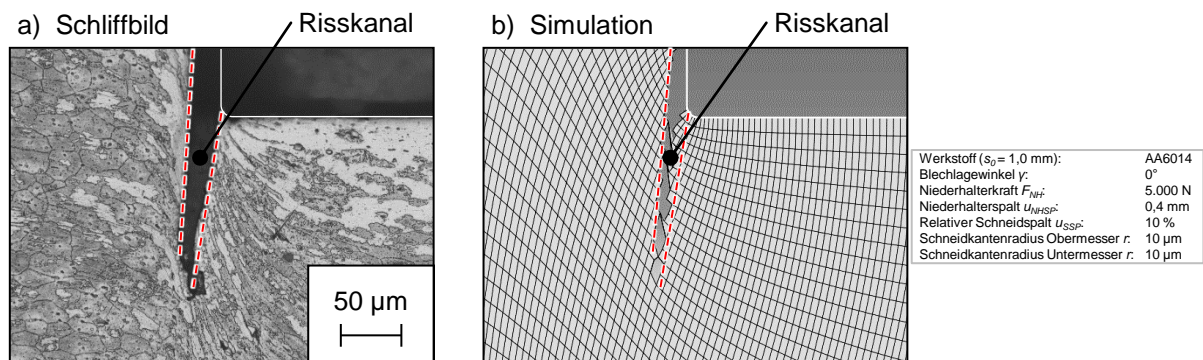


Abbildung 9.2: Vergleich der experimentellen und simulationsgestützten Rissinitiierung und Rissausbreitung beim Scherschneiden in der Referenzkonstellation mit scharfen Schneidkantenradien am oberen und unteren Schneidaktivelement: a) Rissbildung im Schlifffbild; b) Rissbildung in der Simulation

Im Schlifffbild mit Ätzung (Abbildung 9.2 a)) zeigt sich neben der plastischen Verformung der einzelnen Körner durch den Scherschneidprozess die transkristalline Rissausbreitung. Es fand kein Korngrenzenbrechen während des Schneidprozesses statt. Die Verformung der einzelnen

Körner ist sehr gut zu erkennen und entspricht der Scherung durch das eintauchende obere Schneidaktivelement. Der Faserverlauf zeigt, wie der Werkstoff in die Scherzone hineingezogen wird, bevor das Umformvermögen erschöpft ist und dieser durch Bruch versagt. Die Verformung der Elemente in der Simulation (Abbildung 9.2 b)) entspricht dem Faserverlauf des Schliffbilds. Durch das eintauchende Messer werden diese zunächst scherverformt, bis deren Versagen eintritt. Risszeitpunkt, Ausbreitungsrichtung der Rissfront, sowie der gebildete Risskanal zeigen sich gleichartig ausgeprägt mit guter Übereinstimmung.

Das Simulationsmodell sollte zur Untersuchung verschiedener Prozessparameter und Vorbiegungegeometrien dienen. Diese Analysen sollten allumfänglich bei unterschiedlichen Blechlagewinkeln stattfinden. Aus diesem Grund wurde das Modell mit den bei neutraler Blechlage ermittelten finalen Versagensparameter auf die Blechlagewinkel  $10^\circ$  und  $20^\circ$  übertragen und deren Gültigkeit validiert. Abbildung 9.3 zeigt die virtuellen Schnittflächen, sowie die Übereinstimmung mit den experimentellen Schnittflächenkonturen für die drei relevanten Blechlagewinkel  $0^\circ$  (Abbildung 9.3 a),  $10^\circ$  (Abbildung 9.3 b) und  $20^\circ$  (Abbildung 9.3 c)).

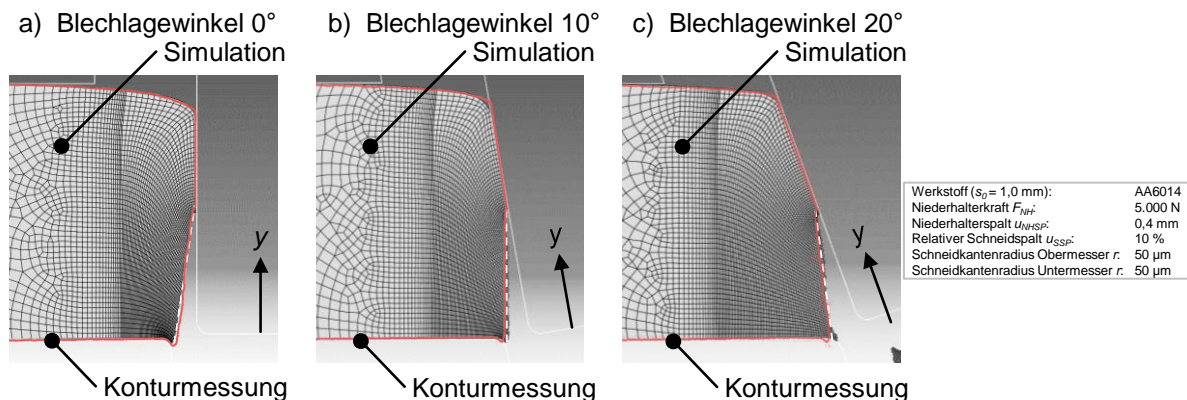


Abbildung 9.3: Bestätigung des kalibrierten Simulationsmodells mit den finalen Versagensparametern anhand realer Profilkonturmessungen und Transfer auf verschiedene Blechlagewinkel (Referenzkonstellation): a) Blechlagewinkel  $0^\circ$ ; b) Blechlagewinkel  $10^\circ$ ; c) Blechlagewinkel  $20^\circ$

Deren Gegenüberstellung zeigte hinreichend genaue Übereinstimmungen der zu untersuchenden Schnittflächenkenngrößen. Die Blechverschiebungen, Risszeitpunkte, Ausbreitungsrichtungen und dementsprechend auch die Bruchflächenwinkel wurden realistisch abgebildet. Dadurch konnten die Versagensparameter bestätigt werden. Der Kanteneinzug unter Blechlagewinkel wurde im Vergleich mit den realen Schnittflächen geringfügig vergrößert wiedergegeben. Daraus resultierte, dass der Glattschnitt bei korrekter Wiedergabe der Rissinitiierung und -bildung geringfügig unterschätzt dargestellt wurde. Das tendenzielle Verhalten der maßgeblich relevanten Schnittflächenkenngrößen wurde korrekt wiedergegeben. Im weiteren Verlauf der Arbeit wurden die simulationsgestützten und experimentellen Variationen der Schneidparameter deutlich ausgeweitet. Dies diente einerseits zur Absicherung, dass es sich bei

den ermittelten Simulationsergebnissen um keine Randwertparameter handelte und andererseits der experimentellen Ermittlung von Prozessparametern zur Reduzierung der Kontaktflächen beim konventionellen Scherschneiden. Die simulationsgestützte Untersuchung umfasste die Versuchsmatrix aus Tabelle 7.3, der experimentell untersuchte Versuchsraum beschränkte sich auf die ausschlaggebenden Versuchsparameter.

Der Vergleich der vertikalen Prozesskräfte aus experimenteller und simulationsgestützter Betrachtung ist für die untersuchten Blechlagewinkel in Abbildung 9.4 dargestellt.

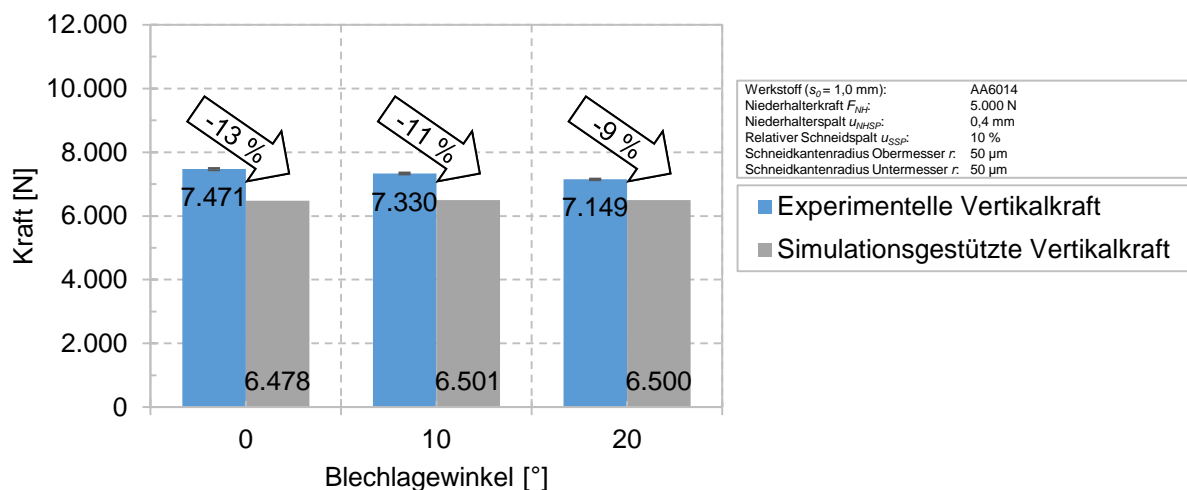


Abbildung 9.4: Gegenüberstellung der experimentellen und simulationsgestützten vertikalen Prozesskräfte beim vollkantig drückenden Scherschneiden unter den Blechlagewinkeln  $0^\circ$ ,  $10^\circ$  und  $20^\circ$  (Referenzkonstellation)

Die virtuelle Prozessabbildung zeigte niedrigere vertikale Prozesskräfte als der reale Scherschneidprozess. Die experimentell höheren Kräfte können beispielsweise auf Reibungskräfte in der Werkzeugführung unter Last bzw. Schwankungen der Blechdicke und Bandbreite zurückgeführt werden. Weiterhin ist der Reibbeiwert während des Scherschneidprozesses nicht konstant. Solche Einflüsse werden im idealen Simulationsmodell vernachlässigt. Zwischen Experiment und Simulation ergeben sich durchschnittliche Abweichungen von 11 %. Die Tendenz, dass mit größer werdendem Blechlagewinkel die Vertikalkräfte abnehmen, wird in der Simulation nicht wiedergegeben. Da die Schneidkraft nicht unmittelbar im Fokus der Betrachtungen steht, ist diese Wiedergabegenauigkeit und Aussagekraft der Simulation insgesamt hinreichend. Sie kann zur virtuellen Untersuchung der Einflüsse verschiedener Schneidparameter und der Ermittlung von Vorbiegungsgeometrien sowie zu deren Bewertung genutzt werden.

### 9.3 Einfluss der Schneidparameter auf Schnittflächen und Prozesskräfte

Im nachfolgenden Abschnitt werden zunächst die Einflüsse der einzelnen Prozessparameter auf die charakteristischen Schnittflächenkenngrößen beschrieben und diskutiert, um daraus die bestmöglichen Parameter zur zielgerichteten Beeinflussung der Schnittflächen mit Fokus auf

die resultierenden Kontaktflächen zu ermitteln und deren Abhängigkeiten zu klären. Teile der experimentellen Ergebnisse wurden bereits in Krinninger et al. (2017, S. 230-235) und Volk und Krinninger (2018) veröffentlicht. Es erfolgte jeweils die isolierte Variation eines Prozessparameters bei ansonsten konstanten Randbedingungen, um dessen Einfluss sauber herausstellen zu können. Die übrigen Parameter entsprachen, sofern nicht anders genannt, der Referenzkonstellation. Unterstützend fanden Simulationen mit den jeweiligen Parametern statt. Diese hatten zum Ziel, die virtuelle Gültigkeit abzusichern, deren Gültigkeitsbereich zu ermitteln und durch eine feinere Auflösung der Parameterabstufungen detailliertere Aussagen hinsichtlich deren Einflüsse ohne zusätzlichen experimentellen Aufwand zu ermöglichen. Sofern die experimentellen Untersuchungen nicht bzw. nicht so fein aufgelöst vorhanden waren, werden Effekte ausschließlich basierend auf simulationsgestützten Ergebnissen beschrieben. Die vorgestellten Erkenntnisse gelten für alle Blechlagewinkel. Auf die wiederholte Darstellung wurde verzichtet, sofern sich gleichartige Tendenzen aufzeigten. Zunächst werden die Bauteilschnittflächen der Referenzkonstellation beschrieben. Abbildung 9.5 stellt hierzu die Mikroskopaufnahme und deren Profilkontur beim Blechlagewinkel von  $0^\circ$  dar.

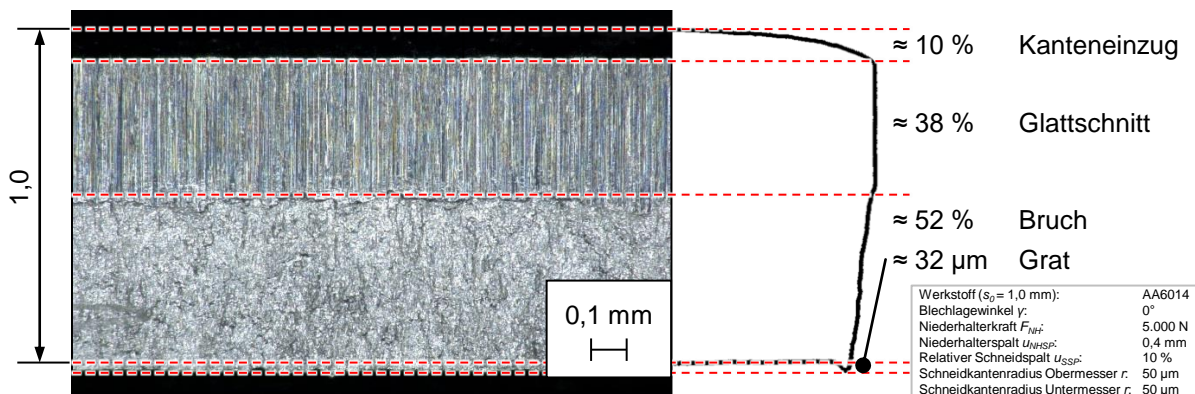


Abbildung 9.5: Mikroskopaufnahme und Profilkontur der Schnittflächen für einen konventionellen Scherschneidprozess mit rechtwinkligen Schneidkanten in der Referenzkonstellation bei einem Blechlagewinkel von  $0^\circ$

Die Schnittflächen weisen die im Stand der Technik beschriebenen charakteristischen Bereiche nach VDI 2906-2 auf. Das Bruchverhalten ist für einen duktilen Aluminiumwerkstoff typisch. Beim Scherschneiden verformt sich das Material zunächst elastisch. Beim Überschreiten der Fließgrenze beginnt sich der Werkstoff plastisch zu verformen und wird in den Schneidspalt gezogen. Basierend auf der Scherung des Werkstoffs beginnt die Ausbildung des Glattschnitts. Dieser glänzende Bereich ist mit ca. 0,38 mm gleichmäßig über die gesamte Blechbreite verteilt und durch Riefen in vertikale Richtung gekennzeichnet. Diese Mikrofurchen sind in der Mikroskopaufnahme eindeutig erkennbar. Sie resultieren aus der Oberflächenrauheit der oberen Schneidaktivelemente und werden durch die Hubbewegung im Blech abgebildet. Zeitgleich zur Glattschnittbildung entsteht der Kanteneinzug bedingt durch die plastische Verformung. Dieser

ist in Abbildung 9.5 als dunkler Bereich dargestellt, da er trotz der großen Tiefenschärfe des Digitalmikroskops (vgl. Kapitel 4.2.6) nicht abgebildet wird. Wertmäßig liegt der Einzug in der Referenzkonstellation unter neutraler Blechlage bei etwa 10 % der Blechdicke. Der Übergangsbereich zwischen Glattschnitt und Bruchfläche ist scharf auszumachen und über die gesamte Blechbreite sehr homogen. Es treten keine Verschmierungen in diesem Bereich auf. Dies resultiert einerseits aus einem hochsteifen Werkzeug mit sehr gleichmäßigem Schneidspalt und andererseits aus absolut aufschweißungsfreien Schneidaktivelementen, da diese nach jedem Hub gereinigt wurden. Der Werkstoff versagt einheitlich und zeitgleich. Die Bruchfläche entspricht etwa 52 % der Blechdicke. Es zeigen sich keine Sekundärglattschnittanteile. Diese wären als glänzende Inselbereiche in der Bruchfläche auszumachen. Insgesamt zeigt die Bruchfläche eine raue und detailliert uneinheitliche aber insgesamt homogen wirkende Erscheinung. Der entstehende Grat zählt nicht zur Blechdicke und ist daher in Abbildung 9.5 nicht in dieser inkludiert. Er entsteht zusätzlich und wird als absoluter Wert mit  $32\ \mu\text{m}$  bei der Referenzkonstellation angegeben.

### 9.3.1 Blechlagewinkel

In Praxisanwendungen ergibt sich der Blechlagewinkel, unter dem das Blech geschnitten wird, zumeist aus der Geometrie des tiefgezogenen Bauteils und dem Schnittlinienverlauf des Konturbeschnitts. Industriell werden bei Aluminium nur kleine Blechlagewinkel direkt aus der Pressenbewegungsrichtung beschnitten. Der Grund hierfür liegt in der Gefahr der unerwünschten Flitterbildung. Bei Winkeln  $> 10^\circ$  werden Schieber im Werkzeug eingesetzt, welche zusätzliche Kosten verursachen. Im Zuge der Untersuchungen konnte der tatsächliche Einfluss eines Blechlagewinkels auf die Schnittflächenkenngrößen isoliert ermittelt werden.

Abbildung 9.6 zeigt die vermessenen Schnittflächenkenngrößen für die Blechlagewinkel  $0^\circ$ ,  $10^\circ$  und  $20^\circ$  in der Referenzkonstellation. Die Schnittflächenanteile sind als Prozentwerte und die Grathöhen als absolute, negative Werte dargestellt. Der Bruchflächenwinkel ist auf der Sekundärachse abgebildet. Deren Auswertung erfolgte jeweils senkrecht zu Blechoberfläche. Die Erhöhung des Blechlagewinkels geht mit abnehmenden Kanteneinzügen einher. Der Einzug resultiert aus der plastischen Verformung des Blechs während der Scherung und Glattschnittbildung. Der Werkstoff wird in die Scherzone eingezogen und erfährt eine Umlenkung aus seiner ursprünglichen Lage in Bewegungsrichtung des oberen Schneidaktivelements. Da die Umlenkung bei einem größer werdenden Blechlagewinkel weniger stark ausgeprägt stattfindet, sinkt der Kanteneinzug mit zunehmendem Neigungswinkel. Hingegen würde der Einzug beim Schneiden unter negativem Blechlagewinkel zunehmen, da in diesem Fall eine weitaus größere Umlenkung des Blechs erfolgen muss (vgl. So, 2015, S. 99). Im Vergleich zum Schneiden beim Blechlagewinkel  $0^\circ$  taucht unter Blechlage eine rechtwinklige Schneidkante keilförmig und



vorzeitig in das Blech ein. Es bildet sich ein größerer Glattschnitt aus und nimmt mit größer werdendem Blechlagewinkel zu.

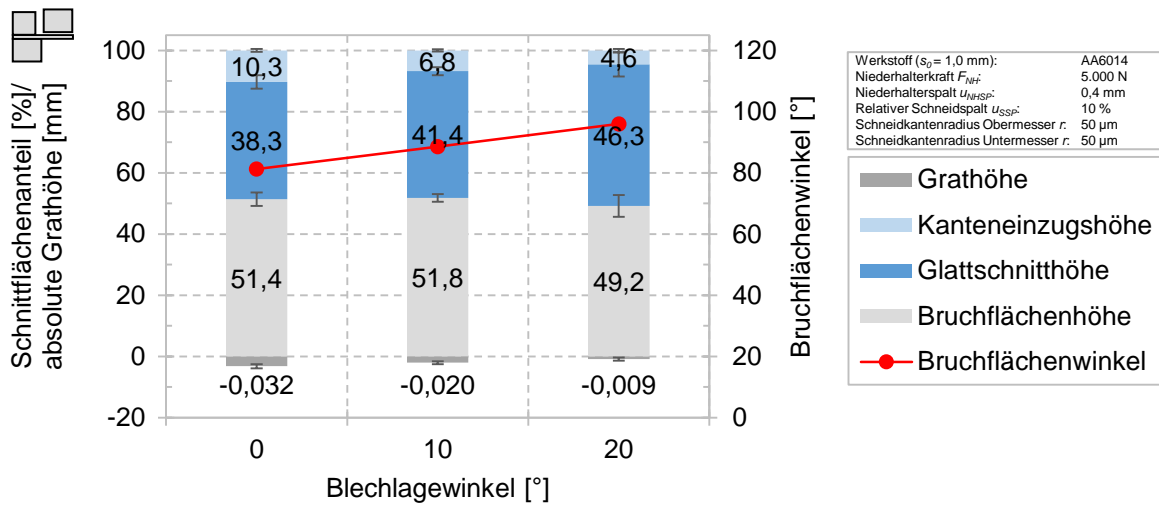


Abbildung 9.6: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei den Blechlagewinkeln 0°, 10° und 20°

Die unter einer Blechlage bereits zu Beginn verstärkt vorhandene Orientierung des Blechs in Materialflussrichtung führt zu weniger plastischer Verformung im Werkstoff. Dies geht mit geringerer Kaltverfestigung des Werkstoffs einher. Somit verzögert sich die Erschöpfung des Umformvermögens und es kommt zu einer späteren Rissinitiation. Abbildung 9.7 stellt die auf die Grundhärte normierten Härteverläufe der Blechlagewinkel 0° und 20° gegenüber.

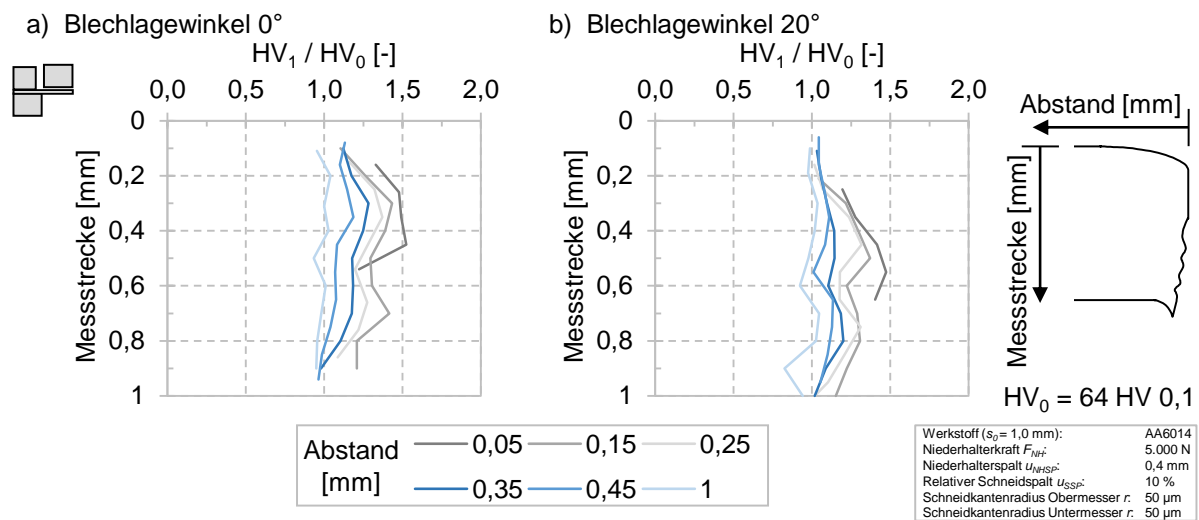


Abbildung 9.7: Experimentelle, auf die Grundhärte des Werkstoffs normierte Härteverläufe HV 0,1 bei den Blechlagewinkeln 0° und 20°: a) Blechlagewinkel 0°; b) Blechlagewinkel 20°

Zur besseren Vergleichbarkeit wurden die Härteeindrücke auf dem jeweiligen Schliff jeweils parallel zur Glattschnittfläche gelegt. Die Basis der Normierung bildete die absolute Grundhärte des verwendeten Blechs mit 64 HV 0,1. Bei einem neutralen Blechlagewinkel zeigt sich eine

betragsmäßig höhere Aufhärtung. Der Werkstoff wird zum einen plastisch stärker verformt. Zum anderen ist die Schneidzone größer und somit der Bereich der Aufhärtung deutlicher ausgeprägt. Die maximal auftretenden Härtewerte der Verfestigung liegen nahe am Glattschnitt und zeigen sich in geringerem vertikalem Abstand zur Blechoberseite. Wertmäßig spiegeln sie das Ende des Glattschnittbereichs wider. Sie bestätigen die frühere Rissinitiierung und den kleineren Glattschnittanteil, da der Werkstoff durch die Verfestigung aufgrund von Erschöpfung versagt. Unter Blechlage verschiebt sich die maximale Aufhärtung zu größeren vertikalen Abständen von der Blechoberseite weiter ins Blech hinein, sodass die Rissbildung verzögert wird. Wertmäßig ist sie geringfügig niedriger, womit längeres plastisches Fließen und die Ausbildung eines größeren Glattschnittanteils ermöglicht werden.

Ab dem Zeitpunkt der Rissinitiation am Übergangsbereich Mantelfläche zum Schneidkantenradius des oberen Schneidaktivelements breitet sich der Riss bei allen Blechlagewinkeln entlang der maximal auftretenden Spannungen aus. Dabei wandert dieser relativ geradlinig auf das untere Schneidaktivelement zu. Bei neutraler Blechlage trifft dieser den Übergangsbereich zwischen Schneidkantenradius und Mantelfläche des unteren Schneidaktivelements. Aus der simulationsgestützten Betrachtung kann beim Blechlagewinkel  $10^\circ$  eine leichte Verschiebung des unteren Rissauftreffpunkts in Richtung der Mitte des Schneidkantenradius beobachtet werden. Diese Verlagerung verstärkt sich beim Blechlagewinkel von  $20^\circ$ . Die Folge der versetzten Ausbreitung spiegelt sich in der Grathöhe wider. Der Kantenradius des unteren Schneidaktivelements wird durch die plastische Verformung weniger ausgeprägt abgebildet, sodass sich infolge der veränderten Rissausbreitung ein kleinerer Grat bei größerem Blechlagewinkel ausbildet. Anders als bei Kerschner et. al. (2003, S. 26-29) zeigen sich deutliche Veränderungen der Gratbildung bei veränderten Blechlagewinkeln. Auch die von Hoogen (1999) dargelegte Aussage, dass sich unter neutraler Blechlage die geringsten Grathöhen ausbilden, kann nicht bestätigt werden. Vielmehr zeigen sich mit zunehmendem Blechlagewinkel abnehmende Grathöhen.

### 9.3.2 Schneidspalt

Experimentelle Untersuchungen verschiedener Schneidspalte fanden mit den werkzeugseitigen Prozessparametern der Referenzkonstellation bei einem Blechlagewinkel von  $0^\circ$  und dem Werkstoff AA6014 statt. Die resultierenden Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 sind für die untersuchten Schneidspalte in Abbildung 9.8 dargestellt.

Ab einem Schneidspalt  $> 15\%$  entspricht der Trennvorgang keinem klassischen Scherschneiden mehr. In diesem Bereich treten starke Verformungsvorgänge auf, die nicht mehr mit den Theorien, die für das Scherschneiden gelten, erklärt werden können. Dennoch werden die Ergebnisse der Vollständigkeit halber gezeigt und diskutiert.

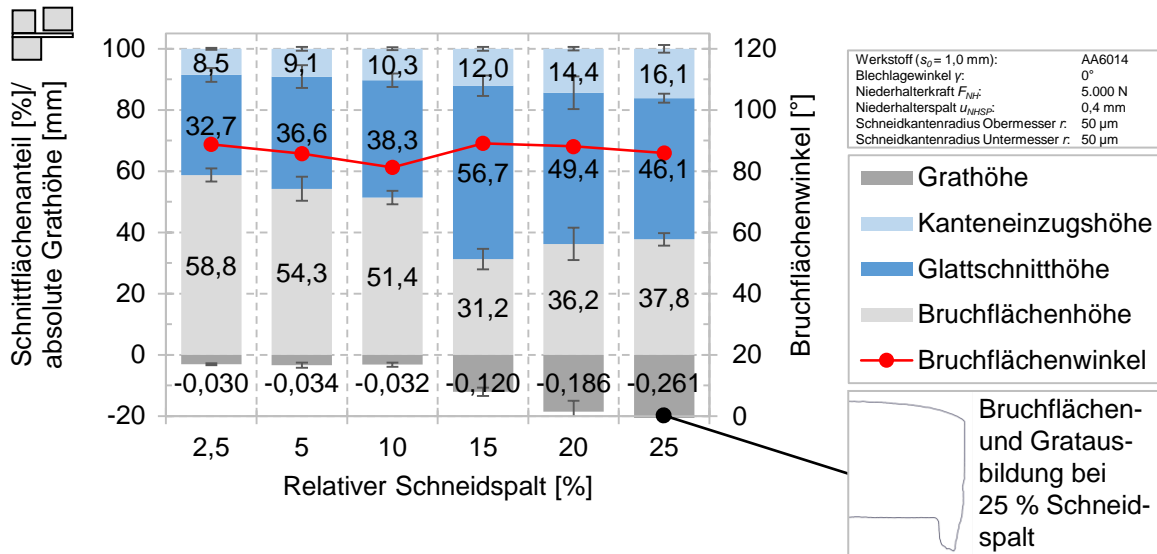


Abbildung 9.8: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten relativen Schneidspalten

Bei einem Schneidspalt von 2,5 % liegt ein Minimum an plastischer Verformung vor der Rissbildung vor. Diese Konstellation zeigt einerseits die geringsten Kanteneinzüge sowie andererseits die niedrigsten Glattschnittanteile an den Bauteilen. Mit größer werdenden Schneidspalt nimmt der Kanteneinzug nahezu linear zu. Diese phänomenologische Beobachtung kann auf die vorliegenden Platzverhältnisse in der Scherzone und die auftretenden Spannungen zurückgeführt werden. Bei größeren Schneidspalten kann der Werkstoff verstärkt in die Scherzone eingezogen werden. Es findet ein erleichterter Materialfluss statt. Die vertikal eingeleiteten Kräfte werden gleichmäßig auf einen größeren Bereich verteilt, sodass die auftretenden Spannungen niedriger sind. Zwar wird plastisches Fließen ermöglicht, jedoch setzt die Scherung zur Ausbildung des Glattschnitts verspätet ein. Bei engen Schneidspalten wird dies platzbedingt unterbunden und durch den verschlechterten Materialfluss die Spannungen konzentriert.

Die simulationsgestützte Betrachtung dieser Parametervariation bestätigte die experimentellen Erkenntnisse und ermöglichte zudem die zusätzliche Untersuchung von noch kleineren Schneidspalten als es im Experiment möglich war. Bei einem relativen Schneidspalt von 1 % resultierte erwartungsgemäß ein noch geringerer Kanteneinzug. Im Vergleich mit einem 2,5 % Schneidspalt zeigt sich eine geringfügige Zunahme des Glattschnittanteils. Dieses Phänomen konnte virtuell mit einer Schneidkantenverrundung von 100  $\mu$ m reproduziert werden. Eine mögliche Erklärung ergibt sich aus dem vorliegenden Spannungszustand in der Schneidzone. Bei einem so kleinen Schneidspalt von 1 % können die eingebrachten Biegespannungen aufgrund des Abstands zwischen oberen und unteren Schneidaktivelement vernachlässigt werden. Hingegen wirken die durch das obere Aktivelement in der Schneidzone auftretenden Druckspannungen in der kleinen und spannungskonzentrierten Schneidzone risshemmend,



sodass die Ausbildung des Glattschnitts gefördert wird. Dies ist in Abbildung 9.9 im Vergleich der horizontalen Druckspannungen bei den Schneidspalten 1 %, 2,5 % und 20 % zu erkennen.

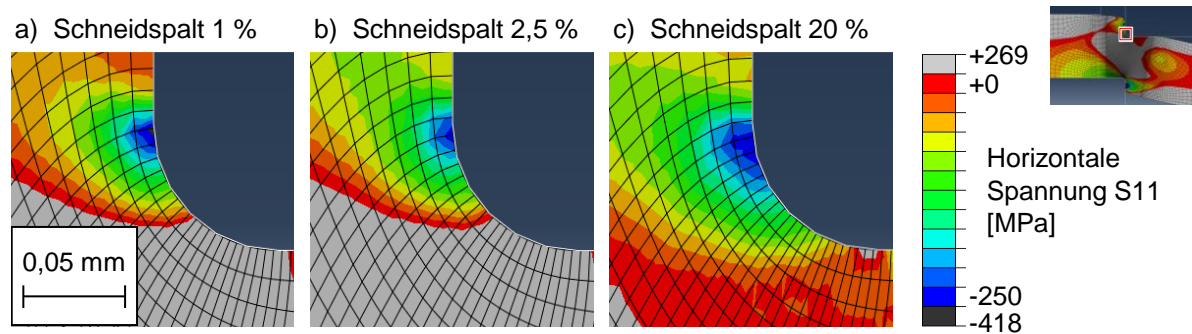


Abbildung 9.9: *Simulationsgestützte Gegenüberstellung der horizontalen Druckspannungen für die relativen Schneidspalte 1 %, 2,5 % und 20 % in der Referenzkonstellation und Blechlagewinkel  $0^\circ$  bei einer identischen Eintauchtiefe von 0,35 mm: a) Schneidspalt 1 %; b) Schneidspalt 2,5 %; c) Schneidspalt 20 % (Blechwerkstoff AA6014, Blechdicke 1,0 mm)*

Beim Schneidspalt von 2,5 % (Abbildung 9.9 b)) ist der Bereich erhöhter Druckspannungen kleiner als beim 1 %-igen Schneidspalt (Abbildung 9.9 a)). Die absoluten und maximalen Werte der auftretenden Druckspannungen sind weniger stark ausgeprägt. Dadurch nimmt die durch Druckspannungen verursachte risshemmende Wirkung beim 2,5 %-Schneidspalt ab, hingegen beginnt die Einbringung von Biegespannungen verstärkt zu wirken. Diese Beobachtung kann durch Nothhaft (2014, S. 82-84) bestätigt werden. Bei einem größeren Schneidkantenradius von  $100\ \mu\text{m}$  nimmt der Glattschnitt bei Verkleinerung des Schneidspalts von 2,5 % auf 1 % aus den beschriebenen Gründen sehr deutlich zu. Förderlich ist hierbei das Einpressen von Material in den Schneidspalt sowie die eingebrachten Druckspannungen bei verbessertem Materialfluss, sodass ein großer Glattschnitt ausgebildet werden kann. Bei einem scharfen Schneidkantenradius kann dieser Effekt nicht beobachtet werden. Der behinderte Materialfluss überwiegt und verursacht trotz eingebrachter, aber deutlich geringerer, Druckspannungen einen abnehmenden Glattschnittanteil bei der Verringerung des Schneidspalts von 2,5 % auf 1 %.

Bis zu einem Schneidspalt von 15 % nimmt der Glattschnittanteil zu. Der plastische Anteil an Verformung steigt durch die insgesamt größere Schneidzone und die Verteilung der auftretenden Spannungen in diesem Bereich an. Die lokalen Spannungen sinken und das Erreichen der Schubbruchgrenze wird verzögert. Dazu invers verhält sich der Bruchanteil, der entsprechend der zunehmenden Kanteinzüge und Glattschnittanteile abnimmt. Aufgrund der hohen Spannungskonzentration und der frühzeitigen Rissbildung bildet sich bei einem Schneidspalt von 2,5 % der größte Bruchflächenanteil. Bei einem Schneidspalt von 15 % ist dieser bedingt durch die große plastische Verschiebung und dem resultierenden sehr großen Glattschnitt gering. Experimentell zeigt sich ab einem Spalt von 20 % wieder ein abnehmender Glattschnittanteil.

Dieser nimmt bei einem Schneidspalt von 25 % weiter ab. Die simulationsgestützte Analyse zeigt gleichartiges Verhalten, lediglich wertmäßig geringfügig verschoben. Der Wendepunkt in der Tendenz der Glattschnittausrprägung zeigt sich in der Simulation bei einem relativen Schneidspalt von 17,5 %. Dieses Ergebnis passt sehr gut zu den experimentellen Betrachtungen, sofern die idealisierten Geometrien in der Simulation und das im Werkzeug vorhandene Spiel der Führungen, Kugelkäfige usw. berücksichtigt werden. Ein Blick auf die virtuellen Spannungszustände ermöglicht die Erklärung dieses Phänomens. Aufgrund des zunehmenden Schneidspalts kommt der Einfluss der Vorbiegung verstärkt zur Geltung. Die Betrachtung der horizontalen Spannungen bei einem Schneidspalt von 20 % (Abbildung 9.9 c)) zeigt, dass die auftretenden Druckspannungen im Vergleich mit einem kleinem Schneidspalt von 2,5 % angestiegen sind. Dies würde bei vergleichbarer Eintauchtiefe zunächst risshemmend wirken. Gleichzeitig nimmt der Einfluss der durch die Biegung induzierten Zugspannungen zu und fördert die Rissinitiierung. Im Vergleich mit einem Schneidspalt von 17,5 %, dem Wendepunkt in der Ausprägung des Glattschnitts, zeigen sich beim 20 % Schneidspalt deutlich größere Zugspannungen. Diese wirken rissfördernd, sodass eine vergleichsweise frühe Rissinitiierung auftritt. Im Vergleich mit dem Schneidspalt von 20 % zeigen sich mit 25 % weiter zunehmende Zugspannungen in der Schneidzone bei insgesamt abnehmenden horizontalen Druckspannungen am oberen Schneidaktivelement, sodass zu erwarten ist, dass der Glattschnittanteil weiter abnimmt. Dies kann sowohl experimentell als auch simulationsgestützt bestätigt werden. Zudem kann der abnehmende Glattschnittanteil bei größeren Schneidspalten auch beim Schneiden unter den Blechlagewinkeln  $10^\circ$  und  $20^\circ$  bestätigt werden. Allein der Zeitpunkt der gegenläufigen Glattschnittausrprägung verschiebt sich mit veränderten Blechlagewinkeln.

Die experimentell bestimmte Grathöhe bleibt scheinbar zunächst unbeeinflusst von einer Veränderung des Schneidspalts und verhält sich beim verwendeten Werkstoff unter neutraler Blechlage bis zu einem Schneidspalt von 10 % nahezu konstant. Wertmäßig liegt diese im Bereich von 30-32  $\mu\text{m}$ . Vergleichbares zeigt sich bei den Blechlagen  $10^\circ$  und  $20^\circ$ . Hier liegen jeweils bis zu den Schneidspalten von 10 % bzw. 15 % nahezu identische unveränderte Grathöhen auf niedrigerem Niveau vor. Bereits Hoogen (1999) stellte einen solchen Sachverhalt fest und beschrieb den Schneidspalt, ab dem eine signifikante Veränderung der Grathöhe zu beobachten war, als den sogenannten kritischen Schneidspalt. Allerdings trat in seinen Untersuchungen diese schlagartige Veränderung der Grathöhe bei einem Blechlagewinkel von  $0^\circ$  erst bei einem Schneidspalt von 20 % auf. Bei den hier durchgeführten Untersuchungen tritt diese deutliche Vergrößerung der Grathöhe ab einem Schneidspalt von 15 % schlagartig auf. Die simulationsgestützte Betrachtung zeigt bei neutraler Blechlage eine konstante Grathöhe bis 17,5 %. Der Grund für diesen schlagartigen Anstieg ist in der veränderten Gratausbildung zu finden. Der Grat entsteht nicht mehr alleine durch einen Abriss des Materials bei erschöpftem

Umformvermögen, wie es beispielsweise bei einem Schneidspalt von 10 % zu beobachten ist, sondern vielmehr aufgrund des Verformungsvorgangs durch die Verschiebung des Werkstoffs. Bei der Betrachtung der Schnittflächen bis zum Schneidspalt von 10 % findet eine gerichtete Rissausbreitung ausgehend von der maximalen ertragbaren plastischen Verschiebung entlang der maximalen Spannungen statt. Beim Erreichen der Schubbruchgrenze in der Schneidzone bildet sich ein Riss am Übergangsbereich Mantelfläche-Schneidkantenradius des oberen Schneidaktivelements und wandert in Richtung des unteren Schneidaktivelements, genauer gesagt, in Richtung des Übergangsbereichs zwischen Mantelfläche und Schneidkantenradius. Dies ist im Experiment deutlich im abnehmenden Bruchflächenwinkel mit zunehmendem Schneidspalt zu erkennen. Ab einem Schneidspalt von 15 % ändert sich die Rissausbreitung allerdings dahingehend, dass sie nicht mehr auf den Übergangsbereich Schneidkantenradius-Mantelfläche zuwandert. Bedingt durch den großen Schneidspalt findet bei größerem Glattschnittanteil eine Verschiebung der maximal auftretenden Spannungen in Richtung der Mantelfläche des unteren Schneidaktivelements statt, sodass die Rissausbreitung dieser folgt. Dementsprechend nimmt der Bruchflächenwinkel sprunghaft wieder zu. Es entsteht ein nahezu vertikal verlaufender Riss mit einem bartähnlichen Grat. Dieser füllt vollends das Volumen am unteren Schneidkantenradius aus. Mit weiter zunehmenden Schneidspalten nimmt der Bruchflächenwinkel wieder ab, da der Riss trotz veränderter Ausbreitungsrichtung prinzipiell wieder auf die Mantelfläche des unteren Schneidaktivelements zuwandert. In der simulationsgestützten Betrachtung tritt dies erst bei einem Schneidspalt von 20 % auf, sodass erst ab diesem Zeitpunkt die veränderte Gratformorphologie in Erscheinung tritt. Die beschriebenen Erkenntnisse gelten ebenfalls für die verschiedenen untersuchten Blechlagewinkel.

Abbildung 9.10 zeigt die experimentell ermittelten Schneidkraft-Weg-Verläufe der untersuchten Schneidspalte. Mit zunehmenden Schneidspalten nehmen die maximalen Schneidkräfte ab.

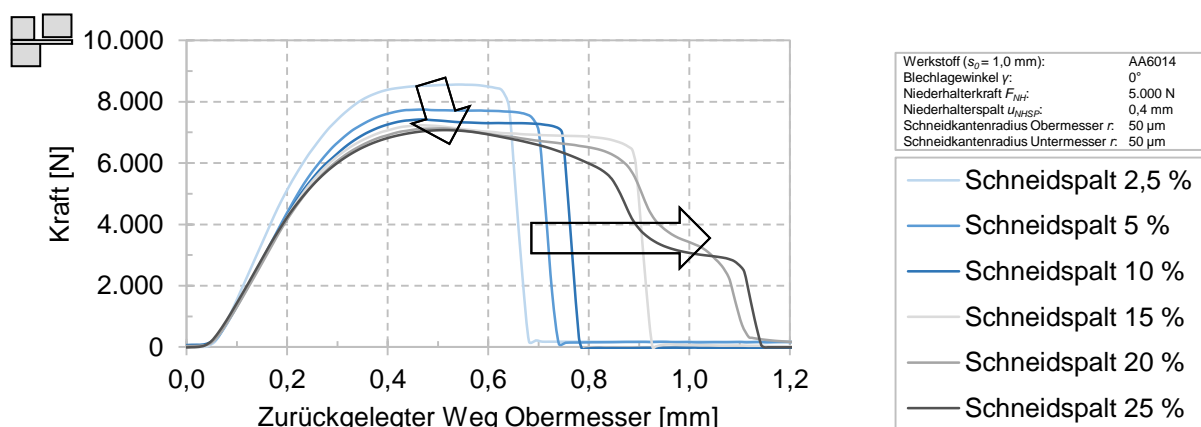


Abbildung 9.10: Experimentelle Kraft-Weg-Verläufe der untersuchten relativen Schneidspalte

Der maximale Kraftwert wird an der Stelle erreicht, an der die verformungsbedingte Verfestigung des Werkstoffs den abnehmenden Querschnitt des Blechs durch Scherung gerade noch kompensiert. Ist dieser Wert überschritten, so überwiegt der abnehmende Blechquerschnitt. Die Kraft nimmt ab, obwohl sich noch kein Riss gebildet hat. Der schlagartige Kraftabfall bei vollständiger Blechtrennung verschiebt sich mit größer werdendem Schneidspalt zu späteren Zeitpunkten und längeren zurückgelegten Wegen. Dies kann anhand der Schnittflächenausprägungen bestätigt werden. Ein größerer Schneidspalt geht mit einem vergrößerten Kanteneinzug und Glattschnittanteil einher, da die Rissinitiierung verzögert wird. Die Rissbildung und der Abfall der Kurve finden bei tiefer eingetauchtem Messer statt. Bei einem kleinen Schneidspalt hingegen findet die Rissbildung nach geringem Kanteneinzug und niedriger Glattschnittausbildung sehr viel früher statt, sodass sich insgesamt die kürzeste zurückgelegte Wegstrecke des Stempels für die vollständige Materialtrennung ergibt. Bei einem Schneidspalt von 15 % hingegen zeigt sich insgesamt der größte Wert aus Einzug und Glattschnittanteil und dementsprechend die größte plastische Verformung (vgl. Abbildung 9.8). Daher zeigt der Kraft-Weg-Verlauf in Abbildung 9.10 realitätsnah die späteste Rissinitiierung. Ab diesem Schneidspalt zeigen sich ab der Maximalkraft wieder abfallende Kraftwerte hin zu einem schlagartigen Kraftabfall auf niedrigerem Niveau. Dies resultiert aus vereinzelt auftretenden Verschmierungen bzw. Sekundärglattschnitt und der deutlichen Ausformung des Grats. Die Kraft-Weg-Kurven bei den Schneidspalten von 20 % bzw. 25 % zeigen ähnliche Zipfelbildungen im Kraft-Weg-Verlauf basierend auf Sekundärglattschnitt, die zu einem nicht schlagartigen Abfall der Kraftkurven führen. Auch hier bilden sich vereinzelt Verschmierungen im Glattschnitt-Bruchflächen-Übergang, die in Kombination mit der ausgeprägten Grateinformung zu einer verzögerten vollständigen Trennung des Werkstoffs führen.

Insgesamt zeigen alle Kraft-Weg-Verläufe keinen eindeutig erkennbaren Ausschwingvorgang, wie es für einen Scherschneidprozess mit offener Schnittlinie zu erwarten gewesen wäre. Dies liegt einerseits in der Tatsache begründet, dass das duktile Aluminiumblech unmittelbar nach dem vollständigen Trennprozess an der Mantelfläche des unteren Aktivelements haften bleibt und der eigentliche Ausschwingvorgang des Schneidaktivelements gedämpft wird und andererseits daran, dass die geringen Kräfte beim vorliegenden Schneidprozess zu keiner vollständigen Vorspannung des Werkstück-Werkzeug-Umformmaschine-System geführt haben.

Abbildung 9.11 zeigt die auf die Grundhärte normierten Härtewerte aus der Schneidzone exemplarisch für die beiden relativen Schneidspalte 5 % und 25 %. Der Vergleich der resultierenden Härtewerte infolge veränderter Schneidspalte zeigt prinzipiell gleichartige Tendenzen. Mit größerem Abstand zur Glattschnittfläche nimmt die Aufhärtung des Werkstoffs ab. Die Verfestigung ist niedriger, da hier geringere Verformungen vorliegen und dadurch weniger

Kaltverfestigung stattfindet. Die maximale Aufhärtung ist bei größeren Schneidspalten im glattschnittnahen Bereich lediglich geringfügig höher. (Abbildung 9.11 b)). Bei einer solchen Parameterkonstellation findet in der Schneidzone insgesamt eine größere plastische Verformung statt. Dies geht mit einer geringfügig verstärkten Kaltverfestigung einher und ist an der gleichmäßigeren Verteilung der Härteverläufe in Abbildung 9.11 b) zu erkennen. Die lokalen Spannungen sind niedriger. Die maximalen Härtewerte treten im glattschnittnahen Bereich auf, in dem die Rissinitiierung beginnt und sind beim größeren Schneidspalt in einem größeren vertikalen Abstand zur Blechoberfläche zu finden. Es zeigt sich, dass beim größeren Schneidspalt eine deutlich größere Einflusszone der Aufhärtung auch in Bereichen unterhalb der Rissinitiierung auftritt. Diese nimmt gleichmäßig ab, sodass auch weiter entfernte Bereiche noch deutlichere Härteänderungen aufweisen, bis das Grundhärteniveau wieder erreicht ist.

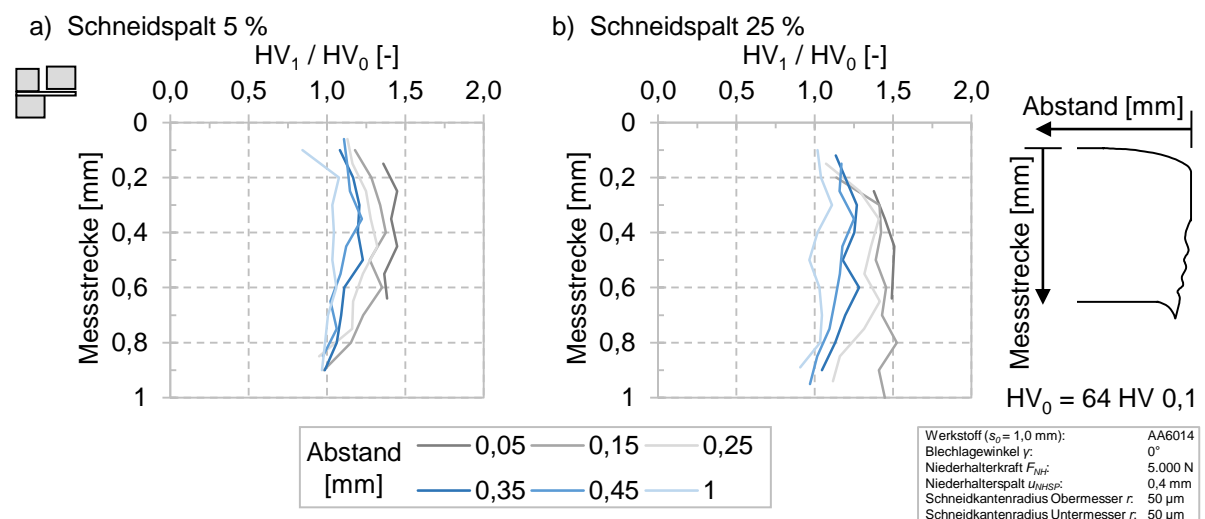


Abbildung 9.11: Experimentelle, auf die Grundhärte des Werkstoffs normierte Härteverläufe  $HV_1 / HV_0$  für die relativen Schneidspalte 5 % und 25 %: a) Schneidspalt 5 %; b) Schneidspalt 25 %

Bei einem kleinen Schneidspalt (Abbildung 9.11 a)) ist die Einflusszone der Aufhärtung sehr stark lokalisiert. Die maximale Härte tritt auch hier am Ende des Glattschnittbereichs im Übergang zur Rissbildung auf. Im unteren Probenbereich nimmt die Härte sehr schnell auf das Grundhärteniveau ab.

### 9.3.3 Schneidkantenradius

Die virtuelle Betrachtung erlaubte eine feinere Abstufung der Schneidkantenradien, weswegen die Einflüsse verschiedener Radien an den oberen und unteren Schneidaktivelementen auf die Schnittflächen anhand der simulationsgestützten Ergebnisse dargestellt und unter Berücksichtigung der experimentellen Erkenntnisse diskutiert werden. Abbildung 9.12 zeigt die resultierenden Schnittflächenkenngrößen dieser Analyse bei der Variation der Schneidkantenradien am

oberen Schneidaktivelement. Am unteren Aktivelement war jeweils eine Verrundung von  $50\ \mu\text{m}$  aufgeschliffen.

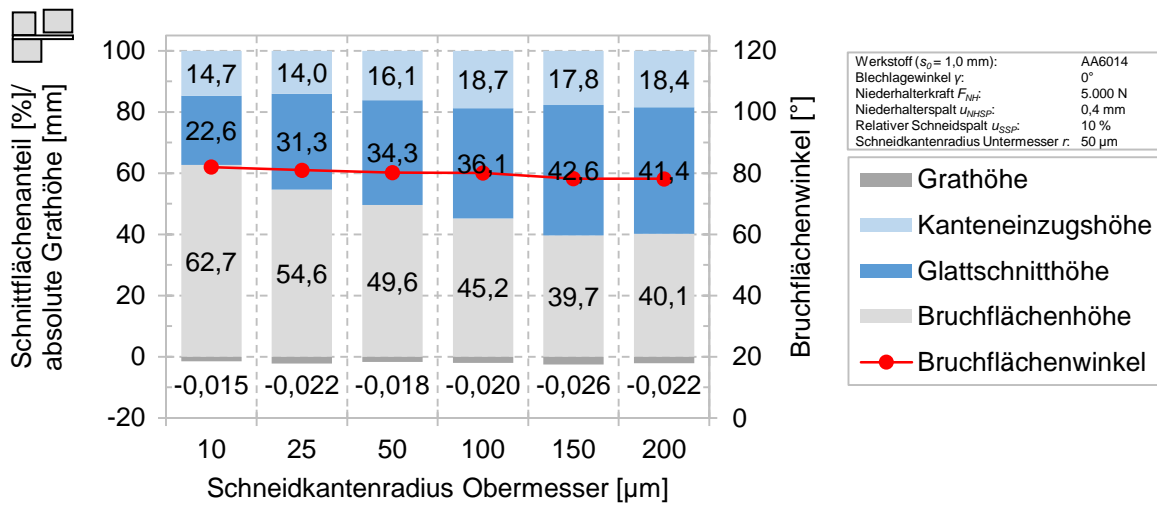


Abbildung 9.12: Simulationsgestützte Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Schneidkantenradien am Obermesser

Mit zunehmendem Schneidkantenradius nimmt durch den veränderten Spannungszustand der Kanteneinzug am Bauteil zu. Die simulationsgestützte Darstellung zeigt im Vergleich zum Experiment generell einen geringfügig größeren Kanteneinzug (vgl. Kapitel 9.2). Das Eindringen des scharfen oberen Schneidaktivelements erzeugt eine ausgeprägte Kante im Übergangsbereich zwischen Kanteneinzug und Glattschnitt. Eine sanfte Umlenkung des Materials wird verhindert, eine frühzeitige Scherung durch höhere Prozessspannungen in der insgesamt kleineren Schneideinflusszone begünstigt. Ein größerer Schneidkantenradius eines stumpfen Schneidaktivelements fungiert ähnlich wie ein vergrößerter Schneidspalt und ermöglicht einerseits eine gleichmäßigere Umlenkung des Werkstoffs und damit einen insgesamt veränderten plastischen Werkstofffluss und andererseits deutlich geringere Spannungen bedingt durch die größere Scherzone. Die Ausbildung des Glattschnitts beginnt erst mit weiter eingetauchten Obermesser und folglich verspätet. Glattschnittanteil und Kanteneinzug nehmen mit größer werdenden Schneidkantenverrundungen zu. Der Grund hierfür kann anhand des Spannungszustands im Bauteil erklärt werden. Abbildung 9.13 zeigt die im Bauteil auftretenden maximalen Prozessspannungen für drei auch experimentell untersuchte Schneidkantenradien in den Zuständen scharf,  $50\ \mu\text{m}$  und  $100\ \mu\text{m}$  bei jeweils gleicher Eintauchtiefe. Während der Scherung werden durch eine scharfe Schneidkante am Obermesser bei identischer Eintauchtiefe die größten Spannungen in Form von Zugspannungen im Bauteil induziert (Abbildung 9.13 a)). Unmittelbar an der Schneide und im Bereich der Mantelfläche werden kaum risshemmende Druckspannungen erzeugt. Die Rissinitiierung tritt dementsprechend früher auf. Mit zunehmenden

Schneidkantenradius verzögert sich die Rissbildung bei gleichzeitig größerer Glattschnittausbildung aufgrund geringerer Zugspannungen in der Scherzone.

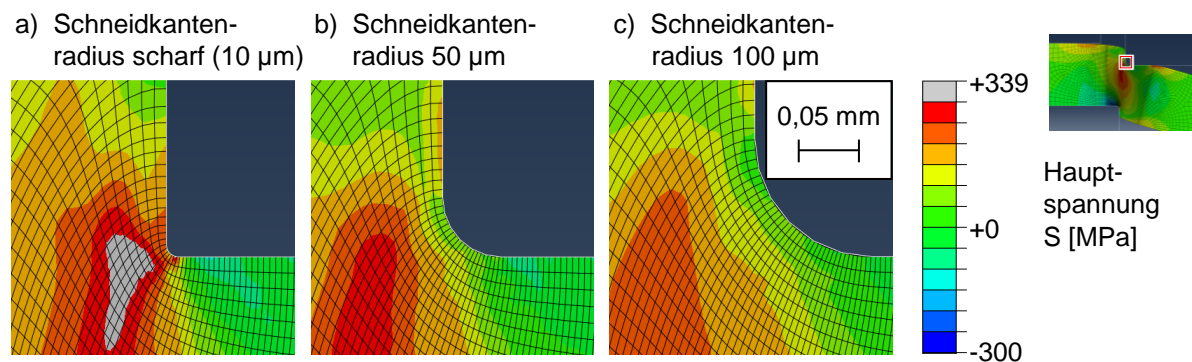


Abbildung 9.13: Simulationsergestützte Gegenüberstellung der resultierenden Hauptspannungen in der Schneidzone für verschiedene Schneidkantenradien in der Referenzkonstellation und einem Blechlagewinkel von  $0^\circ$  bei einer identischen Eintauchtiefe von  $0,35\text{ mm}$ : a) scharf ( $10\ \mu\text{m}$ ); b)  $50\ \mu\text{m}$ ; c)  $100\ \mu\text{m}$  (Blechwerkstoff AA6014, Blechdicke  $1,0\text{ mm}$ )

Abbildung 9.13 zeigt, dass bei größer werdenden Schneidkantenradien insgesamt kleinere Bereiche mit erhöhten Spannungen vorliegen. Wertmäßig sind diese auf geringerem Niveau als bei der Vergleichskonstellation mit scharfen Schneidaktivelementen. Die experimentell ermittelten Schnittflächenkenngrößen zeigen diesbezüglich eine ungenaue Streuung. Bei einem Schneidkantenradius von  $100\ \mu\text{m}$  müssten unter Beachtung dieser Aspekte die Glattschnittanteile im Vergleich mit einem  $50\ \mu\text{m}$  Radius zunehmen, wie es simulationsgestützt zu beobachten ist. Dies zeigt sich anhand der Schnittflächen jedoch nicht. Vielmehr zeigen sich bei zunehmenden Kanteneinzügen identische bzw. leicht abnehmende Werte für den Glattschnitt. Diese Abweichungen liegen im Bereich der Messschwankungen und werden auf Messungenauigkeiten zurückgeführt. Die Gratausbildung und -höhe zeigt sich sowohl im Experiment als auch in der Simulation von einer Veränderung des oberen Schneidkantenradius weitestgehend unbeeinflusst. Experimentell bildet sich aufgrund des gleichartig verrundeten Untermessers eine nahezu konstante Bauteilgrathöhe von  $32\ \mu\text{m}$  aus. Aufgrund der verzögerten Rissinitiierung bei größer werdenden Schneidkantenradien nimmt der Bruchflächenwinkel ab. Der Riss breitet sich dennoch nahezu geradlinig vom oberen Schneidaktivelement auf den Übergangsbereich zwischen Schneidkantenradius und Mantelfläche des unteren Schneidaktivelements aus.

Die simulationsgestützte Analyse zeigt, dass die Rissausbreitung von den Schneidkantenzuständen beider Schneidaktivelemente abhängig ist. Es kann nicht pauschalisiert werden, dass die Rissausbreitung im offenen Schnitt immer vom Obermesser ausgeht. Dies ist nur der Fall, sofern beide Schneidaktivelemente identische Schneidkantengeometrien aufweisen. Ist das



obere Schneidaktivelement mit einem deutlich stumpferen Schneidkantenradius als das Untermesser versehen, so kann die dadurch bedingte Spannungsverteilung und -konzentration dazu führen, dass sich der Riss untermesserseitig bildet und in Richtung Obermesser ausbreitet.

In Bezug auf die Schneidkräfte zeigt sich der Einfluss des Schneidkantenzustands am oberen Schneidaktivelement folgendermaßen: Beim Scherschneiden mit einem scharfen Schneidaktivelement werden die geringsten vertikalen Prozesskräfte zur vollständigen Blechtrennung benötigt. Dies geht auf die hohe Spannungskonzentration aufgrund der engen Schneidzone und dem verschlechterten Materialfluss zurück und fördert eine frühzeitige Rissbildung. Mit zunehmender Stumpfheit des Obermessers resultieren geringere Spannungen in einem größeren Bereich bei verbessertem Materialfluss. Zur Scherung des Materials und zur Erreichung der Schubbruchgrenze ist ein erhöhter Kraftbedarf notwendig. Gleiches kann für die simulationsgestützt ermittelten Querkräfte beobachtet werden. Die relative Querkraftzunahme ist bei vergrößerten Schneidkantenradien jedoch um ein vielfaches größer als bei den vertikalen Kräften.

Abbildung 9.14 zeigt die Härteverläufe von Versuchsteilen, geschnitten mit einem scharfen und mit einem 100 µm-Radius verrundeten oberen Schneidaktivelement. Die unteren Schneidkantenradien waren jeweils scharfkantig präpariert.

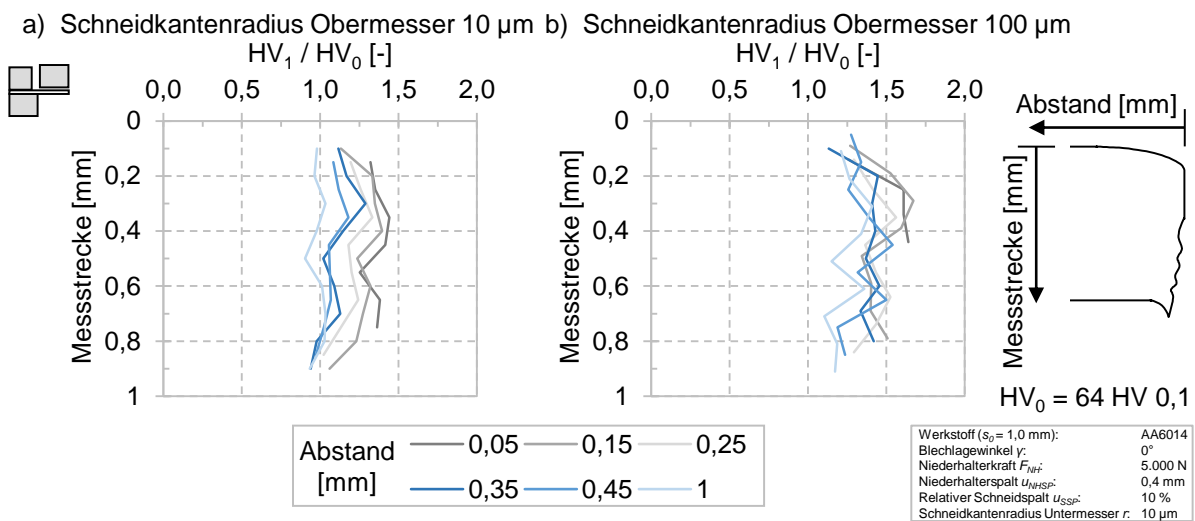


Abbildung 9.14: Experimentelle, auf die Grundhärte des Werkstoffs normierte Härteverläufe  $HV_{0,1}$  bei den Schneidkantenradien scharf (10 µm) und 100 µm am oberen Schneidaktivelement: a) Schneidkantenradius 10 µm; b) Schneidkantenradius 100 µm

Unabhängig vom Zustand des Untermessers zeigt sich, dass beim Schneiden mit stumpfen Schneidkanten eine ausgeprägte Aufhärtung bei gleichzeitig größerer Einhärtetiefe auftritt. Aufgrund des niedrigeren Spannungszustands und bedingt durch die eingebrachten Druckspannungen werden größere Umformgrade verursacht, die zu deutlicher Verfestigung führen. Die Schneideinflusszone ist stark vergrößert, sodass sogar im Abstand von 1 mm zur Schnittfläche



höhere Werte als die Werkstoffgrundhärte vorliegen. Die in Bleck und Möller (2017, S. 124) für Stahl beschriebene maximale Einhärtetiefe von ungefähr 70 % der Blechdicke kann für Aluminium zumindest bei stark verrundeten Schneidkanten nicht bestätigt werden.

Abbildung 9.15 zeigt die Auswirkungen verschieden großer Schneidkantenradien am unteren Schneidaktivelement auf die Schnittflächenkenngrößen der Bauteile.

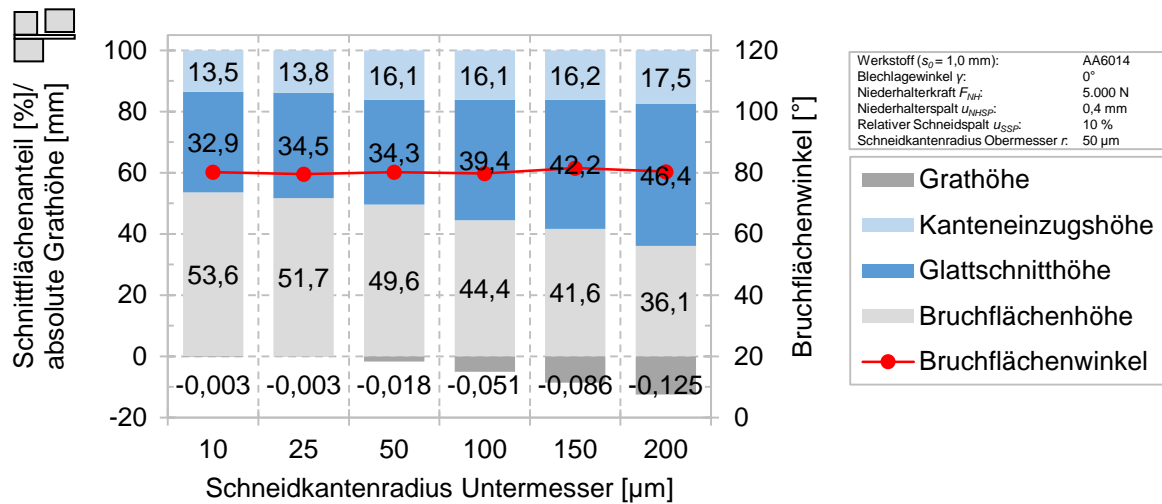


Abbildung 9.15: Simulationsgestützte Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Schneidkantenradien am Untermesser

Eine Vergrößerung der unteren Schneidkantenverrundung bei konstantem Zustand des Obermessers (Radius 50  $\mu\text{m}$ ) resultiert in einem zunehmenden Kanteneinzug. Größere Radien am unteren Schneidaktivelement erzeugen horizontale Druckspannungen und ermöglichen längeres Fließen des Werkstoffs in den Schneidspalt. Gleichzeitig muss der Bereich des späteren Grats während der Scherung mit plastifiziertem Material ausgefüllt werden, sodass insgesamt ein größerer Einzug entsteht. Der Glattschnittanteil nimmt mit zunehmender Verrundung zu. Der größere Radius am unteren Schneidaktivelement fungiert ähnlich wie ein vergrößerter Schneidspalt und ermöglicht eine sanfte Umlenkung des Werkstoffs. Die Spannungen sind stärker delokalisiert und niedriger. Werkstofffließen wird gefördert und die Rissinitiierung verzögert. Der Bruchflächenanteil sinkt bei größeren Schneidkantenverrundungen am Untermesser. Die größten Veränderungen zeigen sich bei der Betrachtung der Grathöhen. Diese verändern sich maßgeblich in Abhängigkeit der Untermesserverrundung. Durch die spätere Rissinitiierung wird der Werkstoff länger abwärtsgebogen und gleichzeitig nach unten verschoben. Dies geht mit plastischer Verformung einher, sodass das durch den Schneidkantenradius am unteren Schneidaktivelement zum Blech gebildete Volumen mit verformten Blechwerkstoff zunächst vollends ausgefüllt und verfestigt wird. Beim Überschreiten des Umformvermögens im oberen Blechbereich bildet sich ein Anriss und die Rissausbreitung verläuft vom Übergang

Mantelfläche-Schneidkantenradius des oberen Schneidaktivelements auf den Übergangsbereich zwischen Schneidkantenradius und Mantelfläche des Untermessers zu. Hierbei wandert der Riss in den auslaufenden Bereich der Verrundung, da hier die horizontalen Druckspannungen abnehmen. Untermesserseitig endet er dort, wo die Kombination aus Verformung und abnehmender Druckspannung am größten ist, da hier die Schubbruchgrenze erreicht wird. Dementsprechend entsteht der Grat aus der spannungsbasierten gerichteten Rissausbreitung und dem verformungsbedingt aufgefüllten Volumen.

Die Variation beider Schneidkantenradien wurde im Rahmen der simulationsgestützten Untersuchung mitbetrachtet. Es bestand Grund zu der Annahme, dass sich die einzeln ermittelten Einflüsse auf die Schnittflächenkenngrößen via Superposition kombinieren lassen. Abbildung 9.16 zeigt die resultierenden Bauteilschnittflächenkenngrößen dieser Analyse.

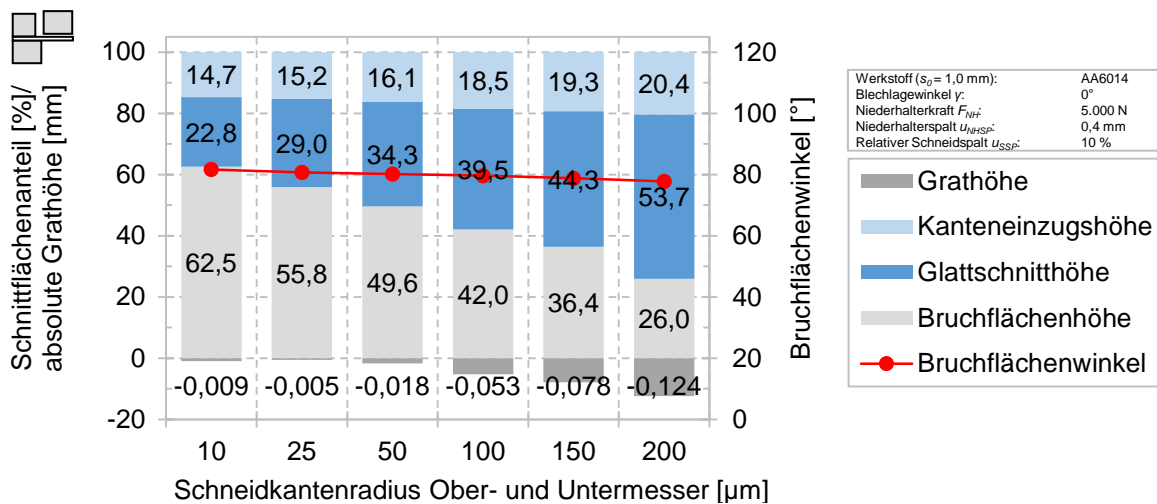


Abbildung 9.16: Simulationsgestützte Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Schneidkantenradien am Ober- und Untermesser

Die beschriebenen Vorgänge überlagern sich klar erkennbar. Größere Kantenradien verursachen vergrößerte Kanteneinzüge. Der zunehmende Glattschnitt wird maßgeblich vom Schneidkantenradius des Obermessers beeinflusst, da die Rissinitiierung von der Materialerschöpfung und der Spannungslokalisierung am oberen Schneidkantenradius ausgelöst wird. Die Grathöhe hingegen wird vom unteren Schneidkantenradius und dem von ihm bereitgestellten, ausfüllbaren Volumen beeinflusst. Eine von einer stumpfen Schneidkante am Obermesser verursachte spätere Rissinitiierung beeinflusst die Ausbildung des Grats nicht.

Bei identischen Radien an den Aktivelementen kann simulationsgestützt uneingeschränkt die Rissausbreitung vom oberen zum unteren Schneidaktivelement beobachtet werden. Die betrachteten Einflüsse wurden für weitere Kantenvariationen untersucht. Jedoch zeigten sich hier keine zusätzlichen zielführenden Erkenntnisse, sodass auf deren Abbildung verzichtet wurde.

Experimentell wurden diese Ergebnisse in deutlich verringertem Umfang mit scharfen Schneidkanten, 50  $\mu\text{m}$ - und 100  $\mu\text{m}$ -Radien für den Blechlagewinkel  $0^\circ$  abgesichert. Die entsprechenden Diagramme sind im Anhang abgebildet. Die beschriebenen Ergebnisse können simulationsgestützt auf die weiteren Blechlagewinkel  $10^\circ$  und  $20^\circ$  übertragen werden.

### 9.3.4 Niederhalterspalt

Der Niederhalterspalt hat einen vernachlässigbaren Einfluss auf die entstehenden Schnittflächen an den Bauteilen. Abbildung 9.17 zeigt die resultierenden charakteristischen Schnittflächenkenngrößen aus den experimentellen Untersuchungen.

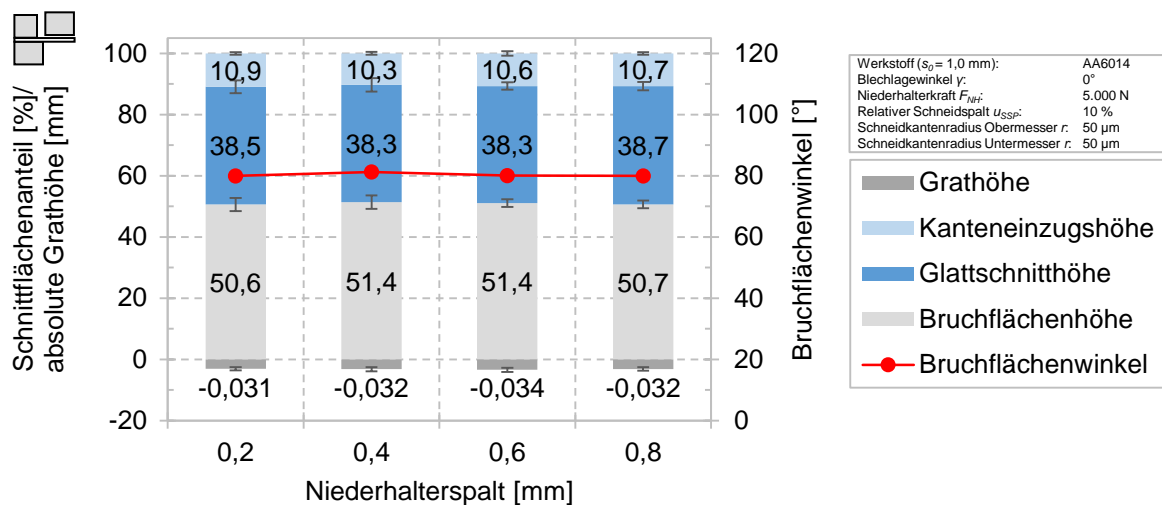


Abbildung 9.17: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Niederhalterspalten

Sowohl die simulationsgestützte Untersuchung, in deutlich größerer Variationsbreite, als auch die experimentellen Analysen, bei ausgewählten Parametern, zeigen identische Tendenzen. Der Kanteneinzug wird weder durch eine Vergrößerung noch durch eine Verkleinerung des Spalts zwischen Schneidaktivelement und Niederhalter beeinflusst. Eine Blechrückhaltung konnte nicht beobachtet werden. Das Abheben und Aufwölben des Blechs wurde effektiv verhindert. Der Spannungszustand in der Schneidzone wird durch veränderte Niederhalterspalt nicht beeinflusst, die maximal auftretenden Vertikalkräfte an den oberen Schneidaktivelementen sind identisch. Veränderungen in der Ausbildung des Glattschnitts, der Rissinitiierung und der entstehenden Bruchfläche sind nicht zu beobachten. Die Rissausbreitung verläuft gleichartig, so dass Bruchflächenwinkel und Grathöhe unbeeinflusst bleiben.

Abbildung 9.18 stellt die Kraft-Weg-Verläufe der experimentell untersuchten Niederhalterspalt dar und bestätigt die Aussagen aus Abbildung 9.17. Es zeigen sich lediglich geringfügige Messschwankungen, die vernachlässigt werden können. Unabhängig vom Niederhalterspalt bilden sich identische Kurvenverläufe mit gleichen maximalen Vertikalprozesskräften. Der

schlagartige Kraftabfall tritt nach gleich langen Wegstrecken auf, sodass anhand dieser Darstellung identische Schnittflächenkenngrößen zu erwarten sind.

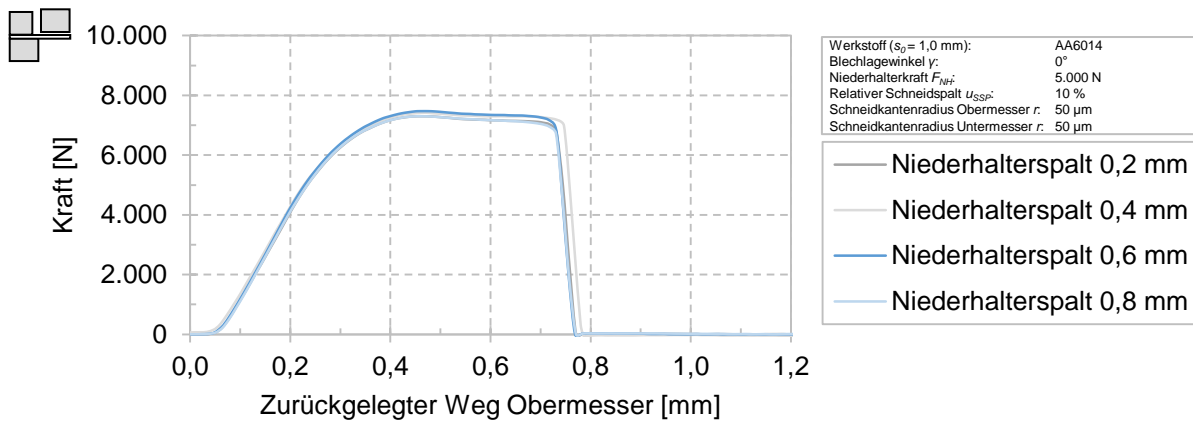


Abbildung 9.18: Experimentelle Kraft-Weg-Verläufe der untersuchten Niederhalterspalte

### 9.3.5 Niederhalterkraft

Der Einfluss variierender Niederhalterkräfte wurde simulationsgestützt betrachtet. Abbildung 9.19 zeigt die resultierenden Schnittflächenkenngrößen. Die weiteren Versuchsparameter entsprachen der Referenzkonstellation bei einem Blechlagewinkel von  $0^\circ$ .

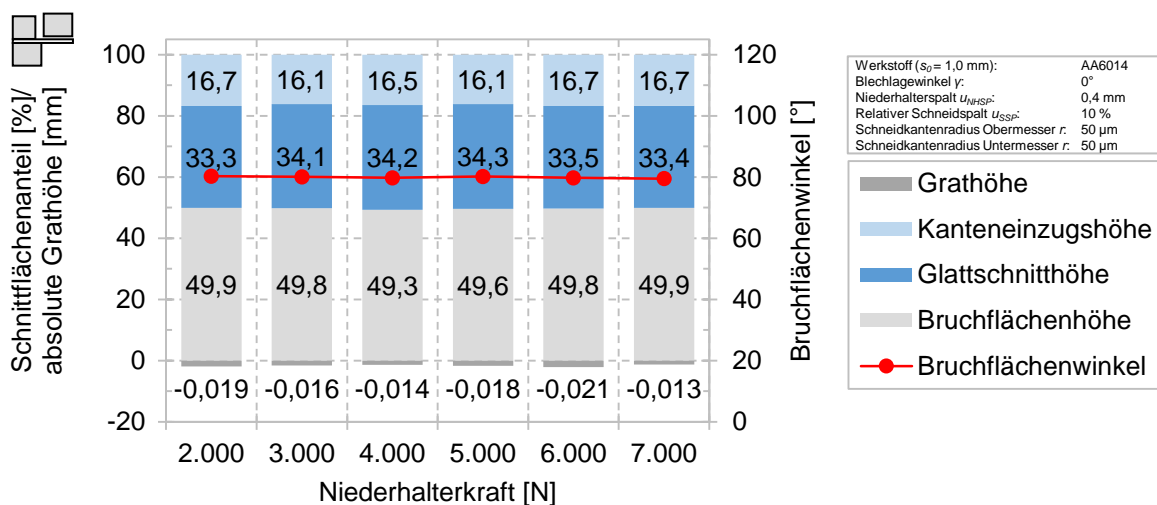


Abbildung 9.19: Simulationsgestützte Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Niederhalterkräften

Die Niederhalterkraft hat keinen sichtbaren Einfluss auf die Schnittflächenkenngrößen. Sämtliche Werte zeigen sich bei deren Variation unverändert. Der Spannungszustand in der Scherzone des Bauteils verändert sich durch die Erhöhung der Niederhalterkraft nicht derart, sodass zusätzliche Druckspannungen in der Schneidzone erzeugt werden. Hierfür reicht die geometrische Form eines flachen Niederhalters nicht aus. Eine zielgerichtete Beeinflussung des Spannungszustands, wie es beispielsweise durch eine Ringzacke beim Feinschneiden der Fall ist, tritt nicht ein. (Schmidt, 2006, S. 163-176) Zur Ermittlung der optimalen Prozessparameter für

das Scherschneiden von Aluminium bei reduzierter Flitterbildung kann die Niederhalterkraft vernachlässigt werden, sofern eine Aufwölbung des Blechs unterbunden wird.

### 9.3.6 Zusammenfassung Einfluss der Prozessparameter

Abbildung 9.20 fasst die bisherigen Erkenntnisse mit Blick auf die Hypothese zusammen, dass anhand reduzierter Kontaktflächen Kaltaufschweißungen vermindert und dadurch Flitter verhindert werden sollen. Dementsprechend sind die Auswirkungen der untersuchten Prozessparameter auf den Glattschnitt von besonderem Interesse. Eine zusätzliche Restriktion für Schneidprozesse ergibt sich anhand der resultierenden Grathöhen, da sich hierdurch ebenfalls unerwünschter Flitter bilden kann.

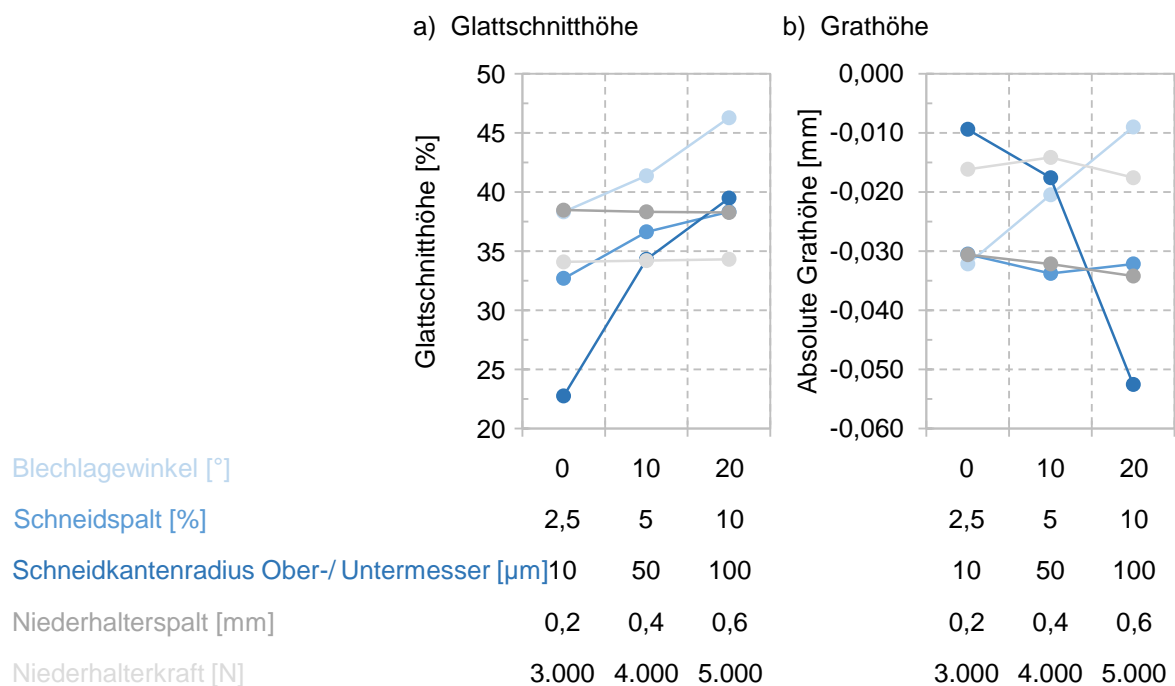


Abbildung 9.20: Auswirkungen der einstellbaren Prozessparameter auf die bestimmenden Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 (restliche Prozessparameter in der Referenzkonstellation und einem Blechlagewinkel von 0°): a) Glattschnitthöhe; b) Grathöhe (Blechwerkstoff AA6014, Blechdicke 1,0 mm)

Eine rein parametergestützte Beeinflussung der Schnittflächenkenngrößen mit dem Ziel der Kontaktflächenreduzierung ist bestmöglich bei einem Schneidspalt von 2,5 % und jeweils scharfen Schneidkantenradien am oberen und unteren Schneidaktivelement möglich. Aus Abbildung 9.20 wird deutlich, dass der Schneidkantenradius der Haupteinflussfaktor für eine gezielte Veränderung der Glattschnittanteile und Grathöhen ist. Scharfe Schneidkanten an beiden Schneidaktivelementen erlauben praktisch gratfreies Scherschneiden von Aluminium. Der Einfluss des Schneidkantenradius überwiegt dem des Schneidspalts deutlich. Die Niederhalterkräfte und -spalte können für die zielgerichtete Beeinflussung vernachlässigt werden. Die Kombination der einzelnen Parametereinflüsse durch Superposition wird anschließend gezeigt.

### 9.3.7 Bestätigung zielführender Parametereinstellungen

Basierend auf den Erkenntnissen der Sensitivitätsanalyse fand die Kombination der vielversprechendsten Parameter statt. Es zeigte sich, dass bei einem sehr engen Schneidspalt von 2,5 % in Kombination mit scharfen Schneidkanten das Phänomen Sekundärglattschnitt im Bruchflächenbereich auftrat. Dieser bildete sich infolge der Rissausbreitung entlang der maximal auftretenden Spannungen. Auch wenn diese makroskopisch gerichtet verlief, so zeigten sich dennoch kleine, zufällige Richtungswechsel im transkristallinen Rissfortschritt in Richtung der Mantelfläche des eintauchenden Obermessers. In einer sehr engen Schneidzone führt dies dazu, dass die ab dem Rissbeginn voreilende Rissfront unter die eintauchende Schneide verläuft und zu einem späteren Zeitpunkt von dieser nachgeschnitten wird. Das Erscheinungsbild des Sekundärglattschnitts entspricht dem eines primären Glattschnitts mit glänzender Oberfläche und makroskopisch glatter Erscheinung. Mikroskopisch betrachtet sind die Schleifriefen des Schneidaktivelements in Bewegungsrichtung zu erkennen. Sekundärglattschnitt entspricht einer ungewollten, zufälligen Vergrößerung der Kontaktfläche. Die nachgeschnittenen Partikel bilden unmittelbar die Flitterform Brösel, sodass dies im Hinblick auf die Reduzierung des prozessbedingten Flitters kontraproduktiv ist. Eine zielführende Abhilfemaßnahme ist die Vergrößerung des Schneidspalts. Dadurch wird der Rissausbreitung mehr Raum zur Verfügung gestellt und Nachschneiden vermieden. Nachteilig wirkt sich dies durch einen vergrößerten Glattschnitt aus. Abbildung 9.21 stellt den Sekundärglattschnitt beim Schneidspalt von 2,5 % und die sekundärglattschnittfreie Schnittfläche bei 5 % bei jeweils scharfen Schneidkanten dar. Die restlichen Parameter entsprachen der Referenzkonstellation unter neutraler Blechlage.

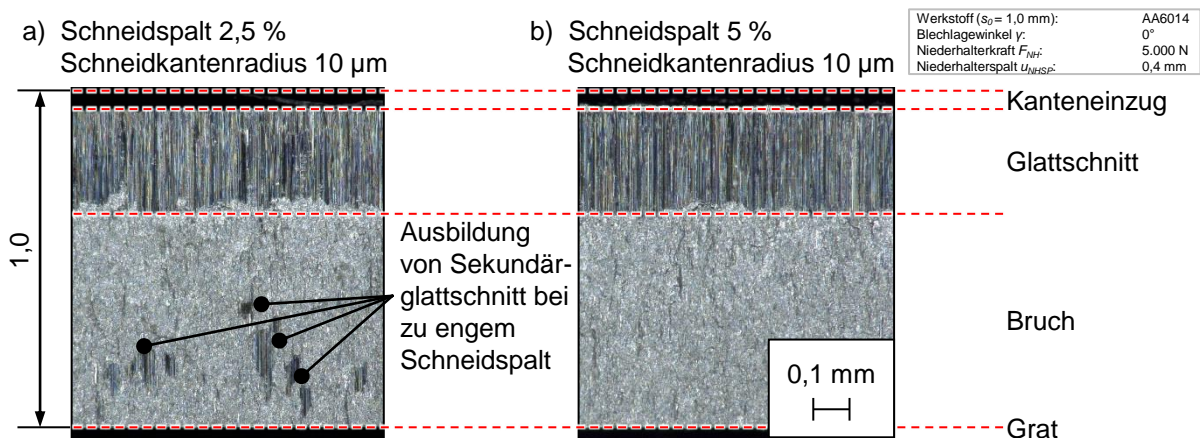


Abbildung 9.21: Mikroskopische Schnittflächenausprägungen und Bildung von Sekundärglattschnitt an Bauteilen, geschnitten unter Verwendung der Parameter: a) Schneidspalt 2,5 %, Schneidkantenradius 10  $\mu\text{m}$ ; b) Schneidspalt 5 %, Schneidkantenradius 10  $\mu\text{m}$

Die Parameterkombination zeigt die bereits im Einzelhub parameterspezifisch isoliert vorhergesagte Schnittflächenentwicklung auf. Kanteneinzugshöhe und Glattschnittanteile konnten



deutlich reduziert werden. Die Bruchfläche wurde ohne die Bildung von Sekundärglattschnitt auf fast 65 % der Blechdicke gesteigert. Gleichzeitig konnte die Grathöhe auf quasi gratfrei reduziert werden. Abbildung 9.22 zeigt die resultierenden numerischen Schnittflächenkenngrößen der zielführendsten Parameterkombinationen im Vergleich zur Referenzkonstellation.

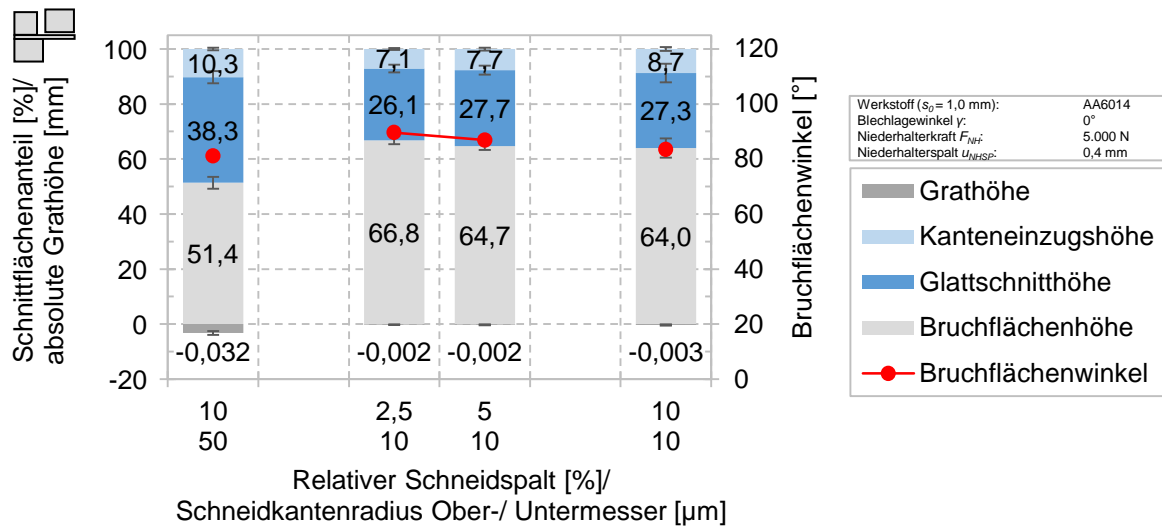


Abbildung 9.22: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 der zielführendsten Parameterkombinationen

Bei scharfen Schneidkanten führt eine Vergrößerung des Schneidspalts nicht zur deutlichen Veränderung im Glattschnittanteil. Der Kantenradius als Haupteinflussfaktor überwiegt. Sogar eine weitere Vergrößerung des Schneidspalts auf 10 % zeigt, dass dessen Einfluss auf die Glattschnittausbildung vernachlässigbar ist. Im Zuge der Gefahr einer möglichen Ausbildung von weiterem Sekundärglattschnitt ist dies ein interessanter, nicht zu vernachlässigender, Aspekt, der in der späteren Untersuchung der Flitterentstehung berücksichtigt werden muss.

#### 9.4 Einfluss der Vorbiegegeometrien auf Schnittflächen und Prozesskräfte

In diesem Kapitel werden die Einflüsse einer Vorbiegung vor dem eigentlichen Schneidprozess auf die Schnittflächen und die Prozesskräfte beschrieben. Mithilfe der kalibrierten Simulation war eine umfangreiche Untersuchung mit feinem Detailierungsgrad möglich, um die Einflussgrößen zur vorzeitigen Rissinitiierung zu ermitteln. Die Werkzeugparameter entsprachen, sofern nicht anders genannt, denen der Referenzkonstellation. Abbildung 9.23 stellt die experimentell ermittelten Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 für die vier simulationsgestützt vielversprechendsten Vorbiegegeometrien (Stufe, Fase, Stufenradius, Fasenstufe (vgl. Kapitel 7.1.3)) denen der Referenzkonstellation mit konventionellen rechtwinkligen Schneidkanten gegenüber. Durch das Biegeschneiden sind im Einzelhub Glattschnittreduzierungen zwischen 26,4 % und 40,2 % möglich. Diese gehen mit gesteigerten Kanteneinzügen als Folge einer plastischen Vorbiegung einher, welche wiederum nicht für die vollständige Reduzierung

des Glattschnitts verantwortlich sind, was anhand des zunehmenden Bruchflächenanteils zu erkennen ist. Die Grathöhen werden durch die Vorbiegung nicht beeinflusst, die Gefahr einer zusätzlichen Flitterentstehung besteht nicht. Die Ursachen der veränderten Schnittflächenkenngrößen werden geometrieabhängig in den nachfolgenden Unterkapiteln erläutert.

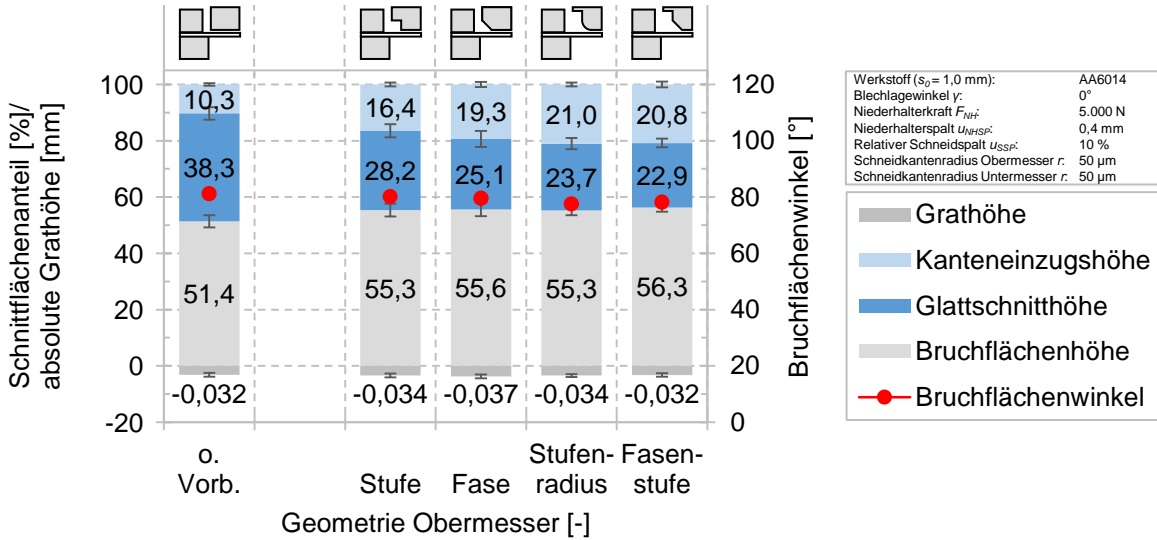


Abbildung 9.23: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 beim konventionellen Scherschneiden und dem Scherschneiden mit Vorbiegungsgeometrien

Abbildung 9.24 zeigt den experimentell ermittelten Einfluss der Vorbiegungsgeometrien auf die für den Scherschneidprozess notwendige vertikale Prozesskraft. Der Kraft-Weg-Verlauf eines konventionellen Scherschneidprozesses wurde bereits diskutiert. Er zeigt einen typischen Verlauf, wie er für konventionelles Scherschneiden eines duktilen Werkstoffs zu erwarten ist.

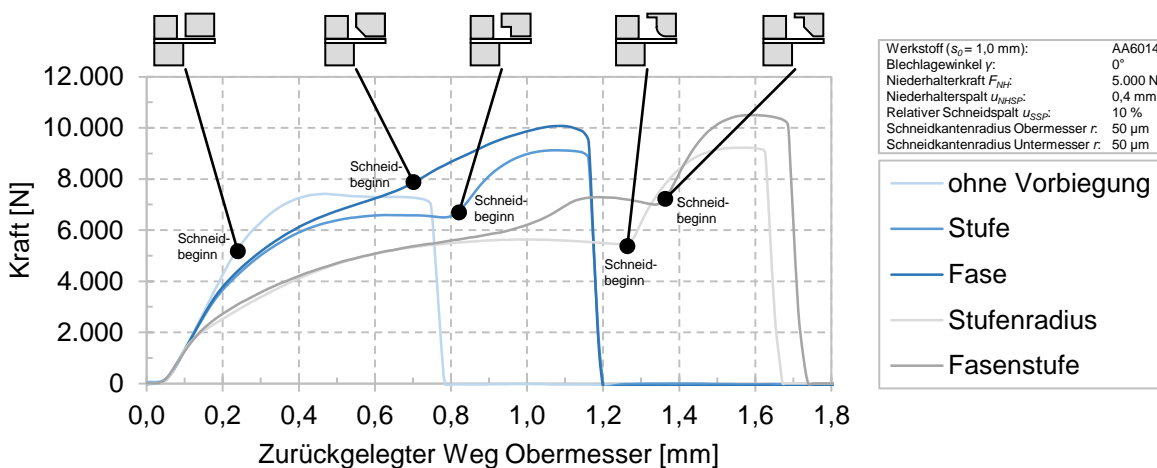


Abbildung 9.24: Experimentelle Kraft-Weg-Verläufe beim Scherschneiden mit konventionellen Schneidkanten und Vorbiegungsgeometrien

Die Kraft-Weg-Verläufe der Vorbiegungsgeometrien zeigen identische Charakteristika. Deren Verläufe werden geometrieabhängig in den folgenden Unterkapiteln diskutiert. Allgemein



bleibt festzuhalten, dass durch sämtliche geometriebedingte Spannungsüberlagerungen die maximal notwendigen Vertikalkräfte beim Schneiden ansteigen und die aufzubringende Arbeit gegenüber einem konventionellen Scherschneiden durch die plastische Vorbiegung zunimmt. Aufgrund der insgesamt deutlich geringeren Schneidkräfte beim Scherschneiden von Aluminium im Vergleich zum Stahl stellt dies kein außerordentliches Problem dar, widerspricht aber zumindest teilweise den Erkenntnissen von Nothhaft (2014, S. 85-87), die bei Stahl durch eine starke Vorbiegung mittels einer 20°-Fase die vertikalen Prozesskräfte reduzieren konnte.

#### 9.4.1 Stufe

Die systematische simulationsgestützte Untersuchung der Vorbiegung durch eine einfache Stufe mit veränderten horizontalen Stufenlängen und -höhen zeigte, dass bei einem duktilen Aluminiumwerkstoff aufgrund der geringen Streckgrenze und dem niedrigen Elastizitätsmodul nur eine angepasste Vorbiegung zur Beeinflussung der Schnittflächenkenngrößen zielführend ist. Große Stufenlängen in Kombination mit großen Höhen ermöglichen zwar eine vergrößerte Vorbiegung, jedoch reichen die induzierten Zugspannungen im oberen Bereich der Scherzone nicht aus, um die Rissbildung und den Glattschnitt maßgeblich zu beeinflussen. Hierzu müssen mehrere Bedingungen erfüllt werden: Die auf der Blechoberseite eingeleiteten Zugspannungen müssen betragsmäßig groß sein. Im Rahmen der simulationsgestützten Stufenermittlung zeigte sich, dass Hauptspannungen im Bereich größer der Werkstoffzugfestigkeit unmittelbar bevor die Schneidkante eintaucht zielführend sind. Diese werden durch Vorbiegungen mit weit entfernten, großen Stufen nicht erreicht. Das Blech wird aufgrund der geometrischen Verhältnisse, wie bei einem freien Abwärtsbiegen, zunächst nur frei gebogen, sodass der Bereich erhöhter Spannungen sehr breit ist. Im Blech selbst findet keine plastische Abbildung der Stufe durch Verformung statt. Die Berührlinie zwischen Blech und Stufe bleibt für den gesamten Vorgang nahezu unverändert. Kurze Stufen mit maximalen horizontalen Längen kleiner als die Blechdicke helfen, die Spannungen in der Schneidzone zu konzentrieren. Die Abwärtsbiegung erschöpft das Umformvermögen in der Schneidzone frühzeitig. Die starke Vorbiegung führt zur plastischen Abbildung der Stufe im Blech. Gleichzeitig resultiert dies in einem vergrößerten Kanteneinzug. Dieser setzt sich im Falle dieses Biegeschneidens aus zwei Einflüssen zusammen. Zum einen aus dem Einzug, der sich durch die Biegung ergibt. Dieser resultiert aus der Umlenkung des Blechs und zeigt eine gleichmäßige Oberfläche mit großen Radius, wie es für einen Biegeprozess typisch ist. Zum anderen bildet sich beim Eintauchen der Schneidkante trotz der Vorbiegung ein scherschneidbedingter Einzug aus, der während der Scherung in Form der Glattschnittausbildung entsteht. Aufgrund der induzierten Zugspannungen und der Vorbiegung nimmt dieser Anteil ab. Kurze und hohe Stufen ermöglichen die Erzeugung von hohen Zugspannungen nahe der späteren Schneidzone, da dieser Bereich durch die zuerst eingreifende

Stufe zusätzlich beaufschlagt wird. Die unmittelbar unter der Schneidkante auftretenden Druckspannungen werden zudem reduziert. Während des weiteren Eintauchens der Schneide bewirkt die vorauseilende Stufe eine zusätzliche Werkstoffvorverformung inklusive Zugspannungen, was zur vorzeitigen Erschöpfung und Rissinitiierung führt.

Die Betrachtung der vertikalen Kräfte in Abbildung 9.24 zeigen für die konventionelle Stufe zu Beginn des Prozesses eine sehr starke Biegung des Blechs. Die Kurve steigt im Anfangsbereich identisch zum konventionellen Scherschneiden an, sodass von vergleichbaren Steifigkeiten und Vorspannungen des Werkzeugs und des gesamten Aufbaus ausgegangen werden kann. Die Stufe erzeugt einen abflachenden Kraftverlauf bis zu dem Zeitpunkt, an dem die Schneidkante in das Blech eintaucht. Der Kraftabfall geht auf einen nachlassenden Biegeanteil zurück. Ab dem Zeitpunkt, an dem die Schneidkante in das Blech eintaucht, folgt der charakteristische Verlauf eines konventionellen Schneidprozesses. Dieser beginnt zunächst mit einem kurzen linearen Anstieg, der identische Steigungen wie beim vorbiegungsfreien Scherschneiden aufzeigt. Die maximale vertikale Schneidkraft wird unmittelbar danach erreicht. Die für den Schneidprozess aufzubringende vertikale Kraft und die Schneidarbeit sind insgesamt höher als beim Schneiden mit konventioneller Schneidkante. Im Kraftverlauf zeigt sich ein abrupter Abfall der Schneidkraft. Aus diesem Verlauf und der optischen Begutachtung der Schnittteile sind keine Verschmierungen bzw. kein Sekundärglattschnitt an den Schnittflächen erkennbar. Die gesamte Reduzierung des Glattschnittanteils setzt sich bei der einfachen Vorbiegungsstufe aus der Zunahme des Kanteneinzugs und einer früheren Rissinitiierung zusammen. Die Bauteilmaßhaltigkeit bleibt davon unberührt.

#### **9.4.2 Fase**

Prinzipiell gleichartiges Verhalten zeigt sich bei einer einfachen Fase an der Schneidkante. Durch eine Fase mit einer kleineren horizontalen Länge als die Blechdicke werden die Zugspannungen im Bereich der Schneidzone lokalisiert. Anders als bei der Stufe verschiebt sich bei der Fase der Linienkontakt mit dem Blech kontinuierlich in Richtung der Schneidkante, die bedingt durch den Fasenwinkel und den tangentialen Übergang zwischen Fase, Schneidkante und Mantelfläche an Keilwirkung verliert. Durch die Verschiebung der Berührlinie verändert sich der Grad der Zwangsbiegung stetig. Unmittelbar vor dem Eintauchen der Schneidkante befindet sich die Fase in vollflächigem Kontakt mit dem Blech. Die sich stetig veränderte Kontaktsituation erzeugt einen fast linearen Kraftanstieg bis zum Eintauchen der Schneidkante und dem Erreichen der maximalen Schneidkraft, wie es in Abbildung 9.24 zu sehen ist. Die induzierten Spannungen unmittelbar vor dem Eintauchen der Schneidkante sind höher als bei einer geometrisch vergleichbaren Stufe. Nach dem Eintauchen der Schneide werden unterhalb der vergrößerten Schneidkante keine Druckspannungen erzeugt, wie dies bei der konventionellen

Schneidkante der Fall ist. Da die Schneidkante tangential von der Fase ausgehend keinen 90°-Winkel aufweist und deren Eindringen ins Blech fließend erfolgt, ist dies nicht als gesonderter Knick im Kraftverlauf auszumachen. Die Zusammensetzung des Kanteneinzugs basiert ebenfalls auf dem Anteil der Vorbiegung und dem des eigentlichen Schneidprozesses. Im Vergleich mit der konventionellen Schneidkante erscheint dieser deutlich vergrößert. Die maximal aufzubringende vertikale Kraft zur vollständigen Werkstofftrennung ist größer als bei der Stufe, die resultierenden Umformgrade sind nahezu identisch. Beide Kraftkurven fallen nach gleichem zurückgelegtem Weg abrupt steil ab, was für eine sofortige, vollständige Werkstofftrennung spricht. Dies wird durch identische Bruchflächenanteile bestätigt. Sekundärglattschnitte sind im Einzelhub nicht erkennbar.

### 9.4.3 Kombinationslösungen Stufenradius und Fasenstufe

Stufe und Fase zeigten vielversprechende Ansätze zur zielgerichteten Beeinflussung der Schnittflächenkenngrößen. Die Weiterentwicklung der Vorbiegungsgeometrie auf deren Basis führte zu den Kombinationslösungen Stufenradius und die Fasenstufe. Deren Auswirkungen auf die Schnittflächen und vertikalen Prozesskräfte werden im Folgenden dargestellt.

#### Stufenradius

Der Stufenradius ermöglicht im simulationsgestützten Vergleich zur Stufe keine ausgeprägte Veränderung der Spannungszustände in der Schneidzone, die auf eine vorzeitige Rissinitiierung hinweisen. Im Gegenteil, in der virtuellen Betrachtung zeigen sich durch die Vorbiegung niedrigere Zugspannungen auf der Blechoberseite und geringere Spannungen in der Schneidzone unmittelbar bevor die Schneidkante eintaucht. Zunächst würde dies für eine verzögerte Rissinitiierung sprechen. Jedoch werden nach dem Eindringen der Schneidkante weniger Druckspannungen unmittelbar unterhalb der Schneidkante aufgebaut und zusätzlich einerseits wert- und andererseits flächenmäßig verstärkt Zugspannungen in der Schneidzone erzeugt. Beide Effekte wirken wiederum rissfördernd. Im Vergleich mit der Stufe resultiert keine maßgeblich frühere Rissinitiierung. Dennoch nimmt der Glattschnittanteil ab, verursacht durch eine weitere Erhöhung des Kanteneinzugs. Dieser wird durch eine größere plastische Vorbiegung basierend auf dem großen Radius der Stufe und der damit einhergehenden Erschöpfung des Umformvermögens bedingt. Der Bruchflächenanteil bleibt vom Geometriewechsel unangetastet. Gleichermaßen bleibt die Grathöhe von der geometrischen Anpassung unbeeinflusst.

Der Kraftverlauf des Scherschneidprozesses mit Stufenradius ist in Abbildung 9.24 dargestellt. Geometriebedingt wird eine sanfte, jedoch freie, Umlenkung des Blechs vollzogen, bevor die Schneidkante in das Blech eintaucht. Es zeigt sich eine zunächst zunehmende und anschließend leicht absinkende Kraft, bevor die Kante vollends in das Blech eintaucht. Die simulationsge-

stützte Betrachtung des Vorgangs bestätigt diesen Kraftverlauf. Dieser kommt dann zu Stande, wenn der Werkstoff bereits durch die Biegeoperation fließt. Unmittelbar bevor die Schneidkante eindringt schwächt die Biegung ab. Das Blech wird vertikal entlang der Bewegungsrichtung des Stempels durch die plastische Abbildung des großen Stufenradius im Blech verschoben. Anschließend taucht die Schneidkante ein, was als ausgeprägter Kraftanstieg auszumachen ist. Deutlich zu erkennen sind identische Kraftanstiege und die charakteristischen Bereiche einer konventionellen Schneidkante, mit nur unwesentlich größeren maximalen Kräften als bei der Stufe. Die für den Trennprozess notwendige Maximalkraft und die Schneidarbeit nehmen im Vergleich zu einem Schneidprozess mit konventioneller Schneidkante zu.

### **Fasenstufe**

Der Vergleich der experimentell ermittelten Schnittflächenkenngrößen an den Bauteilen, die mittels Fasenstufe und Fase geschnitten wurden, zeigt, dass durch die Geometrieangepassung eine weitere Senkung des Glattschnittanteils möglich ist. Jedoch geht diese Abnahme maßgeblich auf eine Zunahme des Kanteinzugs zurück. Dieser ist wertmäßig im Vergleich mit einer konventionellen Schneidkante fast doppelt so hoch. Die Bruchflächenanteile nehmen geringfügig zu. In und um die Scherzone herum herrschen vergleichbare Spannungszustände. Die simulationsgestützte Untersuchung der Fasenstufe unter Blechlagewinkeln lieferte im Vergleich zu den jeweiligen konventionellen Schneidkanten tendenziell zunehmende Kanteneinzüge und abnehmende Glattschnittanteile.

Abbildung 9.24 zeigt den Kraftverlauf des Schneidprozesses mit Fasenstufe. Geometriebedingt wird der Werkstoff vertikal weiter verschoben, als dies beim Stufenradius zu beobachten war. Aufgrund der veränderten Eingriffssituation setzt dies vorzeitig ein. Die Kraft nimmt daher zwischenzeitlich deutlicher ab, bevor der typische Verlauf der Vertikalkraft zu beobachten ist. Die maximal für den Trennprozess aufzuwendende Kraft ist höher als bei allen anderen Schneidengeometrien und es ist eine größere Arbeit für den Schneidprozess zu verrichten.

#### **9.4.4 Zusammenfassung Einfluss der Vorbiegung**

Bei neutraler Blechlage ermöglicht eine Stufe vielversprechende Beeinflussungen der ausgemachten Zielgrößen. Der Transfer auf Schneidprozesse unter den Blechlagewinkeln  $10^\circ$  und  $20^\circ$  bestätigte eine mögliche Reduzierung der Kontaktflächen in deutlich geringerem Umfang als unter neutraler Blechlage, weswegen diese Geometrie nicht weiter untersucht wurde.

Der virtuelle Transfer der Fase auf die Blechlagewinkel bestätigte die Reduzierung der Kontaktflächen lediglich bei einem Winkel von  $10^\circ$ . Unter dem Blechlagewinkel von  $20^\circ$  stieg der Glattschnittanteil wieder an. Da dieser Lösungsansatz nicht zielführend war, wurde diese Geometrie für die weiteren Untersuchungen vernachlässigt.

Die simulationsgestützte Untersuchung der Schneidprozesse mit den Geometrien Stufenradius und Fasenstufe lieferte unter Blechlagewinkel erwartungsgemäß tendenziell zunehmende, aber insgesamt niedrigere Kanteneinzüge bei reduzierten Glattschnittanteilen. Im Vergleich zu den anderen Vorbiegungsgeometrien waren diese Werte deutlich geringer, sodass diese zielführenden Ansätze für die weiteren experimentellen Untersuchungen verwendet wurden.

#### 9.4.5 Bestätigung und Robustheit zielführender Vorbiegungsgeometrien

Abbildung 9.25 fasst die experimentell ermittelten Ergebnisse der zielführendsten Vorbiegungsgeometrien für die Blechlagewinkel  $0^\circ$ ,  $10^\circ$  und  $20^\circ$  hinsichtlich der maßgeblich ausschlaggebenden Schnittflächenkenngrößen zusammen.

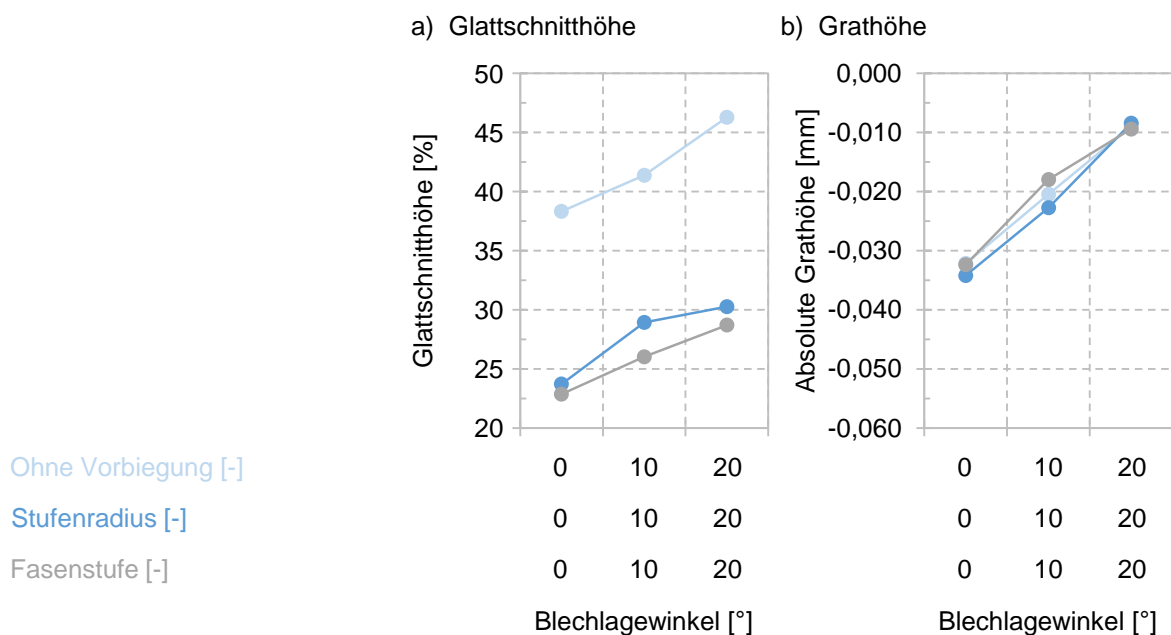


Abbildung 9.25: Auswirkungen der Vorbiegungsgeometrien auf die bestimmenden Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 in der Referenzkonstellation unter den Blechlagewinkeln  $0^\circ$ ,  $10^\circ$  und  $20^\circ$ : a) Glattschnitthöhe; b) Grathöhe (Blechwerkstoff AA6014, Blechdicke 1,0 mm)

Es zeigt sich, dass beide Kombinationslösungen im experimentellen Einzelhub Reduzierungen der Kontaktflächen in Form geringerer Glattschnittanteile ermöglichen. Die Grathöhen bleiben hiervon unangetastet. Die Gründe hierfür wurden bereits diskutiert. Inwiefern diese gezielte Beeinflussung der Schnittflächenkenngrößen eine Auswirkung auf die prozessbedingte Bildung der Kaltaufschweißungen und der Entstehung von Flitter beim Scherschneiden von Aluminium hat, wird in den nächsten Kapiteln dargelegt und diskutiert. Zusätzlich zu den bisherigen Betrachtungen wurden mit beiden Vorbiegungsgeometrien experimentelle Robustheitsanalysen durchgeführt. Diese hatten zum Ziel, zu untersuchen, inwiefern eine Veränderung des Schneidspalts unmittelbare Auswirkungen auf die Glattschnittanteile hat. Bei großen, gleitplattenge-

fürten Karosseriewerkzeugen tritt zumeist eine ungewollte und kaum beeinflussbare Schneidspaltaufweitung auf. Aufgrund zu geringer Werkzeugsteifigkeiten kommt es zu Verlagerungen im Scherschneidprozess. Der Schneidspalt kann nicht konstant gehalten werden. Dies sollte jedoch nicht unmittelbar zu ausgeprägt veränderten Schnittflächenkenngrößen, maßgeblich Glattschnitt und Grat, führen, sodass ein gewisses Prozessfenster zur Verfügung steht. Bei der isolierten Betrachtung des Schneidspalteinflusses mit konventionellen Schneidkanten zeigte sich nur eine allmähliche Veränderung der Glattschnittanteile bei veränderten Schneidspalten.

Abbildung 9.26 und Abbildung 9.27 stellen die Robustheiten der Vorbiegungsgeometrien Stufenradius und Fasenstufe gegenüber einem veränderten Schneidspalt für einen neutralen Blechlagewinkel dar. Prinzipiell ähnliches Verhalten zeigt sich bei veränderten Blechlagewinkeln.

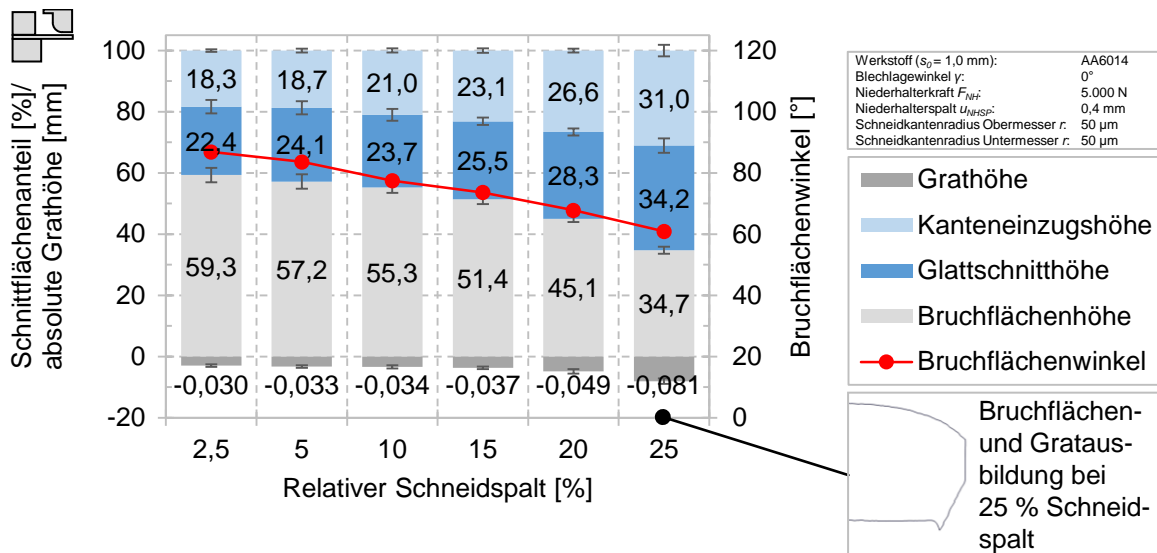


Abbildung 9.26: Experimentelle Robustheit der Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 beim Scherschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Stufenradius bei verschiedenen Schneidspalten

Mit zunehmendem Schneidspalt nehmen Kanteneinzug und Glattschnittanteil zu. Entsprechend konträr dazu verringert sich der Bruchflächenanteil. In Abbildung 9.8 zeigt sich beim Scherschneiden mit konventionellen Schneidkanten vom Schneidspalt 10 % auf 25 % eine Zunahme von 20,4 %. Absolut entspricht dies 7,8 %-Punkten. Der Stufenradius hingegen zeigt eine absolute Zunahme des Glattschnitts von 10,5 %-Punkten, was einer Zunahme von 44,3 % entspricht. Eine Veränderung des Schneidspalts wirkt sich dementsprechend deutlich stärker aus als beim Schneiden mit rechtwinkliger Kante. Dennoch bilden sich bei der Verwendung der Vorbiegungsgeometrie selbst mit den ungünstigsten Randbedingungen geringere Glattschnittanteile als beim konventionellen Scherschneidprozess mit rechtwinkliger Kante bei vergleichbaren Randbedingungen und prozesstypischen relativen Schneidspalten von 5 % bis 10 %, was unter dem Aspekt der Flitterproblematik förderlich erscheint.

Die Robustheit gegenüber veränderten Schneidspalten bei Verwendung der Fasenstufe ist in Abbildung 9.27 für eine neutrale Blechlage dargestellt.

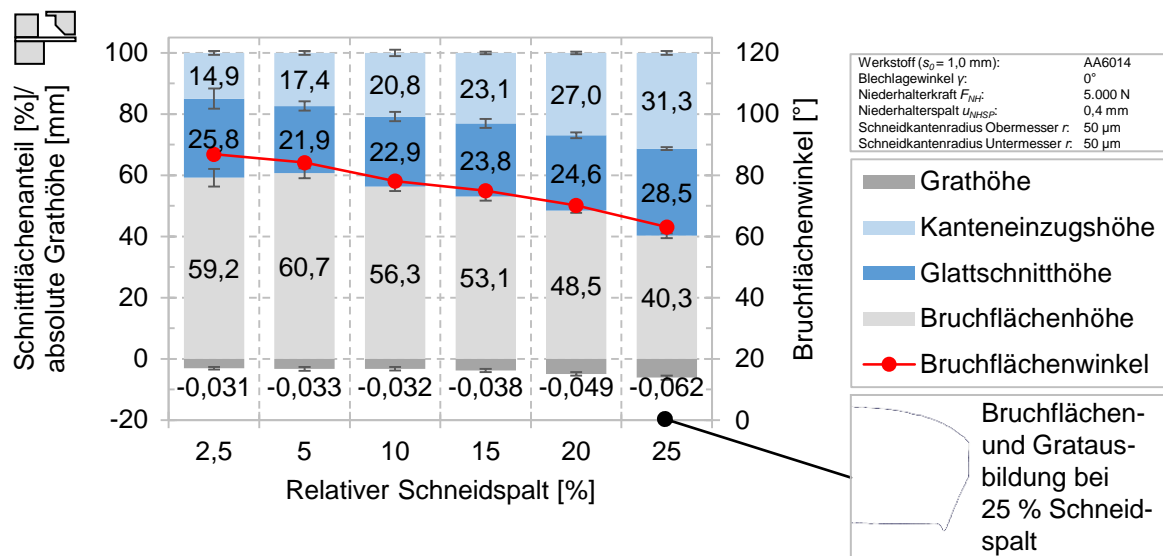


Abbildung 9.27: Experimentelle Robustheit der Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 beim Scherschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Fasenstufe bei verschiedenen Schneidspalten

Bei einer Schneidspaltvergrößerung von 10 % auf 25 % ist eine absolute Glattschnittzunahme von lediglich 5,6 %-Punkten zu beobachten. Dies entspricht prozentual 24,5 % und ist vergleichbar zur konventionellen Schneidkante. Hinsichtlich der Glattschnitthöhe verhält sich die Fasenstufe sehr robust. Im ungünstigsten Fall bewirkt die Schneidspaltvergrößerung eine Erhöhung des Glattschnittanteils auf 28,5 %. Dieser ist um 17,6 %-Punkte niedriger als bei einer konventionellen rechtwinkligen Schneidkante unter identischen Randbedingungen.

Die Vergrößerung des Schneidspalts führt bei beiden Vorbiegungsgeometrien zur Steigerung der Grathöhe. Jedoch verhält sich die Grathöhe bis zu einem Schneidspalt von 15 % sehr stabil. Beim größten untersuchten Schneidspalt von 25 % ist die Grathöhe um 66 % (Stufenradius) bzw. 75 % (Fasenstufe) niedriger als bei der konventionellen Schneidkante. Auch die Betrachtung des linear abnehmenden Bruchflächenwinkels zeigt eine Veränderung hinsichtlich der Gratentstehung. Beim Vergleich der Profilkonturen fällt auf, dass die vorbiegungsinduzierte Rissbildung und die Entstehung der Bruchfläche selbst bei großen Schneidspalten kontrolliert vom Schneidkantenradius-Mantelfläche-Übergangsbereich des Obermessers auf den Übergangsbereich des Untermessers verläuft (vgl. Abbildung 9.8) Dies wird durch die Spannkonzentration im Blech ermöglicht. Im Vergleich zum Prozess mit einer konventionellen Schneidkante zeigen sich kein Sprung im Bruchflächenwinkel und keine Veränderung des Graterscheinungsbildes hin zu einem ausgeprägten Bart. Selbst unter ungünstigen Randbedingungen und im Falle von Schneidspaltaufweitungen kann die Grathöhe deutlich gesenkt werden.

## 9.5 Einfluss der Schneidparameter auf Aktivelementverschleiß und Schnittflächenausprägung im Dauerhub

Die Dauerhubuntersuchungen wurden im Umfang von Tabelle 7.4 durchgeführt. Die Entwicklung des Schneidaktivelementverschleißes hat einen Einfluss auf die resultierenden Schnittflächen an den Bauteilen. Für ausgewählte Versuchsreihen wurden intervallbestimmt die 45°-Verschleißlänge ermittelt, um eine Aussage hinsichtlich des Aktivelementverschleißes treffen zu können. Abbildung 9.28 stellt die abgetasteten Profilkonturen der unteren und oberen Schneidaktivelemente der Versuchsreihe V1 dar. Entlang der Schnittlinie zeigten sich bei den konventionellen Schneidkanten keine auffälligen Abweichungen oder Veränderungen, sodass sich im Folgenden auf die Darstellung des mittleren Messpunkts 5 beschränkt wird.

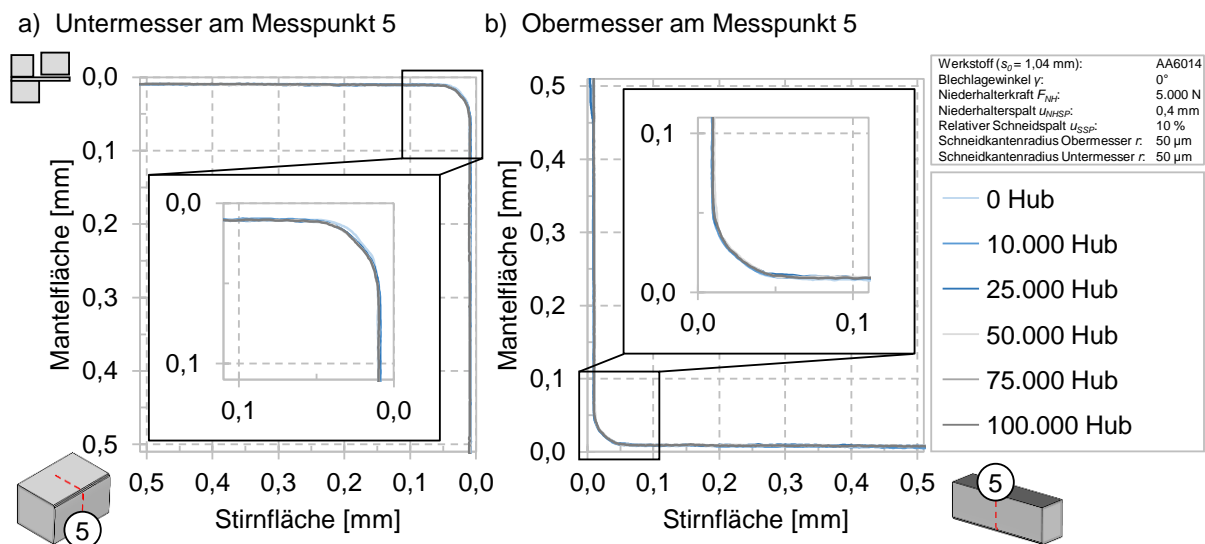


Abbildung 9.28: Abgetastete Schneidkantenkonturen der Versuchsreihe V1 am unteren und oberen Schneidaktivelement (Messpunkt 5) für konventionelles Scherschneiden: a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5

Ausgehend von der Messung zu Beginn der Versuchsreihe über die intervallmäßigen Vermessungen bis einschließlich zu 100.000 Hübten erfahren beide Schneidkanten keinen abrasiven Verschleiß. Zu Beginn der Versuchsreihe vorhandene Rauheiten wurden eingeebnet, der anfangs aufgeschliffene 50  $\mu\text{m}$ -Radius ist bis zum Ende vollständig ausgeprägt und nahezu unverändert vorhanden. Die Vergrößerungen verdeutlichen die übereinstimmenden Schneidkanten in den Auswerteintervallen. Bei sämtlichen durchgeführten Versuchsreihen mit Schneidkantenradius 50  $\mu\text{m}$  kann dies unabhängig vom Blechlagewinkel für alle 10 Messpunkte entlang der im Eingriff befindlichen Schneidkanten beobachtet werden. Die Festigkeit von Aluminium reicht nicht aus, um den Gegenwerkstoff der Schneidaktivelemente abzutragen. Hinsichtlich der Flitterentstehung ist interessant, dass nur geringe Mengen Kaltaufschweißungen auf dem oberen Schneidaktivelement zu erkennen sind. Die Oberflächenrauheiten der Mantelfläche sind mit Aluminiumanhaftungen bedeckt, bzw. zugeschmiert. Diese bilden sich rei-



bungsbedingt sowohl beim Ein-, als auch beim Austauschen des Messers und wachsen kontinuierlich an. Durch eine taktile Vermessung der Oberflächen sind diese nicht eindeutig nachweisbar. Auf dem Untermesser sind nach 100.000 Hübten keinerlei Aufschweißungen erkennbar.

Abbildung 9.29 zeigt die Entwicklung der Schnittflächenkenngrößen von Versuchsreihe V1.

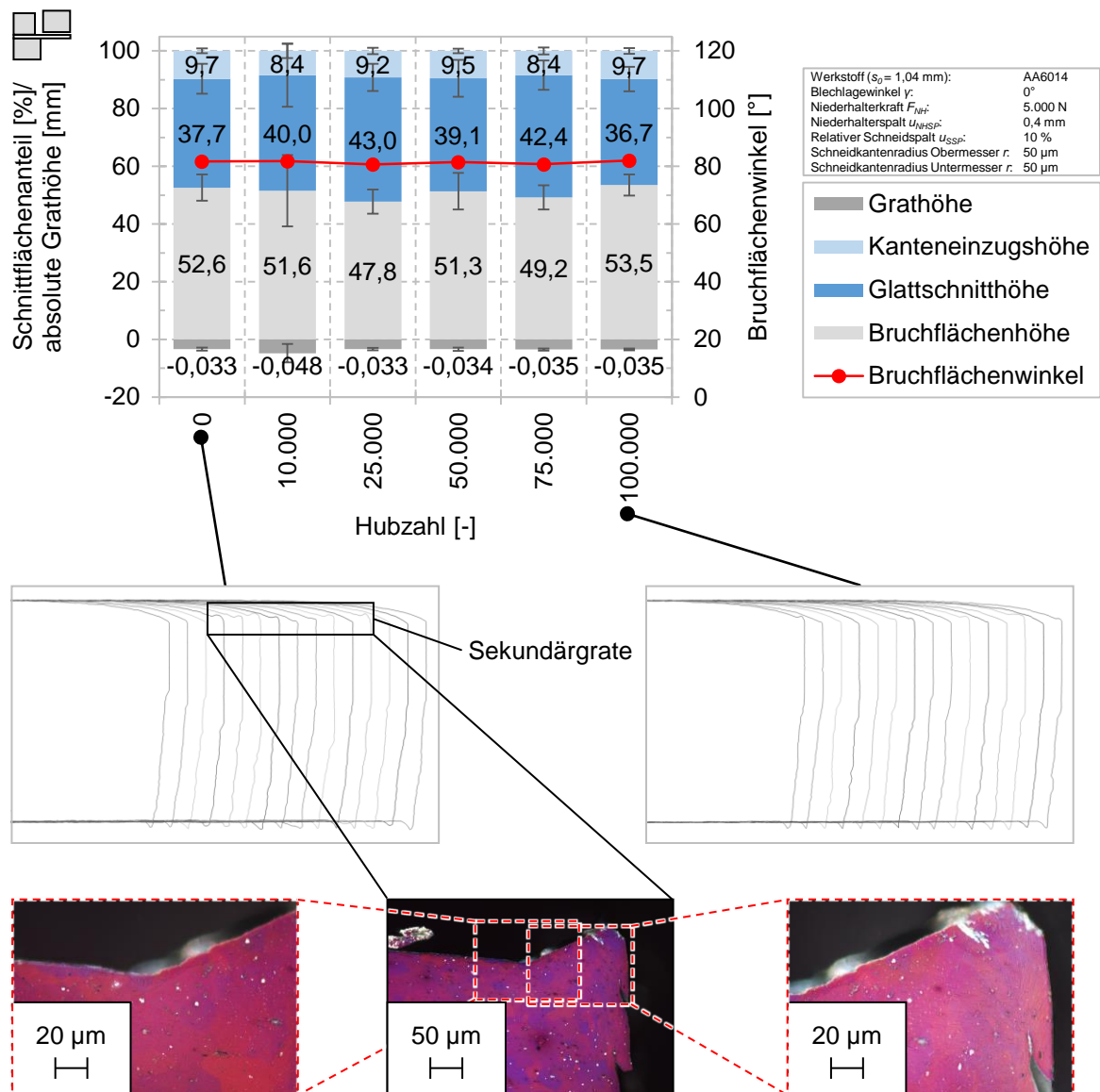


Abbildung 9.29: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2, sowie Schnittflächenausprägungen und Sekundärgratbildung beim konventionellen Scherschneiden (Versuchsreihe V1)

Im Vergleich zu den Einzelhubversuchen aus Kapitel 9.3 sind die Standardabweichungen aller taktill vermessenen Schnittflächenkenngrößen angestiegen. Innerhalb eines Messintervalls streuen die Werte deutlich ausgeprägter. Der optische Vergleich der aufgefächerten Schnittflächenprofile zu Beginn und nach 100.000 Hübten bestätigt dies qualitativ (Abbildung 9.29). Besonders auffällig ist die Ausprägung des Kanteneinzugs bereits zu Beginn der Versuchsreihe. Im Übergangsbereich zum Glattschnitt bilden sich gratähnliche Verformungen mit anscheinend

rundlicher Kontur aus. Diese stehen über den Kanteneinzug nach oben hinaus und zeigen eine mit einem Schnittgrat vergleichbare Stabilität. Schliffuntersuchungen zeigen eine durchgängige Werkstoffverbindung, sodass es sich hierbei um plastische Verformungen am Bauteil handelt. Ätzungen zur Darstellung der Korngrenzen bestätigten einen durchgängigen Faserverlauf. Die Ursache dieser Sekundärgrate liegt im Rückhub des Scherschneidprozesses. Das Blech federt nach der vollständigen Trennung elastisch zurück und stellt sich gegen die Mantelfläche des oberen Schneidaktivelements. Während der weiteren Eintauchbewegung reibt es verstärkt an dieser und erwärmt sich weiter. Hierbei bilden sich Anhaftungen aus Aluminium. Im unteren Umkehrpunkt des Schneidaktivelements, also am höchsten Punkt der Mantelfläche, gibt es keine Relativbewegung zwischen dieser und dem Glattschnitt des Bauteils. Aufgrund der Flächenpressung und der Temperaturentwicklung in den Dauerhubversuchen entsteht in dieser kurzen Zeit an diesem Punkt eine Verschweißung. Da die Kohäsionskräfte im Aluminium geringer als die Adhäsionskräfte der Verschweißung sind, werden diese im Rückhub wieder losgerissen und verformen den Glattschnittbereich nach oben als Gratnase. Es bilden sich die wulstartigen, rundlichen Erscheinungen oberhalb des Einzugs. Dies ist nur möglich, wenn die Kaltverschweißungen bei jedem Hub im Glattschnittbereich gebildet werden und sich anschließend beim Rückhub losreißen. Die weiter unten auf der Mantelfläche beim Eintauchen gebildeten Anhaftungen verformen beim Austauschen entweder den Glattschnitt plastisch und ziehen diesen mit in Bewegungsrichtung nach oben, wobei der Glattschnitt geglättet und die Wulstbildung verstärkt wird, oder werden bei kritischer Größe abgelöst und fallen als bröseliger Flitter nach unten. Bereits beim Eintauchen aufgeschweißte Messer würden die geometrischen Ausprägungen der Aufschweißungen im Glattschnitt abbilden. Dies würde zur Erhöhung der Rauheit des Glattschnittanteils über die gesamte Schnittlinienlänge führen. Späne werden bei der Rückhubbewegung nicht aus dem Glattschnittanteil herausgelöst. Rückhubfreie Scherschneidversuche bestätigen ein sekundärgratfreies Schneiden unabhängig vom Zustand der Messer, selbst nach 100.000 Hübem, da hier keine Verschweißungen im Umkehrpunkt der Bewegungsrichtung des Messers entstehen.

In den Versuchsreihen mit wenig bzw. ohne Sekundärgrat entstanden grundsätzlich geringere Flittermengen, sodass von einer flitterfördernden Wirkung der abbröckelnden Sekundärgrate bzw. der Aufschweißungen auf den Messern ausgegangen werden kann. Die Kanteneinzugshöhen werden hierdurch nicht beeinflusst. Die Glattschnitthöhe verändert sich über die Versuchsreihe hinweg nur unwesentlich, sodass die Rissinitiierung am gleichen Ort und gleichartig gerichtet stattfindet. Dies wird durch einen unveränderten Bruchflächenwinkel bestätigt. Auch die Grathöhe zeigt sich über die 100.000 Hübe konstant. Die im Dauerhub erzeugten Schnittflächen sind mit den unter identischen Randbedingungen im Einzelhub ermittelten Werten vergleichbar. Die Mikrohärtmessungen an den Bauteilen zu Beginn und nach 100.000 Hübem zeigen

keinerlei verschleißbedingte Veränderungen der Aufhärtung, wie es aufgrund der nahezu unveränderten Schnittflächenkenngrößen zu erwarten ist.

Abbildung 9.30 zeigt die Schneidkantenprofile der scharfen Schneidaktivelemente von Versuchsreihe V5 bis 100.000 Hübe exemplarisch am Messpunkt 5. Sämtliche Messpunkte an den Schneidleisten zeigen übereinstimmende Werte. Bei der Betrachtung der gemessenen Untermesserkonturen fällt auf, dass alle Profilkurven absolut deckungsgleich sind. Die zu Beginn der Versuchsreihe lediglich abgezogene Schneidkante zeigt über die gesamte Breite des Schneidaktivelements keine erkennbaren Veränderungen. Es kann kein abrasiver Verschleiß erkannt werden. Am Ende der Versuchsreihe konnte an der unteren Schneidkante kein adhäsiver Verschleiß festgestellt werden.

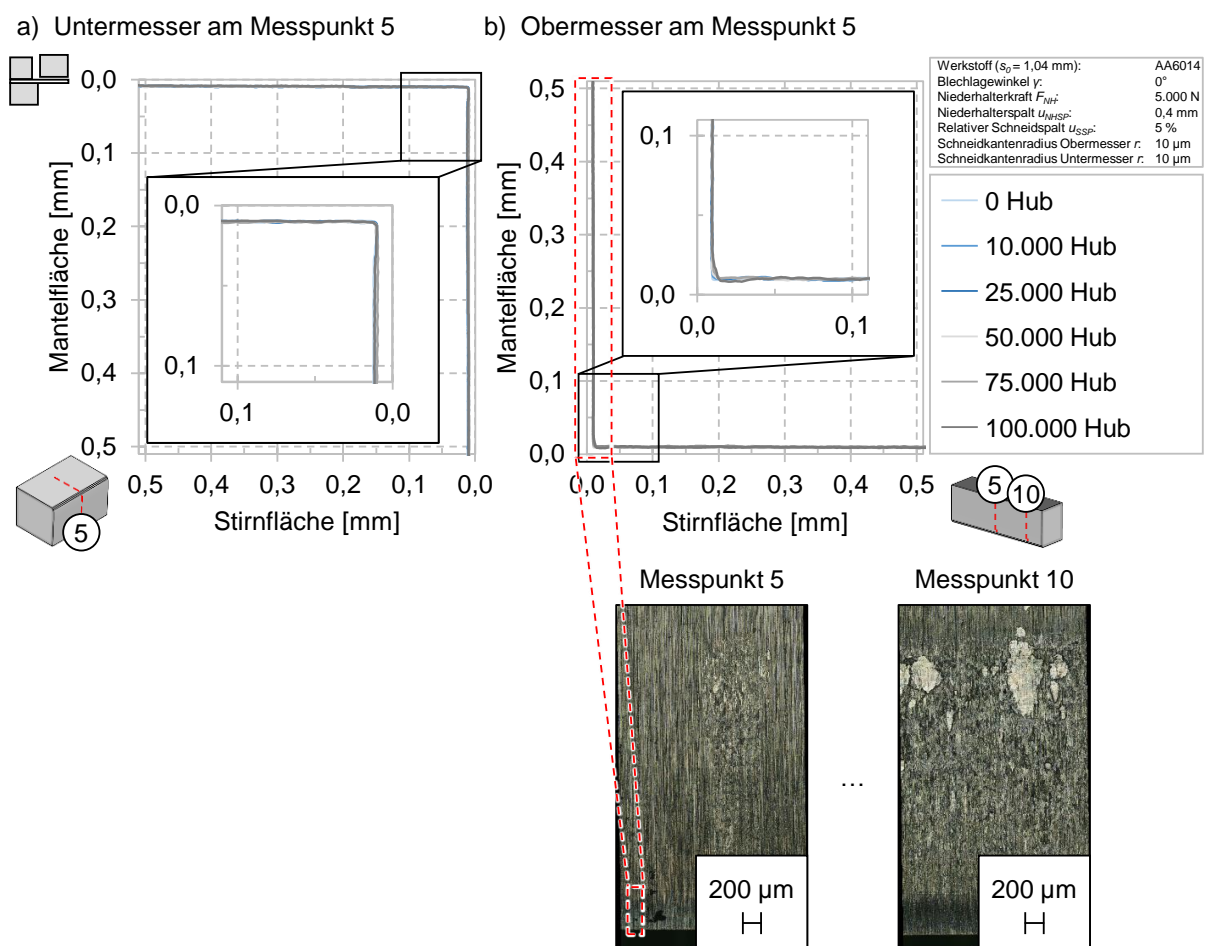


Abbildung 9.30: Abgetastete Schneidkantenkonturen der Versuchsreihe V5 am unteren und oberen Schneidaktivelement (Messpunkt 5) für konventionelles Scherschneiden: a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5

Die obere Schneidkante zeigt vernachlässigbaren abrasiven Verschleiß in Form der Abtragung der Rauheitsspitzen. Die taktile Vermessung des oberen Schneidaktivelements zeigt keinen adhäsiven Verschleiß. Die mikroskopische Betrachtung bestätigt dies. An allen mittleren Messpunkten zeigen sich wenige deutliche Aufschweißungen, dennoch Anhaftungen. An den

Randbereichen (Messpunkt 1 und 10) sind größere glänzende Bereiche zu erkennen, die sich auf abgescherte Kaltaufschweißungen zurückführen lassen (vgl. Abbildung 9.30 unten). Diese Kaltaufschweißungen sind auf der Mantelfläche weit von der Schneidkante entfernt zu finden. Sie bilden sich nahe des Umkehrpunkts von der Abwärts- in die Rückhubbewegung. Die Erklärung dafür folgt in der Analyse der Flitterentstehung (vgl. Kapitel 9.7).

Die Betrachtung der 45°-Verschleißlänge dieser Versuchsreihe zeigt eine Zunahme von maximal 3 µm und kann vernachlässigt werden. Es bleibt festzuhalten, dass beim Scherschneiden von Aluminium mit konventionellen Schneidkanten weder abrasiver Verschleiß auftritt, noch deutliche Anzeichen von adhäsiven Kaltaufschweißungen beobachtet werden können.

Die Vermutung, dass dementsprechend keine Beeinflussung der Bauteilschnittflächenkenngrößen zu erwarten ist, wird durch Abbildung 9.31 bestätigt. Tatsächlich zeigen die Schnittflächenkenngrößen keine Veränderung über 100.000 Hübe. Analog zu den Beobachtungen aus Kapitel 9.3 entstehen bei scharfen Schneidkanten sehr geringe Kanteneinzüge und kleine Glattschnittanteile mit entsprechend einhergehenden großen Bruchflächenanteilen. Während der Versuchsreihe nahm der Glattschnittanteil zu, was auch an einem leicht abfallenden Bruchflächenwinkel sichtbar wird. Die Veränderungen sind gering, dennoch zeigen sie eine gewisse Kontinuität. Die Grathöhen waren bei dieser Parameterwahl über die gesamte Versuchsreihe hinweg unverändert und quasi gratfrei, sodass eine darauf basierende Flitterentstehung ausgeschlossen werden kann. Entgegen der Beobachtungen im Einzelhub wurde in der Dauerhubversuchsreihe enormer Sekundärglattschnitt festgestellt. Wie aus den Schnittflächenprofilen in Abbildung 9.31 zu erkennen ist, treten diese im Dauerhub bei kleinen Schneidspalten verstärkt auf. Bereits in den Einzelhubversuchen konnte beobachtet werden, dass bei extrem kleinen Schneidspalten die Gefahr eines ungewollten Nachschneidens der zufällig vorseilenden Rissfronten bestand. Allerdings konnte in Kapitel 9.3.7 gezeigt werden, dass sich im Einzelhub bei einem Schneidspalt von 5 % kein Sekundärglattschnitt ausbildete. Lediglich beim kleineren Schneidspalt von 2,5 % war dieser auszumachen. Im Einzelhub wurden die Schneidaktivelemente nach jedem Hub gereinigt, sodass eventuelle Anhaftungen vermieden und die Schnittflächenkenngrößen dadurch nicht verfälscht wurden. Im Dauerhub geschah dies prozessbedingt nicht. Daher bildeten sich von Beginn an kleine Aluminiumanhaftungen an den Rauheitsspitzen der Mantelfläche. Durch den sukzessiven Aufbau werden aus diesen kleinen Anhaftungen makroskopisch Aufschweißungen auf den Schneidaktivelementen. Diese bauen sich auf der Mantelfläche auf und verkleinern partiell den Schneidspalt. Das Aluminium im aufgeschweißten Bereich ist stark verfestigt und bewirkt eine geometrische Veränderung der Schneidkanten- und Schneidspaltausprägung. Es ist daher möglich, dass in den Bereichen mit Aufschweißungen

durchaus kleinere Schneidspalte vorliegen. An den Bauteilen ist dies durch einen deutlich inhomogeneren Glattschnittanteil erkennbar. Hierbei kann durch den kleineren Schneidspalt der Glattschnittanteil abnehmen (vgl. Abbildung 9.31) Die Standardabweichung bestätigt größere Streuungen, je nachdem welcher Schneidkantenzustand im Messintervall gerade vorlag. In der Versuchsreihe V5 beeinflusst die Sekundärglattschnittbildung die entstehende Flittermenge besonders ausgeprägt.

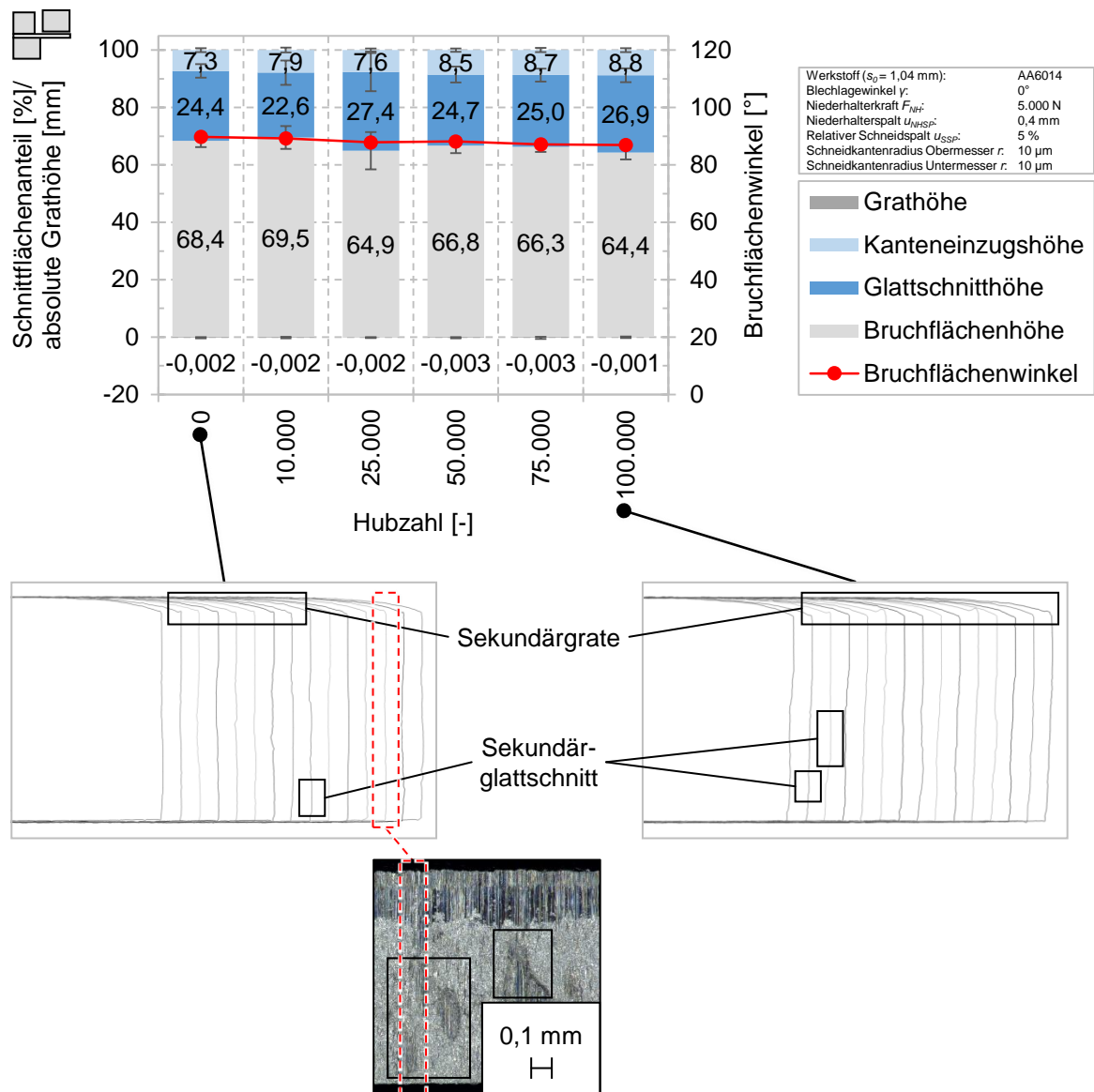


Abbildung 9.31: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2, sowie Schnittflächenausprägungen und Sekundärglattschnittbildung beim konventionellen Scherschneiden (Versuchsreihe V5)

Die bereits erläuterte Wulstbildung in Form von Sekundärgraten besteht bei dieser Parameterkonstellation ebenso, wie anhand der aufgefächerten Schnittflächenprofile in Abbildung 9.31 ersichtlich, jedoch ungleichmäßiger über die Bauteile und Positionen verteilt und in seiner Ausprägung weniger stark. Die Erklärung, warum die Sekundärgrate in dieser Konstellation

weniger stark ausgeprägt auftreten, liegt im Verformungsgrad in der Schneidzone. Je schärfer die Schneidkante, desto weniger plastische Verformung erfährt der Werkstoff beim Schneiden in der Schneidzone. Dies wurde bereits mit den Mikrohärtemessungen bei veränderten Schneidspalten und -kantenradien gezeigt. Dies bedeutet, dass die Kaltverfestigung des Werkstoffs geringer ist. Bei identischer Streckgrenze nimmt die Rückfederung mit geringerer plastischer Verformung bedingt durch den Verlauf der Spannungs-Dehnungskurve ab. Das Material federt weniger stark zurück, sodass geringere Flächenpressungen und folglich weniger Verschweißungen entstehen und wieder losgerissen werden. Dadurch tritt eine geringere Sekundärgratbildung auf. Bei der Untersuchung der Bauteile, die mit scharfen Schneidkanten bei einem Schneidspalt von 10 % (Versuchsreihe V6) geschnitten wurden, zeigt sich, dass die Sekundärgrate vollständig vermieden werden konnten. Abbildung 9.32 stellt den Verlauf der Schnittflächenkenngrößen und der Bauteilprofilkonturen dar.

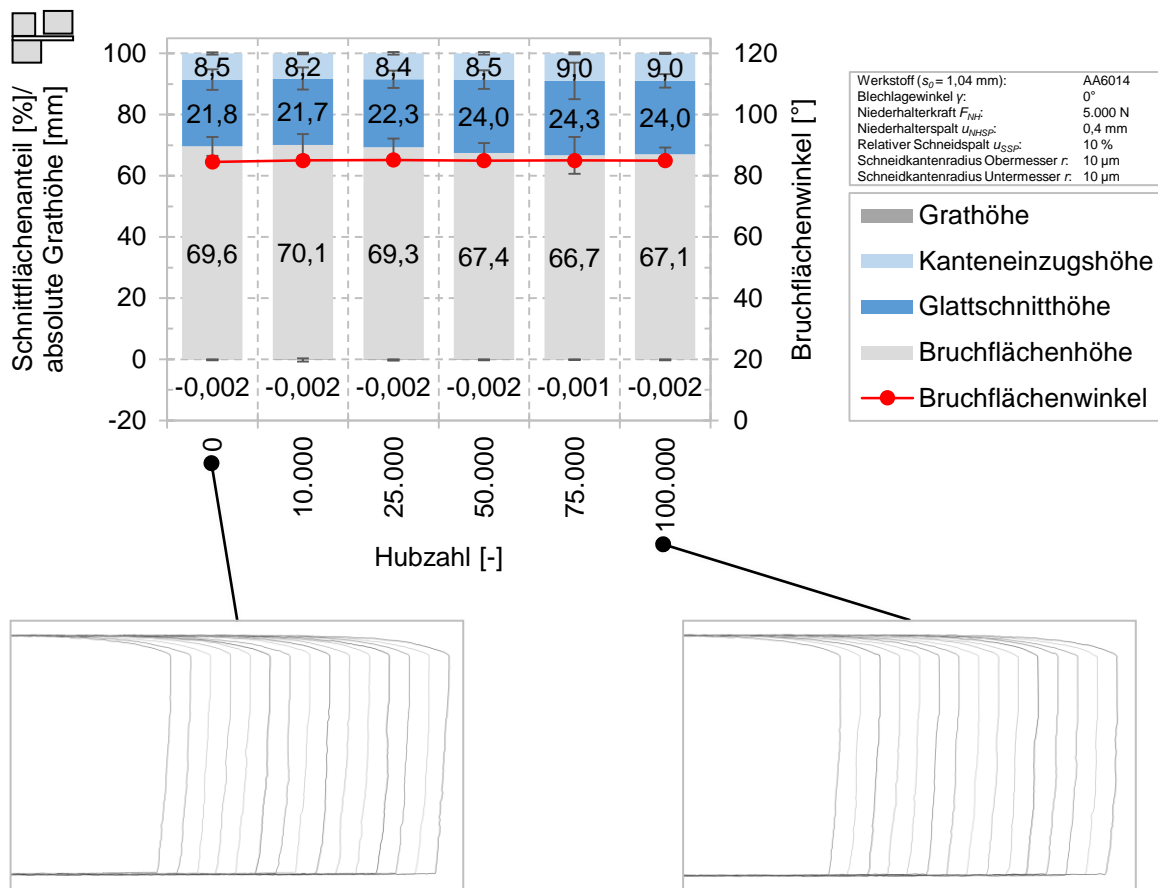


Abbildung 9.32: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2, sowie Schnittflächenausprägungen und Sekundärgratbildung beim konventionellen Scherschneiden (Versuchsreihe V6)

Es waren keine Aufschweißungen auf den Schneidaktivelementen auszumachen, sodass sich keine Veränderung der Schnittflächenkenngrößen während der gesamten Versuchsreihe zeigte. Messbare Verschleißerscheinungen sind an den Schneidkanten nicht erkennbar. Der vergrößerte

berte Schneidspalt ermöglicht eine freie Rückfederung des Blechs und nur geringe Flächenpressungen, sodass sich keine Verschweißungen und rückhubbedingte Verformungen in Form von Sekundärgraten ausbilden. Die scharfen Schneidkanten erzeugen eine deutliche Glattschnittreduzierung bei geringfügig vergrößertem Kanteneinzug. Dies hat weder gravierende Auswirkungen auf die Flitterbildung, da der Kanteneinzug keiner Kontaktfläche entspricht, noch auf die Maßhaltigkeit der Bauteile. Im Bruchflächenbereich der Schnittflächen konnte keinerlei Sekundärglattschnitt nachgewiesen werden. Der vorliegende Spannungszustand verursacht eine gerichtete Rissausbreitung weg von der Mantelfläche des Obermessers, sodass kein Nachschneiden der vorausseilenden Rissfront auftritt.

Anhand der dargestellten Ergebnisse bleibt festzuhalten, dass beim Scherschneiden von Aluminiumlegierungen mit konventionellen Schneidkanten während 100.000 Schneidoperationen kein maßgeblicher Verschleiß zu erkennen ist. Weder abrasiver noch ausgeprägt adhäsiver Verschleiß können beobachtet werden. Die Schnittflächenkenngrößen verändern sich während der jeweiligen Versuchsreihen kaum. Die gewählten Randbedingungen und übrigen Prozessparameter (Niederhalterspalt, Niederhalterkraft) waren bei allen durchgeführten Versuchsreihen identisch. Dementsprechend kann ausgeschlossen werden, dass die Flitterentstehung von solchen Effekten beeinflusst wurde.

## **9.6 Einfluss der Vorbiegungsgeometrien auf Aktivelementverschleiß und Schnittflächenausprägung im Dauerhub**

Das Verschleißverhalten der beiden Vorbiegungsgeometrien wird anhand des Stufenradius gezeigt, für die Fasenstufe war gleichartiges zu beobachten. Abbildung 9.33 stellt die Profilkonturen der Schneidaktivelemente von Versuchsreihe V10 am mittleren Messpunkt 5 dar.

Analog zu den vorherigen Beobachtungen zeigt sich am Untermesser keinerlei abrasiver und adhäsiver Verschleiß der Schneidkante über 100.000 Hübe. Der zu Beginn aufgeschliffene Radius von 50  $\mu\text{m}$  war nach 100.000 Hüben unverändert erkennbar. Eine maßgebliche Veränderung der Grathöhen war dementsprechend nicht zu erwarten. Das obere Schneidaktivelement zeigt ebenfalls keinen abrasiven Verschleiß der Schneidkante. Die zu Beginn vorhandenen Rauheiten wurden mit Aluminium zugeschmiert. Mikroskopische Aufnahmen zeigen auf der Mantelfläche im vertikalen Abstand zwischen 0,3 mm und 0,5 mm, gemessen von der Schneidkante, Veränderungen der Oberflächenkontur. Es zeigen sich deutliche Anhaftungen im Randbereich des Messpunkts 10 sowie eine sichtbar scharfe Kante zur unbehafteten, ursprünglichen Oberfläche der Mantelfläche. Diese verschmierten Bereiche sind Kaltaufschweißungen, die sich während der Versuchsreihe gebildet hatten und noch nicht abgesichert wurden.



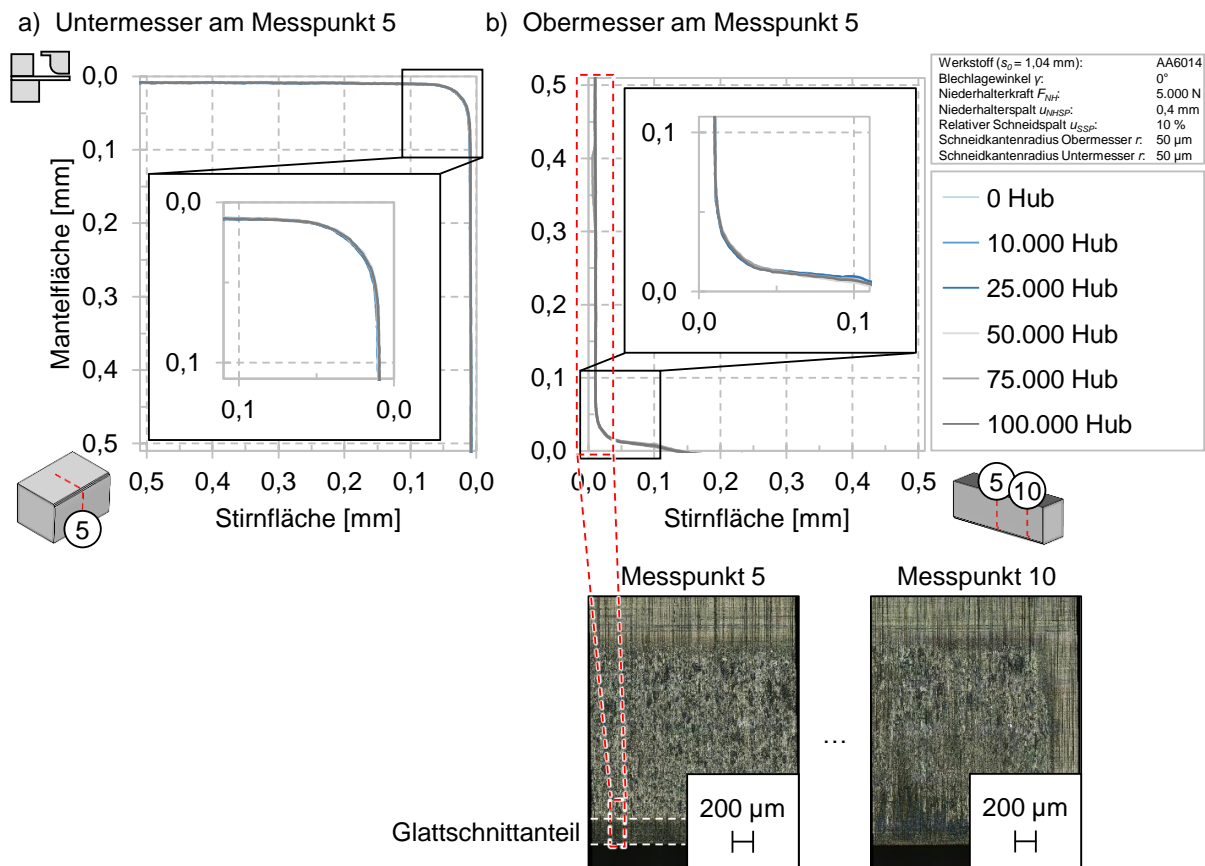


Abbildung 9.33: Abgetastete Schneidkantenkonturen der Versuchsreihe V10 am unteren und oberen Schneidaktivelement (Messpunkt 5) für Biegeschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Stufenradius: a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5

Abbildung 9.34 zeigt die absoluten  $45^\circ$ -Verschleißlängen der Versuchsreihe V10 mit der Vorbiegungsgeometrie Stufenradius. Analog zu den bisherigen Beobachtungen zeigen sich am Untermesser keinerlei Veränderungen der Schneidkantenengeometrie und somit kein sichtlicher abrasiver oder adhäsiver Verschleiß.

Bei der Betrachtung der absoluten Verschleißlänge am Obermesser muss beachtet werden, dass diese geometriebedingt von Beginn an höher ist. Über die gesamte Versuchsreihe hinweg zeigt sich nur eine geringfügige Veränderung der Verschleißlänge im Bereich von unter 0,01 mm. Die Aufschweißungen auf der Mantelfläche aus Abbildung 9.33 werden bei der Ermittlung des  $45^\circ$ -Verschleißes nicht mitbeachtet. Die bei dieser Geometriekonstellation gebildeten Aufschweißungen wurden sukzessive mit jedem Hub auf den Schneidaktivelementen weiter aufgebaut sowie nach und nach bei Erreichen einer kritischen Größe wieder abgeschert.



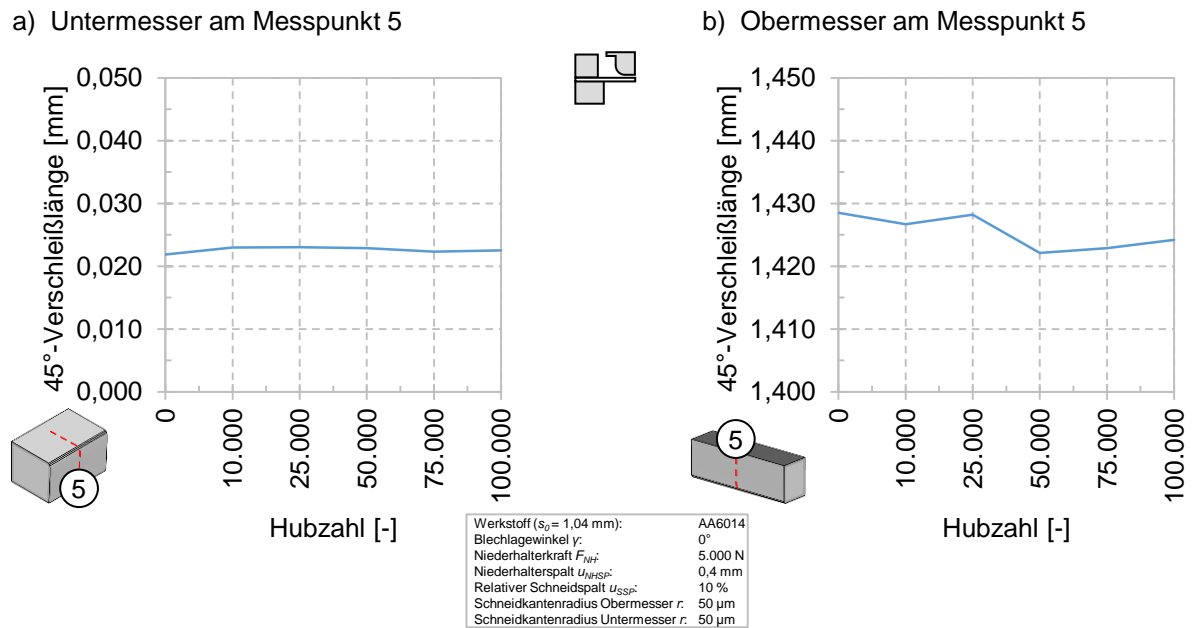


Abbildung 9.34:  $45^\circ$ -Verschleißlänge der Versuchsreihe V10 am unteren und oberen Schneid-aktivelement (Messpunkt 5) für Biegeschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Stufenradius a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5

Die Schnittflächenkenngrößen der Versuchsreihe V10 sind in Abbildung 9.35 dargestellt. Im Vergleich der einzelnen Messintervalle gegeneinander und innerhalb dieser zeigen sich deutliche Unterschiede der Schnittflächenkenngrößen, bestätigt durch starke Streuungen der Standardabweichungen. Lediglich die Schnittflächenkenngrößen zu Beginn und die Grathöhen waren nahezu unbeeinflusst und zeigen geringe Standardabweichungen. Der Kanteneinzug erscheint, wie bereits in den Einzelhubversuchen gezeigt, deutlich vergrößert, jedoch während der Versuchsreihe nahezu konstant. Die simulationsgestützt ermittelte und im Einzelhub bestätigte Vorbiegung bewirkt eine deutliche Beeinflussung der Glattschnittanteile bis 10.000 Hübe. Danach zeigt sich ein Anstieg der Glattschnittanteile um mehr als 10 %-Punkte auf maximal 37,3 %, und damit nahezu identische Werte wie in Versuchsreihe V1. Im weiteren Verlauf der Versuchsreihe sanken die Glattschnittanteile wieder ab und waren geringer als beim konventionellen Scherschneiden mit rechtwinkligen Schneidkanten in Versuchsreihe V1. Die Bruchflächenanteile lagen im Spektrum der Referenzreihe. Zudem kam hinzu, dass die Sekundärgrate oberhalb des Kanteneinzugs vermehrt und deutlich ausgeprägter auftraten. Der höhere Umformgrad durch die überlagerte Biegung beeinflusst hierbei die Rückfederung und verursacht eine besonders ausgeprägte Wulstbildung, was auch an den auftretenden Rückzugskräften im Rückhub zu erkennen ist. Diese sind geringfügig höher als bei den restlichen Versuchsreihen. Der Bruchflächenwinkel erscheint konstant und bestätigt, dass es, sofern genügend Platz in der Scherzone vorhanden ist, zu keinem ungewollten Nachschneiden der vorauslaufenden Rissfront kommt. Die Grathöhen änderten sich während der Versuchsreihe nicht. Die teilweise stark

entarteten Schnittflächen bei 25.000 Hübten (Abbildung 9.35) zeigten große Glattschnittanteile mit deutlichen Verschmierungen im Übergangsbereich Glattschnitt-Bruchfläche auf. Diese ragten im zurückgefederten Zustand teilweise in die Schneidzone hinein, sodass hieraus zusätzlicher Kontakt bestand. Reiner Sekundärglattschnitt entstand beim Biegeschneiden nicht.

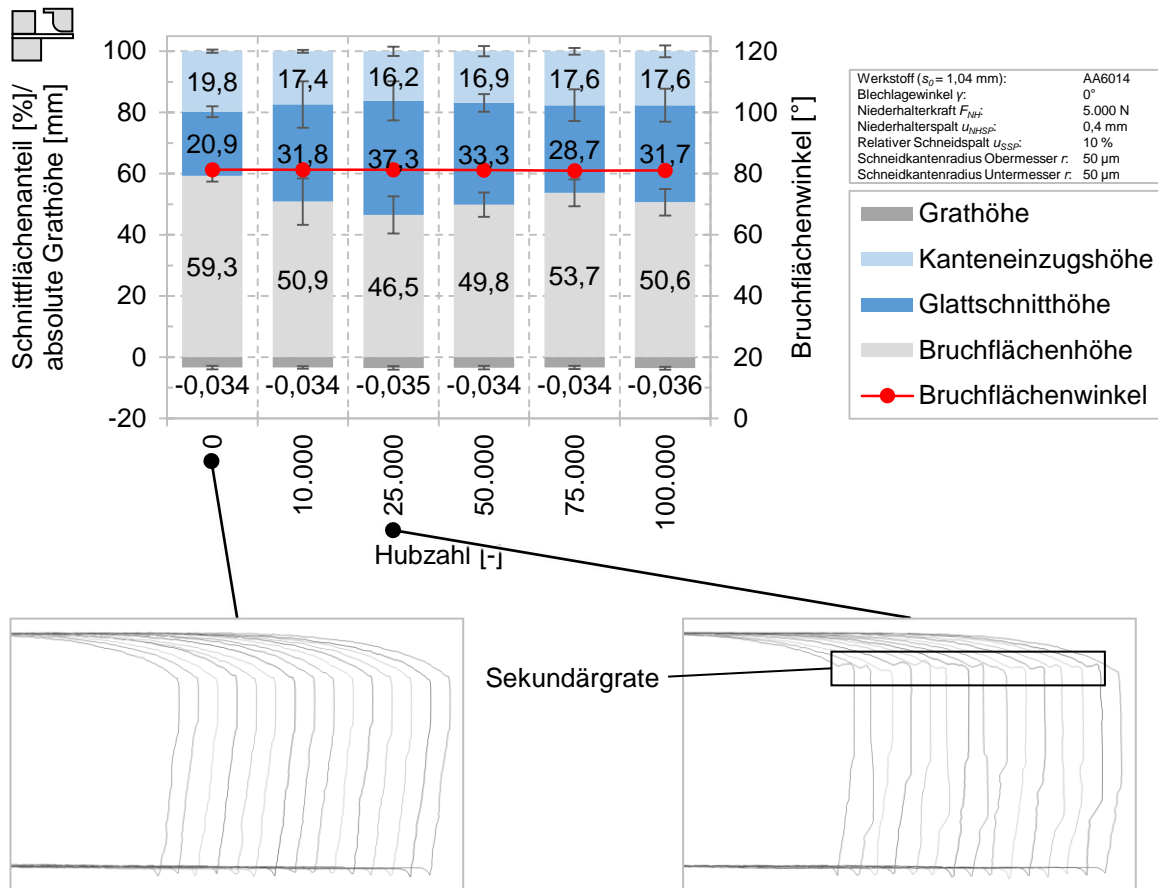


Abbildung 9.35: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2, sowie Schnittflächenausprägungen und Sekundärgratbildung für Biegeschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Stufenradius

Bei Betrachtung der Mikroskopaufnahmen des oberen Schneidaktivelements in Abbildung 9.33 fällt ein Bereich unmittelbar über der eigentlichen Schneidkante auf. Dieser zeigt über die gesamte Eingriffsbreite keinerlei Aufschweißungen und keine Aluminiumverschmierungen auf. Die Schleifriefen der ursprünglichen Oberflächenbearbeitung sind deutlich zu erkennen. Dieser Bereich hat eine Höhe von ungefähr 0,3 mm. Im Abgleich mit den Schnittflächenkenngrößen in Abbildung 9.35 wird klar, dass es sich hierbei wertmäßig um die Höhe des Glattschnittanteils handelt. Bei dessen Ausbildung wird der bereits fließende Werkstoff mit der identischen Geschwindigkeit geschert, mit der sich das Messer aktuell abwärts bewegt. Dementsprechend findet zwischen Mantelfläche und Blechwerkstoff keine Relativbewegung statt. Da adhäsive Anhaftungen mitunter durch die Relativbewegung zwischen zwei Körpern verursacht werden, werden zu diesem Zeitpunkt keine Anhaftungen bzw. Kaltaufschweißungen gebildet. Ab der

Rissinitiierung findet wiederum eine relative Bewegung zwischen beiden Reibpartnern statt, sodass die weiter eintauchenden Bereiche der Mantelfläche relativ zur Glattschnittfläche eine Geschwindigkeit besitzen. Aus diesem Grund bilden sich dort Anhaftungen bzw. Verschmierungen und daraus die Kaltaufschweißungen. Das Phänomen der aufschweißfreien Zone konnte in allen Versuchsreihen, in denen sich Anhaftungen bzw. Verschmierungen bildeten, beobachtet werden.

Die Profilkonturen und Verschleißlängen bestätigen, dass der Verschleiß der Schneidaktivelemente im Bereich der Schneidkante auch unter Verwendung von Vorbiegeungsgeometrien vernachlässigbar ist. Es konnte kein abrasiver Verschleiß ermittelt werden. Die Bildung von Adhäsionen kann bei der vorbiegungsinduzierten Spannungsüberlagerung nicht ausgeschlossen werden. Es zeigen sich im Vergleich mit den konventionellen Schneidkanten deutlichere, zufällig erscheinende Veränderungen der Schnittflächenkenngrößen während der Versuchsreihen.

### **9.7 Ausbildung von Kaltaufschweißungen und Flitterentstehung**

Die in den Dauerhubversuchen gebildeten Kaltaufschweißungen entwickeln sich im Laufe der Versuchsreihe folgendermaßen. Zu Beginn einer Versuchsreihe lagen die Messer fertig präpariert blank und offensichtlich sauber vor. Diese wurden vorab mit Ethanol gereinigt. Die Oberflächen der Schneidaktivelemente sind geometrisch nicht ideal. Rauheitsspitzen stehen auf den geschliffenen Oberflächen hervor und machen diese mikroskopisch uneben. In den ersten Hieben werden eventuell vorhandene Adsorptionsschichten abgetragen und Oxidschichten aufgebrochen. Solange diese trennenden Schutzschichten vorhanden sind, bilden sich keine Verschmierungen und es setzen sich auf den Messern keine Anhaftungen fest. Dies wurde bereits von Raedt (2002, S. 111-112) beobachtet und konnte anhand der Versuche bestätigt werden. Zu Beginn der Versuchsreihen entstanden keine Sekundärgrate. Aufschweißfreie Messer, unmittelbar zu Beginn der Versuchsreihen, bestätigen, dass sich zunächst kein Flitter bildet. Sobald die trennende Schutzschicht entfernt ist, bilden sich erste Aluminiumverschmierungen in Form von Anhaftungen auf den Messern. Dies setzt bereits nach ca. 10-50 Hieben ein. Fortan bilden sich aus den Anhaftungen die ersten Aufschweißungen. Hierbei fördert Adhäsion die weitere Ausbildung von Adhäsion exponentiell. An Stellen, an denen bereits Verschmierungen und Anhaftungen vorhanden sind bilden sich größere Aufschweißungen und wachsen weiter an. Bei Erreichen einer kritischen Größe entsteht durch deren Wiederablösung der prozesseinträchtigende Flitter.

Das obere Messer, unabhängig von der geometrischen Erscheinung, trifft beim Schneiden auf die Blechoberfläche auf. Im Anschluss an die elastische Verformung bildet sich der Glattschnitt aufgrund der plastischen Scherung durch das Eintauchen der Schneidkante. Zeitgleich bildet

sich der Kanteneinzug aus. Dieser entspricht keiner Reibfläche, sodass hierdurch keine Gefahr von zusätzlichen Aufschweißungen besteht und kein Flitter erzeugt wird. Die Ausbildung des Glattschnittanteils entspricht einer Materialverdrängung ohne eine Relativbewegung zwischen dem Schneidaktivelement und dem Blech. Die Stempel- und Materialfließgeschwindigkeit sind während dessen Ausbildung identisch. Am Bauteil entsteht hierbei der blank glänzende Glattschnittbereich. Die Betrachtung der Schneidkanten bestätigt, dass während der Ausbildung des Glattschnittanteils keine Aufschweißungen an den Mantelflächen der Schneidaktivelemente entstehen, da keine Relativgeschwindigkeit vorhanden ist. Der vom Blech auf den Stempel ausgeübte Druck unmittelbar vor der Rissinitiierung ist für die weitere Entwicklung der Kaltaufschweißungen interessant. Anhand dessen kann verglichen werden, inwiefern sich mehr oder weniger Aufschweißungen unmittelbar nach der Rissbildung und in der weiteren Reibbewegung ausbilden. Die Rissinitiierung beschreibt das Ende der Glattschnittausbildung. Das Blech ist noch nicht vollständig zurückgefедert, da die vollständige Trennung noch nicht vollzogen ist. Jedoch beginnt ab diesem Zeitpunkt eine Relativbewegung zwischen dem Glattschnitt des Bauteils und der Mantelfläche des Schneidaktivelements unter der herrschenden Flächenpressung. Die Vertiefungen und Rauheitsspitzen fungieren wie eine Feile. In diesem Zuge beginnen sich Anhaftungen bzw. Verschmierungen in den rauen Bereichen auf der Mantelfläche abzulagern. Allerdings sind die Relativgeschwindigkeiten zwischen beiden Reibpartnern sehr hoch, sodass sich wenige, kleine Anhaftungen bilden. Die Richtung der Schleifriefen auf den Messern spielt hierbei eine Rolle. Schleifriefen senkrecht zur Bewegungsrichtung verursachen geringfügig mehr Adhäsionen, da diese Riefen zusätzlichen Rauheiten entsprechen. Dies konnte bereits von Schilp et. al. (2005, S. 1-4) in seinen Untersuchungen gezeigt werden, wenngleich der Einfluss der Riefenorientierung nicht besonders ausgeprägt erschien. Die Bildung der Anhaftungen geschieht während der gesamten Rissausbreitung. Nach der vollständigen Werkstofftrennung kommt hinzu, dass einerseits die vollständige Rückfederung des Blechs und andererseits die schlagartige, elastische Entspannung des Werkzeugs dazu führt, dass sich das Blech, je nach geometrischen Bedingungen und Rückfederungsverhalten bedingt durch Vorverformung, zusätzlich gegen die Mantelfläche des oberen Schneidaktivelements stellt und die Adhäsionsbildung verstärkt wird. Der Aufbau der Adhäsionsschicht findet während der gesamten Eintauchbewegung bis zum unteren Umkehrpunkt der Presse statt. Die Reibfläche besteht zwischen der rückgefедerten Glattschnittfläche und der gesamten Mantelfläche des Schneidaktivelements. Es erscheint nachvollziehbar, warum die Aufschweißungen mit zunehmender Eintauchtiefe zunehmen und unmittelbar vor dem unteren Umkehrpunkt, also am höchsten Punkt der Mantelfläche, sich große Aufschweißungen bilden (vgl. Abbildung 9.30 Messpunkt 10). Mit zunehmender Eintauchtiefe und der Relativgeschwindigkeit zur Mantelfläche erfährt das Blech zunehmende thermische Beeinflussung aufgrund von Reibung und Umformarbeit. Die

adhäsive Neigung des Aluminiums wird verstärkt. Die Geschwindigkeit der bewegten Mantelfläche nimmt mit zunehmender Eintauchtiefe in Richtung des unteren Umkehrpunkts ab, was die Ausbildung von Adhäsion ebenfalls begünstigt. Unmittelbar vor dem unteren Umkehrpunkt verbleibt unter hoher Flächenpressung und erhöhter Temperatur in Kombination mit geringer Relativgeschwindigkeit vergleichsweise viel Zeit zur Bildung von festen Verschweißungen. Interne Untersuchungen bei verschiedenen Stempelgeschwindigkeiten haben bestätigt, dass sich beim Schneiden von Aluminium mit abnehmender Geschwindigkeit zunehmend Aufschweißungen bilden. Eine langsame Geschwindigkeit fördert bei ansonsten unveränderten Randbedingungen die Adhäsionsbildung. Unmittelbar vor und während des Stillstands am unteren Umkehrpunkt entstehen daher große und festhaftende Verschweißungen. Diese Verschweißungen werden in der Rückhubbewegung wieder losgerissen. Dies geschieht im Bereich geringerer Festigkeit (Verfestigung), sodass aus dem weicheren Blechwerkstoff Partikel herausgerissen werden. Es entstehen die beschriebenen Sekundärgrate am Bauteil im Bereich des Kanteneinzugs. Während der Aufwärtsbewegung des Messers fungiert die Mantelfläche wieder als Feile. Teilweise werden an der Mantelfläche gebildete Anhaftungen bzw. Verschmierungen an der als Reibfläche fungierenden kaltverfestigten Glattschnittfläche abgelöst und fallen als Flitterpartikel nach unten in den Abfallschacht. Aufschweißungen, deren Größe noch nicht kritisch ist, werden weiter vergrößert und fördern die bereits erwähnte Wulstbildung durch Sekundärgrate beim Austauschen. Aufgrund ihrer Instabilität können die Sekundärgrate ebenfalls abgeschlagen werden. Der Mechanismus der Flitterbildung im Rückhub durch das Abschaben von Aufschweißungen an den Glattschnittbereichen der Bauteile beginnt nicht unmittelbar mit der Bildung von Adhäsionen. Es muss zunächst eine bestimmte Größe bzw. bestimmter Grad der Verschmierung erreicht werden, sodass aufgrund der geometrischen Bedingung in der Schneidzone die Ablösung der Aufschweißung geschehen kann. Bis dahin werden die Aufschweißungen mit jedem Hub kontinuierlich aufgebaut.

Tauchen die aufgeschweißten Messer im nächsten Hub wieder ins Blech ein, so können bereits in der Abwärtsbewegung Flitterpartikel, bei entsprechender Größe der Aufschweißungen, von den Mantelflächen des Schneidaktivelements am Glattschnitt abgeschert werden. Frisch gebildete Aufschweißungen an der Mantelfläche können auch beim weiteren Eintauchen, beispielsweise vom Sekundärglattschnitt bei sehr engen Schneidspalten, abgelöst werden. Beide Arten der Flitterpartikel wandern dann auf der Mantelfläche des oberen Schneidaktivelements aufwärts, da der Weg in den Abfallkanal nach unten durch das Blech versperrt ist. Sie werden kontinuierlich nach oben aus der Schneidzone herausgefördert. Beispiele hierzu werden in den folgenden Kapiteln noch näher beschrieben. Werden Sekundärglattschnitte erzeugt, so fällt der

aus dem Nachschneiden resultierende, bröselartige Flitter direkt nach unten in den Abfall- schacht. Er wird vom eintauchenden Messer vorangetrieben und durch die Schwerkraft aus dem Werkzeug befördert.

Die Bildung von Kaltaufschweißungen auf den unteren Schneidaktivelementen, wie sie von Erdmann (2004) gezeigt wurde, konnte in den Versuchsreihen mit dem Werkstoff AA6014 nur in einem Ausnahmefall beobachtet werden. Beim Scherschneiden des Werkstoffs AA5754 bil- dete sich trotz der offenen Schnittlinie am unteren Schneidaktivelement aufgrund der enormen Klebneigung des Werkstoffs ein Butzenturm, welcher Hub für Hub abwärtsgedrückt wurde. Dabei entstanden in den Randbereichen des unteren Aktivelements geringe Aufschweißungen.

### 9.8 Flitterentstehung in Abhängigkeit der Schneidparameter

Die Diskussion der in den Dauerhubuntersuchungen entstandenen Flittermengen findet in die- sem Kapitel statt. Zunächst werden die Flittermengen aus den Versuchsreihen mit konventio- nellen Schneidkanten, aber veränderten Prozessparametern, gegenübergestellt. Diese sind voll- umfänglich in Abbildung 9.36 als bezogene Flittermengen dargestellt.

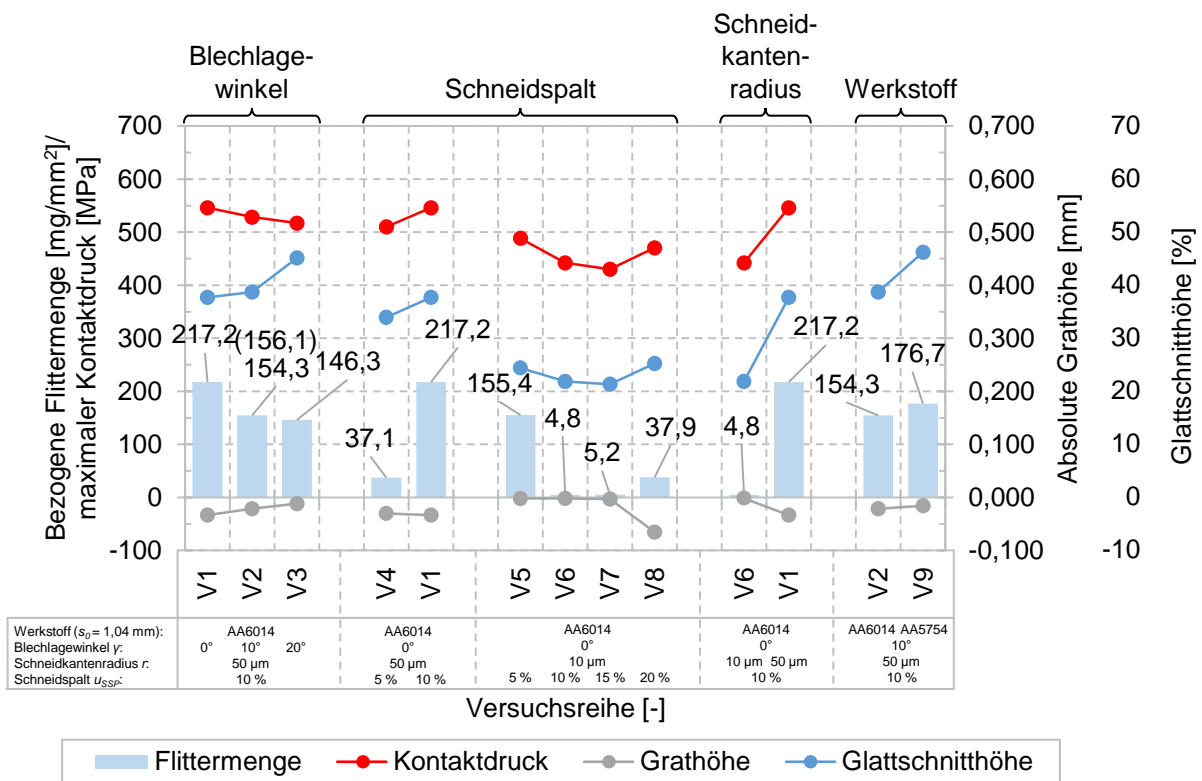


Abbildung 9.36: Bezogene Flittermengen nach 100.000 Hieben, Glattschnittanteile und Grat- höhen der Dauerhubversuche mit konventionellen Schneidkanten und simu- lationsgestützt ermittelte Kontaktdrücke auf die Stempelmantelfläche

Um eine Aussage zur Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse hinsichtlich der Flittermen- gen anstellen zu können, wurde die Versuchsreihe V2 wiederholt. Hierbei handelte es sich um

die Untersuchung unter einem Blechlagewinkel von  $10^\circ$ . Die nach 100.000 Hübten absolut entstandenen Flittermengen hatten ein Gewicht von 8,03 g und 8,12 g bei der Wiederholungsreihe. Die absoluten Abweichungen zwischen beiden Versuchsreihen ergaben sich zu 0,09 g. Dies entspricht 1,12 % Abweichung nach 100.000 durchgeführten Schneidoperationen. In bezogenen Mengen dargestellt, ergaben sich  $154,3 \text{ mg/mm}^2$  und  $156,1 \text{ mg/mm}^2$  am Ende der Dauerhubuntersuchungen. Anhand dieser Ergebnisse kann von einer sehr guten Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse ausgegangen werden.

In Abbildung 9.36 sind die in den Dauerhubversuchen entstandenen bezogenen Flittermengen nach 100.000 Hübten sowie die flittermengenbeeinflussenden Schnittflächenkenngrößen Glattschnitt und Grathöhe zu Beginn der Versuchsreihen auf der Sekundärachse dargestellt. Die Betrachtung dieser Werte ist insofern gerechtfertigt, als dass in den vorherigen Kapiteln bereits gezeigt wurde, dass sich die Schnittflächenkenngrößen der gesamten Versuchsreihen über 100.000 Hübe nur unwesentlich verändern. Weiterhin sind die maximal auftretenden Kontaktdrücke im Glattschnittbereich unmittelbar vor der Rissinitiierung dargestellt. Diese sind der virtuellen Betrachtung entnommen. Simulationsgestützt wurden zusätzlich die Kontaktkräfte auf die Mantelfläche des oberen Schneidaktivelements näher analysiert.

### 9.8.1 Blechlagewinkel

Abbildung 9.36 zeigt eine abnehmende bezogene Flittermenge beim Scherschneiden unter zunehmendem Blechlagewinkel. Gleichzeitig kann eine Reduzierung der Grathöhen beobachtet werden. Im Sinne der Flitterentstehung wirkt sich dies förderlich aus, da so die Gefahr, dass der Grat während des Transports der Bauteile durch das Werkzeug abgeschlagen wird und sich willkürlich als Späne verteilt, reduziert werden kann. Die Entwicklung der Glattschnitthöhe mit größer werdender Blechlage steht im Widerspruch zur Hypothese, dass die entstehende Flittermenge alleine von der Reibfläche zwischen den Schneidaktivelementen und dem Blech abhängig ist, da diese von  $0^\circ$  bis  $20^\circ$  Blechlage um etwa 0,08 mm (7,7 %) zunimmt. In Kombination mit den in der Schneidzone vorliegenden Druckverhältnissen hat der Glattschnittanteil als Reibfläche dennoch Auswirkungen auf die Bildung von Kaltaufschweißungen. Beim Scherschneiden erzeugt das Blech auf die Mantelfläche des oberen Schneidaktivelements Kontaktdrücke. Diese treten bei allen Lagevariationen auf. Mit zunehmender Blechlage nehmen die Kontaktdrücke auf das obere Schneidaktivelement jedoch ab, da die Materialumlenkung in Richtung der Schnittbewegung geringer ist. Tendenziell werden daher weniger und wenn kleinere Anhaftungen gebildet. Die Rauheiten der geschliffenen Mantelfläche werden nach und nach durch den Reibkontakt des Aktivelements mit dem Glattschnitt zugeschmiert, da die auftretenden Kontaktdrücke ausreichend sind. Jedoch dauert die Ausbildung der Aufschweißungen bis zur

kritischen Größe insgesamt länger. In der Simulation zeigt sich, dass mit zunehmenden Blechlagewinkel die maximalen Kontaktkräfte auf das Obermesser unmittelbar vor der Rissinitiierung abnehmen. Nach der vollständigen Trennung des Blechs zeigen sich unter Blechlagewinkel keine Kontaktkräfte mehr, lediglich bei neutraler Blechlage sind noch Restkräfte vorhanden, die durch Andrücken des Blechs an die Mantelfläche die Bildung von Aufschweißungen fördern. Die unter Blechlagewinkel in der Scherzone auftretenden Zugspannungen sind im Vergleich zur neutralen Blechlage stärker ausgeprägt. Zusammen mit einer größeren Umformung ist im Blech ein größeres Rückfederungspotenzial vorhanden und verursacht einen stärkeren Rückzug des Werkstoffs nach der vollständigen Trennung. Der Werkstoff wird weniger stark an die Mantelfläche des Blechs angedrückt und die Ausbildung der Aufschweißungen dadurch verzögert bzw. verringert. Durch die längere Kontaktzone hingegen wird mehr Reibfläche zur Verfügung gestellt, sodass unter geringeren Anpressdrücken die Menge an sich bildenden Aufschweißungen geringfügig vergrößert wird, dessen geometrische Ausprägungen jedoch kleiner sind. Mikroskopische Betrachtungen der Oberflächen bestätigen dies. Im Vergleich zu einer neutralen Blechlage bilden sich bei zunehmenden Winkeln weniger große Aufschweißungen, aber viele kleine Anhaftungen. Diese wachsen kontinuierlich an, bevor sie abgelöst werden.

Abbildung 9.37 zeigt die prozentuale Verteilung aller entstandenen Flitterpartikel der Versuchsreihen V1, V2 und V3 nach Länge inklusive der Angabe der absoluten Flitterpartikelmengen und des daraus resultierenden Flittervolumens. Die Messungen wurden mit dem Partikelmessgerät (vgl. Kapitel 4.2.8) durchgeführt. Es bestätigt sich, dass trotz zunehmender absoluter Partikelanzahlen, bedingt durch vermehrte, kleine Aufschweißungen, das auftretende Flittervolumen mit zunehmenden Blechlagewinkel sinkt. Insgesamt wurde in diesen Fällen weniger großer Flitter erzeugt. Unter einem Blechlagewinkel von  $20^\circ$  sind es fast fünfmal so viele, wie unter neutraler Blechlage. Währenddessen beim Blechlagewinkel von  $20^\circ$  nur 156 Partikel (0,01 % der Gesamtpartikelanzahl) eine Länge  $> 3$  mm haben, sind es bei einem Blechlagewinkel von  $10^\circ$  schon 1.362 (0,2 % der Gesamtpartikelanzahl) und bei neutraler Blechlage bereits mehr als 2.600 Partikel (0,62 % der Gesamtpartikelanzahl), sodass sich hieraus deutliche Gewichtsveränderungen ergeben. Bei der Betrachtung bis 10 mm Partikellänge und darüber hinaus zeigt sich, dass beim Blechlagewinkel  $0^\circ$  11 Partikel (0,0026 % der Gesamtpartikelanzahl)  $> 10$  mm vorhanden sind. Bei  $10^\circ$  sind es nur acht (0,0012 % der Gesamtpartikelanzahl) und beim Blechlagewinkel von  $20^\circ$  ist es lediglich ein Partikel (0,0001 % der Gesamtpartikelanzahl). Interessant an dieser Darstellung ist, dass die Größenverteilung des entstehenden Flitters im Bereich bis 0,3 mm qualitative starke Ähnlichkeit aufzeigt. Unabhängig vom Blechlagewinkel entspricht dies einer ausgeprägten glockenförmigen Verteilung mit gleichartigem Verlauf und Peaks bis zu einer Partikelgröße von 0,15 mm. Im Bereich  $> 0,3$  mm kann ein vermehrter



Anteil größerer Partikel bei neutraler Blechlage beobachtet werden. Letzten Endes machen die großen Flitterpartikel den Gewichtsunterschied aus.

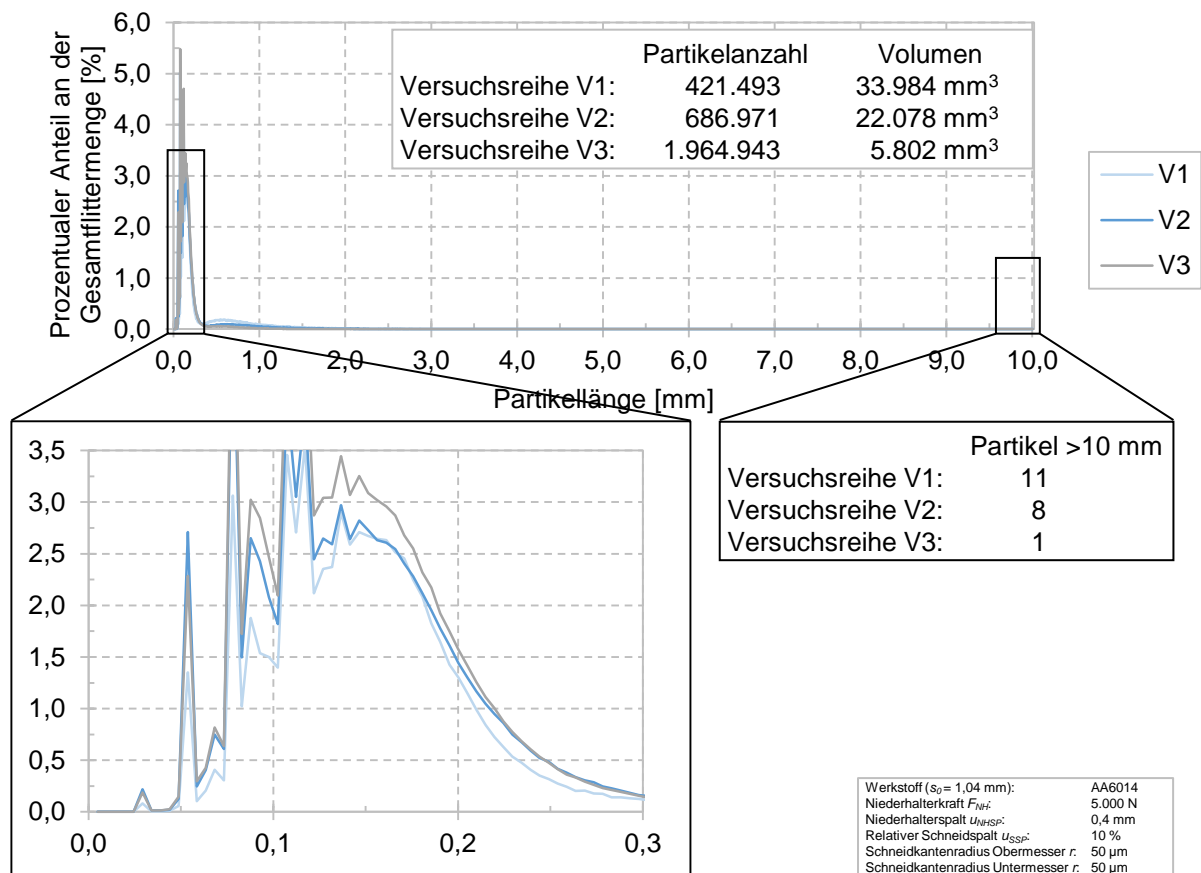


Abbildung 9.37: Prozentuale Verteilung nach Länge der Flitterpartikel der Versuchsreihen V1, V2 und V3 inklusive der absoluten Flittermengen und Flittervolumen

Die auftretenden Flitterarten entsprechen nach der Definition von Erdmann (2004) abgescheren Kaltaufschweißungen, Bröseln und Staub. Abgescherte Kaltaufschweißungen sind gut an den glänzenden Oberflächen zu erkennen. Auch zeichnen sich die vom Schneidaktivelement stammenden Schleifriefen auf diesen ab. Brösel („Flakes“ / „Particles“) und Staub sind als kleine nicht glänzende Partikel auszumachen. Die Bildung von Spänen („Hair-like sliver“ bzw. „Needle-like sliver“) kann in den Versuchsreihen nicht bestätigt werden.

Die Veränderung der Blechlage hat einen Einfluss auf die absolut entstehende Anzahl an Flitterpartikeln und die gewichtsmäßige Flittermenge. Unter Blechlagewinkel bilden sich aufgrund des ausreichenden Druckzustands auf den Stempel, der Zugspannungszustände in der Schneidzone und der verlängerten Reibflächen deutlich mehr, jedoch kleinere Flitterpartikel. Aus prozesstechnischer Sicht sorgen diese für weniger Probleme im Verarbeitungsprozess, da Beschädigungen der Bauteiloberflächen durch staubähnliche und sehr kleine Partikel vernachlässigbar sind.

### 9.8.2 Schneidspalt

Die Vergrößerung des Schneidspalts von 5 % (V4) auf 10 % (V1) bei Schneidkanten mit 50 µm- Schneidkantenradius führt nach Abbildung 9.36 zur deutlichen Zunahme der entstehenden Flittermengen. Die schneidspaltbedingte Grathöhenveränderung kann vernachlässigt werden. Wie in vorherigen Versuchen bereits gezeigt, verändern sich diese bei dessen Variation bis hin zu größeren Spalten kaum. Späneartige Flitter mit Längen in der Größenordnung der gesamten Schnittlinienlänge konnten während der Versuchsreihe nicht beobachtet werden. Ein größerer Schneidspalt geht mit vergrößerten Glattschnittanteilen an den Bauteilen einher. Bedingt durch vergrößerte Reibflächen, in Kombination mit höheren Kontaktdrücken und Kontaktkräften auf die Mantelfläche, werden mehrere und flächengrößere Aufschweißungen generiert und sukzessive wieder abgerieben. Sekundärglattschnittanteile als zusätzliche Flitterquellen können trotz des kleinen Schneidspalts von 5 % nicht beobachtet werden. Durch den Schneidkantenradius und die resultierenden Druckverhältnisse in der Schneidzone bilden sich Bruchflächenwinkel weg von der Mantelfläche des oberen Schneidaktivelements, sodass diese verhindert werden. Eine Rissausbreitung unter die Stirnfläche des Obermessers, wie es beim kleinen Schneidspalt mit scharfen Schneidkanten zu beobachten war, konnte so entgegengewirkt werden. Die mikroskopische Betrachtung der aufgeschweißten Aktivelemente zeigt bei einem Schneidspalt von 5 % bis auf den Randbereich keine Aufschweißungen auf dem oberen Schneidaktivelement. Die ursprünglichen Schleifriefen sind eindeutig auszumachen, die unteren Schneidaktivelemente sind aufschweißungsfrei. Im Vergleich mit der Referenzkonstellation (V1) konnte der Flitter um 82,9 % reduziert werden.

Die absoluten Partikelmengen bestätigen die Flitterreduzierung. Beim Schneidspalt von 5 % treten 124.535 Partikel mit einem Volumen von 2.939 mm<sup>3</sup> auf. In der Referenzkonstellation sind es mit 421.493 Partikeln 3,4-mal so viele Partikel mit einem Volumen von 33.984 mm<sup>3</sup>. Die Betrachtung großer Partikel > 10 µm bestätigt die vermehrte Flittermenge beim 10 % Schneidspalt. Bei 5 % tritt lediglich ein Partikel (0,0008 % der Gesamtpartikelanzahl) > 10 µm auf, bei einem Schneidspalt von 10 % sind es immerhin 11 Partikel (0,0026 % der Gesamtpartikelanzahl), sodass das größere Gewicht an entstandenem Flitter nachvollziehbar erscheint.

Der Vergleich der Versuchsreihen mit verschiedenen großen Schneidspalten und scharfen Schneidkanten zeigte hingegen überraschende Ergebnisse. Anders als bei den mit 50 µm verrundeten Schneidkanten entstand beim Schneidspalt 5 % deutlich mehr Flitter, als bei größeren Schneidspalten. Zudem bildete sich morphologisch extrem entarteter Flitter. Dessen Bildung konnte in einer Wiederholungsversuchsreihe unter gleichen Randbedingungen bereits nach 50 Hieben festgestellt und bestätigt werden, weswegen die Versuchsreihe nach 500 Hieben abgebrochen wurde. Der entartete Flitter bildete sich aus nicht stabilen Kaltaufschweißungen auf

dem oberen Schneidaktivelement. Diese traten vor allem in den Randbereichen verstärkt auf, in den mittleren Schneidleistenbereichen waren keine zu erkennen. Anders als Brösel aus abgelösten Sekundärglattschnitten fiel dieser Flitter nicht in den Abfallschacht nach unten, sondern wurde hubweise über die Mantelfläche nach oben gefördert. Grund für dessen Bildung waren Aufschweißungen, die sich bei jedem Hub kontinuierlich auf den Messern bildeten und beim Austauchen gerade die kritische Größe erreichten, sodass sie im nächsten Hub vom Glattschnitt abgelöst wurden. Das eintauchende Messer ermöglichte unmittelbar nach der Abscherung der Aufschweißung einerseits durch den Kontakt zum Blech den sofortigen Wiederaufbau einer Aufschweißung und andererseits den Abtransport der abgescherten Flitterpartikel über die Mantelfläche bis an den oberen Umkehrpunkt des Stempels. An dieser Stelle blieben die Partikel zunächst haften. Dieser Mechanismus wiederholte sich Hub für Hub kontinuierlich. Aufgrund der vorliegenden Druckverhältnisse und verschiebungsbedingten Überlappungen der hauchdünnen Flitterpartikel kam es zwischen den auf der Mantelfläche vorhandenen Partikeln und den neugebildeten Abscherungen zu Verpressungen bzw. Verschweißungen während des Eintauchvorgangs. Es entstanden lange Flitterpartikel, an deren Gestalt die wiederholte Ablösung gleichartiger Aufschweißungen eindeutig zu erkennen war. Dies bestätigt auch, dass sich in Bereichen, in denen Aufschweißungen bereits gebildet wurden, verstärkt Aufschweißungen bilden. Die gebildeten Flitterpartikel verblieben so lange auf der Mantelfläche, bis sie sich aufgrund der eigenen Gewichtskraft bzw. aufgrund äußerer Anregung durch das Werkzeug oder die Presse ablösten. Die Bildung dieser Flitterart und anhaftende Flitterpartikel sind in Abbildung 9.38 b) für den Schneidspalt von 5 % abgebildet.

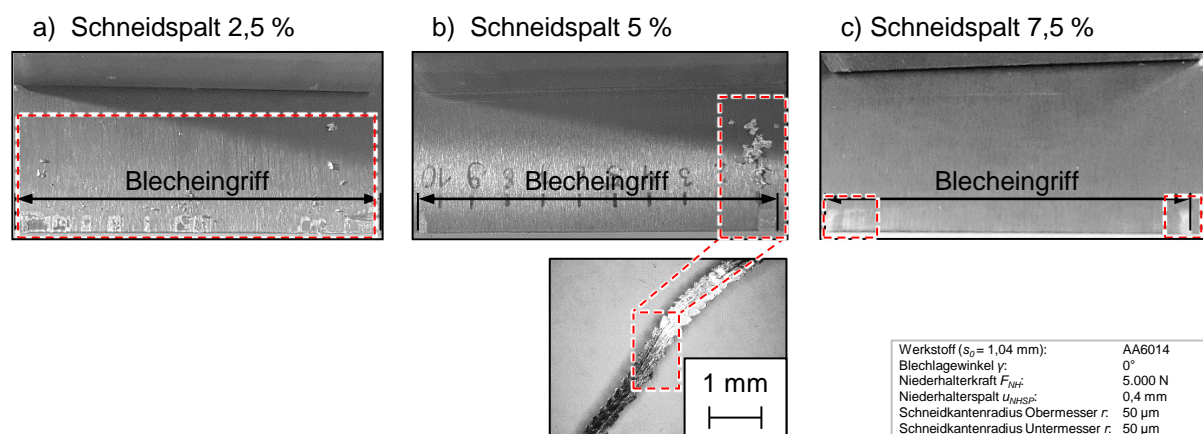


Abbildung 9.38: Gegenüberstellung und Nachweis der vermehrten Flitterentstehung nach 500 Hübungen mit scharfen Schneidkanten bei verschiedenen Schneidspalten unter neutraler Blechlage: a) Schneidspalt 2,5 %; b) Schneidspalt 5 %; c) Schneidspalt 7,5 %

Die gestrichelten Bereiche in Abbildung 9.38 beschreiben die Zonen, in denen schneidspaltabhängig die instabilen Aufschweißungen gebildet wurden. Mit größeren Schneidspalten nahm

deren Bildung ab. Die Zerlegung des Werkzeugs nach 500 Hieben zeigte, wie die einzelnen Partikel Hub für Hub auf der Mantelfläche hinaufgeschoben und verpresst wurden. Daraus entstanden lange, hauchdünne und flächengroße Flitterpartikel mit der Form der jeweiligen Kaltaufschweißung auf dem Aktivelement (Abbildung 9.38 b)). Dennoch entsprechen diese Gebilde nicht den „Hair-“, oder „Needle-like Sliver“, die Li (2000, S. 889-906; 2003, S. 128-137) bzw. Golovashchenko (2006, S. 1384-1400; 2007, S. 213-219) basierend auf einer gratähnlichen Ablösung von der Abfallseite des Bauteils feststellten. Untersuchungen bei einem Schneidspalt von 2,5 % zeigten diesen Effekt noch deutlich verstärkt. Die sich beim Eintauchen sofort ablösenden Aufschweißungen waren hierbei über die gesamte Eingriffsbreite des Schneidaktivelements verteilt (Abbildung 9.38 a)). Flitterverstärkend wirkten hierbei zusätzlich die Bildung des Sekundärgrats und die ausgeprägte Bildung von Sekundärglattschnittflächen. Auch konnte in dieser Versuchsreihe ausnahmsweise die Bildung von Aufschweißungen an den unteren Schneidaktivelementen beobachtet werden. Sie wurde ebenfalls nach 500 Hieben abgebrochen, da sie lediglich zur Bestätigung der Annahme diente, dass sich die Flittermenge mit noch engerem Schneidspalt verstärkte. Gleichartige Schneidaktivelemente zeigten bei einem Schneidspalt von 7,5 % lediglich im Randbereich geringe Reibspuren (Abbildung 9.38 b)). Hierbei handelte es sich nicht um Anhaftungen bzw. Aufschweißungen mit einer erhöhten Gefahr der Flitterbildung.

Die Vergrößerung des Schneidspalts auf 10 % ermöglichte nahezu flitterfreies Scherschneiden mit konventionellen Schneidkanten. Sowohl auf dem unteren als auch auf dem oberen Schneidaktivelement konnten keinerlei Anhaftungen bzw. Reibspuren oder Aufschweißungen festgestellt werden. Unter Vermeidung von Sekundärglattschnitt und -grat reduzierte sich die Flittermenge auf  $4,8 \text{ mg/mm}^2$  in V6, bei gleichzeitig sinkendem Kontaktdruck im Vergleich mit dem kleineren Schneidspalt. Mit dieser Konstellation konnte der Flitter im Vergleich zu V1 um 97,8 % reduziert werden. Dies beruht einerseits auf der Reduzierung der Reibflächen und andererseits auf niedrigeren maximalen Kontaktkräften auf das obere Schneidaktivelement. Die Verwendung eines Schneidspalts von 15 % (V7) resultierte in einer fast unveränderten Flittermenge im Vergleich zu V6. Die Schnittflächenausprägungen waren ähnlich, die auftretenden Kontaktdrucke geringfügig kleiner, Sekundärglattschnitte traten nicht auf. Während der Versuchsreihe bildeten sich keine Aufschweißungen auf der oberen Mantelfläche. An den Bauteilen waren keinerlei Sekundärgrate auszumachen. Beim Schneidspalt von 20 % (V8) hingegen veränderte sich die Schnittflächenausprägung aufgrund des veränderten Spannungszustands in der Schneidzone deutlich. Aufgrund der veränderten Rissausbreitung entstanden deutlich größere Grate durch Grateinformung. Die resultierenden Grathöhen lagen im Bereich  $< 0,1 \text{ mm}$ , sodass trotzdem noch von geringen Graten gesprochen werden kann. Deren Erscheinung war sehr stabil. Selbst die Anschläge am Prallblech während der Versuchsdurchführung führten

nicht zu deren Ablösung. Trotz zunehmender Kontaktdrücke bildeten sich keine Aufschweißungen auf den Aktivelementen. Die bezogene Flittermenge stieg auf  $37,9 \text{ g/mm}^2$  an. Im Vergleich mit der Referenzkonstellation (V1) konnte dieser dennoch um 82,6 % reduziert werden.

### 9.8.3 Schneidkantenradius

Die Auswirkungen verschiedener Schneidkantenradien auf die Flitterbildung wird anhand der Versuchsreihen V6 und V1 bei einem Schneidspalt von 10 % diskutiert. Der Grund dafür ist die Bildung des Sekundärglattschnitts und die Entstehung des entarteten Flitters in der Versuchsreihe V5 bei einem Schneidspalt von 5 % und scharfen Schneidkantenradien. Dieser ungewollte Flitter trat einzig und alleine in dieser Parameterkonstellation auf, sodass eine isolierte Betrachtung möglicher Einflüsse durch den Kantenradius nicht möglich wäre. Die Gegenüberstellung der Versuchsreihen V6 (scharf) und V1 (50  $\mu\text{m}$ -Radius) in Abbildung 9.36 zeigt, dass mit größeren Schneidkantenradien die gebildeten Flittermengen zunehmen. Dies geht mit deutlich vergrößerten Glattschnittanteilen einher. Die zur Bildung des Flitters bereitgestellte Reibfläche ist wesentlich vergrößert. Gleichzeitig steigen bei stumpferen Schneidkanten die auf die Mantelfläche wirkenden Kontaktdrücke und -kräfte an, sodass insgesamt mehrere und größere Aufschweißungen gebildet werden. Zusätzlich nimmt die Grathöhe als potenzielle Flitterquelle zu. Die mit stumpfen Schneidkanten größere Flittermenge erscheint nachvollziehbar, sofern in der Schneidzone genügend Platz für eine Rissausbreitung weg von der Mantelfläche zur Verfügung gestellt wird, sodass der Ausbildung von Sekundärglattschnitt entgegengewirkt wird.

### 9.8.4 Werkstoff

Der Vergleich der resultierenden Flittermengen bei unterschiedlichen Werkstoffgruppen unter identischen Randbedingungen ist in Abbildung 9.36 durch die Versuchsreihen V2 und V9 dargestellt. Hierbei handelt es sich jeweils um die Referenzkonstellation unter einem Blechlagewinkel von  $10^\circ$ . Beim Scherschneiden von AA5754 (V9) wurde mehr Flitter als beim AA6014 (V2) erzeugt. Bei der 5000er-Legierung zeigten sich gesteigerte Glattschnittanteile, sodass die prinzipielle Abhängigkeit der Flitterentstehung von der Reibfläche bestätigt werden kann, wenngleich diese nicht alleine dafür verantwortlich ist. Für die 5000er-Legierung liegt keine kalibrierte Simulation vor, sodass ein Abgleich der Kontaktdrücke und -kräfte sowie der in der Scherzone auftretenden Spannungszustände nicht möglich ist. Beide Werkstoffe besitzen vergleichbare mechanische Eigenschaften. AA5754 zeigt geringfügig höhere Streckgrenzen und Zugfestigkeiten, sodass der Werkstoff höhere Kontaktdrücke auf das obere Schneidaktivelement ausübt und in Folge bei einem hochsteifen Werkzeug von einer geringfügig vermehrten Bildung von Aufschweißungen ausgegangen werden kann. Dies wird durch die deutlich ausgeprägtere Veränderungen der einzelnen Schnittflächenkenngrößen und die vergrößerten

Standardabweichungen bestätigt. Die Schnittflächen von Versuchsreihe V9 zeigten vermehrt Verschmierungen im Übergangsbereich zwischen Glattschnitt und Bruchfläche, sodass bereits bei deren Betrachtung von einer vermehrten Bildung von Aufschweißungen ausgegangen werden konnte. Die Grathöhen waren geringfügig niedriger als beim AA6014, jedoch hatte sich in den bereits durchgeführten Versuchsreihen gezeigt, dass diese alleine keine verlässliche Aussagekraft über die Bildung des Flitters darstellt.

### 9.9 Flitterentstehung in Abhängigkeit der Vorbiegungsgeometrie

Abbildung 9.39 zeigt die entstandenen Flittermengen bei Verwendung der Vorbiegungsgeometrien sowie deren resultierende Glattschnittanteile und Grathöhen. Diese sind auf der Sekundärachse abgetragen. Zusätzlich sind die maximalen Kontaktdrücke auf den Stempel unmittelbar vor Rissbeginn dargestellt.

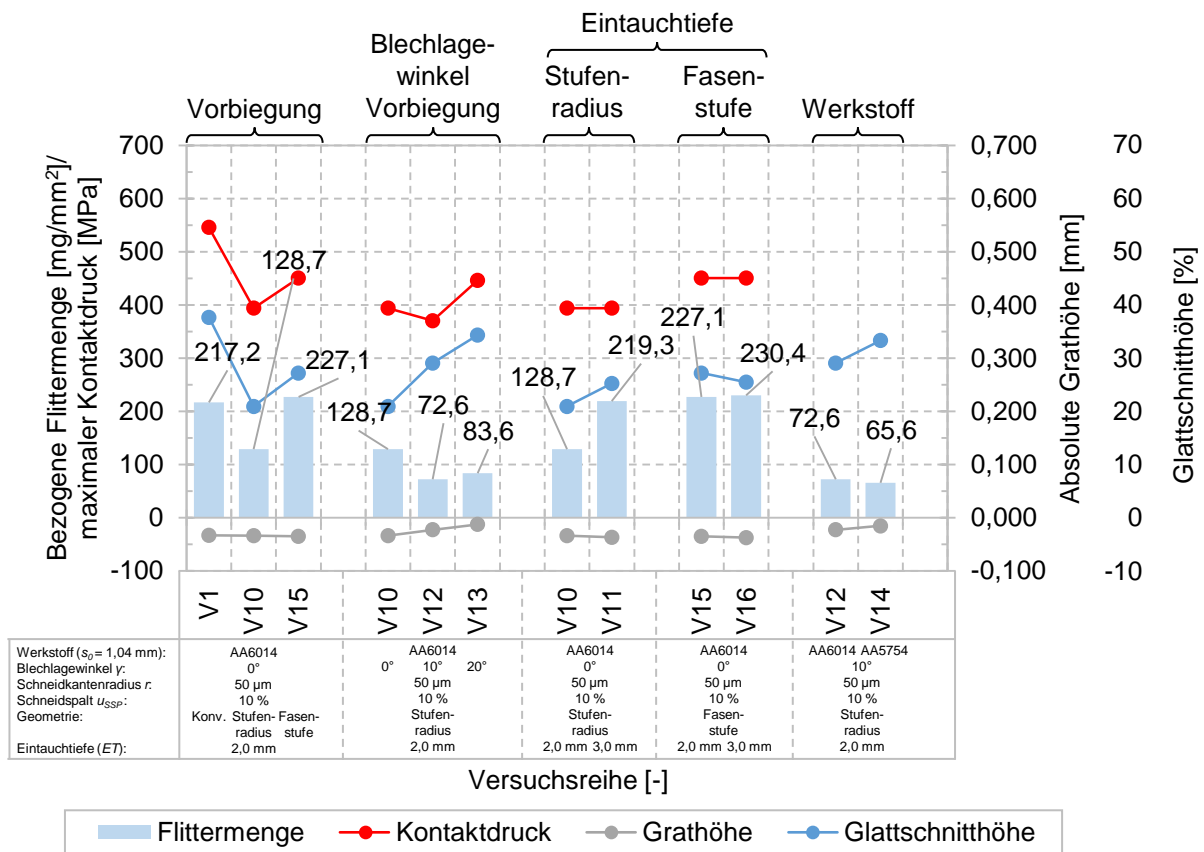


Abbildung 9.39: Bezogene Flittermengen nach 100.000 Hieben, Glattschnittanteile und Grathöhen der Dauerhubversuche mit Vorbiegungsgeometrien und simulationsgestützt bestimmte Kontaktdrücke auf die Stempelmantelfläche

Zunächst werden das Scherschneiden mit konventioneller Schneidkante (V1) den Vorbiegungsgeometrien Stufenradius (V10) und Fasenstufe (V15) gegenübergestellt. Die Dauerhubversuche und Flittermengenbestimmung wurden für den bestmöglichen Vorbiegungslösungsansatz

unter weiteren Blechlagewinkeln bestätigt. Zusätzlich fanden Untersuchungen bei veränderten Eintauchtiefen und zur Übertragbarkeit der Erkenntnisse auf andere Werkstoffgruppen statt.

### 9.9.1 Vorbiegung

Die Versuchsreihen V1 mit konventioneller rechtwinkliger Schneidkante, mit Stufenradius (V10) und Fasenstufe (V15) wurden jeweils in der Referenzkonstellation mit identischen Prozess- und Pressenparametern durchgeführt. Durch die Verwendung des Stufenradius konnte die die Flittermenge um 40,7 % reduziert werden. Dadurch, dass die Vorbiegungsgeometrie auf ein konventionelles rechtwinkliges Schneidaktivelement aufgebracht wurde, wurde an dessen Grundgeometrie nichts verändert. Bei gleichen Pressenparametern verfährt dieser positionsgleich, sodass sich die Berührlänge zwischen Mantelfläche und Glattschnittanteil effektiv zwar verändert, dennoch die Prozessstabilität vollständig erhalten bleibt. Der Abfallbutzen konnte problemlos aus dem Werkzeug abtransportiert werden. Die Veränderungen der Schnittflächen während der Versuchsreihe wurden bereits diskutiert (vgl. Abbildung 9.35). Insgesamt zeigen sich geringere Glattschnittanteile als bei Versuchsreihe V1 bei vergleichbaren Grathöhen und der Ausbildung von Sekundärgraten. Dennoch werden die im Eingriff befindlichen Reibflächen in Summe reduziert. Geringere Glattschnittanteile bestätigen die zielführende Beeinflussung und die niedrigeren Flittermengen. Allerdings ist die Reduzierung des Flitters nicht alleine darauf zurückzuführen, da die Glattschnittanteile im Laufe der Versuchsreihe stark schwankten. Niedrigere Kontaktdrücke unmittelbar vor der Rissentstehung in Kombination mit der kürzeren Berührlänge auf der Mantelfläche und den geringeren Reibflächen am Bauteil schaffen gute Randbedingungen zur Flitterreduzierung. Die Grathöhen wurden durch die Vorbiegung vor dem eigentlichen Scherschneiden nicht beeinflusst, deren Einfluss auf die Flitterbildung ist nach den Erkenntnissen aus den vorherigen Versuchsreihen vernachlässigbar.

Davon vollständig verschiedene Ergebnisse zeigten sich in den Dauerhubversuchen mit der Fasenstufe (V15). Eine zielgerichtete Beeinflussung des Glattschnittanteils war trotz geringerer Berührlänge nur kurzfristig möglich. Im Verlauf der Versuchsreihe stieg dieser wieder auf das Niveau einer konventionellen Schneidkante an. Daher erscheint es nicht verwunderlich, dass die resultierenden Flittermengen denen der Versuchsreihe V1 sehr ähnlich sind. Im Vergleich zum Stufenradius treten höhere Kontaktdrücke auf die Mantelfläche des Schneidaktivelements auf. Die fasenbedingte Zwangsvorbiegung des Bauteils wirkte sich im Dauerhub negativ auf die Bildung von Anhaftungen, Aufschweißungen und Flitter aus. Ein freies Abwärtsbiegen, wie beim Stufenradius, ermöglicht eine effektive Reduzierung der Kontaktflächen, da während der Vorbiegung nur Linienkontakt besteht und nicht, wie bei der Fasenstufe, eine zwangsgeführte Vorbiegung mit flächigem Kontakt. Die Grathöhen bei der Fasenstufe waren nahezu identisch und hatten keinen maßgeblichen Einfluss auf die entstehenden Flittermengen.

Die Betrachtung der absoluten Partikelmengen liefert für die Vorbiegungsgeometrien folgende Ergebnisse: In der Versuchsreihe mit Stufenradius (V10) entstehen 2.386.368 Partikel mit einem Volumen von  $5.123 \text{ mm}^3$  und bei der mit Fasenstufe (V15) 6.893.867 Partikel mit einem Volumen von  $8.128 \text{ mm}^3$ . Hinsichtlich der Längen der Partikel zeigen sich bei allen drei Versuchsreihen prinzipiell gleichartige Flitterverteilungen. Bei der absoluten Anzahl großer Flitterpartikel zeigen sich zwischen V15 und V1 klare Übereinstimmungen, wenngleich der prozentuale Anteil bei V15 deutlich geringer ist. Bei der Versuchsreihe V10 bilden sich nahezu keine Partikel  $> 2 \text{ mm}$  und kein einziges Partikel mit einer Größe  $> 10 \text{ mm}$ . Die prozentuale Längenverteilung der Versuchsreihen V1, V10 und V15 sind im Anhang abgebildet.

Durch die Verwendung einer Vorbiegungsgeometrien nehmen die absolut gebildeten Flitterpartikelmengen deutlich zu, wohingegen deren Volumen klar abnimmt. Im Vergleich zur Versuchsreihe V1 steigt die Partikelmenge beim Stufenradius (V10) um das 5,7-fache an, das Flittervolumen sinkt um mehr als das 6,6-fache. Der entstandene Flitter ist wesentlich feiner, sodass dieser als staubähnlicher Flitter weniger Schäden auf den Bauteilen bzw. in den Werkzeugen und Maschinen anrichtet. Die Gefahr von Abdrücken, verursacht durch große abgescherte plattenförmige Partikel, sinkt deutlich.

Beim Schneiden unter den Blechlagewinkeln  $10^\circ$  (V12) und  $20^\circ$  (V13) bestätigte der Stufenradius bei vergleichbaren Pressen- und Prozessparametern die schon bei konventionellen Schneidkanten beobachteten Tendenzen. Durch das Biegeschneiden sind weitere Reduzierungen der Flittermengen möglich. Unter  $10^\circ$  ist im Vergleich mit dem konventionellen Schneiden eine Reduzierung von 52,9 % möglich. Lediglich beim Biegeschneiden unter  $20^\circ$  Winkel nehmen die Flittermengen im Vergleich zum Blechlagewinkel  $10^\circ$  wieder geringfügig zu, sind aber dennoch um 42,9 % geringer als bei konventionellen Schneidkanten unter gleichem Winkel. Die Kontaktdrücke unmittelbar vor Rissbeginn stehen im Einklang mit diesen Tendenzen. Der Einfluss des zunehmenden Glattschnittanteils rückt hierbei in den Hintergrund. Die Grathöhe zeigt keinen unmittelbaren Einfluss auf die entstehenden Flittermengen.

### 9.9.2 Eintauchtiefe

Beide Vorbiegungsgeometrien wurden zusätzlich mit verschiedenen Eintauchtiefen untersucht. Diese wurden im Falle von V11 bzw. V16 gegenüber V10 bzw. V15 um einen Millimeter erhöht und entsprachen somit 3,0 mm. Es zeigt sich, dass eine Erhöhung lediglich beim Stufenradius einen Einfluss auf die entstehende Flittermenge hat. Trotz identischer Kontaktdrücke auf die Mantelfläche zeigen sich zunehmende Glattschnittanteile bei größerer Eintauchtiefe. Sie bewirken eine Steigerung der Flittermenge, sodass die bei der Versuchsreihe V11 entstehende Menge der des konventionellen Scherschneidens in der Referenzkonstellation (V1) entspricht.



Der positiven Wirkung des Stufenradius wird durch eine erhöhte Reibfläche entgegengewirkt, insgesamt aber keine größere Menge an Flitter durch die Vorbiegung erzeugt, sodass die Referenzkonstellation den Worst-Case beschreibt. Der bereits von Schilp beschriebene Einfluss der Berührlänge kann für das Biegeschneiden bestätigt werden. (Schilp et al., 2005, S. 1-4)

Beim Biegeschneiden mit der Fasenstufe nahmen die Flittermengen mit größer werdender Berührlänge geringfügig zu und entsprachen weitestgehend denen, der Referenzkonstellation. Die Grathöhen verblieben konstant, sie sind jedoch für die Bildung des Flitters vernachlässigbar.

Die vergrößerten Flittermengen werden auf die Verlängerung der Reibflächen, die dadurch zusätzliche thermische Beanspruchung und gesteigerte adhäsive Neigung des Werkstoffs zurückgeführt.

### **9.9.3 Werkstoff**

Der Vergleich der Versuchsreihen V12 und V14 beschreibt den Transfer von der Werkstoffgruppe der 6000er-Legierungen (V12) auf die der 5000er-Reihe (V14). Anhand des Biegeschneidens mit dem Stufenradius ist beim AA5754 die Flitterreduzierung möglich. Unter einem Blechlagewinkel von  $10^\circ$  ist bei ansonsten unveränderten Randbedingungen eine Senkung von 62,9 % möglich.

### **9.10 Ableitung der optimalen Parameter zum flitterreduzierten Scherschneiden**

Anhand von Dauerhubversuchen mit jeweils 100.000 Schneidoperationen konnten Veränderungen der Schnittflächenkenngrößen, das Verschleißverhalten hinsichtlich Abrasion und Adhäsion und die Ausbildung von Flitter untersucht werden. Generell zeigt sich, dass sich die Schnittflächenkenngrößen während der Versuchsreihen nur unwesentlich verändern. Dies geht maßgeblich auf den quasi nicht vorhandenen abrasiven Verschleiß an den Schneidaktivelementen unabhängig von den gewählten Prozessparametern zurück. Zum flitterreduzierten Scherschneiden von Aluminiumblechen ist daher die Auswahl an geeigneten Prozessparametern besonders wichtig, da diese den adhäsiven Verschleiß und die Bildung von Flitter beeinflussen.

Durch eine gezielte Anpassung der Prozessparameter bzw. Schneidkantengeometrie können Randbedingungen für den Schneidprozess geschaffen werden, sodass nahezu flitterfreies Scherschneiden prozesssicher möglich ist. Ein alleiniger Zusammenhang zwischen der Flitterentstehung bzw. -menge und dem Glattschnitt konnte nicht beobachtet werden. Erst die Kombination mit weiteren Einflussfaktoren, wie den Kontaktdrücken und -kräften auf die Schneidaktivelemente, dem Spannungszustand in der Schneidzone, der Rissausbreitung und Bildung von Sekundärglattschnitt, beeinflusst die Entstehung von Anhaftungen mit der Weiterentwicklung zu Aufschweißungen und der Flitterentstehung bei Ablösung. Eine Beurteilung

der zu erwartenden Flittermengen ausschließlich auf Basis der Glattschnittanteile ist nicht aussagekräftig, dennoch erlaubt deren Betrachtung eine Indikation der sich bildenden Mengen.

Die Auswirkungen der einzelnen Prozessparameter werden im Folgenden dargestellt und die optimalen Parameterkonstellationen für die Werkzeugkonstruktion unter dem Aspekt des flitterreduzierten Scherschneidens mit konventionellen Schneidkanten und Vorbiegungsgeometrien abgeleitet. Dabei muss beachtet werden, dass diese Erkenntnisse nur im Falle eines hochsteifen Werkzeugs gültig sind, in dem es zu keinerlei querkraftbedingten Verlagerungen der Schneidaktivelemente bzw. prozessbedingten Schneispaltaufweitungen kommt.

### **Blechlagewinkel**

Der Blechlagewinkel, unter dem das Bauteil geschnitten wird, kann zumeist nicht frei gewählt werden. Dieser ergibt sich aus der Geometrie des Bauteils und der Schnittliniengeometrie. Dennoch hat er einen Einfluss auf die entstehende Flittermenge. Nach Li (2003, S. 130) wird es industriell vermieden, unter Blechlagewinkel zu schneiden, da hier besonders die Befürchtung der vermehrten Flitterbildung besteht. Dies kann anhand der erarbeiteten Ergebnisse nicht bestätigt werden. Im Gegenteil, es hat sich gezeigt, dass unter Blechlagewinkel die entstehende Flittermenge abnimmt, sodass Aluminiumlegierungen problemlos unter Blechlage ohne eine vermehrte Flitterbildung geschnitten werden können. Das Prozessfenster erstreckt sich hierbei bis in Bereiche von  $20^\circ$ . Im Vergleich zur neutralen Blechlage sind deutliche Reduzierungen der auftretenden Flittermengen zu beobachten. Gerade unter Blechlage muss aufgrund der Querkräfte besonderes Augenmerk auf eine hohe Werkzeugsteifigkeit gerichtet werden.

Basierend auf diesen Erkenntnissen bestehen Möglichkeiten, Werkzeugkosten zu senken, da der Einsatz bzw. die Anzahl von Werkzeugschiebern für Beschnitte unter Blechlagewinkel verringert werden können.

### **Schneidspalt**

Für ein flitterreduziertes Scherschneiden spielt der Schneidspalt eine eher untergeordnete Rolle. Sekundärglattschnitte aufgrund zu kleiner Spalte sollten vermieden werden. Anhand der simulationsgestützten und experimentellen Ergebnisse aus dem Einzel- bzw. Dauerhub können Schneidspalte im Bereich zwischen 10 % und 15 % empfohlen werden. In diesem Bereich treten selbst bei scharfen Schneidkanten keine Sekundärglattschnitte auf. Die Rissausbreitung erfolgt gerichtet weg vom Übergangsbereich zwischen Mantelfläche und Schneidkantenradius, sodass hierdurch der Entstehung von entarteten Flittern entgegengewirkt wird. In diesem Prozessfenster treten keine großen, bartähnlichen Gratgebilde auf, sodass ein mögliches Abschlagen der Grate ausgeschlossen werden kann. Dieses Phänomen konnte in keiner der durchgeführten Versuchsreihen beobachtet werden, wird aber in der Literatur als problematisch

beschrieben. Die prozessbedingte Aufweitung des Schneidspalts durch zu geringe Werkzeugsteifigkeiten und daraus resultierende Verlagerungen der Schneidaktivelemente führen nicht zur sofortigen, schlagartigen Veränderung der entstehenden Flittermengen, wie es aus den Ergebnissen mit größeren Schneidspalten ersichtlich ist. Daher ergibt sich für diesen Parameter ein weites Prozessfenster, in dem Aluminiumlegierungen prozesssicher und nahezu flitterfrei verarbeitet werden können.

### **Schneidkantenradius**

Der Schneidkantenradius stellt den Haupteinfluss auf die Schnittflächenkenngrößen dar. Bei optimalen Schneidkantenzuständen können trotz ungünstigen restlichen Prozessparametern geringe Glattschnittanteile erzeugt werden. Diese alleine bewirken zwar eine Reduzierung der Reibflächen und eine Senkung des dadurch entstehenden Flitters, aber aufgrund ungünstiger Rissausbildung muss dies in Summe nicht mit insgesamt geringeren Flittermengen einhergehen, wie es sich aus den Versuchen gezeigt hat. Die alleinige Beurteilung anhand der Glattschnittanteile würde an dieser Stelle zu Fehlentscheidungen führen. Vielmehr muss auf die durchdachte Kombination der einzelnen Prozessparameter geachtet werden. Auch wenn Li (2003, S. 128-137) Kombinationen verschiedener oberer und unterer Schneidkantenradien als zielführende Parameterkonstellationen beschreibt, so haben im Zuge dieser Arbeit simulationsgestützte und experimentelle Einzelhub- sowie Dauerhubversuche mit hohen Stückzahlen gezeigt, dass scharfe Schneidkanten an beiden Schneidaktivelementen in Kombination mit angepassten Schneidspalten in einem steifen Werkzeug einen besonders zielführenden Ansatz zur Vermeidung von Flitter bieten. Aufgrund des vernachlässigbaren abrasiven und adhäsiven Verschleißes stellt diese Konstellation technologisch und wirtschaftlich die bestmögliche Lösung hinsichtlich Vorbereitung, Verarbeitung und Aufarbeitung der Schneidaktivelemente dar. Des Weiteren können so Schnittgrate am Bauteil und am Abfall vermieden werden und wirken somit dieser in der Literatur beschriebenen zusätzlichen Flitterquelle vollumfänglich entgegen.

### **Vorbiegungsgeometrie**

Anhand der Vorbiegungsgeometrien konnte gezeigt werden, dass mittels Biegeschneiden die Spannungszustände und Kontaktflächen gezielt beeinflusst werden können, sodass selbst mit verrundeten Schneidaktivelementen mit 50 µm Schneidkantenradien Flitterreduzierungen möglich sind. Der Stufenradius mit einer Höhe und Gesamtbreite der Blechdicke und einem tangential übergehenden Radius der halben Blechdicke bietet hierbei die zielführendste Möglichkeit zur Flitterreduzierung, wenngleich diese wertmäßig geringer ist, als beim Scherschneiden mit konventionellen Schneidkanten und optimalen Prozessparametern.

### **Eintauchtiefe**

Im Zuge der Werkzeugauslegung sollte darauf geachtet werden, dass die Reibflächen zwischen dem Bauteil und dem Schneidaktivelement durch eine geringe Eintauchtiefe möglichst klein gewählt werden. Eine Vorbiegungsgeometrie bietet hierfür eine effiziente Möglichkeit, da beispielsweise eine Stufe im verringerten Reibkontakt mit dem Glattschnittanteil des Blechs steht und dennoch die Prozessstabilität durch einen sicheren Butzenabtransport bei gleichzeitig verminderter Flitterentstehung gewährleistet ist.

### **Werkstoff**

Die erarbeiteten Erkenntnisse gelten unabhängig von der verwendeten Legierung und Legierungsgruppe. Mittels der vorgestellten Maßnahmen können die Flittermengen unabhängig von den vorkommenden Hauptlegierungselementen reduziert werden, sofern ähnliche Werkstoffeigenschaften vorliegen. Die Ausprägungen der möglichen Reduzierungen zeigen sich legierungsabhängig verschieden stark, dennoch prinzipiell werkstoffunabhängig.

### **Niederhalterkraft und Niederhalterspalt**

Die Auswirkungen von veränderten Niederhalterkräften und -spalten wurden im Dauerhub nicht näher untersucht. In den Einzelhubversuchen zeigte sich, dass Niederhalterkräfte zwischen 1.000 N und 8.000 N bzw. Niederhalterspalt zwischen 0,2 mm und 0,8 mm keinen Einfluss auf die Schnittflächenkenngrößen hatten.

Bei der Auswahl des Niederhalterspalts ist darauf zu achten, dass dieser nicht zu eng gewählt wird, da ansonsten Flitter aus der Abschabung von adhäsiven Verschleiß an den Schneidaktivelementen entstehen könnte. Weiterhin können adhäsive Aufschweißungen zum Fressen des Stempels führen. Ein zu großer Niederhalterspalt ermöglicht eine Aufwölbung des Blechs und resultiert in verstärkter Rückfederung des Blechs unmittelbar nach der vollständigen Werkstofftrennung, sodass Grate bzw. Partikel aus der Schneidzone ab, bzw. herausgelöst werden.

Die Niederhalterkraft sollte so dimensioniert sein, sodass das Blech während des Schneidprozesses an das untere Schneidaktivelement angepresst wird und das Abheben vermieden wird. Zu hohe Niederhalterkräfte sollten ebenfalls verhindert werden, da hierdurch unerwünschte Abdrücke des Niederhalters auf den Blechbauteilen verursacht werden können.

## 10 Zusammenfassung und Ausblick

Insbesondere beim Scherschneiden von Aluminiumblechen tritt prozessbedingt Aluminiumflitter auf. Dieser verursacht Prozessstörungen und Beschädigungen der Bauteile, Werkzeuge und Verarbeitungsmaschinen. Industrielle Abhilfemaßnahmen sind intervallmäßige Reinigungen und Absauganlagen, um dieses Problem zu beheben. Dies bedeutet zusätzliche Investitionen, Stillstandszeiten der Produktionsanlagen und reduzierte Prozesssicherheiten mit all den einhergehenden wirtschaftlichen Folgen für das Unternehmen. Gesteigerte Produktionszeiten für entsprechende Losgrößen sowie zusätzliche Kosten in der Produktion resultieren in abnehmender Wirtschaftlichkeit und Produktivität. Trotz zahlreicher wissenschaftlicher Arbeiten und Bemühungen ist flitterfreies Schneiden von Aluminiumblechen bisher nicht möglich.

Basierend auf den Erkenntnissen verschiedener Vorarbeiten, wurde in dieser Arbeit ein neuartiger Ansatz verfolgt, um den Flitter zu reduzieren bzw. zu vermeiden. Die Flitterbildung beruht auf der adhäsiven Neigung des Aluminiums und der Bildung von Kaltaufschweißungen auf den Schneidaktivelementen, die im Laufe weiterer Schneidprozesse wieder abgelöst werden. Die Adhäsionsneigung wird durch Wärmezufuhr verstärkt. Die Wärmeentwicklung in der Schneidzone fördert diesen unerwünschten Effekt. Dementsprechend gilt es, die Wärme in der Schneidzone gering zu halten. Dies kann durch die Reduzierung der Kontaktflächen zwischen Bauteil und Schneidaktivelement umgesetzt werden. Hierzu gilt es, den Glattschnitt durch eine frühzeitige Rissinitiierung zu senken. In Kombination mit geringen Kontaktdrücken kann so der Bildung von Aufschweißungen entgegengewirkt werden. Zusätzliche Nebenbedingung ist eine geringe Grathöhe, da diese unmittelbar als Quelle für weitere Flitterarten fungieren kann. Das Problem wurde anhand zweier Lösungsansätze angegangen:

Einerseits wurden für einen konventionellen Scherschneidprozess mit rechtwinkligen Schneidkanten optimale Prozessparameter ermittelt, damit eine möglichst frühe Rissinitiierung erreicht wird. Daraus folgt ein geringer Glattschnittanteil am Bauteil, welcher in Kombination mit der Mantelfläche des Schneidaktivelements und dessen Eintauchtiefe der Reibfläche entspricht. Die Wärmeentwicklung in der Schneidzone kann verringert und der adhäsiven Neigung des Aluminiums unter der wirkenden Flächenpressung entgegengewirkt werden. Diese Möglichkeit stellt die wirtschaftlich einfachste Möglichkeit zur Flitterreduzierung dar und wurde bisher nicht systematisch mit dem Fokus auf die entstehenden Flittermengen untersucht.

Andererseits wurden durch eine Anpassung der Schneidengeometrie vor dem eigentlichen Scherschneidprozess Zugspannungen im Blech generiert. Diese bewirken eine vorzeitige Rissinitiierung durch ein frühzeitiges Erreichen der Schubbruchgrenze des Werkstoffs. Auf diese Weise können die in Kontakt stehenden Glattschnittanteile bei Senkung der Kontaktdrücke auf das obere Schneidaktivelement reduziert werden. Hierdurch kann die Wärmeentwicklung in

der Schneidzone ebenfalls gesenkt und der adhäsiven Neigung von Aluminium entgegenge wirkt werden. Dieser geplante Lösungsansatz wurde für den Werkstoff bisher nicht systematisch untersucht, bietet aber prinzipiell eine zielführende Möglichkeit, weniger Anhaftungen auf den Schneidaktivelementen zu erzeugen und die Flitterbildung zu reduzieren.

Zur Zielerreichung wurde in dieser Forschungsarbeit ein vorhandenes säulengeführtes Werkzeug entsprechend den geplanten Untersuchungen für verschiedene Blechlagewinkel, Schneidparameter und Schneidengeometrien umkonstruiert. Somit war es möglich, die wichtigen Einflussparameter beim Scherschneiden von Aluminiumblechen zu untersuchen und die Basis für die Kalibrierung einer Scherschneidsimulation zu schaffen. Anhand dieser Ergebnisse wurde virtuell ein Ersatzmodell des Scherschneidprozesses entwickelt, welches eine fundierte Voraussage bei Veränderungen der Prozessparameter und hinsichtlich einer früheren Rissinitiierung durch Anpassung der Geometrie ermöglichte. Anhand des virtuellen Labors konnte der experimentelle Versuchsaufwand reduziert werden.

Eine Konstruktion für eine Absaugeinrichtung am Versuchswerkzeug wurde entwickelt, um bei einem Scherschneidprozess im vollkantig drückenden Schnitt mit offener Schnittlinie den Flitter reproduzierbar und prozesssicher aus dem Werkzeug absaugen zu können. Mit dem entwickelten Versuchsaufbau konnten Dauerhubversuche durchgeführt und die Flittermengen zur Bestätigung der Erkenntnisse aufgefangen werden. Anhand der experimentellen Dauerhubversuche war zudem der Rückschluss auf die Veränderungen der Schnittflächenkenngrößen am Bauteil und der Verschleißzustände der Schneidaktivelemente möglich.

Als Werkstoffe wurden industriell verbreitete Blechwerkstoffe auf Aluminiumbasis untersucht. AA6014 wird in der Automobilindustrie verwendet und wurde für die Kalibrierung des Simulationsmodells genutzt. Sämtliche virtuelle Betrachtungen und experimentelle Analysen der Parametersensitivitäten und Schneidengeometrien wurden im Einzelhub mit diesem Werkstoff durchgeführt. Zur Bestätigung der erarbeiteten Ergebnisse wurde AA6014 auch in den Dauerhubversuchen eingesetzt. Die Übertragbarkeit der Erkenntnisse auf andere Werkstoffgruppen wurde mittels AA5754 als zusätzliche Legierung für die Dauerhubuntersuchungen umgesetzt.

Der erste Lösungsansatz beinhaltete die vollständige Analyse der wichtigsten Prozessparameter beim Scherschneiden: Schneidspalt, Niederhalterspalt, Niederhalterkraft und Schneidkantenradien am oberen und unteren Schneidaktivelement unter verschiedenen Blechlagewinkeln. Diese Untersuchungen fanden simulationsgestützt und experimentell statt. Es konnte gezeigt werden, dass die Niederhalterkraft bei der Auslegung des Scherschneidprozesses eine untergeordnete Rolle spielt, solange dadurch keine Beschädigungen der Bauteiloberfläche bzw. das Abheben des Blechs vom unteren Schneidaktivelement resultieren. Der Niederhalterspalt zeigte gleich-

ermaßen keinen Einfluss auf die Schnittflächenkenngrößen. Probleme hinsichtlich der Flitterentstehung treten nur auf, wenn der Niederhalterspalt sehr klein gewählt wird, sodass Aufschweißungen im Rückhub am Niederhalter abgeschert werden bzw. dadurch Fressen verursacht wird. Der Blechlagewinkel wird zumeist von der Bauteilgeometrie vorgegeben. Es hat sich jedoch gezeigt, dass keine vermehrte Flitterbildung beim Scherschneiden unter Blechlagewinkel entsteht, sondern vielmehr, dass sich diese trotz zunehmender Glattschnittanteile reduziert. Der Schneidspalt beeinflusst die Schnittflächenkenngrößen und Flitterbildung eines Scherschneidprozesses mit konventionellen Schneidkanten nur dann, wenn dadurch bedingt Sekundärglattschnitt auftritt. Dies geschieht vorrangig bei sehr engen Schneidspalten in Kombination mit scharfen Schneidkanten. Den maßgeblichen Einflussfaktor auf die Schnittflächenkenngrößen bildet der Schneidkantenradius. Die Verwendung von scharfen Schneidkanten in sinnvoller Kombination mit praxisrelevanten Schneidspalten ermöglicht bei steifen Werkzeugkonstruktionen enorme Beeinflussungen der Schnittflächenkenngrößen und der entstehenden Flittermengen.

Der zweite Lösungsansatz beinhaltete die Anpassung der Schneidengeometrie. Diese fand zunächst virtuell mit dem Ziel eines geringen Glattschnittanteils statt. Nebenbedingung war hierbei die Ausbildung von vertretbaren Grathöhen. Anhand einer umfangreichen Analyse wurden vielversprechende Vorbiegegeometrien ermittelt, experimentell bestätigt und unter Blechlagewinkel sowie auf deren Robustheit hin untersucht. Hierbei zeigte sich, dass durch eine zu starke Vorbiegung des Bauteils sehr hohe Kontaktdrücke auf das Schneidaktivelement ausgeübt werden. Diese verursachen zusätzliche Aufschweißungen und gesteigerte Flitterbildung. Die Nutzung des Biegeschneidens setzt voraus, dass hierdurch die auftretenden Kontaktdrücke nicht maßgeblich erhöht werden.

Mittels Dauerhubversuchen und den simulationsgestützten Betrachtungen der Spannungen und Kontaktkräfte in der Schneidzone konnte gezeigt werden, wie und warum sich die Kaltaufschweißungen an den Schneidaktivelementen aufbauen und in welchen Prozessabschnitten bestimmte Flitterarten entstehen. Auch konnte erstmals die Größenverteilung und Mengenbestimmung des Flitters bei verschiedenen Prozessparametern und beim Scherschneiden mit Vorbiegegeometrie aufgezeigt werden. Gleichzeitig konnte wiederlegt werden, dass der Bauteilgrat für vermehrte Flittermengen verantwortlich ist.

Das Problem der Flitterbildung kann durch die Anwendung der Erkenntnisse aus dieser Arbeit nicht vollständig vermieden, aber dennoch reduziert werden. Zum vollumfänglichen Verständnis der Flitterbildung sind weitere Untersuchungen notwendig. Diese Arbeit trägt zum Verständnis hinsichtlich der Flitterbildung beim vollkantig drückenden Scherschneiden mit offener Schnittlinie bei.

## A. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1:	Einteilung der Fertigungsverfahren in die verschiedenen Hauptgruppen, Gruppen und Untergruppen (nach DIN 8580).....	9
Abbildung 2.2:	Schematischer Aufbau des Scherschneidens zwischen zwei sich aneinander vorbeibewegenden Schneiden mit geradliniger Bewegung (nach DIN 8588).....	10
Abbildung 2.3:	Spezifikation der Scherschneidverfahren mit geschlossener Schnittlinie: a) Lochen; b) Ausschneiden (nach DIN 8588).....	10
Abbildung 2.4:	Spezifikation der Scherschneidverfahren mit offener Schnittlinie: a) Abschneiden; b) Beschneiden (nach DIN 8588) .....	11
Abbildung 2.5:	Prinzipieller Aufbau von Scherschneidwerkzeugen mit Niederhalter zur Durchführung eines vollkantig drückenden Scherschneidprozesses: a) Geschlossene Schnittlinie; b) Offene Schnittlinie (nach DIN 8588; DIN 9869-2).....	12
Abbildung 2.6:	Blechlagewinkel beim Scherschneiden: a) Blechlage $\gamma > 0^\circ$ ; b) Blechlage $\gamma = 0^\circ$ ; c) Blechlage $\gamma < 0^\circ$ (nach Nürnberg, 2010, S. 14) .....	13
Abbildung 2.7:	Charakteristische Schnittflächenkenngrößen und Bereiche der Aufhärtung beim Scherschneiden unter neutralem Blechlagewinkel (nach VDI 2906-2).....	14
Abbildung 2.8:	Verteilung der Kräfte und resultierende Momente für einen vollkantig drückenden Scherschneidprozess mit offener, geradliniger Schnittlinie (nach Lange, 1990, S. 117; Hoffmann, Neugebauer und Spur, 2012, S. 685; Kopp, 2017, S. 13).....	16
Abbildung 2.9:	Qualitative Schneidkraft-Weg-Verläufe von Scherschneidprozessen für einen duktilen Werkstoff inklusive Ausschwingvorgang ohne und mit Zipfelbildung (in Anlehnung an König und Klocke, 1995, S. 176) .....	17
Abbildung 2.10:	Phasen des vollkantig drückenden Scherschneidprozesses mit Niederhalter und geradliniger, offener Schnittlinie (nach Bleck und Moeller, 2017, S. 125) .....	19
Abbildung 2.11:	Schematische Darstellung der vier Verschleißmechanismen: a) Adhäsion; b) Abrasion; c) Oberflächenzerrüttung; d) Tribochemische Reaktion (nach Czichos und Habig, 2010, S. 118; Klocke und König, 2006, S. 142) .....	23



---

Abbildung 2.12: Schematische Darstellung der Verschleißformen am Schneidaktivelement: a) Mantelflächenverschleiß; b) Stirnflächenverschleiß; c) Kolkverschleiß; d) Kantenverschleiß; e) Verschlissener Stempel (nach Lange, 1990, S. 136; Klocke und König, 2006, S. 459).....	27
Abbildung 2.13: Verschleißkenngrößen an einem Schneidstempel (nach Toussaint, 2000, S. 11-12).....	28
Abbildung 2.14: Erscheinungsformen der Flitterarten ohne Angabe der Größe: a) Abgescherte Kaltaufschweißungen; b) Brösel; c) Späne; d) Staub (nach Erdmann, 2003, S. 97; Hoffmann und Schilp, 2008, S. 9-12).....	32
Abbildung 3.1: Struktur der vorliegenden Arbeit, Vorgehen und Methoden .....	38
Abbildung 5.1: Gefügeschliffe des Werkstoffs AA6014 ohne kristallographische Vorzugsorientierung: a) Längsschliff (parallel zur Walzrichtung); b) Querschliff (senkrecht zur Walzrichtung) .....	47
Abbildung 6.1: Scherschneidwerkzeug (geschlossen, ohne Blech) zur Untersuchung des vollkantig drückenden Scherschneidprozesses mit offener, geradliniger Schnittlinie unter Verwendung eines Niederhalters.....	50
Abbildung 6.2: Scherschneidwerkzeug mit integriertem Flitterabsaugkonzept zur reproduzierbaren Ermittlung des Aluminiumflitters im Dauerhubbetrieb ...	52
Abbildung 7.1: Positionen der Messstellen und Messstrecken der taktilen Vermessung an den Schneidaktivelementen zum Nachweis einer durchgängigen Schneidkantenverrundung zwischen Mantel- und Stirnfläche: a) Unteres Schneidaktivelement (Untermesser); b) Oberes Schneidaktivelement (Obermesser) .....	55
Abbildung 7.2: Geometrische Ausprägungen der simulationsgestützt ermittelten Vorbiegegeometrien: a) Stufe; b) Fase; c) Stufenradius; d) Fasenstufe .	57
Abbildung 7.3: Positionen der Messstellen und Messstrecken der taktilen Vermessung an den Schnittflächen zur Ermittlung der charakteristischen Schnittflächenkenngrößen (nach VDI 2906-2) .....	58
Abbildung 7.4: Messraster (Abstand und Messstrecke) der Mikrohärtemessung nach Vickers und Positionen der Messeindrücke zur Ermittlung der Kaltverfestigung am Schnittteil bedingt durch den Scherschneidprozess .....	59

Abbildung 7.5:	Vorgehensweise zur Ermittlung der Versagensparameter für die Simulation.....	63
Abbildung 7.6:	Zweidimensionales Simulationsmodell für den vollkantig drückenden Scherschneidprozess mit den verwendeten Aktivelementen, genutzten Vernetzungen, Randbedingungen, Kräften und Geschwindigkeiten.....	64
Abbildung 9.1:	Kalibrierung der Scherschneidsimulation anhand realer Profilkonturmessungen durch iterativ angepasste Versagensparameter (Referenzkonstellation): a) Initiale Versagensparameter; b) Erste Iterationsschleife; c) Finale Versagensparameter.....	74
Abbildung 9.2:	Vergleich der experimentellen und simulationsgestützten Rissinitiierung und Rissausbreitung beim Scherschneiden in der Referenzkonstellation mit scharfen Schneidkantenradien am oberen und unteren Schneidaktivelement: a) Rissbildung im Schliffbild; b) Rissbildung in der Simulation .....	75
Abbildung 9.3:	Bestätigung des kalibrierten Simulationsmodells mit den finalen Versagensparametern anhand realer Profilkonturmessungen und Transfer auf verschiedene Blechlagewinkel (Referenzkonstellation): a) Blechlagewinkel 0°; b) Blechlagewinkel 10°; c) Blechlagewinkel 20° .....	76
Abbildung 9.4:	Gegenüberstellung der experimentellen und simulationsgestützten vertikalen Prozesskräfte beim vollkantig drückenden Scherschneiden unter den Blechlagewinkeln 0°, 10° und 20° (Referenzkonstellation).....	77
Abbildung 9.5:	Mikroskopaufnahme und Profilkontur der Schnittflächen für einen konventionellen Scherschneidprozess mit rechtwinkligen Schneidkanten in der Referenzkonstellation bei einem Blechlagewinkel von 0° .....	78
Abbildung 9.6:	Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei den Blechlagewinkeln 0°, 10° und 20° .....	80
Abbildung 9.7:	Experimentelle, auf die Grundhärte des Werkstoffs normierte Härteverläufe HV 0,1 bei den Blechlagewinkeln 0° und 20°: a) Blechlagewinkel 0°; b) Blechlagewinkel 20° .....	80
Abbildung 9.8:	Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten relativen Schneidspalten .....	82

- Abbildung 9.9: Simulationsgestützte Gegenüberstellung der horizontalen Druckspannungen für die relativen Schneidspalte 1 %, 2,5 % und 20 % in der Referenzkonstellation und Blechlagewinkel  $0^\circ$  bei einer identischen Eintauchtiefe von 0,35 mm: a) Schneidspalt 1 %; b) Schneidspalt 2,5 %; c) Schneidspalt 20 % (Blechwerkstoff AA6014, Blechdicke 1,0 mm)..... 83
- Abbildung 9.10: Experimentelle Kraft-Weg-Verläufe der untersuchten relativen Schneidspalte ..... 85
- Abbildung 9.11: Experimentelle, auf die Grundhärte des Werkstoffs normierte Härteverläufe HV 0,1 für die relativen Schneidspalte 5 % und 25 %: a) Schneidspalt 5 %; b) Schneidspalt 25 % ..... 87
- Abbildung 9.12: Simulationsgestützte Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Schneidkantenradien am Obermesser ..... 88
- Abbildung 9.13: Simulationsgestützte Gegenüberstellung der resultierenden Hauptspannungen in der Schneidzone für verschiedene Schneidkantenradien in der Referenzkonstellation und einem Blechlagewinkel von  $0^\circ$  bei einer identischen Eintauchtiefe von 0,35 mm: a) scharf ( $10\ \mu\text{m}$ ); b)  $50\ \mu\text{m}$ ; c)  $100\ \mu\text{m}$  (Blechwerkstoff AA6014, Blechdicke 1,0 mm) ..... 89
- Abbildung 9.14: Experimentelle, auf die Grundhärte des Werkstoffs normierte Härteverläufe HV 0,1 bei den Schneidkantenradien scharf ( $10\ \mu\text{m}$ ) und  $100\ \mu\text{m}$  am oberen Schneidaktivelement: a) Schneidkantenradius  $10\ \mu\text{m}$ ; b) Schneidkantenradius  $100\ \mu\text{m}$  ..... 90
- Abbildung 9.15: Simulationsgestützte Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Schneidkantenradien am Untermesser ..... 91
- Abbildung 9.16: Simulationsgestützte Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Schneidkantenradien am Ober- und Untermesser ..... 92
- Abbildung 9.17: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Niederhalterspalten ..... 93
- Abbildung 9.18: Experimentelle Kraft-Weg-Verläufe der untersuchten Niederhalterspalte .. 94

- 
- Abbildung 9.19: Simulationsgestützte Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Niederhalterkräften .....94
- Abbildung 9.20: Auswirkungen der einstellbaren Prozessparameter auf die bestimmenden Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 (restliche Prozessparameter in der Referenzkonstellation und einem Blechlagewinkel von 0°): a) Glattschnitthöhe; b) Grathöhe (Blechwerkstoff AA6014, Blechdicke 1,0 mm) .....95
- Abbildung 9.21: Mikroskopische Schnittflächenausprägungen und Bildung von Sekundärglattschnitt an Bauteilen, geschnitten unter Verwendung der Parameter: a) Schneidspalt 2,5 %, Schneidkantenradius 10 µm; b) Schneidspalt 5 %, Schneidkantenradius 10 µm.....96
- Abbildung 9.22: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 der zielführendsten Parameterkombinationen .....97
- Abbildung 9.23: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 beim konventionellen Scherschneiden und dem Scherschneiden mit Vorbiegungsgeometrien .....98
- Abbildung 9.24: Experimentelle Kraft-Weg-Verläufe beim Scherschneiden mit konventionellen Schneidkanten und Vorbiegungsgeometrien .....98
- Abbildung 9.25: Auswirkungen der Vorbiegungsgeometrien auf die bestimmenden Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 in der Referenzkonstellation unter den Blechlagewinkeln 0°, 10° und 20°: a) Glattschnitthöhe; b) Grathöhe (Blechwerkstoff AA6014, Blechdicke 1,0 mm) .....103
- Abbildung 9.26: Experimentelle Robustheit der Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 beim Scherschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Stufenradius bei verschiedenen Schneidspalten ...104
- Abbildung 9.27: Experimentelle Robustheit der Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 beim Scherschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Fasenstufe bei verschiedenen Schneidspalten.....105
- Abbildung 9.28: Abgetastete Schneidkantenkonturen der Versuchsreihe V1 am unteren und oberen Schneidaktivelement (Messpunkt 5) für konventionelles

---

Scherschneiden: a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5 .....	106
Abbildung 9.29: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2, sowie Schnittflächenausprägungen und Sekundärgratbildung beim konventionellen Scherschneiden (Versuchsreihe V1) .....	107
Abbildung 9.30: Abgetastete Schneidkantenkonturen der Versuchsreihe V5 am unteren und oberen Schneidaktivelement (Messpunkt 5) für konventionelles Scherschneiden: a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5 .....	109
Abbildung 9.31: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2, sowie Schnittflächenausprägungen und Sekundär-glattschnittbildung beim konventionellen Scherschneiden (Versuchsreihe V5) .....	111
Abbildung 9.32: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2, sowie Schnittflächenausprägungen und Sekundär-glattschnittbildung beim konventionellen Scherschneiden (Versuchsreihe V6) .....	112
Abbildung 9.33: Abgetastete Schneidkantenkonturen der Versuchsreihe V10 am unteren und oberen Schneidaktivelement (Messpunkt 5) für Biegeschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Stufenradius: a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5 .....	114
Abbildung 9.34: 45°-Verschleißlänge der Versuchsreihe V10 am unteren und oberen Schneidaktivelement (Messpunkt 5) für Biegeschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Stufenradius a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5 .....	115
Abbildung 9.35: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2, sowie Schnittflächenausprägungen und Sekundärgratbildung für Biegeschneiden mit der Vorbiegungsgeometrie Stufenradius.....	116
Abbildung 9.36: Bezogene Flittermengen nach 100.000 Hüben, Glattschnittanteile und Grathöhen der Dauerhubversuche mit konventionellen Schneidkanten und	

	simulationsgestützt ermittelte Kontaktdrücke auf die Stempelmantelfläche.....	120
Abbildung 9.37:	Prozentuale Verteilung nach Länge der Flitterpartikel der Versuchsreihen V1, V2 und V3 inklusive der absoluten Flittermengen und Flittervolumen .....	123
Abbildung 9.38:	Gegenüberstellung und Nachweis der vermehrten Flitterentstehung nach 500 Hüben mit scharfen Schneidkanten bei verschiedenen Schneidspalten unter neutraler Blechlage: a) Schneidspalt 2,5 %; b) Schneidspalt 5 %; c) Schneidspalt 7,5 %.....	125
Abbildung 9.39:	Bezogene Flittermengen nach 100.000 Hüben, Glattschnittanteile und Grathöhen der Dauerhubversuche mit Vorbiegungsgeometrien und simulationsgestützt bestimmte Kontaktdrücke auf die Stempelmantelfläche.....	128
Abbildung 10.1:	Zusammengesetzte Fließkurve des Versuchswerkstoffes AA6014 (Experiment und Extrapolation nach Voce) .....	159
Abbildung 10.2:	Kalibrierte Versagenskurve nach Johnson-Cook.....	159
Abbildung 10.3:	Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten relativen Schneidspalten .....	159
Abbildung 10.4:	Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten relativen Schneidspalten .....	160
Abbildung 10.5:	Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Schneidkantenradien am Ober- oder Untermesser, bzw. Ober- und Untermesser.....	160
Abbildung 10.6:	45°-Verschleißlänge der Versuchsreihe V1 am unteren und oberen Schneid-aktivelement (Messpunkt 5) für konventionelles Scherschneiden: a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5.....	160
Abbildung 10.7:	45°-Verschleißlänge der Versuchsreihe V5 am unteren und oberen Schneid-aktivelement (Messpunkt 5) für konventionelles Scherschneiden a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5.....	160
Abbildung 10.8:	Sekundärgratnase beim Scherschneiden.....	160

- 
- Abbildung 10.9: Prozentuale Verteilung nach Länge der Flitterpartikel der Versuchsreihen V1 und V4 inklusive der absoluten Flittermengen und Flittervolumen..... 160
- Abbildung 10.10:Prozentuale Verteilung nach Länge der Flitterpartikel der Versuchsreihen V1, V10 und V15 inklusive der absoluten Flittermengen und Flittervolumen. 160

## B. Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1:	Einteilung der Legierungsgruppen bei Aluminium nach Hauptlegierungselementen (nach DIN EN 573-1) und Aufteilung nach deren Verfestigungsmechanismen in naturharte und aushärtbare Legierungen.....	6
Tabelle 2.2:	Wärmebehandlungszustände von Aluminiumlegierungen (nach DIN EN 515) .....	7
Tabelle 4.1:	Ausgewählte technische Daten der verwendeten Schnellläuferpressen vom Typ BSTA 1250 – 181 B2 bzw. BSTA 510 – 125 B2 der Fa. Bruderer AG, Frasnacht (Schweiz) (Bruderer AG, 2016; Bruderer AG, 2015).....	40
Tabelle 4.2:	Ausgewählte technische Daten des Konturenvorschubgeräts PCV (Mahr GmbH, 2013).....	42
Tabelle 4.3:	Ausgewählte technische Daten der Koordinatenmessmaschine Wenzel LH 87 (Wenzel Präzision GmbH, 2012).....	42
Tabelle 4.4:	Ausgewählte technische Daten des Partikelmessgeräts Microtac PartAn 3D (Microtrac, 2017, S. 2).....	44
Tabelle 5.1:	Chemische Zusammensetzung (in Gewichts-%) des Werkzeugstahls X153CrMoV12 (Dörrenberg Edelstahl GmbH, 2004).....	45
Tabelle 5.2:	Chemische Zusammensetzung (in Gewichts-%) des Werkstoffs AA6014 nach Herstellerangaben und eigenen Messungen mittels Funkenspektrometer (Novelis Deutschland GmbH, 2011).....	46
Tabelle 5.3:	Relevante Eigenschaften des Werkstoffs AA6014 (Novelis Deutschland GmbH, 2011).....	46
Tabelle 5.4:	Mechanische Kennwerte des Werkstoffs AA6014 (Novelis Deutschland GmbH, 2011).....	46
Tabelle 5.5:	Chemische Zusammensetzung (in Gewichts-%) des Werkstoffs AA5754 nach Herstellerangaben und eigenen Messungen mittels Funkenspektrometer (Constellium Germany Holdco GmbH & Co. KG, 2016).....	48
Tabelle 5.6:	Mechanische Kennwerte des Werkstoffs AA5754 (Constellium Germany Holdco GmbH & Co. KG, 2016).....	48
Tabelle 6.1:	Ausgewählte technische Daten des Seitenkanalverdichters TYP SV 5.250 / 2-150 (Gebr. Becker GmbH, 2003).....	53



---

Tabelle 7.1:	Mechanische Kennwerte AA6014 bei verschiedenen Orientierungen der Proben zur Walzrichtung: Parallel (0°); Diagonal (45°); Senkrecht (90°)...	60
Tabelle 7.2:	Mechanische Kennwerte AA6014 bei verschiedenen Prüftemperaturen: Raumtemperatur (R <sub>t</sub> ); Temperatur 125 °C; Temperatur 250 °C.....	61
Tabelle 7.3:	Simulationsgestützte Variation der Prozessparameter (Blechlagewinkel; Niederhalterkraft; Niederhalterspalt; Schneidkantenradius; Schneidspalt) .	68
Tabelle 7.4:	Experimentelle Variation der Prozessparameter für die Dauerhubversuche	70

## C. Literatur

ABAQUS, 2012. *Abaqus 6.12 Manuals*.

ARCHARD, J. F., 1980. *Wear theory and mechanisms. Wear control handbook* (Editors: Peterson, M. B. and Winer, W. O.). American Society of Mechanical Engineers. New York.

BACHA, A., DANIEL, D., KLOCKER, H., 2010. Crack deviation during trimming of aluminium automotive sheets. *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010) 1885–1897.

BACHA, A., DANIEL, D., KLOCKER, H., 2008. Metal ductility at low stress triaxiality application to sheet trimming. *Journal of materials processing technology* 203 (2008) 480–497.

BATZ UND BURGEL GMBH, 2014. *Werkstoffdatenblatt EN AW-5754*, Friedberg.

BAUER, H. G., SCHADT, W., 2017. *Walzen von Flachprodukten*. 1. Auflage. Springer-Verlag. Berlin. ISBN 978-3-662-48091-5.

BEDNARZ, M., 2014. *Entwicklung einer optimierten Messergeometrie für das einstufige Zargenbeschneiden von Strukturbauteilen*. Dissertation, München.

BELYTSCHKO, T., LIU, W. K., MORAN, B., ELKHODARY, K. I., 2014. *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures, 2nd edition*. John Wiley & Sons, Ltd. New Jersey. ISBN 978-1-118-63270-3.

BERGK, F., KNÖRR, W., LAMBRECHT, U., 2017. Umweltforschungsplan des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit, TEXTE 45 / 2017. Forschungskennzahl 371245100. UBA-FB 002355 / 2. *Klimaschutz im Verkehr: Neuer Handlungsbedarf nach dem Pariser Klimaschutzabkommen. Teilbericht des Projekts „Klimaschutzbeitrag des Verkehrs 2050“*. ifeu - Institut für Energie- und Umweltforschung Heidelberg GmbH, Heidelberg.

BIRKERT, A., HAAGE, S., STRAUB, M., 2013. *Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile - Auslegung von Ziehanlagen*. 1. Auflage. Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg. ISBN 978-3-642-34669-9.

BLECK, W., MOELLER, E., 2017. *Handbuch Stahl - Auswahl, Verarbeitung, Anwendung*. 1. Auflage. Carl-Hanser-Verlag. München. ISBN 978-3-446-44961-9.

BRUDERER AG, 2015. *Technische Dokumentation für Hochleistungs-Stanzautomat BSTA 510-125*, Frasnacht.

BRUDERER AG, 2016 *Technische Dokumentation für Hochleistungs-Stanzautomat BSTA 1250-181*, Frasnacht.

BUCHMANN, K., 1962. *Beitrag zur Verschleißbeurteilung beim Schneiden von Stahlfeinblechen*. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen Nr. 1091. Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, Wiesbaden. ISBN 978-3-663-06213-4.

BUCKLEY, D H, 1981. *Surface effects in adhesion, friction, wear, and lubrication*. Amsterdam, Elsevier Scientific Pub. Co. Distributors for the U.S. and Canada, Elsevier. North Holland. Tribology Series.

CAMMANN, J. H., 1986. *Untersuchungen zur Verschleißminderung an Scherschneidwerkzeugen der Blechbearbeitung durch den Einsatz geeigneter Werkstoffe und Beschichtungen*. Dissertation, Darmstadt.

CARL ZEISS MICROSCOPY GMBH, 2005. *Axiocam MRc 5 A World of Digital Possibilities (englisch)*, Göttingen.

CONSTELLIUM GERMANY HOLDCO GMBH & CO. KG, 2016. *Werkstoffkennwerte der Legierung AA5754. Analyse des Herstellers Constellium Germany Holdco GmbH & Co. KG.*, Singen.

CZICHOS, H., HABIG, K.-H., 2010. *Tribologie-Handbuch - Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. 3. Auflage. Vieweg + Teubner Verlag. Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, Wiesbaden. ISBN 978-3-8348-0017-6.

DE GEE, A. W. J., 1982. *Adhäsionsverhalten von Werkstoffen und Maßnahmen zur Verhinderung des Fressens von Bewegungselementen*. In: *Reibung und Verschleiß von Werkstoffen*. Expert-Verlag. Grafenau.

DEMMELE, P. M., 2014. *In-situ Temperaturmessung beim Scherschneiden*. Dissertation, München.

DETERS, L., FISCHER, A., SANTNER, E., STOLZ, U., 2002. *GFT Arbeitsblatt 7 - Tribologie. Verschleiß, Reibung, Definition, Begriffe, Prüfung*.

DIN EN 515, 2017. *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Halbzeug - Bezeichnungen der Werkstoffzustände; Deutsche Fassung EN 515:2017*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN 573-1, 2004. *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 1: Numerisches Bezeichnungssystem; Deutsche Fassung EN 573-1:2004*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN 573-2, 1994. *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 2: Bezeichnungssystem mit chemischen Symbolen; Deutsche Fassung EN 573-2:1994*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN 573-3, 2013. *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen; Deutsche Fassung EN 573-3:2013*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN 1319-1, 1995. *Grundlagen der Meßtechnik - Teil 1: Grundbegriffe; Deutsche Fassung DIN 1319-1:1995*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN 6930-2, 2011. *Stanzteile aus Stahl - Teil 2: Allgemeintoleranzen*. Deutsche Fassung. DIN 6930-2:2011. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN ISO 4287, 2010. *Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit (ISO 4287:1997 + Cor 1:1998 + Cor 2:2005 + Amd 1:2009); Deutsche Fassung EN ISO 4287:1998 + AC:2008 + A1:2009*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN ISO 4957, 2017. *Werkzeugstähle (ISO/DIS 4957:2017); Deutsche und Englische Fassung prEN ISO 4957:2017*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN ISO 6892-1, 2009. *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2009); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2009*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN ISO 6892-2, 2011. *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 2: Prüfverfahren bei erhöhter Temperatur (ISO 6892-2:2011); Deutsche Fassung EN ISO 6892-2:2011*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN ISO 6507-1, 2006. *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren (ISO 6507-1:2005); Deutsche Fassung EN ISO 6507-1:2005*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN ISO 7500-1, 2018. *Metallische Werkstoffe - Kalibrierung und Überprüfung von statischen einachsigen, Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen - Kalibrierung und Überprüfung der Kraftmesseinrichtung (ISO 7500-1:2018); Deutsche Fassung EN ISO 7500-1:2018*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN 8580, 2003. *Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*. Deutsche Fassung DIN 8580:2003. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN 8588, 2013. *Fertigungsverfahren Zerteilen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Deutsche Fassung DIN 8588:2013. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN ISO 9276-6, 2012. *Darstellung der Ergebnisse von Partikelgrößenanalysen - Teil 6: Deskriptive und quantitative Darstellung der Form und Morphologie von Partikeln (ISO 9276-6:2008)*. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN 9869-1, 1967. *Begriffe für Werkzeuge zur Fertigung dünner, vorwiegend flächenbestimmter Werkstücke. Deutsche Fassung DIN 9869 Blatt 1.* Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN 9869-2, 1969. *Begriffe für Werkzeuge der Stanztechnik. Deutsche Fassung DIN 9869 Blatt 2.* Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN 10002-1, 1987. *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren (bei Raumtemperatur); Deutsche Fassung prEN 10002-1:1998.* Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN ISO 10360-2, 2010. *Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Annahmeprüfung und Bestätigungsprüfung für Koordinatenmessgeräte (KMG) - Teil 2: KMG angewendet für Längenmessungen (ISO 10360-2:2009); Deutsche Fassung EN ISO 10360-2:2009.* Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN EN 12258-1, 2012. *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Begriffe – Teil 1: Allgemeine Begriff; Dreisprachige Fassung EN 12258-1:2012.* Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DIN 50125, 2009. *Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben.* Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

DOEGE, E., BEHRENS, B.-A., 2010. *Handbuch Umformtechnik. Grundlagen, Technologien, Maschinen.* 2. Auflage. Springer-Verlag. Heidelberg, Dordrecht, London, New York. ISBN 978-3-642-04248-5.

DÖRRENBURG EDELSTAHL GMBH, 2004. *Technisches Datenblatt 1.2379,* Engelskirchen.

EMDE, T., 2008. *Mechanisches Verhalten metallischer Werkstoffe über weite Bereiche der Dehnung, der Dehnrates und der Temperatur.* Dissertation, Aachen

ERDMANN, C. M., 2004. *Mechanismen der Flitterentstehung beim Scherschneiden von Pressteilen aus Aluminiumblech.* Dissertation, München.

FEISTLE, M., KRINNINGER, M., GOLLE, R., VOLK, W., 2015. Notch Shear cutting of press hardened steels, *Journal of Key Engineering Materials* 639 (2015), 477-484.

FRIEDRICH, H. E., 2013. *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik.* 1. Auflage. Springer-Vieweg-Verlag. Wiesbaden. ISBN 978-3-8348-1467-8.

FRITSCH, A. H., SCHULZE, G., 2006. *Fertigungstechnik.* Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg, New York. ISBN 103-540-25623-7.

GEBHARDT, C., 2011. *Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench. Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik.* Carl Hanser Verlag. München. ISBN 978-3-446-42517-0.

GEBR. BECKER GMBH, 2003. *Technisches Datenblatt Seitenkanal-Vakuumpumpen, zweistufig, luftgekühlt, SV5.90 / 2, SV5.90 / 2*, Wuppertal.

GLEICH ALUMINIUMWERK GMBH & CO. KG, 2016. *Technisches Datenblatt EN AW 5754*, Kaltenkirchen.

GOLOVASHCHENKO, S. F., 2006. A study on trimming of aluminum autobody sheet and development of a new robust process eliminating burrs and slivers. Elsevier. *International Journal of Mechanical Sciences* 48 (2006), 1384-1400.

GOLOVASHCHENKO, S. F., 2007. Analysis of Trimming of Aluminum Closure Panels. *Journal of Materials Engineering and Performance*. Volume 16(2) (2007), 213-219.

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 (2007), 314-316.

GROCHE, P., NITZSCHE, G., ELSSEN, A., 2008. Adhesive wear in deep drawing of aluminum sheets. Elsevier. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57 (2008), 295-298.

HELLWIG, W., 2006. *Spanlose Fertigung: Stanzen - Grundlagen für die Produktion einfacher und komplexer Präzisions-Stanzteile*. 8.Auflage. Friedrich Vieweg & Sohn Verlag. Wiesbaden. ISBN 978-3-528-74042-9.

HENSEL, A., POLUCHIN, P. I., POLUCHIN, W. P., 1990. *Technologie der Metallformung. Eisenwerkstoffe und Nichteisenwerkstoffe*. 1. Auflage. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig. ISBN 978-3342003113.

HIRSCH, M. J., 2012. *Einfluss von Leichtbauwerkstoffen in schnelllaufenden Stanzwerkzeugen auf das Verschleißverhalten*. Dissertation, München.

HOOGEN, M., 1999. *Einfluß der Werkzeuggeometrie auf das Scherschneiden und Reißen von Aluminiumfeinblechen*. Dissertation, München.

HOFFMANN, H., NEUGEBAUER, R., SPUR, G., 2012. *Handbuch Umformen. Edition - Handbuch der Fertigungstechnik*. Carl-Hanser-Verlag. München. ISBN 978-3-446-42778-5.

HOFFMANN, H., SCHILP, H., 2008. *Reduzierung von Kaltaufschweißungen und Flitterbildung beim Stanzen von Aluminiumwerkstoffen*. Fachforum Verfahrensintegration. Dortmund. 1-38.

ISO 13322-2, 2006. *Partikelgrößenanalyse - Bildanalyseverfahren - Teil 2: Dynamische Bildanalyseverfahren*. International Organization for Standardization. Genua

KERN & SOHN GMBH, 2017. *Technisches Datenblatt Kern PCB 250-3 (deutsch)*, Balingen.

- KERSCHNER, M., ERDMANN, C. HOOGEN, M., GUSINDE, A., GOLLE, R., 2003. Flitterbildung vermeiden beim Zerteilen von Aluminium. In: *Blech InForm 4 / 2003*. Carl Hanser Verlag. München. 26-29.
- KEYENCE DEUTSCHLAND GMBH, 2012. *Produktkatalog Keyence VHX-2000 (deutsch)*, Neu-Isenburg.
- KOHLER MASCHINENBAU GMBH, 2014. *Betriebsanleitung für Bandanlage vom Typ 18.260/19 - 2000.2H*, Friesenheim.
- KOPP, T. M. 2017. *Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt*. Dissertation, München.
- KÖNIG, W., KLOCKE, F. 1995. *Fertigungsverfahren Band 5: Blechbearbeitung*. 3. Auflage, VDI-Verlag, Düsseldorf. ISBN 978-3-662-11733-0.
- KLOCKE, W., KÖNIG, W., 2006. *Fertigungsverfahren Umformen*. 5. Auflage. Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg, New York. ISBN 978-3-540-23650-4.
- KLOCKE, W., KÖNIG, W., 2008. *Fertigungsverfahren Drehen, Fräsen, Bohren*. 8. Auflage. Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg, New York. ISBN. 978-3-540-23458-6.
- KIENZLE, O., 1956. Der Vorgang des Schneidens. *Microtecnic*, 10 (6), 261-264.
- KIENZLE, W., 1957. *Verschleißmerkmale beim Schneiden von Stahl-Feinblechen zwischen Stempel und Schnittplatte*. Dissertation, Hannover.
- KIENZLER, R., 1993. *Konzepte der Bruchmechanik. Integrale Bruchkriterien (Grundlagen und Fortschritte der Ingenieurwissenschaften)*. Vieweg+Teubner-Verlag. Wiesbaden, Braunschweig. ISBN 978-3528063870.
- KRAHN, H., EH, D., KAUFMANN, N., VOGEL, H., 2009. *1000 Konstruktionsbeispiele Werkzeugbau. Umformtechnik - Schneidetechnik - Fügetechnik*. Carl-Hanser-Verlag. München, Wien. ISBN 978-3-446-41275-0.
- KRINNINGER, M., OPRITESCU, D., GOLLE, R., VOLK, W., 2017. Reduzierung der Flitterentstehung beim Scherschneiden von Aluminiumblechen. In: Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e. V. (Hg.). *Energie / Effiziente Verarbeitung zukunftsweisender Leichtbauwerkstoff - Belastbare Materialien - Hybride Strukturen*. Tagungsband T44 des 37. EFB-Kolloquiums Blechverarbeitung 2017 am 28. und 29. März 2017. Fellbach. 273-290.
- KRINNINGER, M., OPRITESCU, D., GOLLE, R., VOLK, W., 2017. On the opportunities of problem- and process adapted shear cutting simulations for effective process design. *Procedia Engineering* Vol. 207. (2017), 1570-1575.

KRINNINGER, M., STEINLEHNER, F., OPRITESCU, D., GOLLE, R., VOLK, W., 2017. On the influence of different parameters on the characteristic cutting surface when shear cutting aluminum. ScienceDirect. *Procedia CIRP* 63 (2017), 230-235.

KRINNINGER, M., FEISTLE, M., GOLLE, R., VOLK, W., 2017. Notch Shear Cutting of Aluminum Alloys. Elsevier. *Procedia Engineering* Vol. 183 (2017). 53-58.

LANGE, K., 1990. *Umformtechnik - Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Band 3: Blechbearbeitung*. 2. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg. ISBN 978-3-540-50039-1.

LECO CORPORATION, 2005. *AMH43 Automatic Micro / Macro-indentation Hardness Testing System - Instruction Manual*, St. Joseph.

LEÓN, F. P., 2015. *Messtechnik - Systemtheorie für Ingenieure und Informatiker*. 10. Auflage. Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg. ISBN 978-3-662-44820-5.

LI, M., 2000. An experimental investigation on cut surface and burr in trimming aluminum autobody sheet. Elsevier. *International Journal of Mechanical Sciences* 42 (2000), 889-906.

LI, M., 2000. Micromechanisms of deformation and fracture in shearing aluminum alloy sheet. Elsevier. *International Journal of Mechanical Sciences* 42 (2000), 907-923.

LI, M., 2003. Sliver Generation Reduction in Trimming of Aluminum Autobody Sheet. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* Vol. 125 (2003), 128-137.

LOIBL, D., 2003. *Standzeit und Teilequalität beim Lochen von Feinblechen mit keramischen Schneidstempeln*. Dissertation, München.

LUO, M., 2008. *Ductile Fracture Characterization of an Aluminum Alloy Sheet using Numerical Simulations and Tests*. Term Project Report of 2094, Impact and Crashworthiness Lab. Department of Mechanical Engineering. Massachusetts Institutes of Technology, Massachusetts.

LUTZ, N., 2015. *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik - Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*. 3. Auflage. Springer-Vieweg-Verlag. Wiesbaden. ISBN 978-3-658-06629-1.

MAHR GMBH, 2002. *MarSurf XC 20 / XC 2 - Messplatzkombinationen*, Göttingen.

MAHR GMBH, 2005. *Betriebsanleitung MarSurf XR 20. Bestell-Nr. 3756094*, Göttingen.

MAHR GMBH, 2013. *Technische Daten Konturenvorschubgerät PCV. 3754663D04-08-13DB*, Göttingen.



- MAIR, J., 2015. *Dynamische Belastungen von Lochstempeln beim Scherschneiden*. Dissertation, München.
- MERKEL, M., THOMAS, K.-H., 2003. *Taschenbuch der Werkstoffe*. 6. Auflage. Carl-Hanser-Verlag. München, Wien. ISBN 3-446-22084-4.
- MERKLEIN, M., 2006. *Charakterisierung von Blechwerkstoffen für den Leichtbau*. Meisenbach-Verlag. Bamberg. ISBN 978-3-87525-244-6.
- METALL SERVICE MENZIKEN AG, 2017. *Datenblatt zu Aluminiumplatten EN AW-5754 NQ*, Menziken.
- MICROTRAC, 2017. *PartAn 3D Dynamic Image Analyzer - Specifications*, Montgomeryville.
- MÜLLER, R., SCHMITT, S., 2009. Simulation von pressgehärteten Stahl mit \*MAT\_GURSON\_JC. 2009 *Deutsches LS-DYNA Anwenderforum*. Filderstadt.
- MÜLLER, G., GROTH, C., 2001. *FEM für Praktiker - Band 1: Grundlagen*. 6. Auflage. Expert-Verlag. Renningen. ISBN 3-8169-1857-3.
- NEUGEBAUER, R., DEMMLER, W., 1997. *Optimierung von Schneidbedingungen bei der Verarbeitung von Blechen aus unterschiedlichen Aluminiumlegierungen*. EFB-Forschungsbericht Nr. 98. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e. V.. Hannover.
- NOTHHAFT, K., 2014. *Scherschneiden höchstfester Blechwerkstoffe im offenen Schnitt*. Dissertation, München.
- NÜRNBERG, G. R. A., 2010. *Untersuchungen zum Scherschneiden von Magnesiumblech unter Serienbedingungen*. Dissertation, München.
- NOVELIS DEUTSCHLAND GMBH, 2011. *Novelis Automotive: Ac-170 PX Aluminium, Technical Specifications*, Stuttgart-Weilimdorf.
- OCKEWITZ, A., SUN, D.-Z., KLAMSER, H., MALCHER, D. 2006. Damage Modelling of Automobile Components of Aluminium Materials under Crash Loading. 5. *LS DYNA Anwenderforum. D-II*. Ulm. 1-12.
- OSTERMANN, F., 2014. *Anwendungstechnologie Aluminium*. 3. Auflage. Berlin, Heidelberg. Springer-Verlag. ISBN 978-3-662-43806-0.
- OEHLER G., KAISER, F., 1973. *Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge*. Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg.
- PANICO, T., 2012. *Beurteilung der Kantenbelastung beim Scherschneiden höchstfester Stahlbleche mit Hilfe der Finiten-Elemente-Methode*. Dissertation, München.

- RAEDT, J. W., 2002. *Grundlagen für das schmiermittelreduzierte Tribosystem bei der Kaltumformung des Einsatzstahles 16MnCr5*. Dissertation, Aachen.
- RABE, M., SPIECKERMANN, S., WENZEL, S., 2008. *Verifikation und Validierung für die Simulation in Produktion und Logistik - Vorgehensmodelle und Techniken*. 1. Auflage. Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg. ISBN 978-3-540-35281-5.
- ROOS, E. MAILE, K., 2015. *Werkstoffkunde für Ingenieure - Grundlagen, Anwendung, Prüfung*. 5. Auflage. Springer-Vieweg-Verlag. Berlin, Heidelberg. ISBN 978-3-642-54989-2.
- SCHACHTEL, F., 1954. Der Schneidgrat. *Mitteilungen der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung e. V. 1954. Heft 1 - 24*. 114-118.
- SCHILP, H., HOFFMANN, H., GOLLE, R., HOOGEN, M., 2005. Einfluss von Schneidparametern und Werkzeugwerkstoffen auf Kaltaufschweißungen. Flitterbildung beim Zerteilen der Aluminiumlegierung AA6016 T4. In: *www.utfscience.de IV/2003*. 1-4.
- SCHMIDT, R.-A., 2006. *Umformen und Feinschneiden. Handbuch für Verfahren, Stahlwerkstoffe, Teilegestaltung*. Carl-Hanser-Verlag GmbH & Co. KG. München. ISBN 978-3-446-40964-4.
- SO, H., 2015. *Scherschneiden von Mangan-Bor-Stählen unter Temperatureinfluss*. Dissertation, München.
- SOMMER, K. HEINZ, R. SCHÖFER, J., 2010. *Verschleiß metallischer Werkstoffe - Erscheinungsformen sicher beurteilen*. 1. Auflage. Vieweg + Teubner-Verlag. Wiesbaden. ISBN 978-3-8351-0126-5.
- STEINBERG SYSTEMS, 2017. *Technisches Datenblatt Präzisionswaage 7500g / 0,1 (deutsch)*, Zielona Góra.
- TIMMERBEIL, F. W., 1957. Untersuchung des Schneidvorganges bei Blech, insbesondere beim geschlossenen Schnitt. Erster Teil: Der Schneidvorgang bei scharfen Werkzeugkanten - die Schneidkräfte. *Werkstattstechnik und Maschinenbau*, 47(5). 231-239.
- TOUSSAINT, A., 2000. *Einfluss des Werkzeugverschleisses auf die Teilequalität beim Scherschneiden von Elektroblechen*. Dissertation, München.
- 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 & Manufacture* 118-119 (2017), 91-97.
- TRÖBER, P., DEMMEL, P., HOFFMANN, H., GOLLE, R., VOLK, W., 2017. On the influence of Seebeck coefficients on adhesive tool wear during sheet metal processing. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 66 (2017), 293-296.

VDI 2906-1, 1994. *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall. Allgemeines, Kenngrößen, Werkstoffe. Blatt 1.* Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

VDI 2906-2, 1994. *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall. Scherschneiden Blatt 2.* Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf. Beuth-Verlag GmbH. Berlin.

VDI 3368, 1982. *Schneidspalt-, Schneidstempel- und Schneidplattenmaße für Schneidwerkzeuge der Stanztechnik.* Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf. Beuth-Verlag GmbH. Berlin, Köln.

VOLLRATH, K., 1998. *Schnelle Aluminiumschiffe für Europas maritime Zukunft.* DVZ Nr. 73 / 20. Deutscher Verkehrs-Verlag, Hamburg.

VOLK, W., KRINNINGER, M., 2018. *Reduzierung der Flitterbildung beim Beschneiden von Aluminiumblechen.* EFB-Forschungsbericht Nr. 488, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. (EFB), Hannover.

WAS Worldwide Analytical Systems AG, 2009. *Handbuch Foundry Master*, Udem.

WAGNER, M., 2017. *Lineare und nichtlineare FEM - Eine Einführung mit Anwendungen in der Umformsimulation mit LS-DYNA.* 1. Auflage. Springer-Vieweg-Verlag. Wiesbaden. ISBN 978-3-658-17865-9.

WENZEL PRÄZISION GMBH, 2012. *3D-Koordinatenmessgerät (KMG) LH 87 Standard / Premium / Premium-Select Technische Daten*, Wiesthal.

WERNER, H., HOOPUTRA, H., WEYER, S., GESE, H, 2005. Applications of phenomenological failure models in automotive crash simulations. VIII International Conference on Computational Plasticity. *Proceedings CIMNE*. Barcelona.

ZWICK GMBH & CO. KG, 2008. *Betriebsanleitung Zwick Material-Prüfmaschine.* Ulm.

## D. Studienarbeiten

Die nachfolgenden Studienarbeiten wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) angefertigt. Deren Bearbeitung, Auswertung, Interpretation und Darstellung von Untersuchungsergebnissen entstanden unter der fachlichen und wissenschaftlichen Leitung des Betreuers Dipl.-Ing. Michael Walter Krinninger. Ergebnisse dieser Arbeiten flossen mit in diese Arbeit mit ein.

Oberländer, S., 2014. *Entwicklung eines Software-Programms in MATLAB zur automatisierten Erkennung und Auswertung von Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906*. Semesterarbeit. München.

Zhao, Y., 2015. *Aufbau einer 2D-Schneidsimulation in Abaqus und Entwicklung eines Bruchkriteriums für einen duktilen Konstruktionswerkstoff auf Basis von Aluminium zur realitätsgetreuen Abbildung einer Scherschnittfläche*. Master-Thesis. München.

Wiedenhaupt, F., 2015. *Literaturrecherche zum Thema Scherschneiden von Leichtbauwerkstoffen auf Aluminiumbasis*. Semesterarbeit. München.

Steinlehner, F., 2016. *Experimentelle Ermittlung der Einflüsse verschiedener Werkzeugparameter beim Scherschneiden von Aluminiumblechen*. Master-Thesis. München.

Fischer, F., 2016. *Erarbeitung eines Konzepts und Konstruktion einer Einrichtung zur Absaugung von Metallpartikeln aus einem Schneidwerkzeug*. Bachelor-Thesis. München.

Bonkoß, P., 2018: *Schnittflächenausprägung und Flitterbildung beim Scherschneiden von naturharten Aluminiumblechen der 5xxx-er Reihe*. Semesterarbeit. München.

## E. Anhang

### Fließ- und Versagenskurve

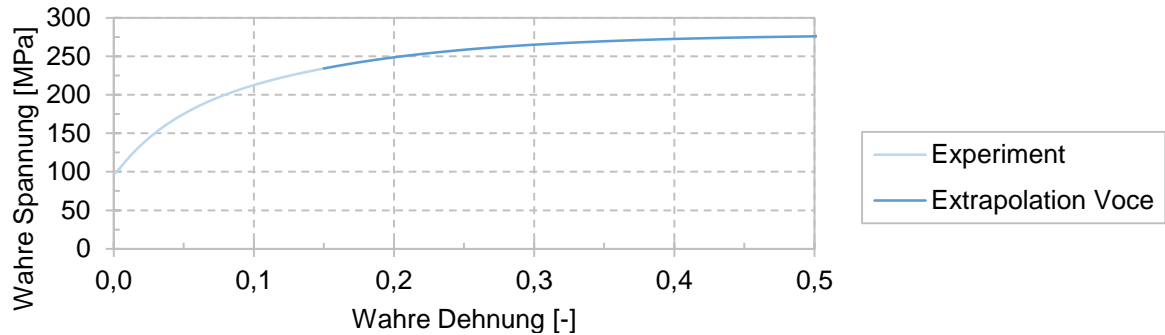


Abbildung 10.1: Zusammengesetzte Fließkurve des Versuchswerkstoffs AA6014 (Experiment und Extrapolation nach Voce)

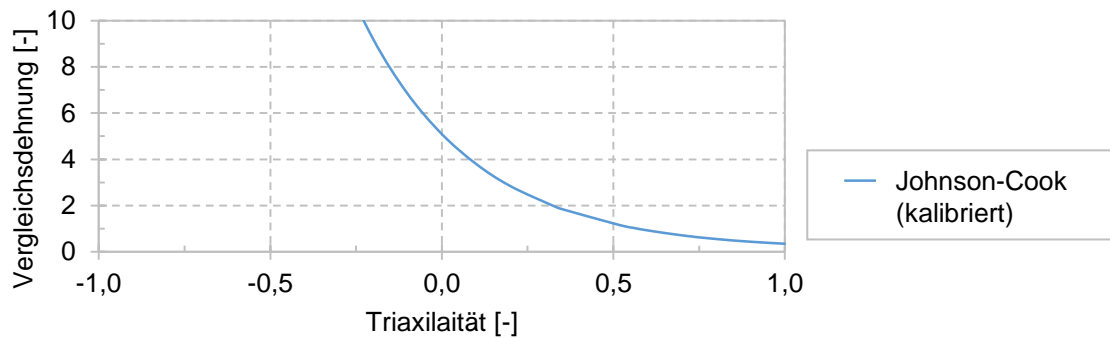


Abbildung 10.2: Kalibrierte Versagenskurve nach Johnson-Cook

### Schnittflächenkenngrößen

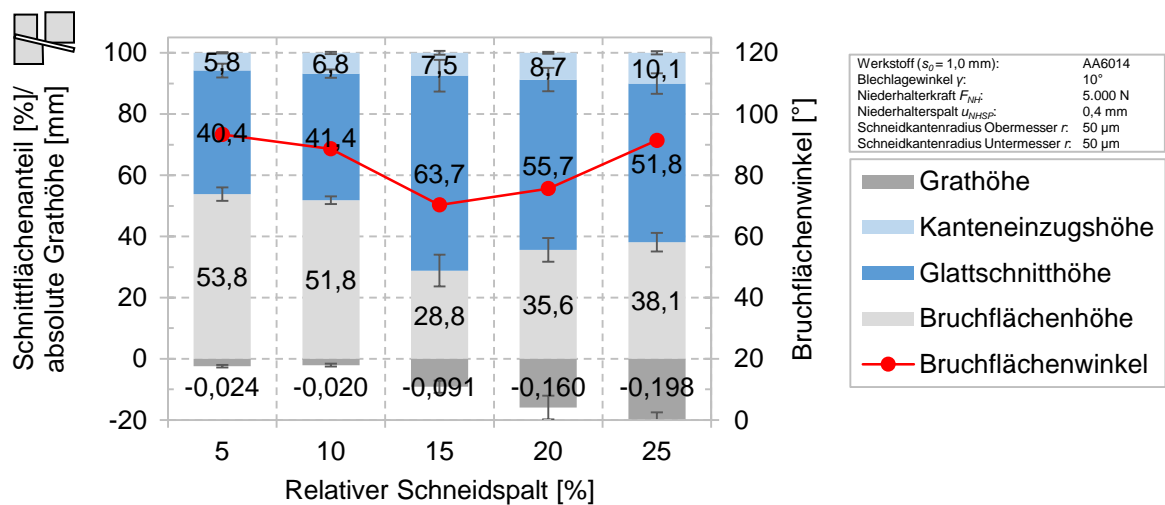


Abbildung 10.3: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten relativen Schneidspalten

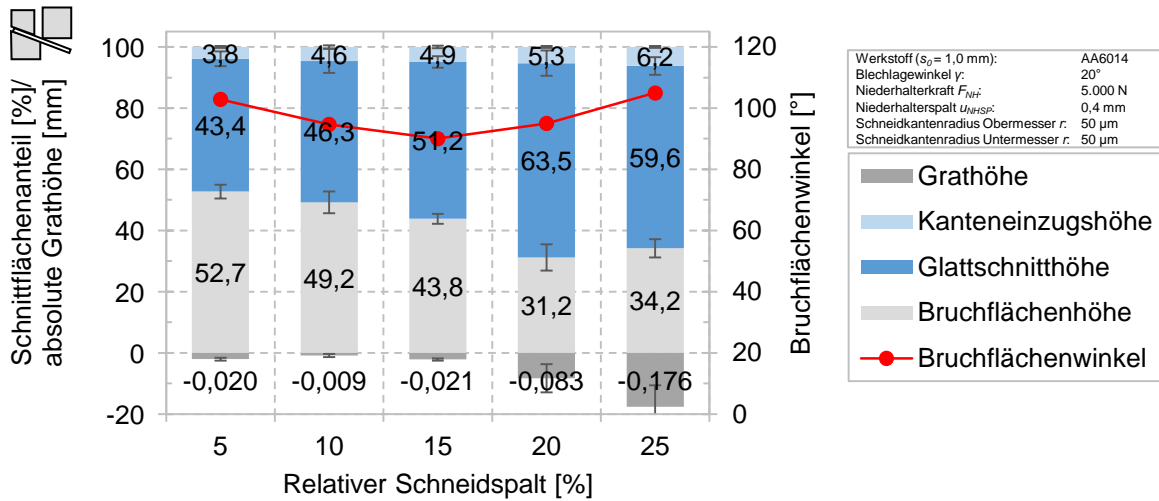


Abbildung 10.4: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten relativen Schneidspalten

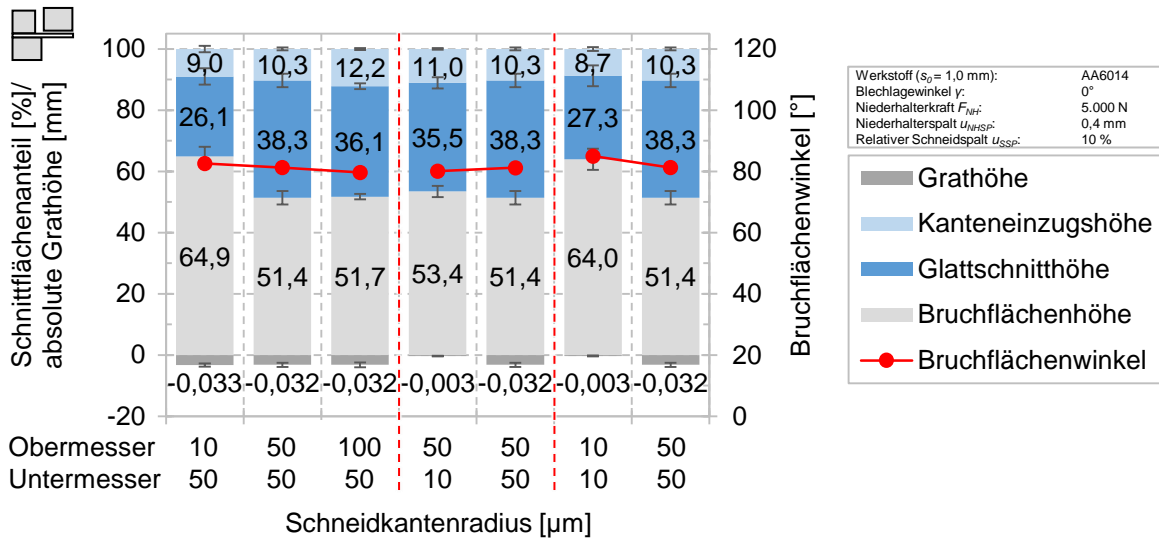
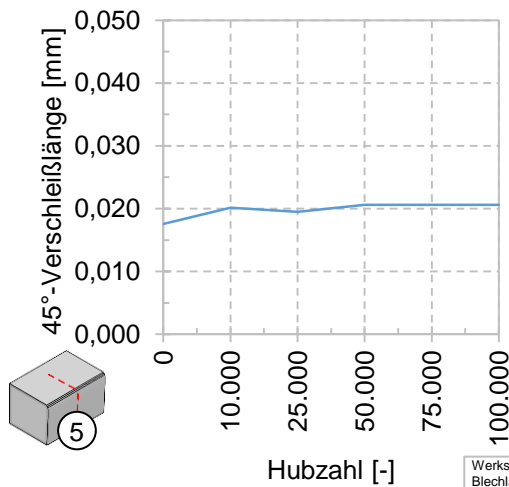


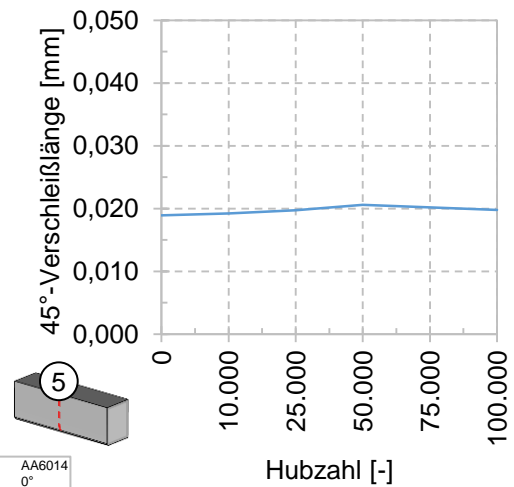
Abbildung 10.5: Experimentelle Schnittflächenanteile, absolute Grathöhen und Bruchflächenwinkel nach VDI 2906-2 bei veränderten Schneidkantenradien am Ober- oder Untermesser, bzw. Ober- und Untermesser

**Verschleißkenngrößen**

a) Untermesser am Messpunkt 5



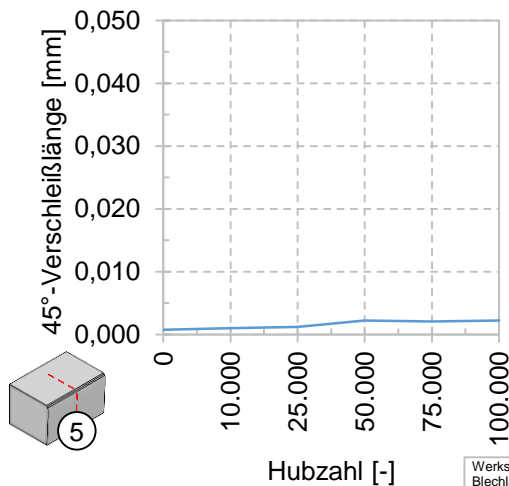
b) Obermesser am Messpunkt 5



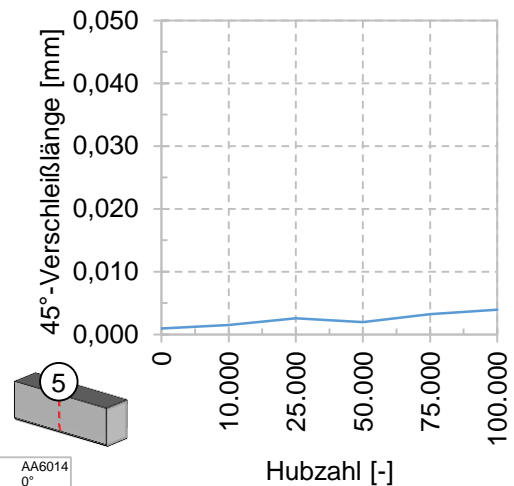
Werkstoff ( $s_0 = 1,04$ mm):	AA6014
Blechlagewinkel $\gamma$ :	0°
Niederhalterkraft $F_{NHP}$ :	5.000 N
Niederhalterspalt $u_{NHP}$ :	0,4 mm
Relativer Schneidspalt $u_{SSP}$ :	10 %
Schneidkantenradius Obermesser $r$ :	50 $\mu$ m
Schneidkantenradius Untermesser $r$ :	50 $\mu$ m

Abbildung 10.6: 45°-Verschleißlänge der Versuchsreihe V1 am unteren und oberen Schneid-aktivelement (Messpunkt 5) für konventionelles Scherschneiden: a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5

a) Untermesser am Messpunkt 5



b) Obermesser am Messpunkt 5



Werkstoff ( $s_0 = 1,04$ mm):	AA6014
Blechlagewinkel $\gamma$ :	0°
Niederhalterkraft $F_{NHP}$ :	5.000 N
Niederhalterspalt $u_{NHP}$ :	0,4 mm
Relativer Schneidspalt $u_{SSP}$ :	5 %
Schneidkantenradius Obermesser $r$ :	10 $\mu$ m
Schneidkantenradius Untermesser $r$ :	10 $\mu$ m

Abbildung 10.7: 45°-Verschleißlänge der Versuchsreihe V5 am unteren und oberen Schneid-aktivelement (Messpunkt 5) für konventionelles Scherschneiden a) Untermesser am Messpunkt 5; b) Obermesser am Messpunkt 5

## Sekundärgrat

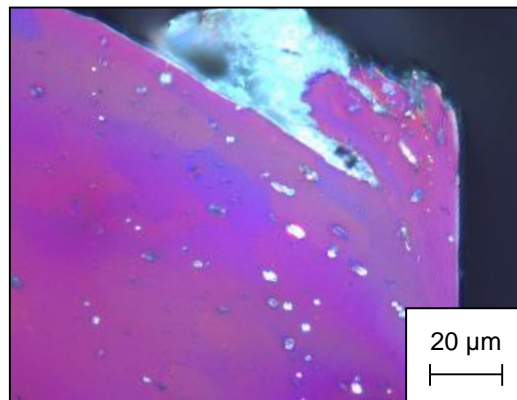


Abbildung 10.8: Sekundärgratnase beim Scherschneiden

## Partikelgrößen

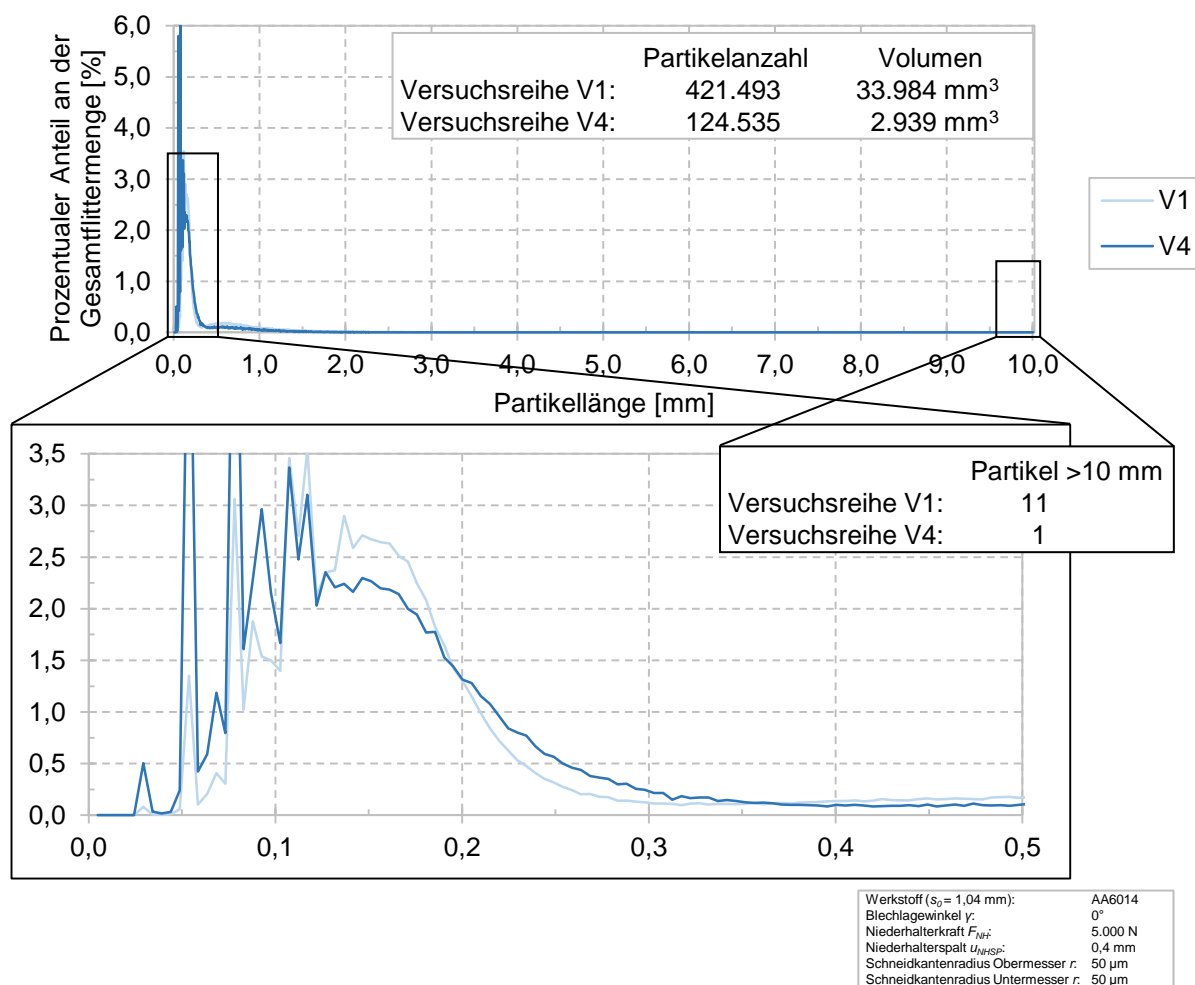


Abbildung 10.9: Prozentuale Verteilung nach Länge der Flitterpartikel der Versuchsreihen V1 und V4 inklusive der absoluten Flittermengen und Flittervolumen



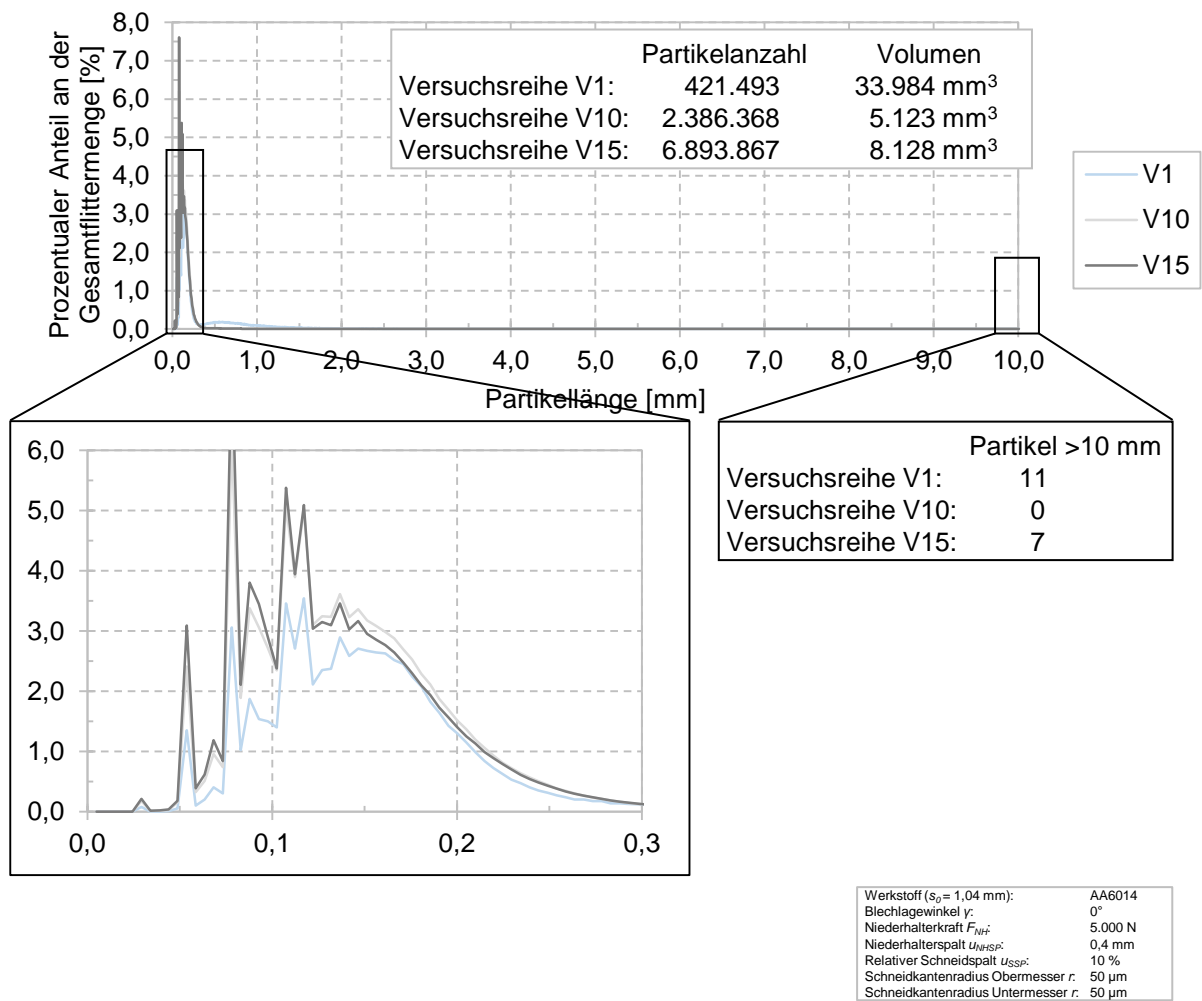


Abbildung 10.10: Prozentuale Verteilung nach Länge der Flitterpartikel der Versuchsreihen V1, V10 und V15 inklusive der absoluten Flittermengen und Flittervolumen